

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais
PPGE3M

WILLIAM TODENDI DUTRA
Engenheiro Metalúrgico

**SOLDAGEM A ARCO ELÉTRICO ASSISTIDA POR AQUECIMENTO INDUTIVO
LOCALIZADO**

**Porto Alegre
2017**

WILLIAM TODENDI DUTRA

SOLDAGEM A ARCO ASSISTIDA POR AQUECIMENTO INDUTIVO LOCALIZADO

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Processos de Fabricação, modalidade Acadêmica.

Orientador: Prof. Dr. Ivan Guerra Machado

Porto Alegre

2017

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração de Processos de Fabricação, e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Ivan Guerra Machado (DEMEC/PPGE3M - UFRGS)

Banca Examinadora:

Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro (PROMEC - UFRGS)

Prof. Dr. Rafael Menezes Nunes (PPGE3M - UFRGS)

Prof. Dr. Roger Navarro Verástegui (UTFPR-PG)

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

AGRADECIMENTOS

Aos professores Ivan Guerra Machado, Arnaldo Ruben Gonzalez, Cintia Cristiane Petry Mazzaferro e José Antônio Esmério Mazzaferro, e ao técnico Sênior em Soldagem Luiz Henrique Machado Zaniratti com quem muito aprendi nestes cinco anos junto ao Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas, primeiramente como bolsista de iniciação científica, após no trabalho de conclusão de curso e por último no mestrado.

Aos colegas do LS&TC que me ensinaram muito, e também aprenderam comigo em um trabalho mútuo de aprendizado e companheirismo, e também nas horas dedicadas a ajudar na montagem de equipamentos e preparação de amostras.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais da Universidade Federal do Rio Grande do Sul e ao CAPES pela qualidade de ensino e pelo incentivo financeiro necessário ao desenvolvimento de todo o estudo.

Aos meus pais, familiares e namorada por todo apoio nas horas difíceis.

Resumo

Uma das finalidades do pré-aquecimento na soldagem é reduzir a taxa de resfriamento da junta a ser soldada, com conseqüente minimização da formação de fases frágeis. Esta prática é usualmente realizada em uma região relativamente extensa no entorno da junta, eventualmente causando alterações indevidas nas propriedades mecânicas e metalúrgicas do metal base, além de desperdiçar energia e tempo. Entretanto, o aquecimento localizado na junta também tem a função de auxiliar na fusão do metal base, fazendo com que este alcance temperaturas próximas à fusão do material. Esse pré-aquecimento pode favorecer o aumento da penetração do cordão de solda. Em juntas de chapas mais espessas, pode ser descartada a usinagem de chanfro em alguns casos, e podem ser alcançadas maiores velocidades do processo de soldagem. Desta forma, neste trabalho foi utilizado um equipamento de aquecimento indutivo para aquecer localmente a zona a ser soldada, visando avaliar a microestrutura formada e o perfil de durezas encontrado para os parâmetros variados. Os parâmetros de montagem e de operação foram avaliados quanto à sua influência na geometria do cordão de solda. A utilização do pré-aquecimento se mostrou efetiva na redução da taxa de resfriamento e conseqüentemente da proporção de fases frágeis e microdureza máxima das juntas. O trabalho mostra que a penetração e largura do cordão de solda foram aumentadas com o aumento do pré-aquecimento, e reduziram com o aumento da velocidade de soldagem, sendo a velocidade de soldagem o fator com maior influência nestas respostas.

Palavras-chave: Soldagem. Aquecimento indutivo. Pré-aquecimento.

Abstract

One of the purposes of welding preheating is to decrease cooling rate of the joint to be welded, with consequent minimization of brittle phases formation. This practice is usually performed in a relatively large area around the joint, eventually causing undue changes in base metal mechanical and metallurgical properties, beyond to waste energy and time. However, the heat located in the joint also has the function of assisting in the melting of the base metal, so that it reaches temperatures close to the melting point of the material. This preheating may increase the penetration of the weld bead. In thicker plates may be discarded bevel machining in some cases and can be achieved higher welding speeds. Therefore, in this work an inductive heating equipment was used to locally heat the zone to be welded, aiming to evaluate the formed microstructure and the hardness profile found for the varied parameters. The assembly and operating parameters were evaluated for their influence on the geometry of the weld bead. The use of preheating was effective in reducing cooling rates and consequently in the proportion of brittle phases and maximum microhardness of the welded joint. The work shows that penetration and weld bead width increase with the increasing of the preheating, and reduces with the increase in welding speed, being the welding speed the factor with the greatest influence on this responses.

