

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO DE JOINVILLE
CURSO DE ENGENHARIA NAVAL

ANA PAULA STORTO BITTENCOURT

**ESTUDO DOS FENÔMENOS TÉRMICOS OCORRIDOS NO *STICKOUT* DO
PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG**

Joinville

2017

ANA PAULA STORTO BITTENCOURT

**ESTUDO DOS FENÔMENOS TÉRMICOS OCORRIDOS NO *STICKOUT* DO
PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG**

Trabalho de Conclusão de Curso
apresentado como requisito parcial
para obtenção do título de bacharel em
Engenharia Naval no Curso de Engenharia
Naval da Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico de Joinville.

Orientador: Dr. Tiago Vieira da Cunha
Coorientador: Dr. Diogo Lôndero da Silva

Joinville

2017

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus, por estar sempre presente em minha vida, proporcionando oportunidades para meu crescimento moral e espiritual, me fortalecendo e iluminando para conseguir superar as dificuldades.

Aos meus familiares, em especial a meus pais Lauro e Miriam, por sempre me motivarem a alcançar meus objetivos, pelo carinho, paciência e por se prontificarem em me ajudar sempre que necessário.

À minha irmã de coração Carla, que é mais que uma melhor amiga, é meu braço direito desde o primeiro semestre de faculdade, obrigada pelo companheirismo, por ouvir e me animar quando os momentos de desânimo se prevaleciam.

Ao meu orientador Tiago Vieira da Cunha, por sua dedicação, paciência e confiança, por nunca ter desistido de mim, me acolhendo e me ajudando a superar as dificuldades encontradas na realização deste trabalho bem como durante minhas atividades enquanto permaneci membro do Laboratório de Tecnologia da Soldagem. Que nossa amizade se prevaleça com o passar dos anos.

Ao meu coorientador Diogo Lôndero da Silva, por compartilhar seus conhecimentos, contribuindo significativamente no desenvolvimento deste trabalho.

A toda equipe do LTS, por me auxiliar na montagem da bancada de soldagem, bem como na realização dos ensaios experimentais. À minha colega Anna, por me ajudar no entendimento dos conceitos sobre soldagem. Ao técnico do laboratório Leandro, por sempre se prontificar quando eu precisava de ajuda.

A empresa Engecer pela doação dos tubos cerâmicos utilizados na confecção do prolongador desenvolvido neste trabalho.

A todos os meus amigos que a universidade me proporcionou, em especial, à Bárbara, Becker, Bruna, Fernanda, Janaína e Thainara, obrigada por sempre estarem presentes, minha vida sem vocês não seria completa.

RESUMO

No processo MIG/MAG, *stickout* é o termo dado ao comprimento livre do eletrodo, ou seja, ao comprimento do arame compreendido entre o bico de contato da tocha de soldagem e a ponta do eletrodo ainda não fundido. Durante a execução do processo, a passagem da corrente de soldagem se dá somente nesse comprimento, de tal modo que a taxa de fusão do arame é, em parte, determinada pelo aquecimento por efeito Joule. Quanto maior o valor do *stickout*, maior será a taxa de fusão devido a esse efeito, sem que haja a necessidade do aumento da energia de soldagem. Entretanto, esse comprimento deve ser limitado, pois o calor excessivo ao longo do *stickout* faz com que o mesmo sofra mudanças em suas características iniciais, perdendo a capacidade de manter-se linearmente na posição original e assim, acarretando em instabilidades no processo. Com base nisso, o presente trabalho tem por objetivo realizar o estudo dos fenômenos térmicos ocorridos no *stickout* e então, do ponto de vista teórico-experimental, validar o modelo térmico desenvolvido a fim de melhor compreender o comportamento do *stickout* e suas implicações na soldagem. Logo, o trabalho consistiu na realização de ensaios experimentais para determinação da temperatura do bico de contato ao variar os parâmetros de soldagem, e então por meio do balanço de energia, estimou o valor efetivo da temperatura do arame próximo ao bico de contato. Esta temperatura torna-se importante, pois é uma das condições de contorno necessárias para a resolução da equação diferencial descritiva do perfil de temperatura no *stickout*. Sendo assim, foi possível concluir que, diferente da abordagem de alguns autores, essa condição de contorno não permanece fixa, mas sim é dependente da velocidade de alimentação do arame, corrente média de soldagem e do valor de *stickout*. Além disso, também por meio de ensaios, foi possível identificar o valor da temperatura crítica em que o arame se deforma plasticamente, sendo estas iguais a 423 °C para o arame com diâmetro igual a 1,0 mm e 454 °C para o arame com 1,2 mm. Esses valores serviram para limitar a geometria do prolongador cerâmico, o qual permaneceu acoplado ao bico de contato com o propósito de contornar a peculiaridade da utilização de elevados valores de *stickout*. A validação quanto ao uso deste prolongador foi avaliada para o *stickout* de 30 mm, concluindo que através de uma abordagem teórica, houve o desempenho bem-sucedido do emprego prático do prolongador.

Palavras-chave: Soldagem MIG/MAG; *Stickout*; Modelo térmico; Prolongador cerâmico.

ABSTRACT

In the MIG/MAG process, stickout is the term given to the free length of the electrode, that is, the length of the wire between the contact tip of the welding torch and the tip of the electrode not melted yet. During the execution of the process, the passage of the welding current occurs only at this length, such that the melt rate of the wire is in part determined by the Joule heating. Higher the stickout value is, higher is the melting rate due to this effect, without the need to increase welding energy. However, this length should be limited, because the excessive heat along the stickout can cause changes in its initial characteristics, losing the ability to remain linearly in the original position and thus, leading to instabilities in the process. Based on this, the present work aims to study the thermal phenomena that occur in the stickout and then, from the theoretical-experimental point of view, validate the developed thermal model in order to better understand the behavior of the stickout and its implications in welding. Therefore, the work consisted of conducting experimental tests to determine the temperature of the contact tip by varying the welding parameters, and then by means of the energy balance, estimated the effective value of the wire temperature close to the contact tip. This temperature becomes important because it is one of the contour conditions necessary for the resolution of the differential equation describing the temperature profile in the stickout. Thus, it was possible to conclude that, unlike the approach of some authors, this boundary condition does not remain fixed, but rather depends on wire feed speed, average welding current and stickout value. In addition, it was also possible to identify the value of the critical temperature in which the wire acquires creep, which is equal to 423 °C for the wire with a diameter equals to 1,0 mm and 454 °C for the wire with 1,2 mm. These values served to limit the geometry of the ceramic extender, which remained attached to the contact tip for the purpose of circumventing the peculiarity of using high stickout values. The validation regarding the use of this extender was evaluated for a 30 mm stickout, concluding that through a theoretical approach, there was the successful performance of the practical use of the extender.

Keywords: MIG/MAG Welding; Stickout; Thermal model; Ceramic extender.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Soldagem MIG/MAG: (a) Região do arco e em (b) equipamentos para soldagem	15
Figura 2 – Distância do bico de contato até a peça (DBCP), <i>stickout</i> (<i>s</i>) e altura do arco (<i>la</i>)	16
Figura 3 – Modos de transferência para condição de corrente e tensão para diferentes	17
Figura 4 – Modelo adotado na determinação do perfil de temperatura no <i>stickout</i>	22
Figura 5 – Distribuição da temperatura no arame próximo ao arco voltaico	24
Figura 6 – Comparação do perfil de temperatura utilizando (a) coeficientes constantes e (b) coeficientes variáveis	25
Figura 7 – Perfil de temperatura para diferentes níveis de corrente com o <i>stickout</i> de 13 mm considerando T_s igual a 100 °C	27
Figura 8 – Organograma do trabalho	28
Figura 9 – Sistema de aquisição de dados: modelo 34970A da <i>Hp Hewlett Packard</i>	30
Figura 10 – Aquisição da temperatura do bico de contato: (a) Visão do sulco na lateral do bico de contato, em (b) termopar fixado ao bico e em (c) bocal de gás com acesso para o termopar	31
Figura 11 – Bancada de soldagem para obtenção da temperatura do bico de contato	32
Figura 12 – Análise dos dados experimentais da temperatura do bico de contato em função de diferentes corrente de soldagem e <i>stickout</i> , para os diâmetros de arame igual a 1,0 e 1,2 mm	34
Figura 13 – Temperatura do bico de contato em função da corrente de soldagem e <i>stickout</i>	36
Figura 14 – Corte transversal do bico de contato: (a) Visão geral e em (b) visão detalhada do volume de controle	39
Figura 15 – Comparação dos resultados da temperatura utilizando diferentes valores de ΔZ : (a) Visão geral e em (b) visão detalhada da região	45
Figura 16 – Bancada de soldagem para obtenção da temperatura crítica do arame	46
Figura 17 – Aquisição da temperatura crítica: em (a) posição natural da chapa metálica e em (b) posição da chapa metálica quando o arame a flexiona	47
Figura 18 – Comportamento do arame após o ensaio para determinação da temperatura crítica (T_c)	48
Figura 19 – Resultado dos ensaios experimentais para determinação da T_c : em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) para o arame com 1,2 mm	49
Figura 20 – Média dos resultados proveniente dos ensaios para determinação da T_c	50
Figura 21 – Comportamento da tensão durante o ensaio experimental: em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) para o arame de 1,2 mm	51

Figura 22 – Velocidade de alimentação do arame em função da corrente para o <i>stickout</i> de 30 mm: em (a) para o arame com diâmetro igual a 1,0 mm e em (b) diâmetro de 1,2 mm	53
Figura 23 – Gradiente de temperatura obtido para o <i>stickout</i> de 30 mm em diferentes valores de corrente de soldagem: em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) 1,2 mm.....	55
Figura 24 – Tubo cerâmico utilizado na confecção do prolongador acoplado ao bico de contato	57
Figura 25 – Prolongador desenvolvido. Em (a) Tubo de cobre acoplado ao bico de contato, (b) cerâmica encaixada dentro do tubo e em (c) visão aproximada da tocha de soldagem	58
Figura 26 – Avaliação da T_C na distribuição de temperatura no <i>stickout</i> de 30 mm: em (a) para o arame de diâmetro igual a 1,0 mm e em (b) para o arame de 1,2 mm	59
Figura 28 – Cordões de solda provenientes dos ensaios experimentais para um <i>stickout</i> de 30 mm: em (a) e (b) referente ao arame de 1,0 mm de diâmetro e em (c) e (d) o arame de 1,2 mm	60

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Correntes de transição para o arame aço carbono com diferentes diâmetros considerando o gás de proteção o argônio com 8% de CO ₂	18
Tabela 2 – Coeficientes α e β para diferentes diâmetros de arame aço carbono	19
Tabela 3 – Equações de resistividade em função da temperatura do arame aço carbono para os diâmetros iguais a 1,0 e 1,2 mm	26
Tabela 4 – Parâmetros ajustados para a aquisição da temperatura do bico de contato	33
Tabela 5 – Valores obtidos com os ensaios experimentais para a aquisição da temperatura do bico de contato.....	35
Tabela 6 – Valores da T _S obtidos por meio da equação do balanço de energia para diferentes condições de soldagem	42
Tabela 7 – Comparação das velocidades de alimentação do arame obtidas por meio de ensaios experimentais e pela Equação de Lesnewich	54

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- A_A – Área da seção transversal do arame
- A_L – Área da superfície do arame
- AS – Arco submerso
- C – Calor específico
- DBCP – Distância bico de contato-peça
- \dot{h} – Entalpia
- I_{ef} – Corrente eficaz de soldagem
- I_m – Corrente média de soldagem
- K – Condutividade térmica
- K_{Ar} – Condutividade térmica do ar
- L – Comprimento do arame no volume de controle
- la – Altura de arco
- LTS – Laboratório de Tecnologia da Soldagem
- \dot{m} – Vazão mássica
- MIG/MAG – *Metal Inert Gas / Metal Active Gas*
- \dot{Q} – Taxa de calor
- r – Raio
- R – Resistência ôhmica do arame
- S – *Stickout*
- T – Temperatura
- T_{Amb} – Temperatura ambiente
- T_{Bico} – Temperatura do bico de contato
- T_C – Temperatura crítica
- T_F – Temperatura de fusão do arame
- $T_{média}$ – Temperatura média
- T_S – Temperatura do arame junto na saída do bico de contato
- UFSC – Universidade Federal de Santa Catarina
- V_A – Velocidade de alimentação do arame
- $V_{anódica}$ – Tensão anódica
- w – Velocidade de fusão do arame
- \dot{W} – Taxa de realização de trabalho

Z – Coordenada referente ao *stickout*

ρ – Densidade do arame

δ – Distância entre o arame e a parede interna do bico de contato

Ω – Resistividade do arame

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	12
1.1 OBJETIVOS	14
1.1.1 Objetivo Geral	14
1.1.2 Objetivos Específicos	14
2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	15
2.1 SOLDAGEM MIG/MAG.....	15
2.2 INFLUÊNCIA DO <i>STICKOUT</i> NA SOLDAGEM.....	18
2.3 PERFIL DE TEMPERATURA NO <i>STICKOUT</i>	21
3. DESENVOLVIMENTO	28
3.1 DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DO BICO DE CONTATO	29
3.1.1 Materiais e métodos	29
3.1.2 Resultados	33
3.1.3 Análise dos resultados	37
3.2 DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DO ARAME JUNTO AO BICO DE CONTATO	38
3.2.1 Balanço de energia no arame dentro do bico de contato	38
3.2.2 Modelo para obtenção da temperatura do arame junto ao bico de contato	41
3.3 MODELO DO GRADIENTE DE TEMPERATURA NO <i>STICKOUT</i>	43
3.4 VALIDAÇÃO DO MODELO TÉRMICO DESENVOLVIDO	45
3.4.1 Determinação da temperatura crítica	45
<u>3.4.1.1 Materiais e métodos</u>	46
<u>3.4.1.2 Resultados</u>	49
<u>3.4.1.3 Análise dos resultados</u>	51
3.4.2 Determinação da relação entre V_A e I_m	52
<u>3.4.2.1 Materiais e métodos</u>	52
<u>3.4.2.2 Resultados</u>	52
<u>3.4.2.3 Análise dos resultados</u>	54
3.4.3 Execução do modelo	55
3.4.4 Ensaio experimental de soldagem	56
<u>3.4.4.1 Materiais e métodos</u>	56
<u>3.4.4.2 Resultados</u>	60

4. CONCLUSÕES.....	62
5. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	64
REFERÊNCIAS	65
APÊNDICE A – <i>Scrip</i> do modelo térmico no <i>stickout</i>	68

1. INTRODUÇÃO

A soldagem, na construção naval, é o principal método empregado na união de componentes metálicos, e de acordo com Pilipenko (2001), representa uma parcela de 10% nos custos totais e cerca de 20 a 30% de horas de produção, logo, o entendimento aprofundado dos processos de soldagem e suas características operacionais, bem como, propostas de soluções tecnológicas visando o aumento de produtividade e a redução de gastos, são essenciais nesse meio. Dentre as técnicas de soldagem utilizadas, podemos citar o processo *Metal Inert Gas / Metal Active Gas* (MIG/MAG), principalmente devido a sua versatilidade, produtividade relativamente elevada, confiabilidade e facilidade de utilização e automatização (WEMAN, 2003).

Na soldagem MIG/MAG, o arco voltaico é estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e o metal de base. De modo que um gás, ou uma mistura de gases, protege o arco, o metal de solda fundido na ponta do arame e a poça de fusão contra a contaminação pela atmosfera. A energia responsável pela fusão do eletrodo é proveniente de dois mecanismos de aquecimento, parte devido ao calor gerado pelo próprio arco na região anódica e parte devido ao calor gerado por efeito Joule, ou seja, o aquecimento oriundo à resistência elétrica do eletrodo (MODENESI, 2012).

De acordo com Lesnewich (1958) conforme citado por Wainer, Brandi e Mello (1992), a parcela de calor para a fusão do arame depende diretamente do valor do *stickout*, o qual consiste no comprimento de arame compreendido entre o bico de contato da tocha de soldagem e a ponta do eletrodo ainda não fundido. De modo que, ao manter os mesmos parâmetros do processo (corrente, tipo e diâmetro do eletrodo), é possível obter um acréscimo significativo da taxa de fusão apenas aumentando o *stickout*, ou seja, com a mesma quantidade de energia de soldagem é possível obter taxas de fusão diferentes. Isto se torna atrativo ao âmbito comercial, pois a taxa de fusão está relacionada com a quantidade de metal de adição depositado por unidade de tempo, e em muitos casos, é fundamental na determinação do custo e produtividade de um processo de soldagem, impactando assim na taxa de produtividade (MODENESI; BRACARENSE, 2007).

Em tese, durante a soldagem é justificável utilizar grandes valores de *stickout*, todavia, na prática essa extensão do arame para fora do bico de contato deve ser limitada, pois o calor dissipado ao longo desse comprimento pode ser tão alto a ponto de fazer com que o eletrodo sofra uma deformação plástica, perdendo-se o controle da direção e estabilidade do arco e, conseqüentemente, comprometendo a qualidade do cordão de solda (JOAQUIM, 2001 apud GOMES, 2006). Este comportamento torna-se mais significativo nos casos de preenchimento de chanfro e juntas de filete.

Atualmente existem artifícios para contornar a particularidade do comportamento do arame, ao utilizar elevados valores de *stickout*, como é o caso da patente desenvolvida por Davis (1997). A técnica elaborada pelo inventor consiste na utilização de um prolongador cerâmico acoplado ao bico de contato, o qual tem como função guiar a extensão do arame em direção à poça de fusão, sem que o arco voltaico se torne errático. Entretanto, o modelo de solução proposto se aplica ao processo de soldagem a arco submerso (AS), no qual, assim como na soldagem MIG/MAG, o arame é continuamente alimentado à poça, porém o arco não é protegido por gases, mas sim, por uma camada de material granulado fusível conhecido como fluxo (WEMAN, 2003).

Apesar das significativas diferenças entre os dois processos de soldagem, em ambos o arame se funde a partir das mesmas parcelas de calor: parte devido ao calor do arco e parte devido ao efeito Joule, conforme abordado anteriormente. Logo, em princípio, as técnicas para o controle do *stickout* utilizadas no processo SAW poderiam ser empregadas no processo MIG/MAG, contudo, não existem informações suficientes na literatura que condizem com essa aplicação.

Parte da escassez de conteúdo viabilizando a implantação de técnicas para aumento de *stickout* na soldagem MIG/MAG acredita-se ser decorrente do fato de que este processo trabalha com arame de pequenos diâmetros. Essa característica dificulta o desenvolvimento de uma técnica eficaz para o controle da direção e estabilidade do arco, pois segundo Reis (2004), quanto menor for o diâmetro, maior será o valor da resistência elétrica do arame. Assim, um pequeno aumento do *stickout* torna a parcela de calor proveniente do efeito Joule bastante significativa.

Entretanto, essa é somente uma suposição frente à eventual falta de informações sobre o assunto. Por isso, o presente trabalho propõe um estudo teórico-experimental, para compreender a influência dos efeitos térmicos atuantes no *stickout* mediante as variáveis de soldagem, e verificar a possibilidade do acoplamento de um prolongador junto ao bico de contato, conforme a solução utilizada no processo AS.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo Geral

O presente trabalho tem por objetivo geral, realizar o estudo dos fenômenos térmicos ocorridos no *stickout* do processo de soldagem MIG/MAG e então, do ponto de vista teórico-experimental, validar o modelo desenvolvido.

1.1.2 Objetivos Específicos

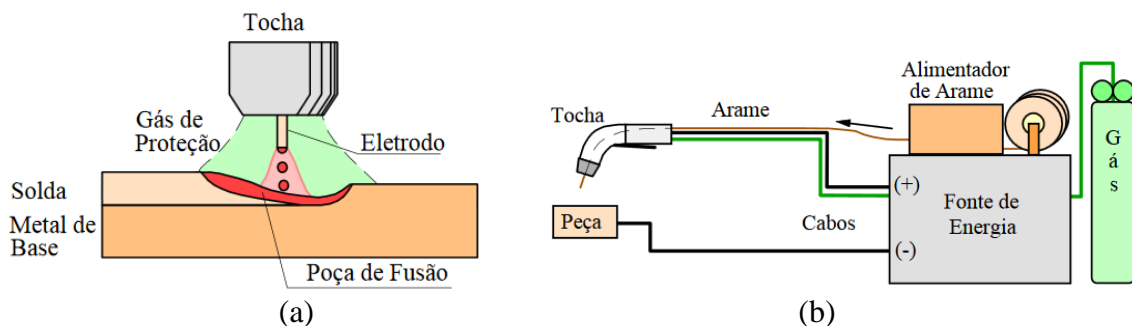
- Determinar a temperatura do bico de contato bem como seu comportamento em função dos principais parâmetros de soldagem;
- Estimar a temperatura do arame junto ao bico de contato por meio do balanço de energia;
- Desenvolver um modelo térmico do *stickout*;
- Identificar o valor da temperatura crítica em que o arame adquire deformação plástica;
- Realizar ensaios experimentais a fim de estabelecer a relação entre a velocidade de alimentação do arame e a corrente média de soldagem para elevados valores de *stickout*;
- Confeccionar um prolongador a ser acoplado ao bico de contato e verificar a viabilidade de sua utilização.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 SOLDAGEM MIG/MAG

Conforme ilustrado na Figura 1, a soldagem MIG/MAG é categorizada como um processo de soldagem por fusão a arco voltaico, em que o eletrodo é consumível e por meio de um alimentador de arame, o mesmo é continuamente fornecido à poça de fusão.

Figura 1 – Soldagem MIG/MAG: (a) Região do arco e em (b) equipamentos para soldagem



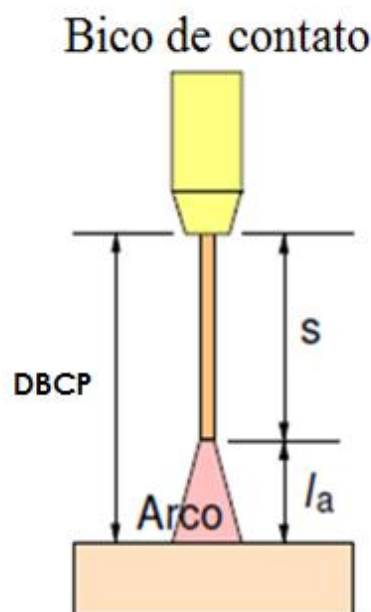
Fonte: Modenesi (2012).

De acordo com Weman (2003), a soldagem MIG/MAG é um processo o qual depende de um número considerável de parâmetros, em que a alteração de uma ou mais destas variáveis modificam significativamente a condição de operação do processo. Entre esses parâmetros podemos citar: o diâmetro e o tipo do eletrodo, tensão, polaridade, velocidade de soldagem, tipo do gás de proteção, *stickout*, altura de arco, corrente e velocidade de alimentação do arame.

A velocidade de alimentação do arame deve ser a mesma, ou próxima, a velocidade média de fusão do mesmo, para que a transferência do metal formado na ponta do arame não comprometa a estabilidade do processo, tão quanto, gere defeitos no cordão de solda. Se as diferenças entre estas velocidades se mantiver por um período de tempo suficientemente longo, um aumento excessivo do arco poderá levar a queima do bico de contato ou, caso contrário, à ocorrência de um curto circuito (WAINER *et al.*, 1992).

Para melhor entendimento, a Figura 2 ilustra dois parâmetros compreendidos entre a tocha de soldagem e o metal de base, sendo estes: o *stickout* (comprimento delimitado pela distância entre o bico de contato e a extremidade do arame em contato com o arco), e o comprimento do arco (distância entre a ponta final do *stickout* e a peça de trabalho). Não existem regras quanto ao tamanho desses comprimentos, porém de acordo com Weman (2003), normalmente a distância total entre o bico de contato e a peça de trabalho (DBCP) é de 10 a 15 vezes o diâmetro do eletrodo.

Figura 2 – Distância do bico de contato até a peça (DBCP), *stickout* (s) e altura do arco (l_a)



Fonte: Modenesi (2012).

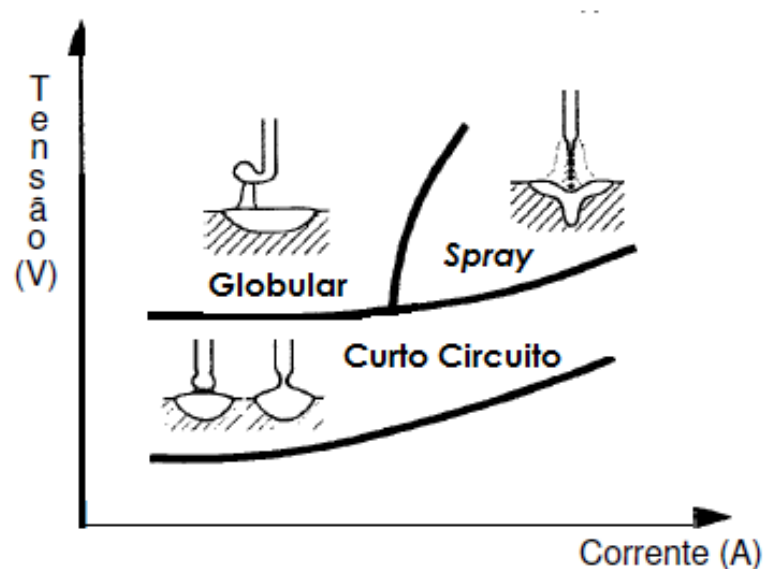
Além dos parâmetros de soldagem já citados é necessário levar em consideração o modo de transferência do metal de adição sobre o processo. De acordo com Wang, Liu e Jones (1995), essa transferência pode ser definida como o transporte de gotas fundidas da extremidade de um eletrodo consumível para a poça de fusão. A forma com que o metal se transfere afeta diretamente na estabilidade do arco, na quantidade de gases absorvidos pelo metal fundido, na aplicação do processo em determinadas posições de soldagem e no nível de respingos gerados.

A obtenção de um, ou outro, tipo de transferência é resultante das forças atuantes nas gotas formadas na ponta do eletrodo. Pela teoria do equilíbrio de forças estáticas, a gota é transferida quando o somatório das forças de destacamento supera o somatório das forças de retenção. Usualmente as forças atuantes no processo MIG/MAG são: força gravitacional

(depende basicamente da massa da gota fundida, ou seja, peso da gota), força devido à tensão superficial, força de arraste (devido ao atrito entre a gota e o gás de proteção) e força eletromagnética (devido à força de Lorenz) (WAINER *et al.*, 1992).

Ainda de acordo com os autores Wainer *et al.* (1992), de uma forma simplificada, fundamentalmente pode-se considerar que existem três modos do metal fundido ser transferido, sendo esses: transferência por curto circuito, transferência globular, transferência goticular ou *spray*. Os modos de transferência podem ser obtidos a partir de uma condição de corrente e tensão de soldagem, conforme ilustrado na Figura 3.

Figura 3 – Modos de transferência para condição de corrente e tensão para diferentes



Fonte: Weman (2003).

A medida que a corrente de soldagem é aumentada, o diâmetro médio das gotas de metal fundido diminui até que acima de um determinado valor de corrente há uma mudança brusca no modo de transferência, que passa de globular para goticular. Esse valor de corrente é conhecido como corrente de transição e depende de inúmeros fatores, particularmente da composição e diâmetro do eletrodo, gás de proteção e *stickout*, de modo que quanto maior seu valor, menor a corrente de transição. (MODENESI; BRACARENSE, 2007). A Tabela 1 mostra faixas de corrente de transição típicas para diferentes diâmetros de arame para aço carbono, considerando a mistura de argônio com 8% de CO₂ como gás de proteção.

Tabela 1 – Correntes de transição para o arame aço carbono com diferentes diâmetros considerando o gás de proteção o argônio com 8% de CO₂

Diâmetro do arame (mm)	Corrente de Transição (A)
0,8	145 – 155
1,0	190 – 200
1,2	240 – 260
1,6	280 – 295

Fonte: Adaptado de Scotti e Ponomarev (2008).

Pode-se afirmar que o tipo de transferência de metal à poça de fusão influencia diretamente nas características do cordão de solda, por meio do tamanho da gota, distribuição de corrente na ponta do eletrodo e área da interface líquido-sólido, no qual, de acordo com Kim (1989) podem afetar a velocidade de alimentação do arame, pois a mudança destes parâmetros interfere nas parcelas de calor responsável pela fusão do metal de adição.

2.2 INFLUÊNCIA DO *STICKOUT* NA SOLDAGEM

Segundo Lesnewich (1958) apud Reis (2004), a fusão do arame de soldagem ocorre devido à energia desenvolvida na região anódica, o efeito Joule e a radiação proveniente do arco e da poça de fusão. Entretanto, a parcela referente à radiação pode ser desprezada, visto que a mesma não apresenta influência significativa em comparação com os outros meios de energia.

Ao realizar o balanço térmico na ponta do eletrodo, em regime permanente, é possível obter uma relação que descreve a velocidade de fusão do arame, conforme apresentado na Equação 1.

$$w = \alpha I_m + \beta SI_{ef}^2 \quad (1)$$

onde:

$$\alpha = \frac{V_{anódica}}{\rho A_A [\Delta H_{sólido} + \Delta H_f + \Delta H_{líquido} + F_V \Delta H_V]} \quad (2)$$

e

$$\beta = \frac{\Omega}{\rho A_A^2 [\Delta H_{\text{sólido}} + \Delta H_f + \Delta H_{\text{líquido}} + F_V \Delta H_V]} \quad (3)$$

A Equação 1 é conhecida como a Equação de Lesnewich, onde o primeiro termo corresponde a parcela da fusão do arame proveniente do calor dissipado por fenômenos no arco voltaico, enquanto que a segunda parcela representa a contribuição do efeito Joule (LESNEWICH, 1958 apud WAINER *et al.*, 1992).

O termo $\Delta H_{\text{sólido}}$ retrata a quantidade de entalpia necessária para aquecer o eletrodo até a temperatura de fusão, ΔH_f é a entalpia de fusão, $\Delta H_{\text{líquido}}$ é a entalpia para aquecer o metal líquido até a temperatura de destacamento da gota de metal de adição, F_V é a fração vaporizada do material e ΔH_V é a entalpia de vaporização (REIS, 2004). Os coeficientes α e β também podem ser obtidos por meio de ensaios experimentais, como é o caso dos valores descritos na Tabela 2.

Tabela 2 – Coeficientes α e β para diferentes diâmetros de arame aço carbono

Diâmetro (mm)	α (mm/sA)	β (1/sA ²)
0,8	0,70	26,3 (10 ⁻⁵)
1,0	0,47	9,10 (10 ⁻⁵)
1,2	0,27	5,90 (10 ⁻⁵)
1,6	0,18	1,20 (10 ⁻⁵)

Fonte: Quintino, Allum (1984) apud Modenesi (2012).

Ao se observar as parcelas que constituem a Equação 1, juntamente com os valores de α e β , Tabela 2, fica evidente que a velocidade de fusão do arame aumenta ao se utilizar eletrodos de menor diâmetro e corrente de soldagem mais elevada. Além disso, pode-se utilizar maiores valores de *stickout*, de modo que, independentemente de sua extensão, o calor transferido do arco para a ponta do eletrodo permanece constante, conforme reafirmam os autores Wilson, Claussen e Jackson (1956).

Do ponto de vista comercial, o aumento do *stickout* torna-se bastante atrativo, pois, de acordo com a Equação de Lesnewich, sem que haja a necessidade do aumento de energia

(corrente de soldagem) é possível obter uma maior velocidade de fusão. Esta, por sua vez, está diretamente relacionada com a taxa de deposição de material sobre a região soldada, acarretando assim em uma maior taxa de produtividade do processo (TUSEK, 1996). Entretanto, do ponto de vista operacional, é inviável a utilização de elevados valores de *stickout*. De acordo com Culisson (1999), o aumento excessivo do comprimento do arame pode tornar o arco errático, levando a uma maior formação de respingos, além de comprometer a qualidade final do cordão de solda, devido à dificuldade em direcionar o eletrodo à poça de fusão. Assim como, de acordo com Joaquim (2001) apud Gomes (2006), a utilização de grandes *stickout*, acaba por elevar a temperatura do arame para próximo da temperatura de fusão, provocando a deformação plástica do mesmo antes de atingir a poça de fusão, causando desvios na linha de solda.

Vale ressaltar, que as particularidades associada à utilização de elevado *stickout*, torna-se eminente nas situações onde ocorre a soldagem de chanfro e soldagem de filete. No caso do preenchimento de chanfros mais profundos, o arco voltaico pode vir a se estabelecer nas paredes do chanfro em vez de na raiz do mesmo, devido à distância da ponta do eletrodo ao metal de base ser menor nessa região, acarretando assim na movimentação do arame para fora da posição inicial de soldagem. Caso isso ocorra, adicionalmente com um alto valor de *stickout*, isto pode ser suficiente para acarretar na deformação do arame, uma vez que *stickout* já tende à deformação plástica devido ao efeito Joule.

Nos casos de soldagem de filete, dada às geometrias dos metais de base, pode existir um efeito conhecido como sopro magnético, o qual segundo Weman (2003) resulta de uma distribuição assimétrica do campo magnético em torno do arco, o que causa o aparecimento de forças radiais atuando sobre o arco e alterando sua posição. Logo, somando esse efeito às características de se utilizar um alto valor do *stickout*, a instabilidade do arco e, conseqüentemente, a falta do direcionamento do material fundido para a raiz da junta de solda, torna-se significativo.

Outro fator que deve ser levado em consideração, é que a utilização de elevados valores de *stickout* conseqüentemente acarretam em um maior DBCP, de modo que independentemente da vazão de gás utilizada, a mesma pode não ser suficiente para proteger o arco, a poça de fusão e o próprio comprimento livre do eletrodo. Sem considerar as influências do meio externo como o vento, por exemplo, o qual contribui para a dissipação do gás de proteção para fora da região requerida.

No processo de soldagem a arco submerso, existe uma técnica que possibilita a realização de soldagens com elevados valores de *stickout*. Segundo a patente de Davis (1997),

tal técnica consiste em utilizar um guia cerâmico acoplado ao bico de contato, servindo de apoio e suporte para o arame pré-aquecido (devido ao efeito Joule) em direção à poça de fusão, sem sofrer qualquer dano devido a choque-térmico. O inventor garante que não há contraindicações da utilização do prolongador e, além disso, afirma a existência de outros benefícios associados ao *stickout*, sendo estes: aumento na taxa de deposição de material, diminuição da energia de soldagem, aumento na velocidade de soldagem e diminuição do número de passes.

2.3 PERFIL DE TEMPERATURA NO *STICKOUT*

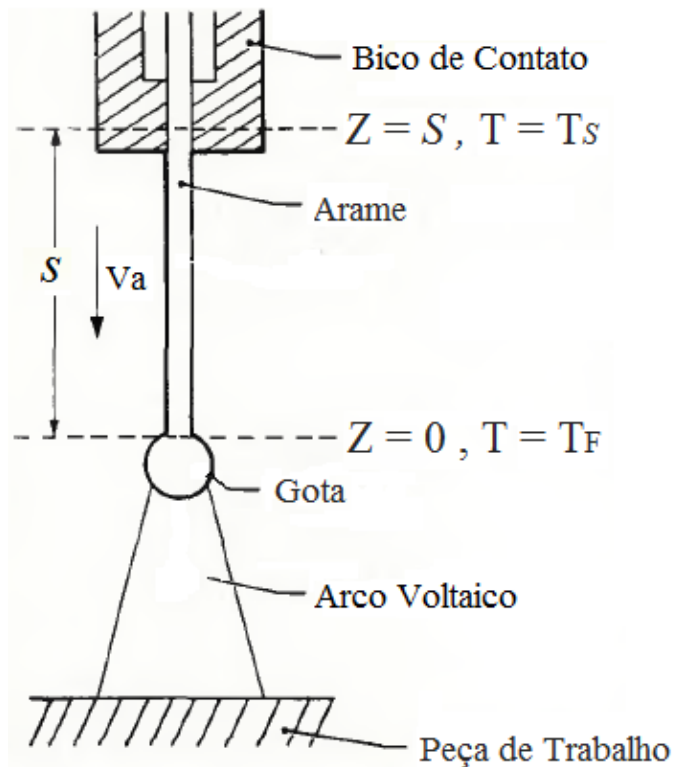
O arame é aquecido por duas fontes principais de calor, uma proveniente do arco voltaico, onde a dissipação de calor ocorre devido à queda de tensão anódica, e a outra devido ao efeito Joule, resultante da passagem de corrente elétrica. Considerando essas duas fontes, é possível estimar o perfil de temperatura no *stickout*, porém essa não é uma tarefa fácil, pois o arame está continuamente em movimento proveniente da própria velocidade de alimentação do arame.

Conforme afirmam Waszink e Heuvel (1979) apud Waszink e Heuvel (1982), o perfil de temperatura no *stickout* é representado por uma equação diferencial que sucede da equação de balanço de energia e assume as seguintes hipóteses:

- Não há variação da temperatura ao longo da seção transversal do arame, ou seja, o problema é unidirecional;
- O sistema opera em regime estacionário, onde a corrente, a velocidade de alimentação e o *stickout* não variam com o tempo, ou seja, a temperatura em cada ponto do comprimento é constante;
- O *stickout* é aquecido pelo efeito Joule e pela condução térmica de calor;
- A transferência de calor devido à radiação é desprezada.

O modelo adotado pelos autores segue a configuração apresentada na Figura 4, onde S é o *stickout*, V_A é a velocidade de alimentação do arame, T_S é a temperatura referente ao ponto onde ocorre o contato elétrico e T_F representa a temperatura de fusão do arame. A coordenada Z assume valor zero na frente no ponto de fusão do metal (considerando como um plano perpendicular ao eixo) e aumenta em direção ao bico de contato.

Figura 4 – Modelo adotado na determinação do perfil de temperatura no *stickout*



Fonte: Adaptado de Waszink e Heuvel (1982).

Isto posto, a equação diferencial que descreve o perfil da temperatura no *stickout* é descrita na Equação 4, em que K, C e Ω representam a condutividade térmica, calor específico e resistividade, respectivamente. Estas propriedades do arame são dependentes da temperatura, tornando a equação diferencial em não linear, logo existe somente solução numérica para este problema.

$$\frac{d}{dz} \left\{ K(T) \frac{dT}{dz} \right\} + C(T) \rho V_A \frac{dT}{dz} + \frac{I^2 \Omega(T)}{A_A^2} = 0 \quad (4)$$

Uma vez que o problema é de 2ª ordem, este necessita de duas condições de contorno para a obtenção da solução particular. Deste modo, conforme ilustrado na Figura 4, uma das condições é quando a temperatura atinge o ponto de fusão, ou seja, em $Z = 0$ a temperatura é igual a T_F , que para aço carbono adota-se o valor igual a 1536 °C. Já a outra condição é em $Z = S$, T é igual à T_S , sendo este um valor fixo no valor de 77 °C de acordo com Waszink e Heuvel (1979) apud Waszink e Heuvel (1982).

Ao pesquisar em outras literaturas, de acordo com Reis (2004), Modenesi e Bracarense (2007), a temperatura no ponto onde ocorre o contato elétrico, ou seja, a temperatura no final do *stickout* (usando como referência a origem no topo do arco voltaico) é igual à temperatura do bico de contato. Ainda de acordo com esses autores, considera-se que a temperatura do bico permanece constante, independentemente do diâmetro do arame e da energia de soldagem utilizada. Deste modo, com base nessas referências, assume-se que T_S é igual a 100 °C.

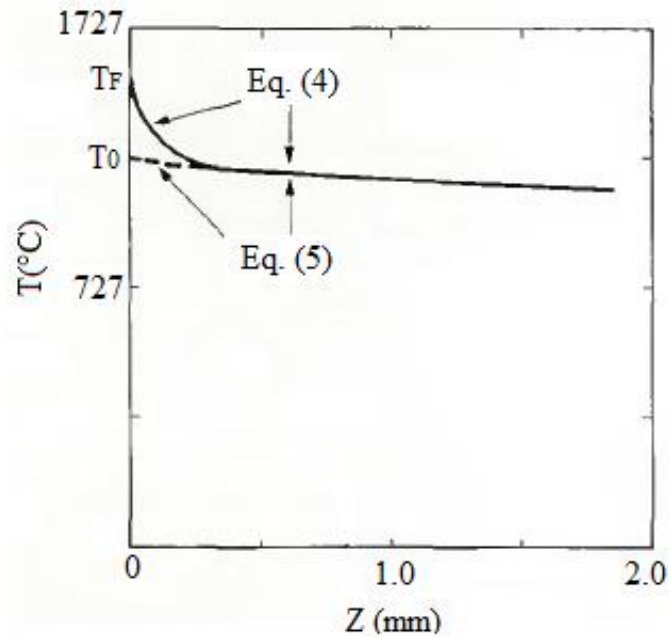
Contraditoriamente, Adam *et al.* (2001) ao realizar um estudo experimental sobre o comportamento da temperatura do bico de contato durante a soldagem, pôde concluir que apesar da temperatura estabilizar durante certo tempo de processo, ao mudar as condições como corrente, tensão ou DBCP, a magnitude dos valores de temperatura altera significativamente. Logo, assumir que a temperatura seja a mesma, independentemente dos parâmetros de soldagem utilizados, não condiz com os resultados evidenciados na prática, além do mais, dada a matriz de experimentos realizados pelos autores, as temperaturas variaram de 200 a 550 °C, valores estes, bem acima do proposto pelos referenciais anteriores.