Keywords: Welding. Inductive heating. Preheating.

Lista de Abreviaturas e Símbolos

AISI → *American Iron and Steel Institute*
API → *American Petroleum Institute*
ASME → *American Society of Mechanical Engineers*
ASTM → *American Society for Testing and Materials*
AWS → *American Welding Society*
IIW → *International Institute of Welding*
ANOVA → análise de variância
MIG/MAG → processo de soldagem com eletrodo consumível e com proteção por gás “inerte” ou “ativo”
TIG → processo de soldagem com eletrodo de tungstênio e proteção por gás “inerte”
TTAS → tratamento térmico após a soldagem
MS → metal de solda
ZAC → zona afetada pelo calor
GG ZAC → zona de grãos grosseiros (crescimento de grãos) da ZAC
RG ZAC → zona de refino de grãos da ZAC
IM → ilhas de martensita
MB → metal base
CEn → carbono equivalente
HV → microdureza Vickers
 μT → microTesla (10^{-6} Tesla) medida de densidade de fluxo magnético
 Φ_B → fluxo magnético [Wb - Weber]
 δ → penetração do aquecimento indutivo [m]
 μ → permeabilidade magnética [$T \cdot m \cdot A^{-1}$]
 k → condutividade térmica [$J \cdot mm^{-1} \cdot s^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$]
 ρ → resistividade [$\Omega \cdot m$] ou densidade [$kg \cdot m^{-3}$] → (ver contexto)
 c → calor específico [$J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$]
 η → rendimento do processo [adimensional]
 E → energia de soldagem nominal [$kJ \cdot mm^{-1}$]
 v ou V_s → velocidade de soldagem [$mm \cdot s^{-1}$]
 r_p → distância da linha central da solda localizada no plano superior da chapa ao ponto de cálculo [m]
 T_o → temperatura de pré-aquecimento [$^\circ C$]
 T_r → temperatura de referência para cálculo [$^\circ C$]
 $\Delta t_{8/5}$ → intervalo de tempo entre $800^\circ C$ e $500^\circ C$
 $dT/dt_{550^\circ C}$ → taxa de resfriamento a $550^\circ C$ [$^\circ C \cdot s^{-1}$]
 P_{cs} → penetração do cordão de solda [mm]
 L_{cs} → largura do cordão de solda [mm]
 H_{cs} → altura do reforço do cordão de solda [mm]
 DiP → distância indutor-peça [mm]
 DTi → distância tocha-indutor [mm]
 li → comprimento do indutor [mm]
 P_{ind} → potência de aquecimento do indutor [kW]
 e → número de Euler

SUMÁRIO

1. Introdução.....	1
2. Revisão Bibliográfica.....	3
2.1 Processos de Soldagem Híbridos.....	3
2.1.1 Vantagens e Desvantagens em Sistemas Híbridos de Soldagem.....	4
2.1.2 Sistema Híbrido de Soldagem a Arco Elétrico Assistido por Aquecimento Indutivo.....	4
2.2 Aquecimento Indutivo.....	5
2.3 Carbono equivalente.....	8
2.4 Pré-aquecimento.....	10
2.4.1 Ciclos Térmicos.....	10
2.4.2 Análise Térmica na Soldagem.....	13
2.4.3 Análise Térmica na Soldagem com Pré-Aquecimento Localizado.....	15
2.5 Processo de Soldagem MIG/MAG.....	15
3. Materiais e Métodos.....	19
3.1 Materiais utilizados.....	19
3.2 Equipamentos e Parâmetros.....	21
3.3 Análise da geometria de solda e características metalúrgicas.....	23
3.4 Análise de microdureza Vickers.....	24
3.5 Análise da temperatura de pré-aquecimento.....	25
4. Resultados e Discussão.....	28
4.1 Soldagem sobre chapa e o efeito na geometria do cordão de solda.....	28
4.1.1 Análise da altura do reforço do cordão de solda (Hcs -mm).....	30
4.1.2 Análise da largura do cordão de solda (L – mm).....	31
4.1.3 Análise da penetração do cordão de solda (P – mm).....	34
4.2 Soldagem de juntas e o efeito na geometria do cordão de solda.....	37
4.2.1 Análise da penetração do cordão de solda.....	38
4.2.2 Análise da largura do cordão de solda.....	41
4.3 Soldagem de juntas e o efeito nas características metalúrgicas.....	44
4.3.1 Ciclo térmico.....	45
4.3.2 Análise metalúrgica.....	46
5. Conclusões.....	54
6. Sugestões de trabalhos futuros.....	56
7. Bibliografia.....	57