Ao resolver a Equação 4, Waszink e Heuvel (1979) apud Waszink e Heuvel (1982) concluíram que a temperatura diminui abruptamente com o aumento de Z , logo acima do ponto de fusão, tornando-se aproximadamente linear próximo ao bico de contato. Os resultados obtidos também mostraram que a parcela referente ao primeiro termo da Equação 4 é relevante somente se $Z < 0,5$ mm, ou seja, para comprimentos do arame bem próximo ao arco voltaico. Então, para $Z > 0,5$ mm o termo referente à condução de calor pelo arame, pode ser desconsiderado, de modo que a Equação 4 reduz para a Equação 5, com a condição de contorno de $T = T_S$ em $Z = S$.

$$C(T) \rho V_A \frac{dT}{dZ} + \frac{I^2 \Omega(T)}{A_A^2} = 0 \quad (5)$$

A Figura 5 exibe a comparação entre os resultados do perfil de temperatura, referente à região próxima ao arco voltaico, ao utilizar a Equação 4 e a Equação 5, considerando o diâmetro do arame igual a 1,2 mm, corrente de 137 A, *stickout* de 37 mm e velocidade de alimentação igual a 0,068 m/s.

Figura 5 – Distribuição da temperatura no arame próximo ao arco voltaico



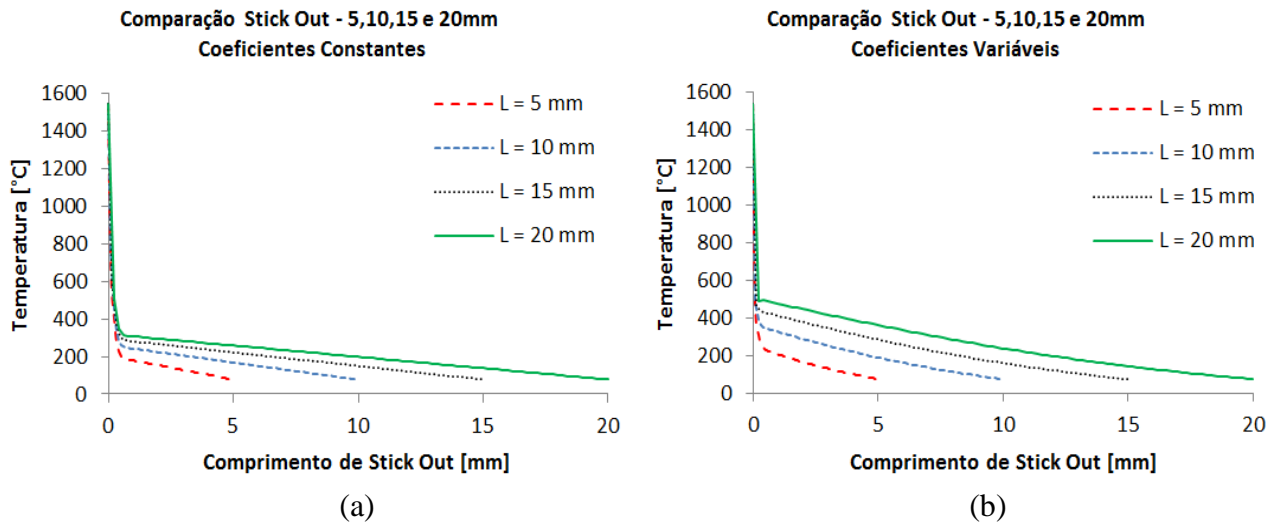
Fonte: Adaptado de Waszink e Heuvel (1982).

Conforme afirmaram os autores, ao observar na Figura 5 o comportamento da distribuição de temperatura no *stickout*, para valores de Z maiores que 0,5 mm, independentemente da equação diferencial utilizada, os resultados permanecem iguais.

Com base no citado anteriormente, para resolver as equações diferenciais é preciso definir como as propriedades do arame (condutividade, resistividade e calor específico) variam em função da temperatura. Com o intuito de se demonstrar a importância da utilização dessas propriedades, Paes *et al.* (2015) resolveram a Equação 4 tanto para o caso dos coeficientes constantes (adotando os valores referente à temperatura ambiente) como para o caso de coeficientes variáveis (dados obtidos no livro de Lamet *et al.* (1993) para aço de baixo teor de carbono), por meio do Método dos Elementos Finitos.

Essa comparação entre os perfis encontra-se ilustrado na Figura 6, ao assumir $T_F = 1536$ °C, $T_S = 77$ °C (igual à temperatura do bico de contato), diâmetro do arame de 1,2 mm, velocidade de alimentação do arame igual a 7,7 m/min, e *stickout* de 5, 10, 15 e 20 mm com as respectivas correntes de soldagem iguais a 314, 267, 238 e 217 A.

Figura 6 – Comparação do perfil de temperatura utilizando (a) coeficientes constantes e (b) coeficientes variáveis



Fonte: Paes *et al.* (2015).

Observando atentamente os resultados apresentados na Figura 6, para o mesmo valor de *stickout*, a distribuição de temperatura ao utilizar coeficientes variáveis, apresenta valores superiores de temperatura e o perfil da curva possui um padrão menos linear. Existem diferenças entre os resultados, de modo que, ao assumir que as propriedades do material não variam em função da temperatura, apesar de ser uma boa estimativa inicial, não condiz com a realidade e pode ocasionar erros consideráveis, dependendo de como os resultados serão aplicados.

Ainda que existem diversas literaturas que apresentem dados tabelados para a condutividade, resistividade e calor específico para os mais diversos metais, ao mudar minimamente as composições químicas do material, essas propriedades podem alterar significativamente. Logo, para uma melhor aproximação dos resultados reais, o ideal é mapear o comportamento das propriedades em função da temperatura, específico do arame que se deseja avaliar, por meio de ensaios experimentais.

Deste modo, Reis (2004) apresenta equações que descrevem as propriedades do aço carbono AWS ER70S-6 em função da temperatura. Para a condutividade térmica (K), o autor exhibe a Equação 6, nos casos onde $T < 915$ °C.

$$K(T) = 66 - 0,02994 T - 1,059(10^{-4})T^2 + 1,719 (10^{-7}) T^3 - 6,802 (10^{-11}) T^4 \quad (6)$$

Já para temperaturas acima de 915 °C, a condutividade torna-se aproximadamente constante, adotando o valor de 33,95 W/m°C.

Para a relação entre o calor específico com a temperatura, o autor apresenta a Equação 7.

$$C(T) = 67,75 + 2,72 T - 3,09 (10^{-3}) T^2 + 10,4 (10^{-7}) T^3 \quad (7)$$

Para determinar a resistividade (Ω) em função da temperatura, a partir de resultados experimentais, Reis (2004) expõe equações para diferentes diâmetros de arame, conforme mostra a Tabela 3.

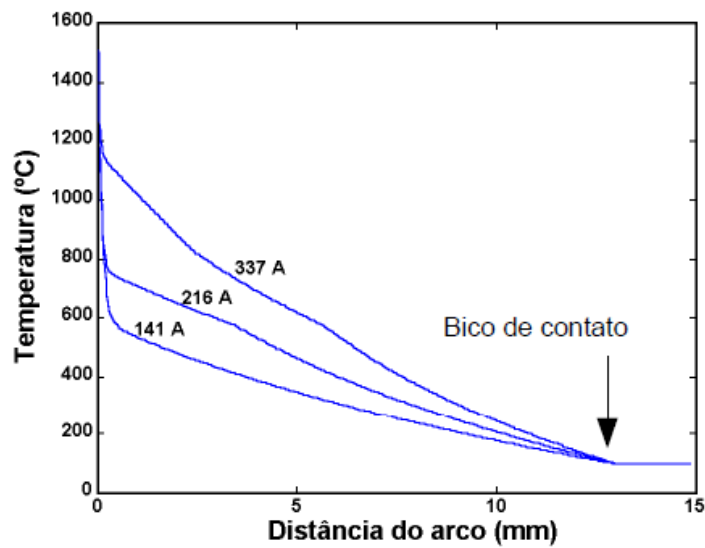
Tabela 3 – Equações de resistividade em função da temperatura do arame aço carbono para os diâmetros iguais a 1,0 e 1,2 mm

Diâmetro (mm)	Temperatura (°C)	Resistividade (μ ohm cm)
1,0	≤ 750	$\Omega(T) = 36,86 + 0,01639 T + 1,32(10^{-4}) T^2$
1,0	> 750	$\Omega(T) = 107,87 + 0,0355 T$
1,2	≤ 750	$\Omega(T) = 36,86 + 0,00794 T + 1,45(10^{-4}) T^2$
1,2	> 750	$\Omega(T) = 109,87 + 0,0355 T$

Fonte: Reis (2004).

A Figura 7 mostra a distribuição de temperatura prevista pelo modelo numérico desenvolvido por Reis (2004) utilizando as equações de $K(T)$, $C(T)$ e $\Omega(T)$ discutidas anteriormente, para o arame AWS ER70S-6 de 1,0 mm de diâmetro. O valor do *stickout* foi fixado em 13 mm, e foi variado a corrente e a velocidade de alimentação, sendo estas: 141 A com $V_A = 3.9$ m/min, 216 A com $V_A = 7.4$ m/min e 337 A com $V_A = 15.6$ m/min. Ressaltando que para este caso, T_S foi adotado como sendo igual a 100°C.

Figura 7 – Perfil de temperatura para diferentes níveis de corrente com o *stickout* de 13 mm considerando T_S igual a 100 °C



Fonte: Reis (2004).

Os autores Paes *et al.* (2015) e Reis (2004), respectivamente por meio das Figura 6 e Figura 7, foram capazes de confirmar que o gráfico da distribuição de temperatura expõem duas regiões características: a primeira, corresponde a quase toda extensão do *stickout*, apresenta um aumento da temperatura relativamente suave a partir do bico de contato, e se caracteriza principalmente pelo aquecimento por efeito Joule. A segunda, junto ao arco voltaico, apresenta um aumento abrupto da temperatura, a qual corresponde ao aquecimento anódico proveniente do calor gerado no próprio arco.

3. DESENVOLVIMENTO

Com a finalidade de atingir os objetivos propostos neste trabalho, o mesmo foi estruturado em 4 etapas principais, as quais consistiram no desenvolvimento de outras sub etapas. Sendo assim, para melhor entendimento da estruturação do trabalho, a Figura 8 apresenta um organograma sintetizado das etapas realizadas.

Figura 8 – Organograma do trabalho



Fonte: Autora (2017).

3.1 DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DO BICO DE CONTATO

Partindo do que se encontra disponível na literatura, na qual foi apresentada na fundamentação teórica deste trabalho, a resolução da equação diferencial que descreve a distribuição de temperatura no *stickout*, seja ela resolvida analiticamente (Equação 5) ou numericamente (Equação 4), ambas possuem uma condição de contorno referente a temperatura ao final do comprimento do eletrodo, ou seja, a temperatura do arame junto ao bico de contato, denotado aqui de T_s .

Conforme citado na seção 2.3, existem duas referências que ditam valores para T_s , uma atesta que a temperatura é constante e vale 77 °C, enquanto a outra afirma ser igual à temperatura do bico de contato, sendo este no valor de 100 °C. Entretanto, nenhuma dessas referências apresenta de forma clara como essas temperaturas foram obtidas, ou a partir de quais hipóteses devem-se assumir esses valores, gerando dúvidas quanto à sua origem, bem como as razões do porque estas diferem. Em contrapartida, de acordo com a referência de Adam *et al.* (2001) os parâmetros de soldagem afetam significativamente na magnitude da temperatura do bico de contato.

Assim sendo, esta seção do trabalho tem por objetivo mapear o comportamento da temperatura do bico de contato perante diferentes condições de soldagem, por meio de ensaios experimentais.

3.1.1 Materiais e métodos

Com a finalidade de mapear o comportamento da temperatura do bico de contato, fez-se necessário a montagem de uma bancada específica para a realização dos experimentos. Os ensaios aconteceram no Laboratório de Tecnologia da Soldagem (LTS), localizado na Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC) – Campus de Joinville. Para a obtenção de temperatura durante os ensaios foi utilizado um sistema de aquisição de dados, modelo 34970A da *Hp Hewlett Packard*, conforme apresentado na Figura 9.

Figura 9 – Sistema de aquisição de dados: modelo 34970A da *Hp Hewlett Packard*



Fonte: Autora (2017).

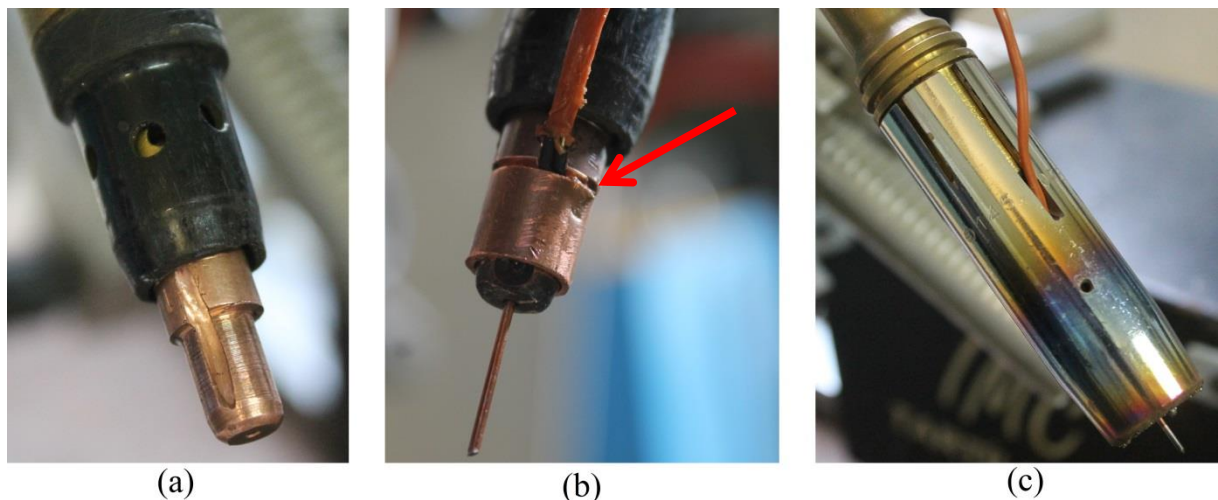
Esse sistema utiliza termopares do Tipo K, o qual possui faixa de operação de -270 a 1260 °C com incerteza de medição de $\pm 1,0$ °C ou 0,4% de T, o que resultar em maior valor (THERMOCOUPLE, 2017). Além disso, deve-se considerar a incerteza do próprio aparelho de aquisição, o qual de acordo com o catálogo do fabricante, Packard (1997), o erro total de leitura é dado pela incerteza do termopar mais 1,0 °C. Para a leitura dos dados proveniente desse sistema utilizou-se o *Software LabView*.

O termopar então precisou ser acoplado ao bico de contato, de modo que o mesmo permanecesse fixo durante a soldagem, e ao mesmo tempo “protegido” da radiação direta proveniente do arco voltaico, uma vez que o termopar é facilmente influenciado por fatores externos. O ideal seria inserir o termopar dentro do bico, porém devido à pequena dimensão do mesmo, isso se tornou impraticável dada às ferramentas e materiais disponíveis no laboratório. Outro aspecto, é que a técnica empregada não poderia influenciar no aumento significativo da geometria do bico, uma vez que pudesse contribuir para a obstrução da passagem do gás de proteção.

Assim, a solução adotada foi produzir um sulco na lateral do bico, com o auxílio de uma micro retífica, na maior profundidade permitida, ou seja, o mais próximo possível do orifício por onde passa o arame sem danificá-lo. Nesse sulco foi então introduzido o termopar, e para garantir a não movimentação do mesmo, um tubo de cobre com aperto por interferência, circundou a ponta do bico e o sulco. A fim de facilitar o encaixe desse tubo de cobre ao redor do bico, foi feito um rebaixo na ponta de um bico de contato convencional, com o auxílio de um torno mecânico.

Para melhor entendimento, a Figura 10 apresenta três imagens referentes ao que foi feito ao bico de contato e ao bocal de gás de proteção para garantir a fixação do termopar.

Figura 10 – Aquisição da temperatura do bico de contato: (a) Visão do sulco na lateral do bico de contato, em (b) termopar fixado ao bico e em (c) bocal de gás com acesso para o termopar



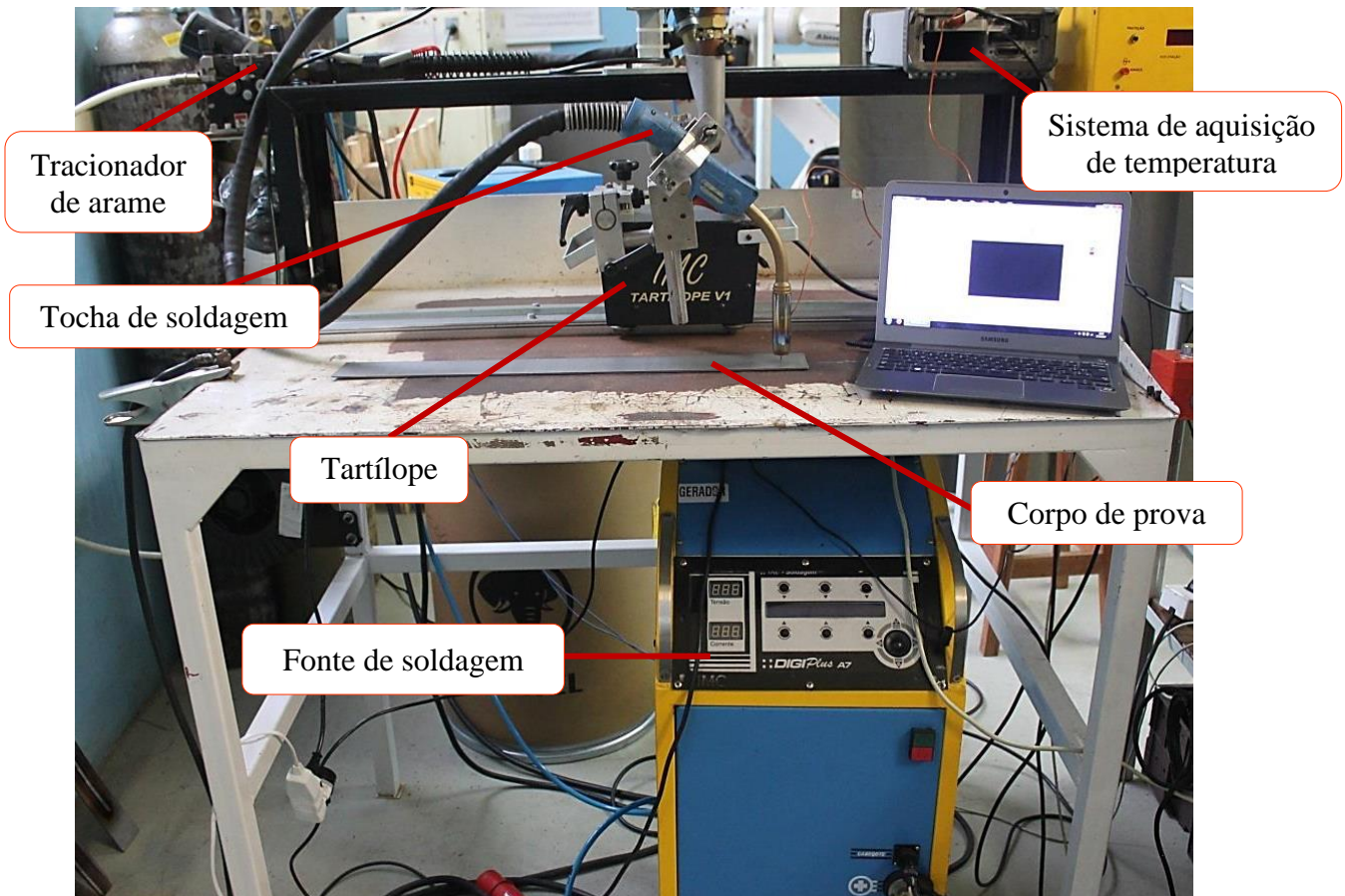
Fonte: Autora (2017).

Na Figura 10(a), está à visão do sulco feito no bico de contato já usinado, é neste espaço que o termopar foi posicionado. Em 10(b), à visão do tubo de cobre acoplado ao bico, com o termopar dentro. A seta em vermelho indica uma espécie de aba; neste ponto o tubo é mais frouxo, de modo que ele entrou com certa folga por cima do fio do termopar, e quando o mesmo avançou o máximo possível, girou-se o tubo, travando assim o termopar e o próprio tubo de cobre junto ao bico de contato. Por fim, em 10(c) está o bocal de gás de proteção na tocha de soldagem, onde foi necessário aumentar o rasgo já existente do bocal para garantir a saída do fio do termopar, sem que ocorresse a movimentação e uma possível danificação do mesmo.

Considerando o que já foi apresentado, a Figura 11 mostra a visão geral da bancada de ensaios com o restante de seus constituintes, que por sua vez conta com um tracionador de arame, unidade de refrigeração da tocha, fonte de soldagem multiprocesso do modelo *DigiPLUS A7* da empresa IMC Soldagem, com capacidade de corrente de até 800 A e o Tartilope V1 também da IMC. Este sistema desloca-se sobre um trilho e permite o ajuste das posições inicial e final de soldagem, bem como a sua velocidade.

Durante os ensaios foi utilizado o sistema SAP V4, o qual tem por objetivo registrar os dados da tensão de arco e corrente de soldagem da fonte, provendo as informações para o computador por meio de uma porta USB. De acordo com o manual, esse sistema possui uma incerteza de medição do valor da corrente de $\pm 2\%$ e para a tensão de $\pm 1\%$ (IMC, 2005).

Figura 11 – Bancada de soldagem para obtenção da temperatura do bico de contato



Fonte: Autora (2017).

Para a realização dos experimentos, foram utilizados corpos de provas de aproximadamente 600 x 70 x 3 mm de aço ABNT 1020, enquanto que o metal de adição foi o arame maciço de aço carbono AWS ER70S-6, nos diâmetros de 1,0 e 1,2 mm. O gás de proteção usado foi uma mistura de 92% de argônio com 8% de CO₂ com a vazão fixa de 15 l/min. Utilizou-se polaridade reversa, ou seja, o eletrodo com polaridade positiva e o metal de base polaridade negativa. A tocha de soldagem permaneceu perpendicular à mesa, realizando cordões de solda na posição plana.

Cada condição da Tabela 4 representa um ensaio diferente, o qual foi adotado tanto para o arame de diâmetro de 1,0 mm quanto para o 1,2 mm, totalizando assim 10 experimentos.

Tabela 4 – Parâmetros ajustados para a aquisição da temperatura do bico de contato

DBCP (mm)	Corrente (A)	Velocidade de Soldagem (cm/min)
16	100	50
23	100	50
30	100	50
16	50	20
16	150	75

Fonte: Autora (2017).

Considerado a altura de arco constante e aproximadamente igual a 6,0 mm, em um primeiro momento, o DBCP foi variável para que fosse possível avaliar a temperatura do bico de contato para diferentes valores de *stickout*, em seguida, variou-se a corrente de soldagem para uma mesma distância bico de contato-peça. A velocidade de alimentação do arame foi adotada como o parâmetro de ajuste do processo, uma vez que esse valor é inversamente proporcional à altura de arco, se a corrente e DBCP forem constantes durante a soldagem.

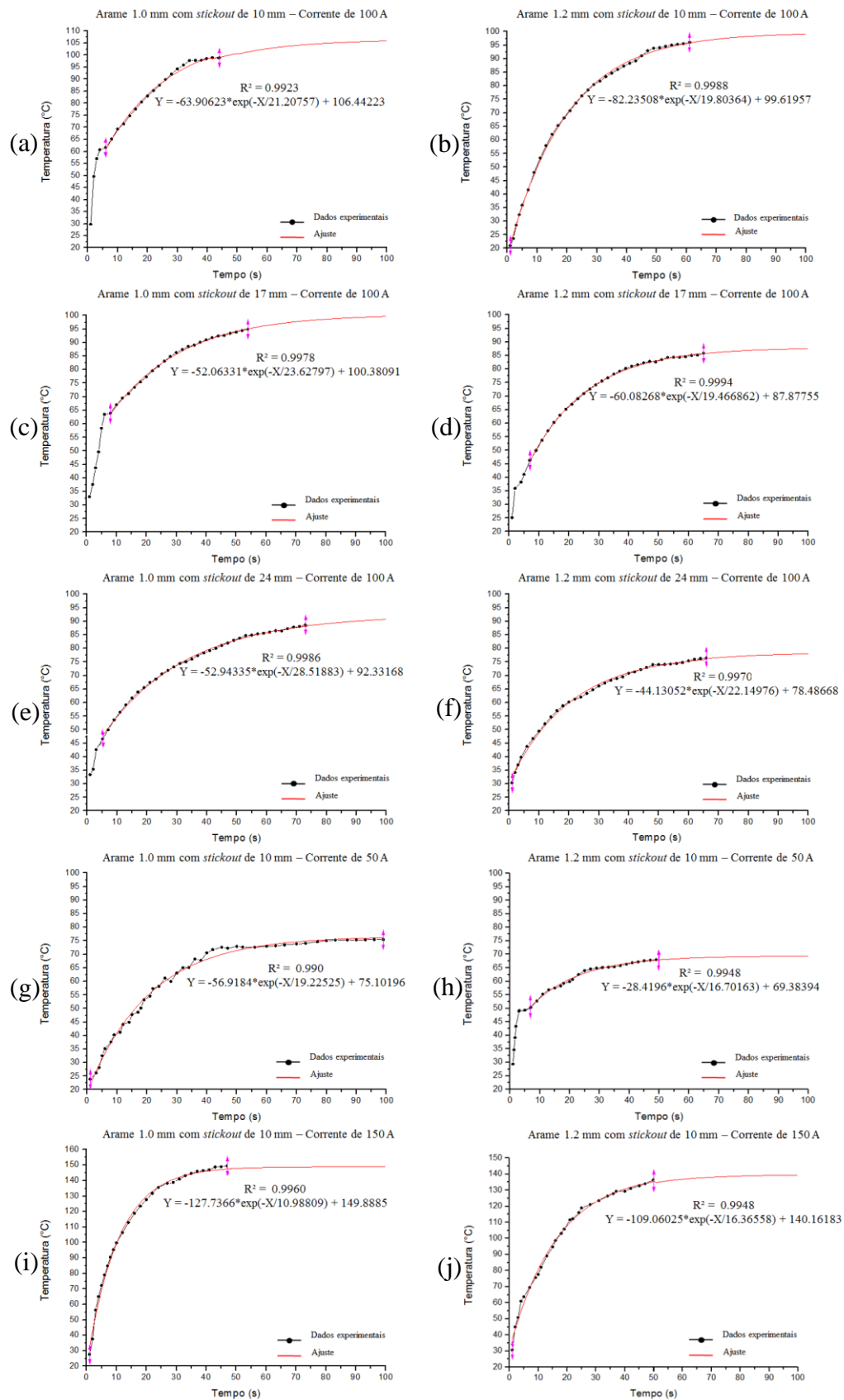
Para não correr o risco de danificar o termopar ou o bico de contato adaptado, para esses ensaios, utilizou-se a fonte de soldagem no modo pulsado, pois com esta técnica é capaz de obter o modo de transferência semelhante ao goticular sem a necessidade de operar com valores de corrente média elevados. Esse foi o modo de transferência escolhido, pois é o que possui maior estabilidade durante a soldagem sem a geração de respingos.

3.1.2 Resultados

Ao realizar os ensaios experimentais conforme explicado na seção anterior, as informações obtidas com o sistema de aquisição de temperatura foram então repassadas para o *Software Origin*, o qual foi capaz de plotar o valor da temperatura do bico de contato em função do tempo para cada condição de soldagem.

Tendo em vista o comprimento limitante do corpo de prova, o tempo em que efetivamente ocorreu a soldagem nos ensaios foi curto, de modo que o bico de contato não foi capaz de atingir a temperatura de regime permanente durante os experimentos. Entretanto, os dados obtidos foram bem-comportados, sendo suficiente para prever uma extrapolação dos resultados por meio de uma análise de regressão. A Figura 12 apresenta os gráficos obtidos em cada ensaio, juntamente com as equações exponenciais do ajuste de dados e seus respectivos valores do r-quadrático, o qual para todos os casos chegou próximo a um.

Figura 12 – Análise dos dados experimentais da temperatura do bico de contato em função de diferentes corrente de soldagem e *stickout*, para os diâmetros de arame igual a 1,0 e 1,2 mm



Fonte: Autora (2017).

Como se pode observar, a equação exponencial obtida para alguns casos desconsiderou dados experimentais iniciais, como por exemplo, no ensaio da Figura 12(a). Essa ação foi tomada, pois esses dados iniciais representam uma parcela muito pequena quando comparado ao ensaio total e, por vezes, não apresentou um comportamento contínuo exponencial como o restante dos resultados. Logo, uma vez que o interesse estava em obter a temperatura do bico quando o mesmo atingisse o regime permanente, optou-se por desprezar os dados iniciais a fim de obter uma equação que melhor descrevesse o restante do ensaio.

Para melhor visualização e discussão dos resultados, a Tabela 5 mostra os parâmetros de soldagem em cada um dos ensaios com suas respectivas temperaturas do bico ao atingir o regime permanente.

Tabela 5 – Valores obtidos com os ensaios experimentais para a aquisição da temperatura do bico de contato

Diâmetro (mm)	Ensaio	<i>Stickout</i> (mm)	I_m (A)	I_{ef} (A)	U_m (V)	Velocidade de alimentação (m/min)	Temperatura do bico de contato (°C)
1,0	1	10	99	122	23,3	3,9	106,4
	2	17	99	120	24,5	4,7	100,4
	3	24	99	120	25,6	5,3	92,3
	4	10	50	80	19,0	2,0	75,1
	5	10	149	160	28,2	6,6	149,8
1,2	6	10	100	144	22,6	2,7	99,6
	7	17	99	142	23,4	3,0	87,9
	8	24	99	142	24,4	3,5	78,5
	9	10	50	100	19,3	1,3	69,4
	10	10	149	180	27,0	4,2	140,1

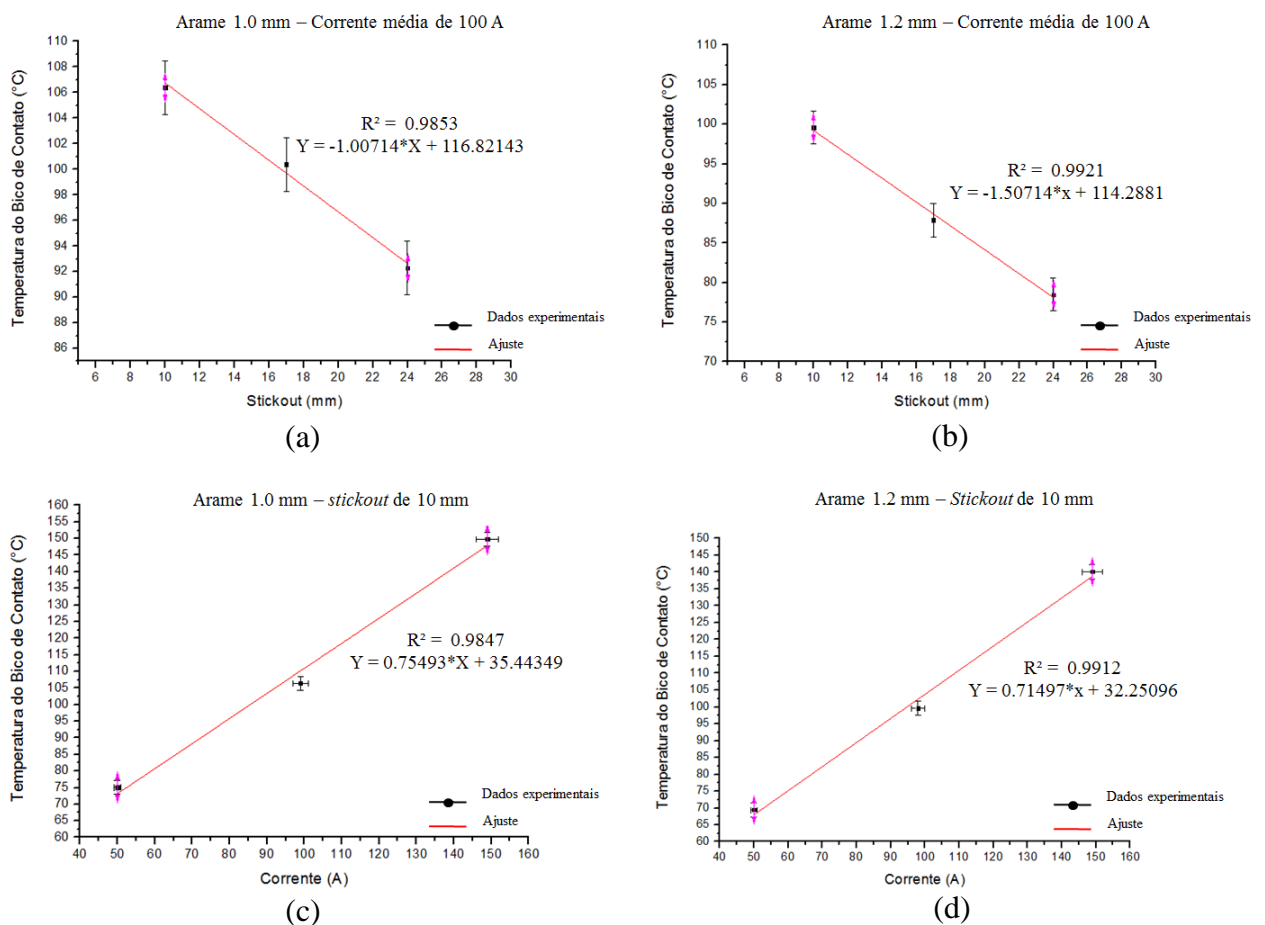
Fonte: Autora (2017).

Ao analisar os resultados foi possível identificar que para o arame de maior diâmetro a temperatura do bico apresentou menores valores, isto fica nítido ao visualizar os gráficos da Figura 12. Assumindo que a energia de soldagem nos ensaios foi a mesma para ambas as bitolas de arame, uma hipótese plausível para justificar a diferença de temperatura encontrada deve-se a dois efeitos combinados, sendo estes: a área superficial de transferência de calor e a densidade linear do arame. Sendo assim, o arame com diâmetro de 1,2 mm ao possuir maior área superficial e consequentemente maior densidade linear, tem maior capacidade de

absorver o calor do bico de contato, e uma vez que o arame está em constante movimento, parte do calor existente no bico é extraído pelo arame ao passar por ele, de modo a reduzir a temperatura do bico de contato mais significativamente do que um arame de menor diâmetro.

Além da diferença de temperatura devido à mudança da bitola do arame, foi possível identificar que a temperatura varia significativamente com a mudança da energia de soldagem e também com o *stickout*. A partir dos resultados apresentados na Tabela 5, plotou-se as temperaturas do bico em função desses parâmetros a fim de melhor verificar o comportamento dos resultados. Desta forma, a Figura 13 apresenta os gráficos com suas respectivas equações de regressão, que neste caso obtiveram um comportamento linear. Cada par ordenado de dado experimental possui a faixa de incerteza proveniente do aparelho de medição de temperatura, bem como do aparelho de aquisição de dados (SAP), conforme explicado na seção de materiais e métodos (3.1.1).

Figura 13 – Temperatura do bico de contato em função da corrente de soldagem e *stickout*



Fonte: Autora (2017).

Na Figura 13 fica nítido que maiores valores de corrente resultam em temperaturas mais elevadas, o que faz sentido, uma vez que este parâmetro está relacionado com a quantidade de energia no arco voltaico, o qual é responsável pela emissão de calor para o bico de contato. Além disso, ficou evidente que a temperatura é inversamente proporcional ao valor do *stickout*, o que era de se esperar, pois quanto mais afastado o bico estiver da poça de fusão, maior será a distância que o calor proveniente do arco deverá percorrer, tornando os efeitos da radiação menos significativos.

Uma vez que a temperatura variou em função da corrente média e do valor de *stickout* de forma linear, com o auxílio da ferramenta computacional *Excel*, foi possível correlacionar essas três variáveis por meio de uma análise de regressão linear múltipla. As Equações 8 e 9 representam a função da temperatura do bico de contato para os arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro com r-quadrático, dada pela estatística da regressão, igual a 0,9895 e 0,9930, respectivamente. Vale ressaltar que as equações seguintes consideraram o valor do *S* em milímetros e o resultado de T_{Bico} é dado em graus Celsius.

$$T_{\text{Bico}_{1.0}}(S, I_m) = -1,21724221695363 (S) + 0,755131369272028 (I_m) + 46,6155758093979 \quad (8)$$

$$T_{\text{Bico}_{1.2}}(S, I_m) = -1,75541510685356 (S) + 0,715340235824317 (I_m) + 48,848643968553 \quad (9)$$

3.1.3 Análise dos resultados

Diante dos resultados obtidos é possível afirmar que a temperatura do bico de contato aumenta ao utilizar menor diâmetro de arame, maiores valores de correntes de soldagem e menores valores de *stickout*, considerando que a altura do arco e o DBCP permaneçam constantes. Outro fator importante é que por meio dos dados provenientes de ensaios experimentais, foi possível determinar a existência da correlação linear entre esses parâmetros de soldagem, de modo que a temperatura do bico pode ser encontrada meio de uma função dependente do valor do *stickout* e da corrente média de soldagem. Com base nisso, fica claro que assumir a temperatura do bico com sendo invariável independentemente da condição de soldagem utilizada, é uma suposição não adequada, uma vez que claramente a temperatura é afetada pela variação de parâmetros de soldagem. Confrontando assim, com o que foi exposto na fundamentação teórica, em específico na seção 2.3 deste trabalho, em que de acordo com diferentes autores, declaram a temperatura do bico como valores fixos.

3.2 DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA DO ARAME JUNTO AO BICO DE CONTATO

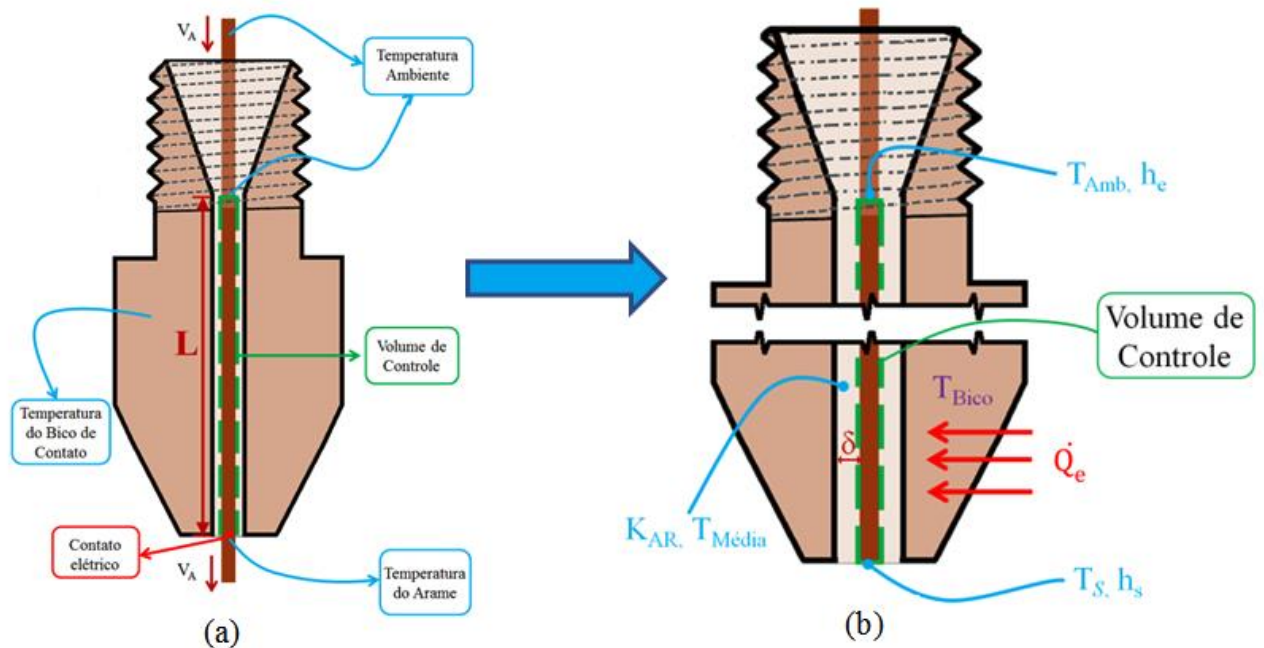
Ao reanalisar o modelo apresentado na fundamentação teórica, Figura 4, é notório dizer que as condições de contorno para solucionar a equação diferencial, a qual descreve a distribuição de temperatura no *stickout*, referem-se às temperaturas nas extremidades do comprimento do arame onde há efetivamente a passagem de corrente elétrica. Com isso, segundo os autores Reis (2004), Modenesi e Bracarense (2007), a condição de contorno em $Z = S$ assume que a temperatura possui valor constante e igual à temperatura do bico de contato ($T = T_S = T_{\text{Bico}}$). Todavia, na seção anterior, foi ressaltada a relação da temperatura do bico em função dos parâmetros de soldagem, em específico, a temperatura tornou-se significativamente dependente do valor médio de corrente e do valor do *stickout*. Deste modo, considerar que T_S seja um valor fixo e igual à T_{Bico} provou-se ser uma suposição inconsistente.