1. Introdução

O ciclo térmico ao qual é submetido um aço pode influenciar muito suas propriedades mecânicas. Essas variações de temperaturas em relação ao tempo, normalmente expressos na forma de taxas, podem alterar a forma como os metais se arranjam em sua estrutura cristalina, a qual tem relação direta com as propriedades físicas da peça que fazem parte. São então fatores cruciais a serem controlados durante o processamento do produto a temperatura a que este está submetido, bem como o tempo em que permanece nessa temperatura e principalmente o quão alta é a taxa nos diferentes pontos do material.

No caso da soldagem, a energia de soldagem e a temperatura de pré-aquecimento são as fontes de calor que governam o aumento de temperatura em uma junta, enquanto que a condutividade térmica a densidade e calor específico do material atenuam o aumento da temperatura e comandam a dissipação do calor. A taxa de resfriamento é uma consequência do quanto o material recebe de calor e quanto ele consegue dissipar por unidade de tempo, e também da diferença de temperaturas ao longo da peça representado como um gradiente.

Em soldagem, a utilização de pré-aquecimento está intimamente ligada à redução das taxas de resfriamento da região soldada. É utilizada principalmente em aços tratados termicamente ou termomecanicamente, ou naqueles que tendem a formar trinca induzida por hidrogênio, já que nesse caso são mantidas temperaturas onde as taxas de difusão do hidrogênio são significativamente maiores que àquelas em temperatura ambiente [1]. A necessidade de pré-aquecimento aumenta com o aumento da espessura da seção a ser soldada, com o maior nível de constrangimento da solda e maior conteúdo de carbono e/ou elemento de liga presente no aço, e por fim da quantidade de hidrogênio difusível do metal de solda [2] [3].

Duas formas são as mais comuns de se fazer o pré-aquecimento: com chama através de maçaricos oxigás, ou pela utilização de mantas de aquecimento resistivo. Nestes casos, as áreas aquecidas são bem grandes e não bem definidas, pois abrangem muito mais do que somente a área da solda. Este problema pode ser contornado em alguns

casos, utilizando-se uma máquina de aquecimento indutivo. Este tipo de equipamento gera calor de forma rápida, uniforme e bem localizada, podendo ser focada através de concentradores de fluxo magnético (um dos princípios do funcionamento desse tipo de aquecimento) diretamente e somente na região a ser soldada.

JONES [4] cita que a estratégia de usar um sistema composto de soldagem com pré-aquecimento indutivo, visa incrementar consideravelmente a produtividade. Como o local a ser soldado alcança temperaturas próximas à fusão do metal a penetração é facilitada, reduzindo o número de passes, e como o gradiente de temperaturas ao longo da seção é menor, é possível reduzir ou até eliminar distorções de soldagem [5].

2. Revisão Bibliográfica

2.1 Processos de Soldagem Híbridos

Define-se soldagem híbrida como o acoplamento de dois processos de soldagem em um único processo, ambos agindo simultaneamente em uma mesma zona e um apresentando mútua influência sobre o outro. Esta combinação resulta em inerentes características e recursos, aumentando as áreas de aplicação dos processos de soldagem [2]. ASCARI et al. [6] destacam que a soldagem híbrida consiste em duas diferentes tecnologias de soldagem acopladas.

Desde a década de 70 vem se estudando métodos de se aliarem processos de soldagem de forma que sejam combinadas as características de ambos, sendo a pioneira nessa área o projeto de uma tocha de soldagem que combinava as características dos processos Plasma e MIG/MAG [7], embora propostas sejam feitas desde o final da década de 50. O foco destes estudos se dá no aumento da produtividade da soldagem.