Assim sendo, este capítulo apresenta um modelo para estimar a temperatura efetiva do arame em $Z = S$ (extremidade do *stickout* junto ao bico), por meio do balanço de energia dentro do bico de contato.

3.2.1 Balanço de energia no arame dentro do bico de contato

Conforme comentado anteriormente, o interesse é obter a temperatura do arame quando o mesmo se encontra ao final do *stickout*. Portanto, foi realizado o balanço de energia no comprimento de arame existente dentro do bico de contato, de acordo com a ilustração da Figura 14. Ressaltando duas considerações importantes: o arame e o bico são concêntricos, ou seja, não há contato entre suas superfícies no volume de controle, não existindo assim o aquecimento por efeito Joule nessa região; e o contato elétrico ocorre pontualmente no final do bico.

Figura 14 – Corte transversal do bico de contato: (a) Visão geral e em (b) visão detalhada do volume de controle



Fonte: Autora (2017).

De acordo com a 1ª Lei da Termodinâmica, a variação de energia armazenada em um volume de controle deve ser igual à quantidade de energia que entra no volume menos a quantidade de energia que deixa o volume de controle (ÇENGEL; BOLES, 2011). Deste modo, de acordo com os autores, a 1ª Lei é vista como uma declaração do princípio de conservação de energia, o qual para volumes de controle é expresso conforme a Equação 10.

$$\frac{dE}{dt} = \dot{Q}_e - \dot{Q}_s + \dot{m}_e h_e - \dot{m}_s h_s + \dot{W}_e - \dot{W}_s \quad (10)$$

onde, \dot{Q} representa a taxa de calor, \dot{m} a vazão mássica, h a entalpia e \dot{W} a taxa de trabalho, os índices “e” e “s” referem-se a entrada e saída, respectivamente. Com isso, a Equação 10 foi simplificada ao avaliá-la no volume de controle proposto (Figura 14) a partir das seguintes hipóteses e considerações:

- O sistema opera em regime estacionário;
- Não existe realização de trabalho, $\dot{W}_e = \dot{W}_s = 0$;
- A transferência de calor é unidirecional e radial;

- A transferência de calor ocorre do bico de contato para o arame e unicamente por condução pelo ar presente na folga entre a parede interna no bico de contato e o arame;
- Os efeitos da radiação do arco sobre o arame são desprezíveis, uma vez que o diâmetro do mesmo é pequeno.

De acordo com Incropera *et al.* (2007) a transferência de calor por condução é dada por uma relação entre a diferença das temperaturas analisadas, condutividade do meio ou do material, área da superfície em que o calor entra e a distância em que ele é conduzido. Assim, com base na aplicação deste trabalho, \dot{Q}_e foi determinado de acordo com a Equação 11, em que A_L é a área da superfície do arame, δ a distância entre o arame e a parede interna do bico de contato e K_{AR} é a condutividade do ar.

$$\dot{Q}_e = \frac{A_L K_{AR}}{\delta} (T_{Bico} - T_{Média}) \quad (11)$$

em que:

- $T_{Média} = \frac{T_{Amb} + T_S}{2}$ (12)

- $A_L = 2 \pi r L$ (13)

Ressaltando, conforme apresentado na seção 3.1.2, que como a temperatura do bico de contato depende da corrente de soldagem e do valor do *stickout*, as Equações 8 e 9 foram adotadas para encontrar o valor de T_{Bico} .

Uma vez que o sistema opera em regime permanente, $\dot{m}_e = \dot{m}_s = \dot{m}$, a qual foi encontrada a partir da Equação 14, em que ρ representa a densidade do arame e A_A , a área transversal do arame.

$$\dot{m} = V_A \rho A_A \quad (14)$$

Por fim, a entalpia para sólidos pode ser aproximada pelo produto entre o calor específico e a temperatura (INCROPERA *et al.*, 2007). Conforme previamente descrito na fundamentação teórica, de acordo com Reis (2004) o calor específico do arame aço carbono é dependente da temperatura e pode ser encontrado a partir da Equação 7, equação esta que foi

adotada no desenvolvimento do trabalho. Assim sendo, observando o volume de controle da Figura 14(b), h_e é dada pela multiplicação entre o valor do calor específico na temperatura ambiente, e a própria T_{Amb} . Já h_s é a multiplicação de $C(T_S)$ com a temperatura do arame, T_S .

Em concordância com as considerações e hipóteses que foram expostas até agora, ao substituir as equações previamente descritas e rearranjando os termos, o balanço de energia dado pela Equação 10, resultou em uma relação implícita para encontrar a temperatura do arame segundo a Equação 11.

$$T_S = \frac{\frac{A_L K_{Ar}}{\delta} \left(T_{Bico} - \left(\frac{T_{Amb} + T_S}{2} \right) \right) + V_A \rho A_A C(T_{Amb}) T_{Amb}}{V_A \rho A_A C(T_S)} \quad (11)$$

3.2.2 Modelo para obtenção da temperatura do arame junto ao bico de contato

Feito o balanço de energia dentro do bico de contato foi possível encontrar a temperatura do arame por meio da Equação 11. Como se pode observar, essa é uma equação a qual não é possível isolar o valor de T_S , logo uma forma de resolvê-la é por meio de iterações consecutivas até a convergência do resultado. Para tal, escolheu-se um método simples para encontrar T_S , o qual consistiu em fornecer um valor inicial para a temperatura (sendo substituído no lado esquerdo da equação) gerando um resultado. Este por sua vez, tornou-se o próximo valor da temperatura, gerando um novo resultado e assim sucessivamente, até que o módulo da diferença entre o valor introduzido e o resultado da temperatura atingisse uma tolerância menor que 10^{-3} . Sendo assim, o método descrito foi implementado no *Software MatLab* gerando um modelo para obtenção da temperatura do arame junto ao bico de contato. O *script* desenvolvido está apresentado no Apêndice A.

Dentre os dados de entrada do programa, foi necessário fornecer o valor da distância entre o arame e a parede interna do bico de contato, ou seja, o valor de δ . Ao passar o arame dentro do bico de contato é visivelmente notável que a folga no orifício é bem pequena, assim, tornando-se difícil mensura-la. Além disso, esse é um parâmetro bem significativo na determinação da temperatura, uma vez que ao muda-lo minimamente percebeu-se que o resultado se alterou consideravelmente. Todavia, adotou-se como plausível que δ assumisse valor igual a 0,05 mm, tanto para o bico de contato para o arame com 1,0 mm de diâmetro, quanto para o bico para o arame de 1,2 mm.

Ao rodar o *script* para os parâmetros dos ensaios experimentais da Tabela 5, foi possível encontrar a temperatura do arame nessas condições, conforme os resultados da Tabela 6.

Tabela 6 – Valores da T_S obtidos por meio da equação do balanço de energia para diferentes condições de soldagem

Diâmetro (mm)	Ensaio	<i>Stickout</i> (mm)	I_m (A)	Velocidade de alimentação (m/min)	Temperatura do bico de contato (°C)	Temperatura do arame – T_S (°C)
1,0	1	10	99	3,9	106,4	57,3
	2	17	99	4,7	100,4	51,7
	3	24	99	5,3	92,3	47,3
	4	10	50	2,0	75,1	57,6*
	5	10	149	6,6	149,8	56,9
1,2	6	10	100	2,7	99,6	56,5
	7	17	99	3,0	87,9	50,5
	8	24	99	3,5	78,5	45,0
	9	10	50	1,3	69,4	56,7*
	10	10	149	4,2	140,1	58,4

Fonte: Autora (2017).

Os valores de T_S da Tabela 6 que apresentam um asterisco ao seu lado, ou seja, os resultados dos ensaios 4 e 9, não foram obtidos por meio do modelo computacional proposto, pois para baixos valores da velocidade de alimentação, o *script* desenvolvido não foi capaz de convergir para uma resposta. Logo, essas temperaturas foram encontradas por meio de outra ferramenta computacional, o *Wolfram Alpha*.

Analisando detalhadamente os resultados da temperatura do arame na Tabela 6, é possível observar que os valores permaneceram próximos, ou seja, na casa dos 50 °C, incluindo todas as condições, de modo que a relação entre os parâmetros de soldagem se compensam de um jeito ou de outro, fornecendo assim uma faixa de temperatura do arame relativamente constante. Essa compensação pode ser justificada pela variação da velocidade de alimentação do arame, por exemplo, o ensaio 5 mesmo utilizando uma corrente de soldagem 50% superior em relação ao ensaio 1, a temperatura do arame foi menor. Isso se deve ao efeito oposto da V_A , que neste caso foi bem maior. A velocidade de alimentação do arame está correlacionada com o tempo em que o arame permanece dentro do bico de contato,

ou seja, quanto maior for o valor de V_A , menor o tempo que o arame possui para absorver o calor proveniente do bico de contato.

O fato de ter sido identificado um valor para a temperatura do arame relativamente constante, condiz com o proposto pela literatura, entretanto de acordo com Waszink e Heuvel (1979) apud Waszink e Heuvel (1982) o valor de T_S é fixo e igual a $77\text{ }^\circ\text{C}$, diferentemente do resultado encontrado neste trabalho. Além disso, a justificativa para que Reis (2004), Modenesi e Bracarense (2007), assumisse o valor fixo de T_S igual a $100\text{ }^\circ\text{C}$ também é condizente, todavia, esses autores afirmam que este valor é igual à temperatura do bico de contato, de modo que com base no discutido na seção anterior deste trabalho, essa afirmação torna-se contraditória. A diferença entre esses valores de T_S , ou seja, $50\text{ }^\circ\text{C}$, $77\text{ }^\circ\text{C}$ e $100\text{ }^\circ\text{C}$ podem ser devido ao modo como foram estimadas, uma vez que os referenciais teóricos expressam somente que a temperatura foi avaliada para um arame de aço carbono, sem detalhes sobre sua composição bem como sob quais parâmetros, hipóteses e considerações foram determinadas, de maneira que, a falta de informações gera somente especulações sobre a discrepância entre os valores de T_S .

Apesar de não ser possível exprimir uma relação linear e direta de T_S em função dos parâmetros de soldagem, como encontrado para T_{Bico} em função da corrente e *stickout*, foi possível confirmar um comportamento geral da temperatura do arame, a qual apresentou valores inferiores a temperatura do bico de contato. Isto já era de se esperar, pois se assumiu que o calor flui do bico para o arame, bem como o bico de contato permanece fixo em sua posição na tocha de soldagem, enquanto o arame está em constante movimento, carregando parte da energia térmica consigo.

3.3 MODELO DO GRADIENTE DE TEMPERATURA NO *STICKOUT*

Na fundamentação teórica na seção 2.3 foi apresentada a existência de uma equação diferencial capaz de descrever o gradiente de temperatura ao longo do comprimento livre do eletrodo, ou seja, ao longo do *stickout*. Essa mesma equação pode ser simplificada se a região de interesse se encontra em Z maior que $0,5\text{ mm}$, ou melhor dizendo, em regiões não tão próximas ao arco voltaico, como é o caso de estudo desse trabalho. Assim sendo, com auxílio do *Software MatLab* foi desenvolvido um modelo computacional para resolver a Equação 5.

Optou-se por utilizar o método numérico conhecido como Método de Euler para obtenção aproximada da solução. Para tal, se fez necessário à implementação da Equação 12,

$$T(Z + \Delta Z) \cong T(Z) + \left. \frac{dT}{dZ} \right|_Z \Delta Z \quad (12)$$

de modo que, ao rearranjar os termos da Equação 5, foi possível expressar a derivada pela seguinte relação:

$$\frac{dT}{dZ} = - \frac{I^2 \Omega(T)}{A_A^2 C(T) \rho V_A} \quad (13)$$

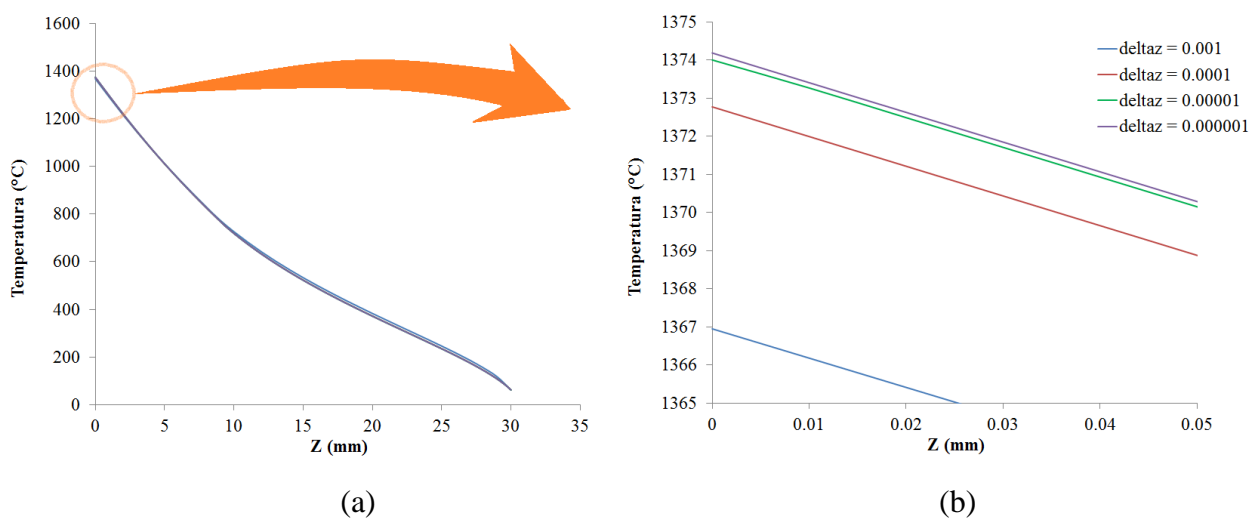
Como a equação diferencial é de primeira ordem, se faz necessária uma condição de contorno para resolvê-la, sendo essa a temperatura na posição em que $Z = S$, conforme abordado anteriormente. Logo, o modelo térmico do *stickout* considerou a equação proveniente do balanço de energia (Equação 11) para o fornecimento da T_S e consequentemente as Equações 8 e 9 referente a T_{Bico} . Os termos da Equação 13 respectivo a resistividade e calor específico em função da temperatura foram adotados de acordo com as relações apresentadas na seção 2.3 da fundamentação teórica, ou seja, foram utilizados respectivamente as equações da Tabela 3 e a Equação 7.

Já para a velocidade de alimentação do arame, sabe-se que existe uma relação entre a velocidade do arame e a corrente média de soldagem descrita por $V_A = A I + B$, sendo que as constantes A e B variam com o valor do *stickout* para um dado arame. Logo, caso não for conhecido os valores das constantes, a relação para V_A pode ser determinada por meio de ensaios experimentais.

Uma das considerações importantes na implementação da Equação 12 diz respeito ao valor do ΔZ , o qual delimita o numero de passos da integração numérica. A princípio, quanto menor for o valor do passo, mais próximo o resultado obtido torna-se da solução exata. Deste modo, conforme o *script* desenvolvido e apresentado no Apêndice A, o modelo computacional foi avaliado para diferentes valores de passo, conforme os perfis apresentados na Figura 15, para uma condição genérica. Com isso, o ΔZ admitido no código foi igual a 10^{-6} , pois a partir desse valor de passo a diferença entre as soluções foi de $\pm 0,5$ °C.

Figura 15 – Comparação dos resultados da temperatura utilizando diferentes valores de ΔZ :

(a) Visão geral e em (b) visão detalhada da região



Fonte: Autora (2017).

3.4 VALIDAÇÃO DO MODELO TÉRMICO DESENVOLVIDO

Em conformidade com o que foi exposto, constatou-se que o *stickout* é um parâmetro de grande influência sobre o processo, todavia usá-lo em um valor elevado ocasiona diversas particularidades durante a soldagem, de modo que o mesmo deve ser limitado. Contudo, na soldagem a arco submerso, no qual o arame se aquece pelas mesmas parcelas de calor que no processo MIG/MAG, existe uma técnica operacional que utiliza um prolongador ao bico de contato, e é capaz de contornar tais particularidades (DAVIS, 1997).

Assim, nessa seção serão abordadas as etapas para a validação do modelo térmico desenvolvido a partir do estudo sobre os fenômenos térmicos ocorridos no *stickout*. Será verificada a viabilidade quanto a utilização de um prolongador no processo de soldagem MIG/MAG, tanto do ponto de vista teórico quanto prático.

3.4.1 Determinação da temperatura crítica

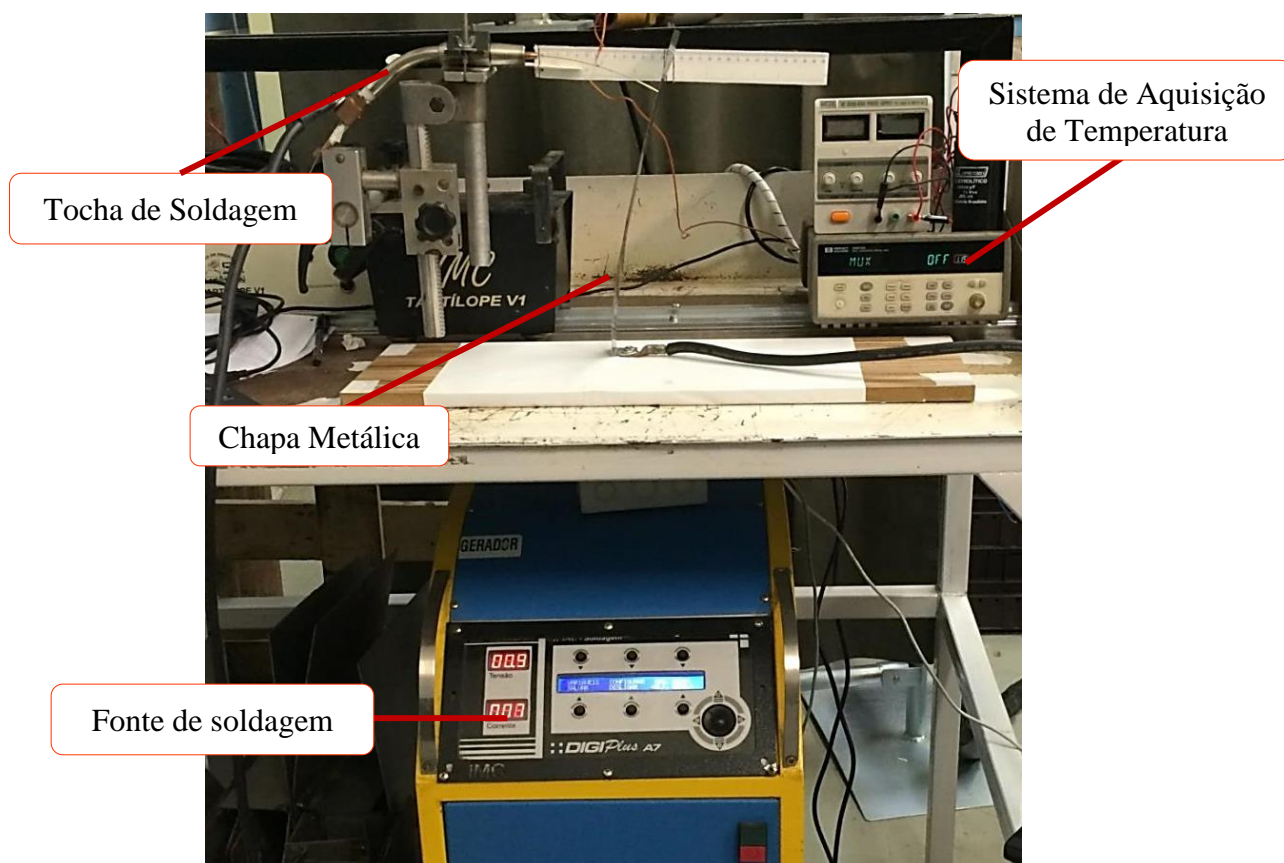
No desenvolver deste trabalho, comentou-se sobre o comportamento de utilizar elevados valores de *stickout* e suas consequências para o processo. Uma delas é a instabilidade do arco voltaico, pois o arame pode perder sua capacidade de manter-se linearmente na posição original, dado ao aumento significativo da parcela de calor proveniente do efeito Joule. Sendo assim, nesta seção serão realizados ensaios experimentais

com o intuito de determinar em qual temperatura o arame AWS ER70S-6 de diâmetros 1,0 e 1,2 mm atinge a deformação plástica. A mesma receberá a nomenclatura de temperatura crítica (T_c).

3.4.1.1 Materiais e métodos

Para a obtenção da temperatura crítica do arame houve a necessidade da estruturação e montagem de uma bancada de ensaios. De modo geral, a mesma foi composta com os seguintes equipamentos: Tartílope, fonte de soldagem e sistema de aquisição de temperatura, os mesmos utilizados e então descritos na seção 3.1.1. Com o objetivo de facilitar a explicação da metodologia empregada, a Figura 16 exibe uma visão geral da bancada.

Figura 16 – Bancada de soldagem para obtenção da temperatura crítica do arame



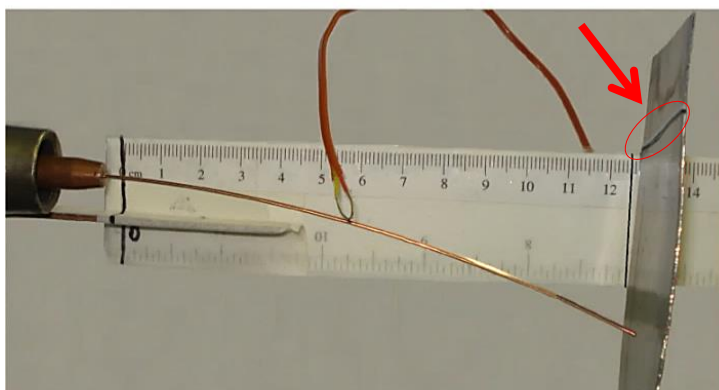
Fonte: Autora (2017).

Simplificadamente, o método adotado para encontrar T_c , consistiu em aquecer um comprimento de arame por meio da passagem de corrente elétrica, sem que houvesse a abertura do arco voltaico. Sendo assim, uma fina chapa de metal foi fixada

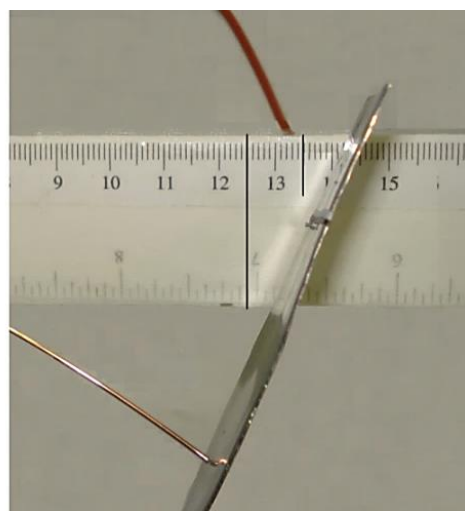
perpendicularmente à base da bancada, agindo como uma força mínima de compressão no momento que a extremidade do arame a empurrava. Tão somente, junto à base dessa chapa conectou-se o polo negativo da fonte, fechando assim o circuito elétrico iniciado na tocha de soldagem. A chapa possuiu aproximadamente 450 mm de comprimento, com 55 mm de largura e 1,5 mm de espessura, tonando-se relativamente flexível, especialmente quando uma de suas extremidades permanece fixa.

A ideia geral do ensaio foi manualmente movimentar o Tartílope, e conseqüentemente a tocha de soldagem, para uma posição em que o comprimento de arame assentado para fora do bico de contato fosse capaz de empurrar a extremidade livre da chapa, curvando-a até o ponto desejado. Este ponto foi marcado em uma escala, a qual permaneceu fixa à tocha de soldagem durante todos os ensaios, além disso, foi feita uma marcação na própria chapa metálica, a qual está representada pela seta vermelha na Figura 17(a). No momento em que a chapa se encontrava em seu estado natural, a marcação na chapa coincidiu com a posição de 125 mm da escala. Após a movimentação do Tartílope, o arame foi capaz de empurrar a chapa e assim deformando-a por flexão até que a marcação chegasse à posição de 135 mm da escala, conforme a Figura 17(b). Essas medições foram importantes para garantir uma metodologia concisa, para que todos os ensaios pudessem ser realizados sob a mesma condição.

Figura 17 – Aquisição da temperatura crítica: em (a) posição natural da chapa metálica e em (b) posição da chapa metálica quando o arame a flexiona



(a)

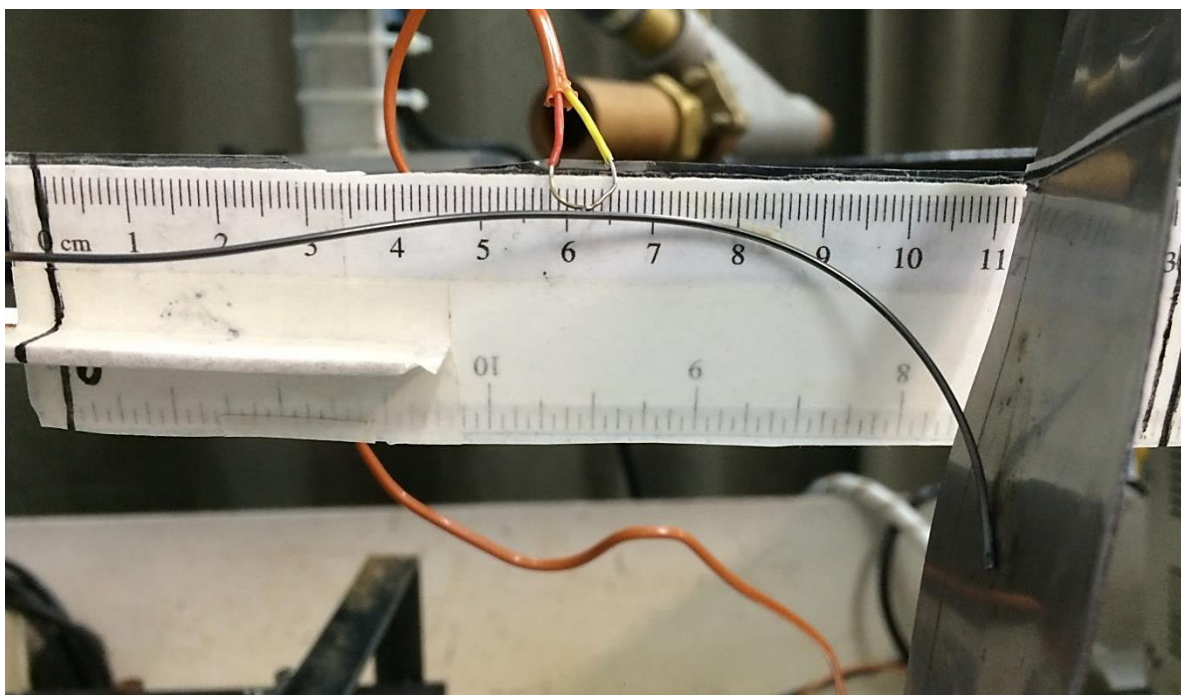


(b)

Fonte: Autora (2017)

Uma vez que a chapa atingiu a marcação desejada, a fonte de soldagem foi habilitada e, assim, passando corrente ao longo do arame e consequentemente aquecendo-o. Posto que a chapa atuou como uma carga aplicada, comprimindo o arame e juntamente houve o aumento da temperatura, depois de certo tempo, ocorreu a deformação do arame de acordo com o exposto na Figura 18.

Figura 18 – Comportamento do arame após o ensaio para determinação da temperatura crítica (T_c)



Fonte: Autora (2017).

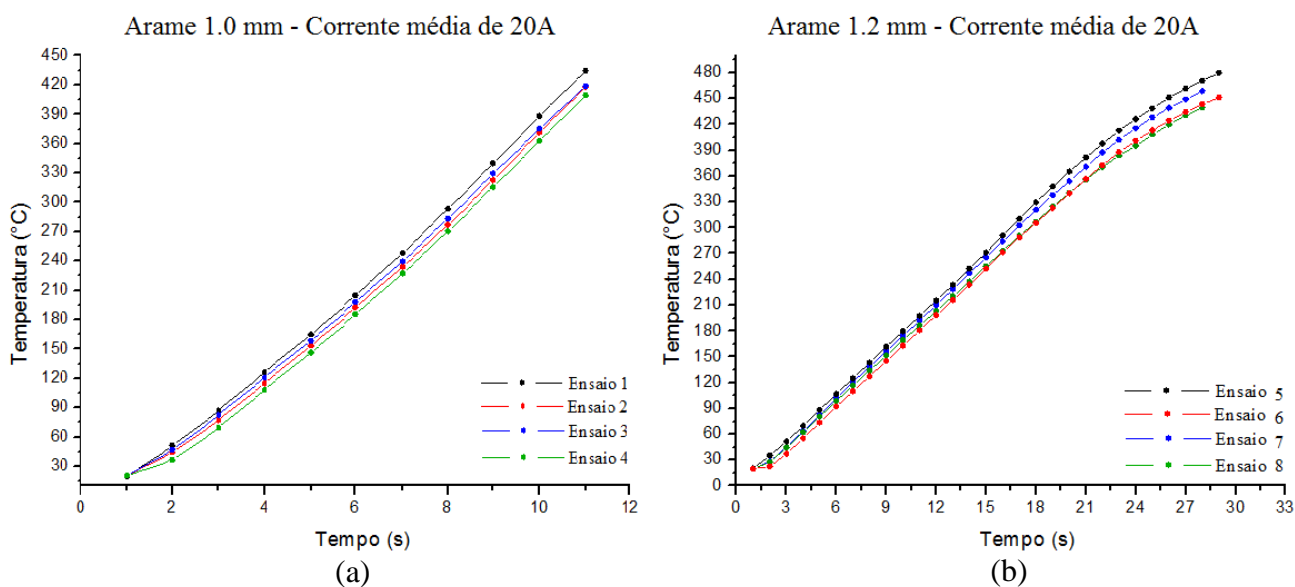
Assim que a chapa metálica passava a marcação na escala, correspondente a posição natural da chapa, a fonte era então desabilitada, interrompendo a passagem de corrente elétrica e encerrando o ensaio. Tanto para o arame de diâmetro 1,0 mm quanto para o de 1,2 mm, a energia de soldagem utilizada foi a mesma, sendo assim, a corrente adotada foi igual a 20 A. Optou-se por um valor baixo de corrente, para que o aquecimento do arame ocorresse lentamente e, assim, facilmente identificar o momento da deformação do mesmo. Tão somente, se a temperatura se elevasse muito rapidamente, dada ao uso de alta corrente, o arame poderia vir a atingir a temperatura de fusão e romper-se, antes que houvesse tempo de identificar a ocorrência a deformação.

De acordo com as figuras anteriormente apresentadas, é possível observar que o termopar foi fixado aproximadamente na metade do comprimento do arame. Essa fixação ocorreu por meio de uma descarga capacitiva, utilizando um capacitor de 10000 μF .

3.4.1.2 Resultados

Seguindo a metodologia descrita na seção anterior, foram realizados 4 ensaios experimentais para cada diâmetro de arame, todos sob mesmas condições, ou seja, mesmo comprimento de arame e corrente de soldagem. A Figura 19 apresenta os resultados de temperatura do arame em relação ao tempo, os quais foram obtidos com o sistema de aquisição de temperatura.

Figura 19 – Resultado dos ensaios experimentais para determinação da T_c : em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) para o arame com 1,2 mm

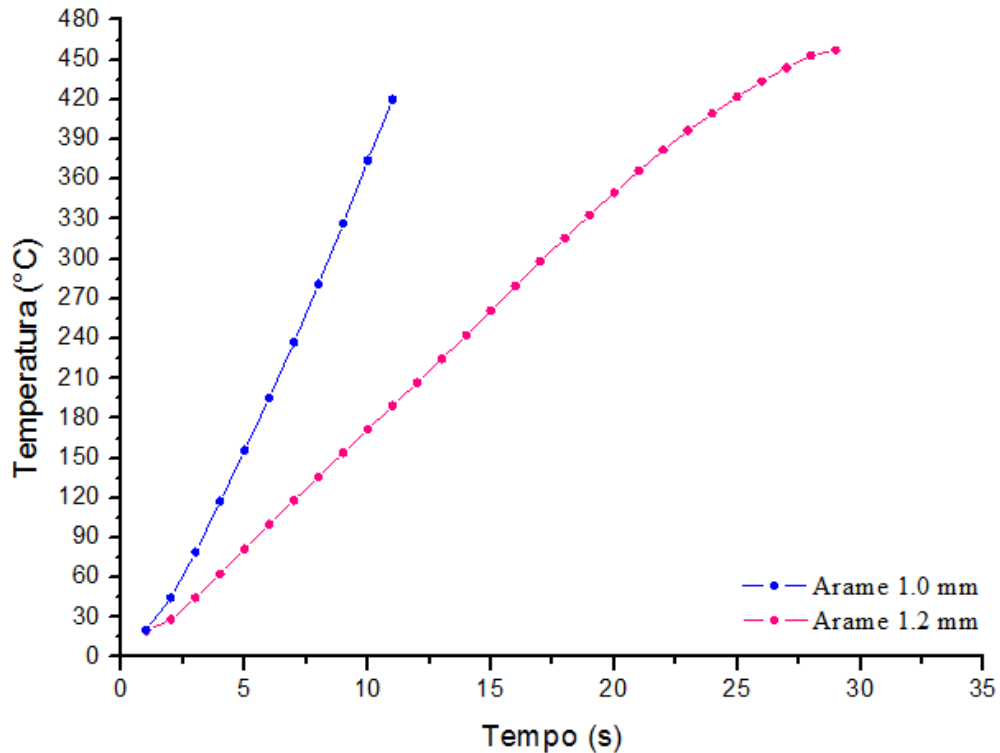


Fonte: Autora (2017).

Como se pode observar na Figura 19, o tempo de realização do ensaio para o arame de bitola igual a 1,2 mm foi maior do que para o arame de 1,0 mm. Isto se deve ao fato que o arame de maior diâmetro possui área superior, demorando mais para aquecer e conseqüentemente deformar-se.

Para a determinação efetiva da temperatura crítica, fez-se a média dos resultados experimentais para ambas as bitolas de arame, de acordo com a Figura 20, sendo que T_C é o valor referente ao último instante de tempo do ensaio.

Figura 20 – Média dos resultados proveniente dos ensaios para determinação da T_C

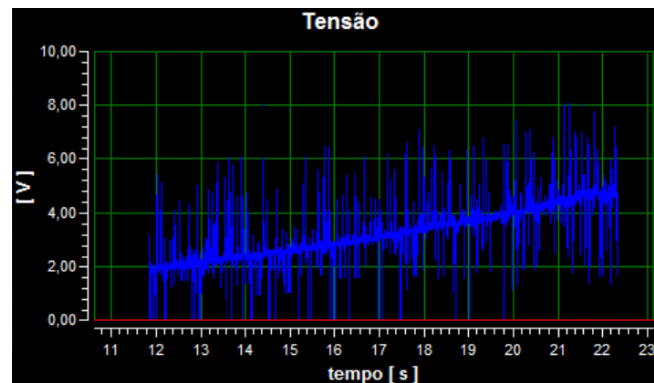


Fonte: Autora (2017).

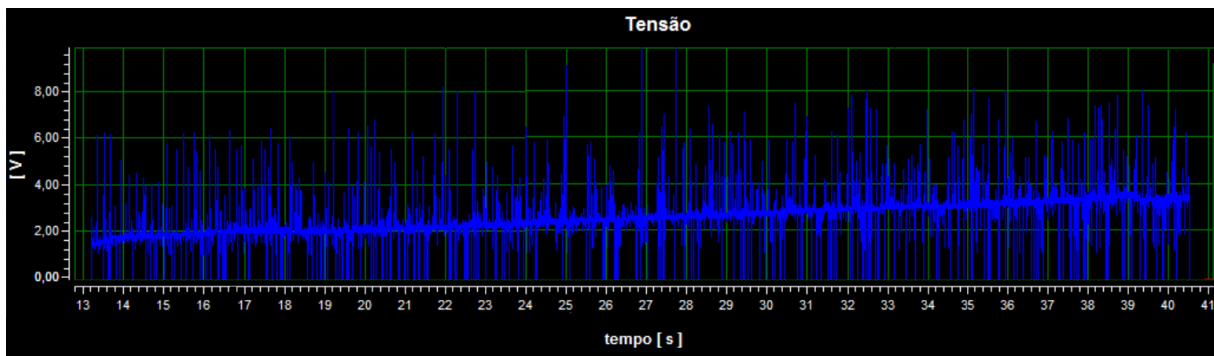
Por conseguinte, a temperatura crítica para o arame com 1,0 mm de diâmetro foi igual a 423 °C, enquanto que para o arame de 1,2 mm foi igual a 454 °C.

Com o sistema SAP V4 foi obtido o comportamento da tensão de soldagem durante os ensaios experimentais, conforme apresentado na Figura 21. Vale ressaltar que apesar da aquisição apresentar bastante ruído, o comportamento médio ainda pode ser levado em consideração para uma análise de resultados.

Figura 21 – Comportamento da tensão durante o ensaio experimental: em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) para o arame de 1,2 mm



(a)



(b)

Fonte: Autora (2017).

De acordo com a Figura 21 é possível concluir que durante os ensaios, a tensão de soldagem aumentou linearmente com o passar do tempo e conseqüentemente a resistência do arame (R) aumentou, uma vez que a tensão é dada pelo produto entre a resistência e a corrente de soldagem. Outrossim, tendo em vista a relação $R = (\Omega S)/A_A$, juntamente com o comportamento da tensão, foi possível confirmar que a resistividade eleva-se significativamente com o aumento da temperatura do arame, fato esse que corrobora com o abordado anteriormente neste trabalho.

3.4.1.3 Análise dos resultados

Perante o exposto, foi possível encontrar a temperatura crítica para o arame AWS ER70S-6 por meio de ensaios experimentais. Os resultados encontrados coincidiram com o valor proposto pela literatura, confirmando que a metodologia adotada nesse trabalho foi uma alternativa simples e eficaz de para adquirir tal temperatura e que, portanto, pode ser aplicada

a arames de solda de composições químicas complexas. Sendo assim, as T_C para o arame com diâmetro de 1,0 e 1,2 mm foram, respectivamente, iguais a 423 °C e 454 °C.

3.4.2 Determinação da relação entre V_A e I_m

Conforme previamente discutido na seção 3.3, existe uma relação característica do processo de soldagem, a qual relaciona a velocidade de alimentação do arame por meio do valor da corrente juntamente com duas constantes de modo que $V_A = A I + B$. Assim, visto que para a validação do modelo térmico desenvolvido adotou-se o *stickout* igual a 30 mm, nessa etapa do trabalho foram realizados ensaios experimentais com diferentes valores de correntes de soldagem para determinar os valores das constantes A e B, e conseqüentemente encontrar a relação de V_A específico para esse *stickout*.

3.4.2.1 Materiais e métodos

Os ensaios experimentais ocorreram na mesma bancada descrita na seção 3.1.1, porém não houve a necessidade do uso do sistema de aquisição de temperatura tampouco do bico de contato modificado. Sendo assim, os materiais utilizados consistiram na fonte MIG/MAG convencional, tracionador de arame, unidade de refrigeração, Tártlope e tocha de soldagem. Os consumíveis também foram os mesmos, ou seja, o arame foi o AWS ER70S-6 de diâmetros 1,0 e 1,2 mm e o gás de proteção foi o argônio com 8% de CO₂, na vazão de 18 l/min. Este valor adotado foi maior do que usualmente utilizado, pois uma vez que o *stickout* foi elevado, se fez necessário utilizar uma maior vazão de gás para garantir a proteção do arco voltaico bem como da poça de fusão.