Um histórico do desenvolvimento de novos processos de soldagem híbridos [7] pode ser resumido na lista a seguir:

- Processo de soldagem híbrido Plasma-MIG, em 1972;
- Processo de soldagem híbrido por duplo feixe de elétrons, em 1978;
- Processo de soldagem híbrido LASER-TIG, em 1979;
- Processo de soldagem híbrido por duplo feixe de LASER, em 1987;
- Processo de soldagem híbrido por feixe de LASER assistido por TIG ou MIG/MAG, em 1988;
- Processo de soldagem híbrido LASER-MIG, em 1991;
- Processo de soldagem híbrido Plasma-LASER, em 1998;
- Processo de soldagem híbrido LASER-TIG, com LASER tipo gás, de baixa potência, utilizando dióxido de carbono como meio ativo, em 2001;
- Processo de soldagem híbrido com soldagem por fricção FSW assistido por feixe de LASER, em 2002.

2.1.1 Vantagens e Desvantagens em Sistemas Híbridos de Soldagem

Sistemas híbridos de soldagem buscam sempre aliar as vantagens dos processos de soldagem envolvidos, ou então utilizar um processo auxiliar, não necessariamente de soldagem, que venha a melhorar alguma característica do processo principal, e.g. aquecimento indutivo auxiliando na elevação da temperatura da zona que será soldada pelo processo MAG.

De acordo com NIELSEN [9], as vantagens da utilização de sistemas híbridos de soldagem residem na possibilidade de: aumento da penetração da solda, aumento da velocidade de soldagem, redução das taxas de calor (estreita zona termicamente afetada) e melhor energia acoplada ao sistema.

NIELSEN [9] ainda aborda que processos híbridos são de principal interesse em casos onde haja limitação das tolerâncias de determinado projeto ou produto, sendo que as mesmas não podem ser alcançadas utilizando-se apenas um processo.

As maiores desvantagens desses sistemas consistem no custo de operação, na complexidade de operação, i.e., sincronização dos processos e suas muitas variáveis. Ao se adicionar processos ao sistema, conseqüentemente se aumentam os parâmetros de configuração tal qual a distância entre os elementos (tochas, indutores, feixes, etc.), a relação entre as potências e as demais influências que os parâmetros possam ter entre si [9].

2.1.2 Sistema Híbrido de Soldagem a Arco Elétrico Assistido por Aquecimento Indutivo

Com a função de auxiliar a fusão do material base, é proposto um sistema de aquecimento indutivo composto por um indutor de forma propícia à aplicação e um concentrador de campo magnético para focar as linhas do campo magnético sobre a pequena área em que se deseja soldar. JERALD JONES [5], cita que a estratégia de usar um sistema híbrido visa reduzir, ou até eliminar distorções de soldagem e incrementar consideravelmente a produtividade.

Operando logo à frente do arco, o indutor aquece a superfície do metal próximo à temperatura de fusão do mesmo, como mostra a Figura 2.1. Em sistemas com metal de adição, o calor é primariamente utilizado para fundir o arame. Esse processo pode ser chamado também de HiDep (*high deposition arc welding*) por causa da alta deposição

de metal influenciada pela assistência da indução na fusão do metal. Este novo processo opera em velocidades de duas a quatro vezes mais rápidas do que soldagens convencionais. Devido aos efeitos quanto à penetração, auxiliando a fusão, a soldagem à topo é facilitada e não são necessárias preparações (como a usinagem de chanfro) nas peças a serem unidas, mesmo em peças espessas [5].

Por definição da norma AWS D1.1/D1.1M:2004 Structural Welding Code – Steel [10] o termo “tandem” refere-se ao arranjo geométrico de elementos, em que a linha entre eles é paralela à direção de soldagem. Esse arranjo é comum em processos de soldagem que requerem alta produtividade e velocidade de soldagem, exigindo um alto grau de mecanização ou até mesmo automatização.

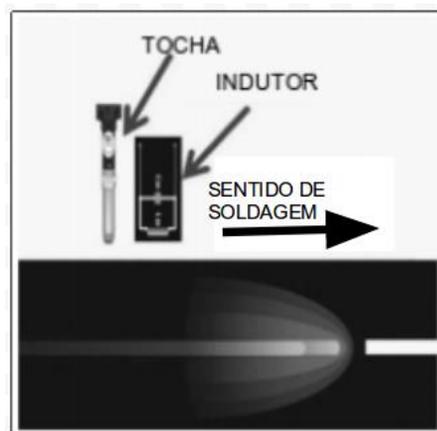


Figura 2.1 - Esquema da soldagem híbrida em tandem (adaptado de [5]).