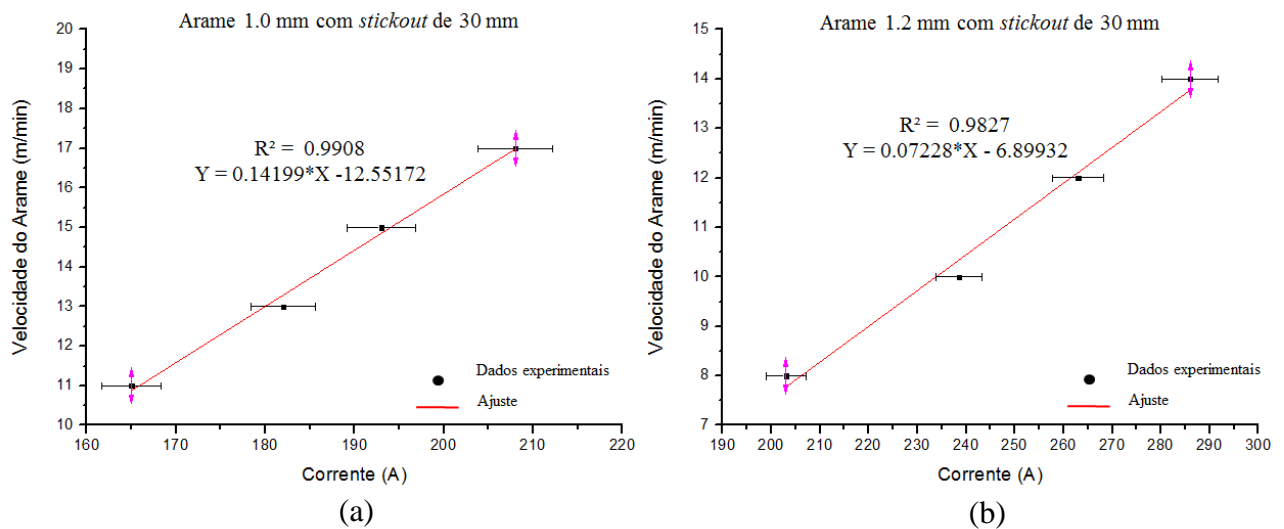
O método consistiu em realizar ensaios para cada diâmetro de arame em quatro níveis de corrente diferentes, e então registrar o valor da velocidade de alimentação do arame correspondente para manter a altura de arco constante e em torno de 6,0 mm. Posto que o interesse fosse efetuar os ensaios no modo de transferência goticular, devido a menor geração de respingos, os valores de correntes adotados foram acima da corrente de transição.

3.4.2.2 Resultados

Com a obtenção das velocidades de alimentação do arame, por meio dos ensaios experimentais, foi possível expor os resultados em um gráfico, conforme apresentado na

Figura 22. O comportamento desses foi linear, logo foi possível ajustar os dados por meio de uma reta dando origem a equação característica do processo para o encontro de V_A . Vale salientar que na figura estão os intervalos de incerteza de medição de $\pm 2\%$ para o valor da corrente.

Figura 22 – Velocidade de alimentação do arame em função da corrente para o *stickout* de 30 mm: em (a) para o arame com diâmetro igual a 1,0 mm e em (b) diâmetro de 1,2 mm



Fonte: Autora (2017).

Reavaliando os conceitos abordados na fundamentação teórica, em específico na seção 2.2, foi apresentada uma equação conhecida como Equação de Lesnewick, a qual descreve a velocidade de fusão do arame em função do *stickout*, corrente e coeficientes do processo, variantes com o diâmetro do arame. Ao assumir tais coeficientes, α e β , iguais aos da Tabela 2, foi possível calcular a velocidade de acordo com a Equação 1. Valendo a consideração de que a velocidade de fusão é igual à velocidade de alimentação. Além disso, uma vez que os ensaios foram realizados no modo convencional de soldagem e que a transferência obtida foi goticular, a corrente eficaz assumiu o mesmo valor que a corrente média. Desta forma, a Tabela 7 apresenta tanto os valores de V_A decorrente dos ensaios experimentais, quanto para a solução da equação presente na literatura nas condições dos ensaios.

Tabela 7 – Comparação das velocidades de alimentação do arame obtidas por meio de ensaios experimentais e pela Equação de Lesnewich

Diâmetro do arame (mm)	I _m (A)	V _A – Experimental (m/min)	V _A – Equação de Lesnewich (m/min)
1,0	165	11	9,1
	182	13	10,6
	193	15	11,5
	208	17	13,0
1,2	203	8	7,7
	238	10	10,0
	263	12	11,6
	286	14	13,3

Fonte: Autora (2017).

Ao examinar as velocidades da Tabela 7, foi possível concluir que a Equação de Lesnewich providencia valores próximos do V_A obtidos experimentalmente para o uso do arame de diâmetro igual a 1,2 mm, caso contrário, os resultados diferem significativamente. Uma hipótese para os valores terem sido diferente para o arame de 1,0 mm é o fato que quanto menor a bitola do arame, mais significativo é o efeito da resistividade, de modo a atribuir uma maior discrepância do valor do coeficiente β tabelado do valor real do arame específico utilizado nos ensaios experimentais neste trabalho.

3.4.2.3 Análise dos resultados

Conforme visto, a velocidade de alimentação do arame possui uma relação linear com a corrente média de soldagem. Com base nisso, por meio de ensaios experimentais considerando um *stickout* de 30 mm, foi possível determinar tal relação para o arame de diferentes bitolas, de acordo com as equações abaixo:

$$V_{A,1.0} = 0,14199 I_m - 12,55172 \quad (14)$$

$$V_{A,1.2} = 0,07228 I_m - 6,89932 \quad (15)$$

O resultado obtido pela Equação 15 foi muito próximo do proposto pela Equação de Lesnewich (Equação 1), porém o mesmo não ocorreu nos casos do arame com diâmetro igual a 1,0 mm. Uma sugestão futura para averiguar o motivo dos resultados serem próximos para

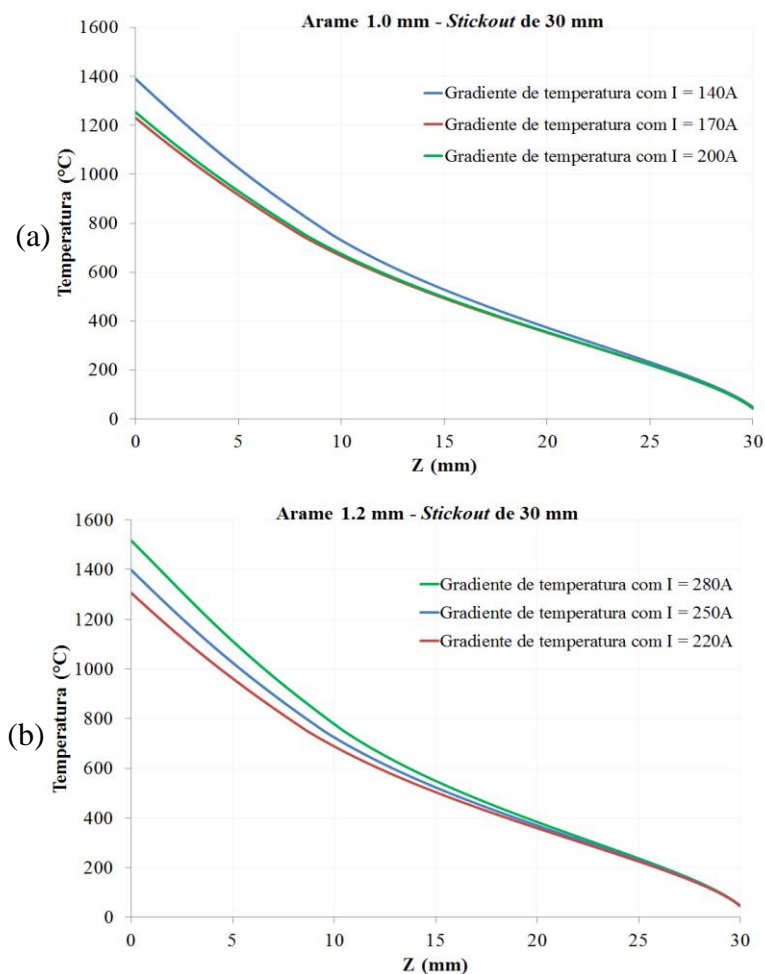
um diâmetro e para outro não, seria procurar novas bibliografias para reavaliar os valores das constantes α e β .

3.4.3 Execução do modelo

Nesta etapa do trabalho ocorreu de fato a execução do modelo térmico desenvolvido e discutido na seção 3.3, para a condição do *stickout* igual a 30 mm. Sendo assim, no *script* previamente elaborado foram adicionadas as relações da velocidade de alimentação do arame com a corrente média de soldagem, ou seja, foi implementado ao código as Equações 14 e 15.

O modelo foi avaliado em diferentes condições, isto é, o código foi executado para correntes médias de soldagem distintas, a fim de verificar o comportamento geral do perfil de temperatura para esse comprimento livre de arame, como pode ser observado na Figura 23.

Figura 23 – Gradiente de temperatura obtido para o *stickout* de 30 mm em diferentes valores de corrente de soldagem: em (a) para o arame de 1,0 mm de diâmetro e em (b) 1,2 mm



Fonte: Autora (2017).

Com base nos resultados apresentados na Figura 23, em uma visão macroscópica dos gráficos, a execução do modelo proporcionou perfis de temperatura próximos independentemente da corrente média empregada. Em específico, essa aproximação foi mais visível na região mais junto ao bico de contato, ou seja, para Z maiores que 25 mm. Uma justificativa para esse comportamento da temperatura deve-se ao fato de que V_A é proporcional a corrente, de modo que a combinação entre esses dois parâmetros, para o mesmo *stickout*, se compensam tanto no momento do balanço de energia dentro do bico de contato (para a então definição de T_S), quanto na própria equação diferencial responsável pela descrição da distribuição de temperatura.

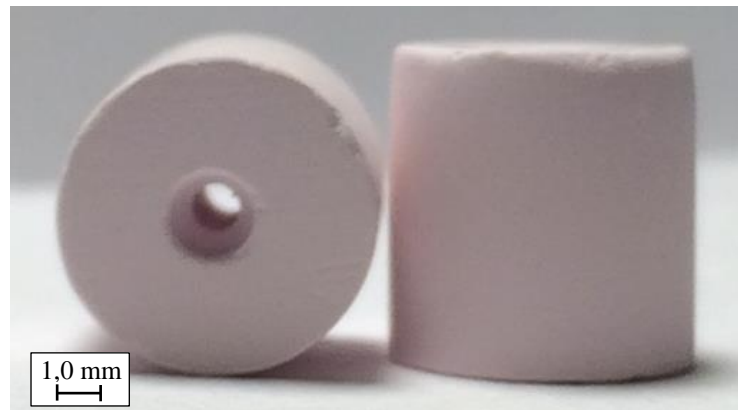
3.4.4 Ensaio experimental de soldagem

A proposta geral desse estudo foi encontrar uma forma de avaliar a possibilidade de utilização de grandes valores de *stickout* no processo MIG/MAG. Sendo assim, essa etapa do trabalho consistiu no desenvolvimento de um prolongador, acoplado ao bico de contato, com o intuito de avaliar a viabilidade de sua aplicação.

3.4.4.1 Materiais e métodos

Assim como o proposto por Davis (1997), o material escolhido para a composição do prolongador foi a cerâmica, pois a mesma possui um alto ponto de fusão e uma vez que estará sujeita a altas temperaturas, proveniente do calor gerado durante a soldagem, essa propriedade torna-se imprescindível para a composição do prolongador. Além disso, dada à finalidade de sua aplicação, o material constituinte deve ser isolante elétrico. Isto posto, foram utilizados tubos de cerâmica da marca Engecer (2017), em específico o modelo CEH 5059R, conforme apresentado na Figura 24. De acordo com o fabricante, recomenda-se que esse material seja utilizado até no máximo uma temperatura de 1400 °C.

Figura 24 – Tubo cerâmico utilizado na confecção do prolongador acoplado ao bico de contato



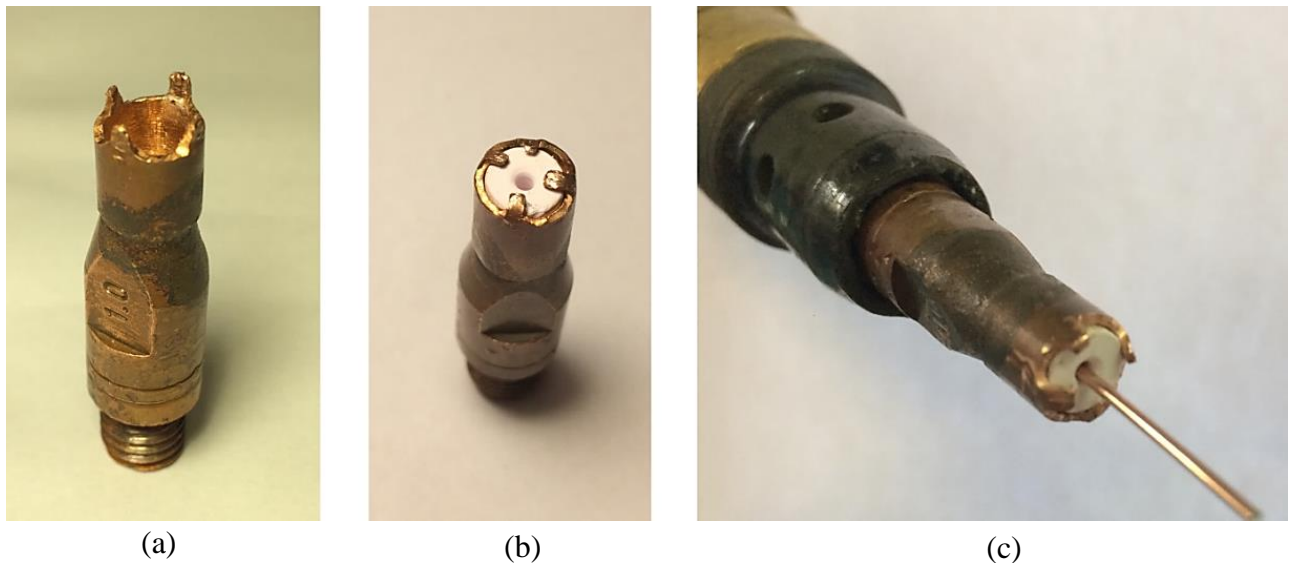
Fonte: Autora (2017).

As dimensões da cerâmica são iguais a 7,0 mm de comprimento com 5,0 mm de diâmetro externo, porém visto que os ensaios experimentais foram realizados para duas bitolas de arame, adotou-se dois tamanhos de diâmetro interno, sendo um igual a 1,24 mm e o outro com 1,41 mm, para serem usados com os arames de 1,0 e 1,2 mm de diâmetro, respectivamente.

Uma vez definido o material foi necessário encontrar uma maneira de fixa-lo junto ao bico de contato, constituindo assim o prolongador em si. Portanto, a solução adotada compreendeu na brasagem de um tubo de cobre na extremidade do bico, possuindo diâmetro interno suficientemente grande para o encaixe da cerâmica, e ao mesmo tempo, tendo espessura de parede consideravelmente pequena para não atrapalhar na passagem do gás de proteção. De um modo geral, alongou-se a extensão externa do próprio bico de contato.

Para garantir a não movimentação da cerâmica e que a mesma não corresse o risco de cair durante os ensaios, com o auxílio de uma micro retífica a extremidade do tubo de cobre foi desgastada em formato de coroa conforme apresentado na Figura 25(a). Por conseguinte, a cerâmica foi então encaixada dentro do tubo e com um ajuda de um alicate, as pontas da coroa foram abaixadas, agindo como garras e assim prendendo a cerâmica em seu devido lugar, conforme a Figura 25 (b). Por fim, o prolongador foi conectado a tocha de soldagem, Figura 25 (c).

Figura 25 – Prolongador desenvolvido. Em (a) Tubo de cobre acoplado ao bico de contato, (b) cerâmica encaixada dentro do tubo e em (c) visão aproximada da tocha de soldagem

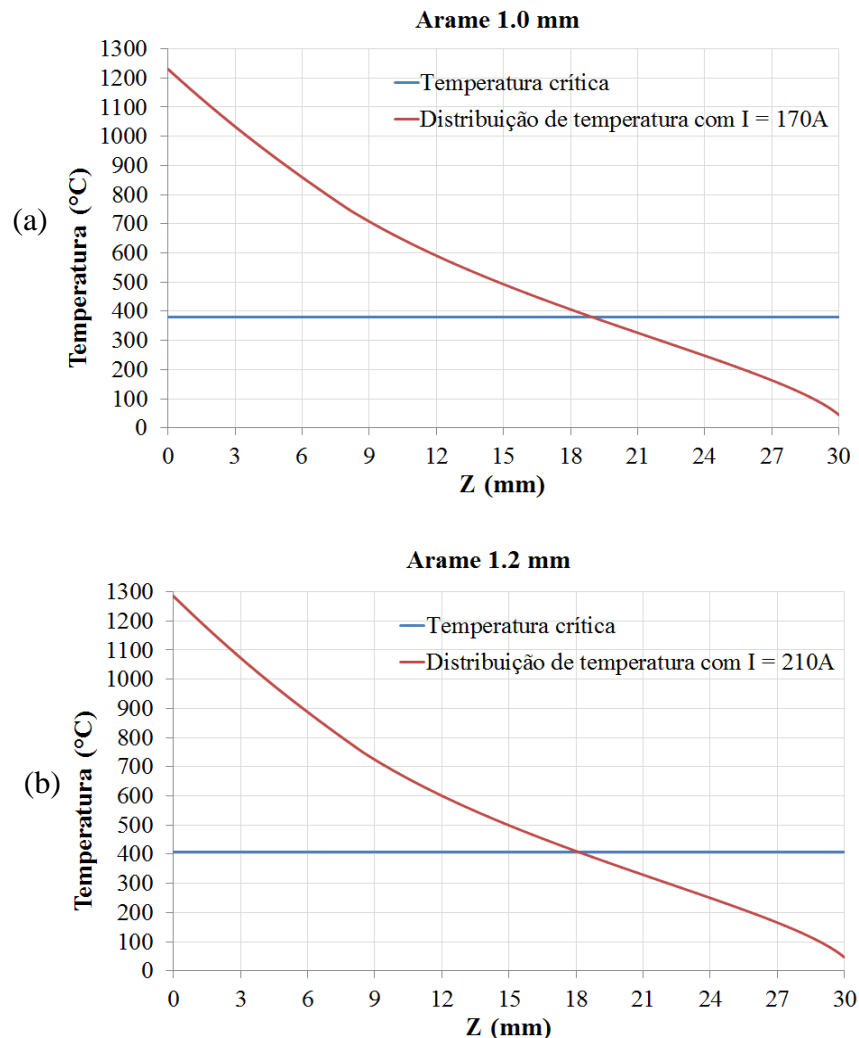


Fonte: Autora (2017).

A Figura 25 mostra a imagem do prolongador constituente somente com uma cerâmica, entretanto, nada impede que o prolongador fosse maior, bastando apenas brasar ao bico de contato um tubo de cobre de maior comprimento, o qual permitisse o encaixe de duas ou mais cerâmicas alinhadas em seu interior.

Como foi visto na seção 3.4.1, existe uma temperatura em que o arame atinge a deformação plástica, sendo essa referenciada como temperatura crítica, então para garantir que o arame não deforme dentro do prolongador e assim danificando o mesmo e impedindo a realização da soldagem em si, o modelo de distribuição de temperatura foi executado para a condição de interesse, mas agora atento à posição no *stickout* que atinge a T_c . A fim de adotar um maior coeficiente de segurança, o modelo foi avaliado considerando 10% a menos da temperatura crítica, ou seja, assumiu-se que T_c fosse igual a 380 °C e 408 °C para os arames de diâmetro igual a 1,0 e 1,2 mm, respectivamente. Logo, a Figura 26 apresenta o gradiente de temperatura no *stickout* de 30 mm, para ambas as bitolas de arame, nas condições próxima às correntes mínima de transição encontrada nestas condições.

Figura 26 – Avaliação da T_C na distribuição de temperatura no *stickout* de 30 mm: em (a) para o arame de diâmetro igual a 1,0 mm e em (b) para o arame de 1,2 mm



Fonte: Autora (2017).

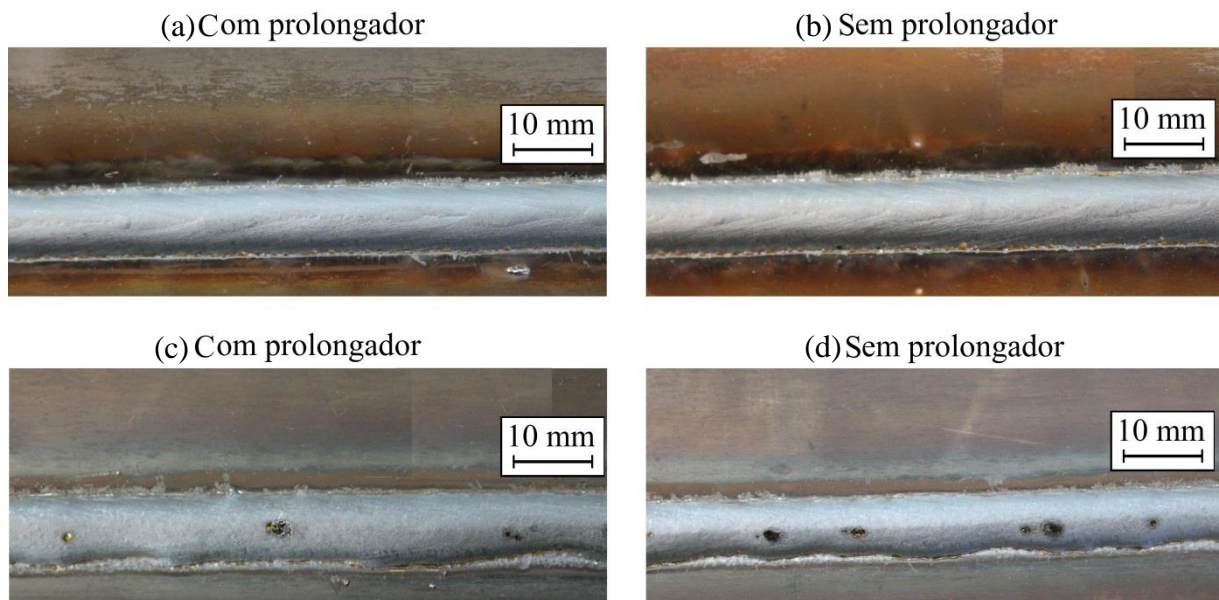
Observando a Figura 26, a posição no *stickout* em que a temperatura chega ao valor de T_C para o arame com 1,0 mm de diâmetro foi aproximadamente em Z igual a 19 mm e para o arame de 1,2 mm, Z = 18 mm. Então, já que em Z = 30 mm representa o final do *stickout* e, conseqüentemente, a ponta do bico de contato, pode se afirmar que para esses casos, é possível utilizar somente uma peça de cerâmica no prolongador, visto que o comprimento da mesma é igual a 7,0 mm. Sobrando assim, em torno de 5,0 mm de distância à frente do prolongador para o alcance da temperatura crítica, garantindo que o arame não perca estabilidade e venha a fundir dentro do tubo cerâmico. Além disso, de acordo com o concluído na seção 3.4.3 por meio da Figura 23, independentemente da corrente média de soldagem utilizada, a posição de Z em que a distribuição coincide com o valor da temperatura

crítica é praticamente o mesmo, logo do ponto de vista teórico essa é a única possibilidade de tamanho de prolongador. Os ensaios experimentais para a validação do modelo térmico consistiram na realização de um cordão de solda na posição plana, com e sem o uso do prolongador, com o *stickout* de 30 mm e altura de arco de aproximadamente 6,0 mm. No caso do arame 1,0 mm a corrente média ajustada foi igual a 170 A com a tensão ajustada de 35 V e velocidade de alimentação igual a 11,6 m/min, e para o arame 1,2 mm, I_m foi ajustada em 210 A com a tensão igual a 36 V e V_A de 8,3 m/min. As velocidades foram determinadas pelas relações descritas nas Equações 14 e 15. A bancada de ensaios constituiu-se dos mesmos equipamentos utilizados na seção 3.4.2.

3.4.4.2 Resultados

Ao realizar os ensaios experimentais nas condições descritas na seção anterior em materiais e métodos, foram obtidos quatro cordões de solda, como pode ser observado na Figura 27.

Figura 27 – Cordões de solda provenientes dos ensaios experimentais para um *stickout* de 30 mm: em (a) e (b) referente ao arame de 1,0 mm de diâmetro e em (c) e (d) o arame de 1,2 mm



Fonte: Autora (2017).

Do ponto de vista macroscópico, os cordões de solda para todos os ensaios foram muito semelhantes e foi possível concluir que, visualmente, a utilização do prolongador

cerâmico não interferiu nas características do cordão, de modo que a largura e o tamanho de reforço permaneceram constantes para cada um dos diâmetros de arame. Tão somente, durante o experimento não houve qualquer problema durante a soldagem, ou seja, o prolongador permaneceu intacto e o processo comportou-se de forma estável, operando no modo de transferência goticular.

4. CONCLUSÕES

Tendo em vista os resultados obtidos ao longo do desenvolvimento deste trabalho, conclui-se que o objetivo geral de realizar o estudo dos fenômenos térmicos ocorridos no *stickout* e a validação de tal modelo térmico foi alcançado. Outrossim, em referência aos objetivos específicos foi possível concluir que:

- A temperatura do bico de contato é dependente do valor da corrente média de soldagem, do valor de *stickout* e do diâmetro do arame. Com base nos resultados provenientes dos ensaios experimentais, foi possível fazer uma análise de regressão múltipla linear, a qual forneceu equações descritivas da temperatura do bico em função dos parâmetros de soldagem;
- A condição de contorno referente à T_s não permanece fixa, conforme alegavam outros autores. A temperatura do arame ao final do *stickout*, ou seja, junto ao bico de contato, por meio do balanço de energia provou ter uma magnitude menor que a temperatura do bico, uma vez que o arame está em constante movimento;
- Foi possível constituir satisfatoriamente um modelo térmico do *stickout* por meio da resolução numérica, utilizando o Método de Euler, da equação diferencial descritiva do gradiente de temperatura ao longo do comprimento do arame;
- Com o projeto e constituição de uma bancada específica de ensaios, foi possível identificar o valor da temperatura em que o arame adquire deformação plástica, temperatura crítica, de modo que, para o arame de diâmetro 1,0 mm essa temperatura foi igual a 423 °C, enquanto para o arame de 1,2 mm foi de 454 °C;
- A realização de ensaios experimentais para estabelecer a velocidade de alimentação em função da corrente de soldagem, para o *stickout* igual a 30 mm, apresentou resultados próximos aos obtidos com a Equação de Lesnewich somente para o caso do arame com 1,2 mm de diâmetro;
- Por meio da execução do modelo desenvolvido, foi possível concluir que do ponto de vista teórico, o perfil de temperatura no *stickout* de 30 mm possui

comportamento muito similar à medida que se aproxima do bico de contato, independentemente da corrente de soldagem utilizada.

5. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Diante da realização deste trabalho e com os resultados obtidos, sugere-se:

- Realizar um mapeamento da temperatura do bico de contato mais abrangente, ou seja, aumentar a faixa da corrente de soldagem e avaliar se os dados permanecem com comportamento linear;
- Desenvolver um modelo para resolver a equação diferencial que descreve o gradiente de temperatura no *stickout* considerando o termo da condução de calor, e comparar os resultados encontrados com o modelo desenvolvido neste trabalho;
- Reavaliar as relações de velocidade de alimentação do arame em função da corrente de soldagem, e identificar o motivo pela discrepância dos resultados ao se utilizar a Equação de Lesnewich;
- Efetuar a validação do modelo térmico para diferentes valores de *stickout*, tentando encontrar uma condição possível de utilizar um prolongador cerâmico maior;
- Encontrar, por meio de ensaios experimentais, em específico soldagem de filete e de preenchimento de chanfro, os valores máximos possíveis de utilização do *stickout*, identificando a condição exata em que o arame perde sua estabilidade. E então, realizar a validação do modelo teórico-prático do prolongador, e verificar se o mesmo contorna a peculiaridade do arame, sendo capaz de direcionar o *stickout* sem tornar o arco errático.

REFERÊNCIAS

ADAM, G. et al. **Contact tube temperature during GMAW**, *Welding Journal*, v. 100, p. 04, dec. 2001.

ÇENGEL, Y.; BOLES, M. **Thermodynamics: an Engineering Approach**. 7. ed. New York: The McGraw – Hill Companies Inc, 2011.

DAVIS, R. **Electrode extension guide for welding**. US nº WO 1998012011 A1, 04 set. 1997.

CULLISON, A. **Get That Spatter under Control**, *Welding Journal*, Miami, n.4, p.43-45, april 1999.

ENGECEER. **CARACTERÍSTICAS TÉCNICAS DAS PRINCIPAIS CERÂMICAS PRODUZIDAS PELA ENGECEER**. Disponível em: <http://engecer.com.br/UploadControl/Arquivos/tabela_de_propriedades_PTBR.pdf> . Acesso em: 9 maio 2017.

GOMES, E. B. **Análise do comportamento da soldagem por Curto-Circuito aplicado ao processo Eletrodo Tubular através da Metodologia Taguchi**. 2006. 119 p. Tese de (Mestrado) - Departamento de Projeto e Fabricação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, 2006.

IMC. **Manual do sistema: SAP – V4+ V4Ti + V4CTi**. 4. Ed. Florianópolis: Labsolda/UFSC, 2005.

INCROPERA, F. et al. **Fundamentals of heat and mass transfer**. 6. ed. John Wiley & Sons Inc, 2007.

KIM, Y. - S. **Metal transfer in gas metal arc welding**. 1989. 294 p. Tese (Doutorado) - Department Of Materials Science And Engineering, Massachusetts Institute Of Technology, Cambridge, 1989.

LAMET et al. **AWS Handbook - Properties and Selection: Iron Steels and High Performance Alloys**. 10. ed. AWS International, 1993.

MODENESI, P. J. **Introdução à física do arco elétrico: Soldagem I**. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2012.

MODENESI, P. J., BRACARENSE, A. Q. **Introdução à física do arco elétrico e sua aplicação na soldagem dos metais**. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2007.

PACKARD. **User's guide: HP 34970A Data Acquisition / Switch Unit**. Disponível em: <<http://home.agh.edu.pl/~maziarz/HP%2034970A%20Data%20Acquisition-Switch%20Unit%20User%27s%20Guide.pdf>>. 1997. Acesso em: 10 abril 2017.

PAES, L. E. S., Avaliação dos Efeitos Decorrentes do Aumento da Extensão Sólida de Arame-Eletrodo (Stick out) – Processo MIG/MAG Convencional com Transferência por Vão Livre. In: XLI CONSOLDA – CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM, Salvador, 2015.

PILIPENKO, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding: Their mitigation techniques**. 2001. 228 p. Tese (Doutorado) - Department Of Machine Design And Materials Technology, Norwegian University Of Science And Technology, Trondheim, Norway, 2001.

REIS, R. I. **Anomalias na velocidade de fusão do eletrodo na soldagem GMAW**. 2004. 167 f. Tese (Doutorado) - Curso de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2004.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. São Paulo: Artliber, 2008.

THERMOCOUPLE. **Type K Thermocouple (Nickel-Chromium / Nickel-Alumel)**. Disponível em: <<http://www.thermocoupleinfo.com/>>. Acesso em: 01 maio 2017.

TUSEK, J. **Raising Arc Welding Productivity**, *Welding Review International*, p.102-105, aug. 1996.

WAINER, Emílio; BRANDI, Sérgio Duarte; MELLO, Fábio Décourt Homem de. (Coord.). **Soldagem processos e metalurgia**. São Paulo: Edgard Blücher, 1992.

WANG, W., LIU, S., JONES, J. E. **Flux Cored Arc Welding: Arc Signals, Processing and Metal Transfer Characterization**, *Welding Journal*, Miami, v.74, p369s-377s, nov.1995.

WASZINK, J. H.; HEUVEL, G. J. P. M. **Heat generation and heat flow in the filler metal in GMA welding**, *Welding Journal*, v. 61, n. 8, p. 269, aug. 1982.

WEMAN, K. **Welding process handbook**. Cambridge, England: Woodhead Publishing Ltd, 2003.

WILSON, J. L.; CLAUSSEN, G. E.; JACKSON, C. E. **The effect of IR² heating on electrode melting rate**, *Welding journal*, v. 35, n. 1, p. 1-8, jan.1956.

APÊNDICE A – *Scrip* do modelo térmico no *stickout*

% Arame de Diâmetro igual a 1.0 mm

```
clear all
clc
```

```
Im = 170;          %Corrente média de soldagem [A]
Ief = 170;        %Corrente eficaz [A]
stickout = 30*10^-3;
```

```
Va = (0.14199*Im -12.55172)/60; % Velocidade de alimentação do arame [m/s]
d = 1.0*10^-3;          %Diâmetro do arame [m]
rho = 7833;            %Massa específica do arame AWS ER70S-6 [kg/m³]
AA = pi()*((d/2)^2);  %Área da seção transversal do arame [m²]
%-----
```

% BALANÇO DE ENERGIA NO ARAME DENTRO DO BICO DE CONTATO

```
T_bico = -(1.21724221695363*stickout*10^3) + 0.755131369272028*Im + 46.6155758093979
```

```
L = 0.027;          %Comprimento do arame contido dentro do bico de contato [m]
AL = 2*pi()*((d/2)*L); %Área superficial do arame contido dentro do bico de contato [m²]
T_amb = 25;        %Temperatura ambiente [°C]
Kar = 0.031;      %Condutividade do ar [W/(m.K)]
delta = 0.00005;  %Folga entre o arame e o bico de contato [m]
```

```
%Calor específico na temperatura ambiente [J/(kg.°C)]
C_amb = 67.75 + (2*1.36*T_amb) - (3*1.03*10^-3*T_amb^2) + (4*2.6*10^-7*T_amb^3);
```

```
% Valor inicial para a temperatura do arame [°C]
T_s(1) = 50;
```

```
%Calor específico de T_s [J/(kg.°C)]
C_s(1) = 67.75 + (2*1.36*T_s(1)) - (3*1.03*10^-3*T_s(1)^2) + (4*2.6*10^-7*T_s(1)^3);
```

```
TOL = 10^-3;
i = 1;
aux = 1;
```

```
while aux > TOL
```

```
TA(i) = ((T_bico - ((T_amb + T_s(i))/2)) / (delta / (AL * Kar))) + (rho * Va * AA * C_amb * T_amb) / (rho * Va * AA * C_s(i));
aux = abs(TA(i) - T_s(i));
```

```
T_s(i+1) = TA(i);
C_s(i+1) = 67.75 + (2*1.36*T_s(i+1)) - (3*1.03*10^-3*T_s(i+1)^2) + (4*2.6*10^-7*T_s(i+1)^3);
```

```
i = i+1;
```

```
end
'Tempetatura em celcius';
TA = TA;
W = length(TA);
```

```
%-----
```

%GRADIENTE DE TEMPERATURA AO LONGO DO STICKOUT

```

T(1) = TA(W); % Temperatura do arame no final do stickout junto ao bico de contato [°C]
z(1) = stickout; % Posição do stickout em Z = S

deltaz = 0.000001; % Tamanho do passo [m]
N = stickout/deltaz; % Número total de passos

j = 1;

while j <= N

    if T(j) > 750
        r(j) = (107.87 + 0.0355*T(j))*10^-8; % Resistividade para T > 750°C [ohm.m]
    else
        r(j) = (36.63 + (0.01639*T(j)) + (1.32*10^-4*T(j)^2))*10^-8; % Resistividade para T <= 750°C [ohm.m]
    end

    cp(j) = 67.75 + (2*1.36*T(j)) - (3*1.03*10^-3*T(j)^2) + (4*2.60*10^-7*T(j)^3);
    dT(j) = - ((Im^2 * r(j))/(AA^2)) * (1/(cp(j)* rho * Va));

    T(j+1) = T(j) - deltaz*dT(j);
    z(j+1) = z(j) - deltaz;

    j = j+1;
end

T = T();
z = z()*10^3;
cp = cp();
r = r();
dT = dT();
x = length(z);
% y(1:x)=380;

% plot(z, T, 'm-', z, y, 'r-')
plot(z, T, 'm-')

title('Gradiente de Temperatura no Stickout para o Arame ER70S-6 com Diâmetro 1.0 mm');
xlabel('Z (mm)');
ylabel('Temperatura (°C)');
% legend('Gradiente de temperatura com I=170', 'Temperatura crítica');
legend('Gradiente de temperatura com I=170');
grid on
grid minor
% -----

% Arame de Diâmetro igual a 1.2 mm

Im = 280; % Corrente média de soldagem [A]
Ief = 280; % Corrente eficaz [A]
stickout = 30*10^-3; % Comprimento stickout total [m]

Va = (0.07228*Im - 6.89932)/60; % Velocidade de alimentação do arame [m/s]
d = 1.2*10^-3; % Diâmetro do arame [m]
rho = 7833; % Massa específica do arame AWS ER70S-6 [kg/m³]
AA = pi()*((d/2)^2); % Área da seção transversal do arame [m²]
% -----

```

% BALANÇO DE ENERGIA NO ARAME DENTRO DO BICO DE CONTATO

$T_{\text{bico}} = ((-1.75541510685356 * \text{stickout}) * 10^3) + (0.715340235824317 * I_m) + 48.848643968553;$

L = 0.027; % Comprimento do arame contido dentro do bico de contato [m]
 AL = $2 * \pi * (d/2) * L;$ % Área superficial do arame que está contido dentro do bico de contato [m²]
 T_amb = 25; % Temperatura ambiente [°C]
 Kar = 0.031; % Condutividade do ar [W/(m.K)]
 delta = 0.00005; % Folga entre o arame e o bico de contato [m]

% Calor específico [J/(kg.°C)]
 $C_{\text{amb}} = 67.75 + (2 * 1.36 * T_{\text{amb}}) - (3 * 1.03 * 10^{-3} * T_{\text{amb}}^2) + (4 * 2.6 * 10^{-7} * T_{\text{amb}}^3);$

% Valor inicial para a temperatura do arame [°C]
 T_S(1) = 50;

% Calor específico de T_S [J/(kg.°C)]
 $C_{\text{S}}(1) = 67.75 + (2 * 1.36 * T_{\text{S}}(1)) - (3 * 1.03 * 10^{-3} * T_{\text{S}}(1)^2) + (4 * 2.6 * 10^{-7} * T_{\text{S}}(1)^3);$

TOL = $10^{-3};$
 i = 1;
 aux = 1;

while aux > TOL

$TA(i) = ((T_{\text{bico}} - (T_{\text{amb}} + T_{\text{S}}(i))/2) / (\text{delta} / (AL * Kar)) + (\rho * V_a * AA * C_{\text{amb}} * T_{\text{amb}})) / (\rho * V_a * AA * C_{\text{S}}(i));$

aux = abs(TA(i) - T_S(i));
 T_S(i+1) = TA(i);
 $C_{\text{S}}(i+1) = 67.75 + (2 * 1.36 * T_{\text{S}}(i+1)) - (3 * 1.03 * 10^{-3} * T_{\text{S}}(i+1)^2) + (4 * 2.6 * 10^{-7} * T_{\text{S}}(i+1)^3);$

i = i+1;

end

'Temperatura em celcius';

TA = TA;
 W = length(TA);

% -----

% GRADIENTE DE TEMPERATURA AO LONGO DO STICKOUT

T(1) = TA(W); % Temperatura do arame no final do stickout junto ao bico de contato [°C]
 z(1) = stickout; % Posição do stickout em Z = S

deltaz = 0.000001; % Tamanho do passo [m]
 N = stickout/deltaz; % Número total de passos

j = 1;

while j <= N

if T(j) > 750
 r(j) = $(109.87 + 0.0355 * T(j)) * 10^{-8};$ % Resistividade para T > 750°C [ohm.m]
 else
 r(j) = $(36.86 + (0.00794 * T(j)) + (1.45 * 10^{-4} * T(j)^2)) * 10^{-8};$ % Resistividade para T <= 750°C [ohm.m]
 end

$cp(j) = 67.75 + (2 * 1.36 * T(j)) - (3 * 1.03 * 10^{-3} * T(j)^2) + (4 * 2.60 * 10^{-7} * T(j)^3);$
 $dT(j) = - ((I_{\text{ef}}^2 * r(j)) / (AA^2)) * (1 / (cp(j) * \rho * V_a));$

```

T(j+1) = T(j)- deltaz*dT(j);
z(j+1) = z(j) - deltaz;

j = j+1;
end

T = T();
z = z()*10^3;
cp = cp();
r = r();
dT = dT();
x = length (z);
%y(1:x)=408; % Valor da temperatura crítica

%plot (z, T,'m-', z, y, 'r-')
plot (z,T,'m-')

title('Gradiente de Temperatura no Stickout para o Arame ER70S-6 com Diâmetro 1.2 mm');
xlabel('Z (mm)');
ylabel('Temperatura (°C)');
legend('Gradiente de temperatura com I=Im');
%legend('Gradiente de temperatura com I=Im', 'Temperatura crítica');
grid on
grid minor

```