2.2 Aquecimento Indutivo

Na indústria, os princípios básicos de aquecimento por indução são conhecidos e aplicados desde a década de 1920. Durante a Segunda Guerra Mundial, a tecnologia desenvolveu-se de forma rápida a fim de atender as necessidades urgentes da guerra, tornando-se um processo rápido e confiável de endurecer peças metálicas (aquecimento para tratamento térmico de têmpera).

COOK et. al. [11] cita que a partir da década de 70, o foco em técnicas de manufatura enxutas e a ênfase na melhoria do controle de qualidade levaram a uma redescoberta da tecnologia de indução, juntamente com o desenvolvimento de controle preciso através de componentes de estado sólido nos geradores de potência.

As taxas de produção podem ser maximizadas, pois a indução funciona rapidamente, e o calor é desenvolvido diretamente e instantaneamente no interior da peça, chegando em casos extremos à temperaturas de 1000°C em tempo menor que 1 segundo.

Em geral os benefícios do uso do aquecimento indutivo são:

- Elevadas densidades de potência o que torna rápido o aquecimento;
- Possibilidade de aquecer regiões selecionadas e determinadas de um componente;
- Preciso controle de temperatura;

Os sistemas de aquecimento indutivo consistem basicamente de um oscilador eletrônico de frequência controlável que define a penetração do aquecimento por efeito pelicular, um transformador de potência responsável por dar carga e controlar a intensidade do campo eletromagnético e um indutor especialmente desenhado para o aquecimento da região desejada, este último com a função de atuar como enrolamento primário de um transformador enquanto a peça a ser aquecida funciona como secundário [11].

Elementos auxiliares são necessários para fazerem correções da indutância do sistema bobina/peça, e também de segurança no isolamento da saída do gerador. A Figura 2.2 mostra o esquema básico de um sistema de indução.

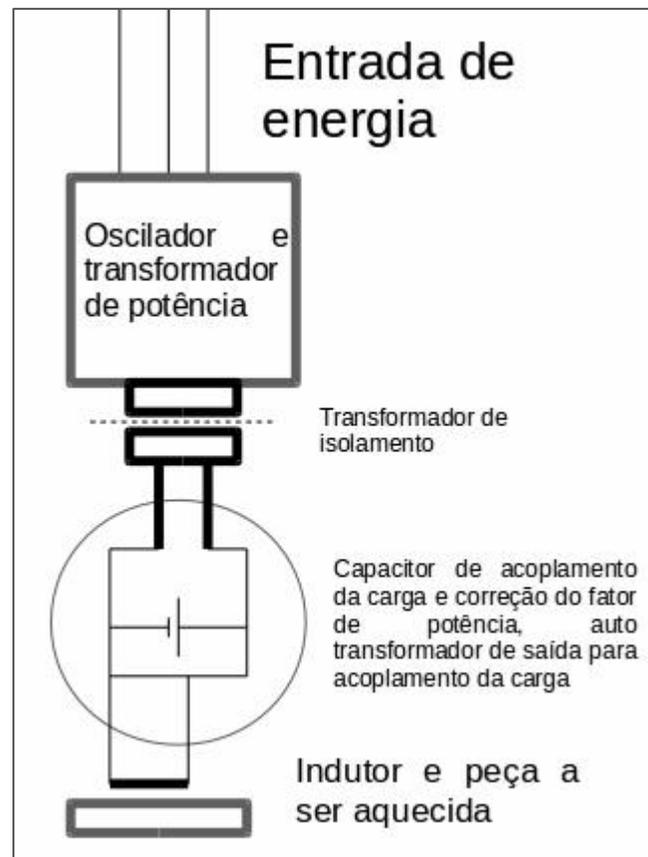


Figura 2.2 diagrama de um sistema de aquecimento indutivo.

A bobina é confeccionada geralmente em cobre por ser um bom condutor elétrico e térmico, sendo utilizado um tubo para permitir que água circule em seu interior ajudando na refrigeração e mantendo seu fator de qualidade, assim garantindo a máxima transferência de energia.

O funcionamento dos fornos de indução baseia-se no fenômeno da indução eletromagnética. Faraday em 1831 descobriu este fenômeno, no qual em um condutor elétrico submetido a um fluxo magnético variável ($\Delta\Phi_B$), surge uma f.e.m (força eletromotriz) tanto maior quanto maior for a variação do fluxo. Para que a variação do fluxo no tempo seja grande é preciso que o fluxo Φ_B seja elevado e / ou que o tempo de variação Δt seja pequeno. Esta última condição corresponde a uma frequência elevada [12].

Como mencionado anteriormente, há um efeito, chamado de pelicular (*skin effect*, em inglês), que aparece em sistemas elétricos de corrente alternada onde há uma tendência da corrente se distribuir em um condutor de modo que haja maior densidade

perto da superfície, decaindo ao centro do mesmo. Esse efeito também faz aumentar a resistência à passagem de grandes correntes, resultando no aumento do efeito de aquecimento do metal. A corrente flui na “pele” do condutor a uma profundidade δ (m), definida pela Equação 1, que depende inversamente da frequência, onde cerca de 87% da corrente está fluindo, sendo menor a profundidade quanto maior for a frequência. A penetração do aquecimento também depende da resistividade ρ e do produto entre permeabilidade relativa do condutor e a permeabilidade do vácuo representada por μ .

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \cdot f \cdot \mu}} \quad \text{Equação (1)}$$

Sendo muito usado para fusão de materiais condutores, formam-se nestes materiais correntes de Foucault, correntes induzidas em massas metálicas que produzem grande elevação de temperatura por efeito Joule [13]. Existe ainda uma parcela de aquecimento por efeito de histerese. Essa acontece por conta da inversão dos domínios magnéticos do metal em reação à mudança da polaridade do campo magnético gerado na bobina de indução a fim de manter o sistema em equilíbrio, porém gerando um tipo de fricção atômica interna que faz com que seja gerado calor, elevando a temperatura da peça. No aquecimento de aços este efeito tem pouca importância acima da temperatura Curie, em torno de 727 °C, onde o aço se torna paramagnético, e o aquecimento por histerese se torna praticamente nulo.

Quando se geram correntes de Foucault o aço passa a se comportar como uma resistência elétrica e o calor gerado é proporcional à resistência ‘R’ total do circuito, ao quadrado da intensidade de corrente ‘i’ e ao tempo em que é submetida a passagem da corrente. Quanto mais alta a temperatura, menor será o efeito de aquecimento por correntes de Foucault.

2.3 Carbono equivalente

A temperabilidade e soldabilidade de um aço carbono são determinadas pelo teor de carbono e dos elementos de liga. Essa determinação é feita por equações que representam um teor de carbono equivalente, calculado a partir dos elementos de liga mais comuns e do teor de carbono em si, que fornece um valor numérico acerca da

suscetibilidade à formação de trincas induzidas por hidrogênio em aços. Quanto menor for o carbono equivalente, menor a probabilidade de ser obtida uma microestrutura martensítica na zona afetada pelo calor (ZAC) e, conseqüentemente, melhor a soldabilidade do aço. Existem inúmeros trabalhos e normas que apresentam formas de se estabelecer a soldabilidade de aços, mas o mais comum é definindo restrições à composição química. Normalmente são utilizadas equações que venham a definir o carbono equivalente em determinada aplicação ou liga, onde é estabelecido o valor máximo que atenda aos requisitos de soldabilidade [14].

Existem duas fórmulas que podem ser usadas para o cálculo do carbono equivalente, uma definida pelo Instituto Internacional de Soldagem (Equação 2 - IIW na sigla em inglês), utilizada em aços com teor maior de 0,12% C e outra chamada de Parâmetro de Ito e Bessyo (Equação 3), normalmente utilizada para aços da norma API, com teor menor ou igual a 0,12% C, onde a Equação 2 não é adequada, dá mais importância ao carbono e leva em consideração o boro [15].

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{(Cr + Mo + V)}{5} + \frac{(Ni + Cu)}{15}$$

Equação (2)

$$CE_{Pcm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn}{20} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Cr}{20} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B$$

Equação (3)

Apesar do maior teor de carbono ser extremamente efetivo no aumento da resistência dos aços, ocorre uma queda brusca na soldabilidade. O manganês também é efetivo no aumento da resistência pelo mecanismo de endurecimento por solução sólida, mas degrada a soldabilidade local da junta. Por isso valores abaixo de 2,0% em peso para o manganês são requeridos, a fim de suprimir essa degradação [16].

As normas ASTM A1005/A-00 [17] e ASME B16.49-2000 [18] ainda estabelecem uma terceira Equação, vista na Equação 4, para o carbono equivalente CEn, que segundo YURIOKA [19] permitem calcular então temperaturas de pré-aquecimento necessárias à redução das taxas de resfriamento as quais um aço está submetido durante a soldagem. Assim esta temperatura levaria a evitar que no resfriamento

fossem formadas fases frágeis na zona afetada pelo calor (ZAC). A função $f(C) = 0,5 + 0,25 \tanh \{20 (C - 0,12)\}$.

$$CEN = C + f(c) \left\{ \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{20} + \frac{(Cr+Mo+Nb+V)}{5} \right\}$$

Equação (4)

2.4 Pré-aquecimento

JONES [20] afirma que, do ponto de vista prático, a maioria das soldas requer ou se beneficia de um aquecimento prévio, ou durante, o procedimento de soldagem. Com o crescimento dos requisitos das propriedades mecânicas dos aços modernos, cresce também a necessidade de um melhor controle das temperaturas durante o processo, principalmente no tempo de resfriamento entre as temperaturas de 800°C e 500°C (t_{8-5}), ou seja, na taxa de resfriamento do metal, pois isto afeta diretamente a microestrutura formada. O pré-aquecimento também facilita a difusão do hidrogênio na junta soldada na faixa de temperatura de 300 °C até 100 °C.

Com o aumento da temperatura, durante a soldagem ou qualquer procedimento com aporte térmico sobre um aço, mudanças importantes acontecem. Ocorre a dilatação térmica volumétrica do metal por este incremento de temperatura. Durante a mudança de fase também ocorrem variações volumétricas nas variadas direções cristalográficas. Assim, também é importante notar que o inverso ocorre no resfriamento, na mesma faixa de temperaturas. Desta forma, se o material não é aquecido uniformemente, ocorrendo um gradiente de dilatação, o que geralmente acontece em uma solda, podem ocorrer deformações plásticas resultando em distorções no material até o resfriamento.

2.4.1 Ciclos Térmicos

Do ponto de vista metalúrgico, o ciclo pelo qual o material tem mudanças de temperatura ao longo do tempo, também chamado de ciclo térmico, é o mais importante fenômeno físico envolvido na soldagem. Através deste ciclo de aquecimento e resfriamento, e principalmente das taxas com que ocorrem estas mudanças, pode-se alcançar diferentes resultados nas propriedades mecânicas do metal devido a formação de diferentes microestruturas cristalinas [21].

O equilíbrio entre resistência mecânica e tenacidade, necessários aos aços estruturais, pode ser prejudicado pelos ciclos térmicos empregados na soldagem, especialmente na região da ZAC e do metal de solda (MS). EASTERLING [22] afirma que é a microestrutura da zona de crescimento de grão da ZAC que determina as propriedades da junta.

Como mostrado na Figura 2.3, adaptado de HULKA [23], há regiões do metal base que se aproximam da linha *solidus*, ou seja, próximo ao ponto de fusão do material, o que acarreta um rápido crescimento de grão devido ao aumento da difusão no material, isto eleva também a sua temperabilidade. Dá-se o nome então de região de crescimento de grão da ZAC (GG ZAC), a esta. Nessa região há o risco de formação de fases frágeis como martensita e bainita, devido à aumentada temperabilidade da região. A medida que se analisa regiões mais distantes do MS, notam-se picos menores de temperatura, até uma região onde ocorre somente a normalização do material base que se dá o nome de região de grão refinado (RG ZAC). Ainda existem regiões mais afastadas do MS que podem apresentar ou não mudança de fase, que apresentam aquecimento na região de duas fases alfa (α) e gamma (γ). Estas regiões são chamadas de intercrítica e subcrítica.

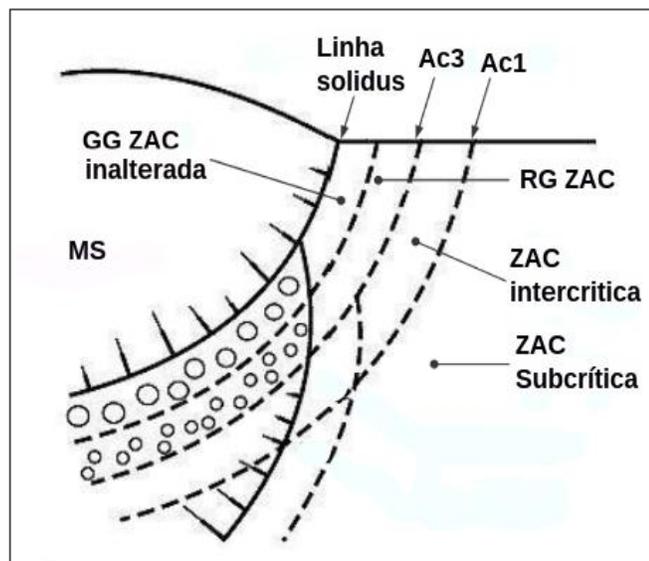


Figura 2.3 - Regiões da ZAC em uma solda multipasses (adaptado de [23])

Em aços, existem importantes transformações causadas por elevadas temperaturas, que na ZAC, incluem as linhas isotérmicas denominadas Ac1 e Ac3, e também a linha *solidus*, a qual separa o metal de solda do metal austenitizado. Estas isotermas, provenientes do diagrama de equilíbrio do sistema ferro carbono, Figura 2.4, definem regiões de transformação de fase, sendo a linha A3 a que separa o material totalmente austenitizado, do material parcialmente austenitizado. Ainda, a linha A1 separa o metal parcialmente austenitizado do metal base termicamente inalterado.

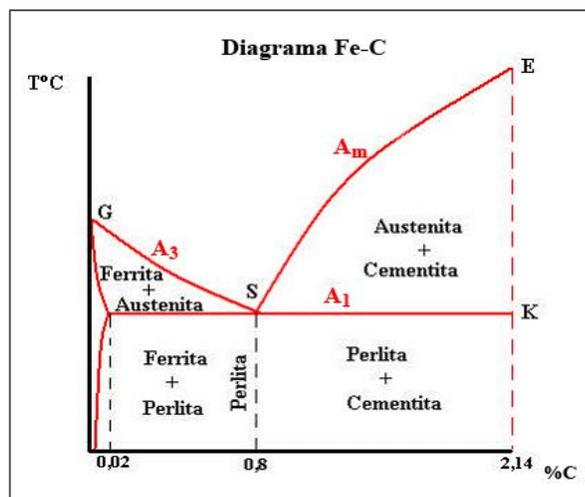


Figura 2.4 - Diagrama de equilíbrio ferro-carbono. Fonte: EducAragón, 2016.¹

Se uma região austenitizada, ou parcialmente austenitizada, sofrer resfriamento a uma taxa muito elevada, principalmente nas regiões de elevada temperabilidade tal qual a GG ZAC, são grandes as chances de formação de fases frágeis. Em soldas multipasse, o reaquecimento do metal e o calor gerado pelos ciclos térmicos anteriores provoca o revenimento e redução das taxas de resfriamento, reduzindo as tensões residuais deixadas pelo passe anterior [24]. Porém em uma solda de único passe ou reparo, geralmente há a necessidade de realização de um tratamento térmico após a soldagem (TTAS) para que seja feito o alívio de tensões necessário à utilização da estrutura. Entretanto, nem sempre é possível levar a estrutura à um forno de tratamento térmico, então a soldagem sem TTAS apresenta um recurso atrativo pois geralmente este é caro, demorado e apresenta dificuldades em sua execução [25].

¹ Disponível em http://e-ducativa.catedu.es/44700165/aula/archivos/repositorio/4750/4911/html/3_curvas_ttt.html

2.4.2 Análise Térmica na Soldagem

No caso da soldagem, a energia de soldagem e a temperatura de pré-aquecimento são as fontes de calor que governam o aumento de temperatura em uma junta, enquanto que a condutividade térmica (k [$\text{J}\cdot\text{mm}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1}$]), a densidade (ρ [$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$]) e calor específico (c [$\text{J}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{°C}^{-1}$]) do material atenuam o aumento da temperatura e comandam a dissipação do calor. A taxa de resfriamento é uma consequência do quanto o material recebe de calor e quanto ele consegue dissipar por unidade de tempo.

A energia de soldagem é definida pelo produto da tensão (U) e da corrente elétrica (I), divididos pela velocidade de soldagem (v), mostrado na Equação 5. Há ainda o termo η , adimensional, menor que 1, que caracteriza o rendimento do processo, seu valor depende dos parâmetros de soldagem e de diversos outros aspectos, incluindo as propriedades físicas dos materiais e a geometria das peças [26]. No caso do processo MIG/MAG, este fator pode variar entre 0,65 a 0,85. E em $\text{J}\cdot\text{mm}^{-1}$; U em volts; I em Ampères; e v em $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$.

$$E = \frac{\eta \cdot U \cdot I}{v}$$

Equação (5)

Considera-se aqui para a definição de energia das soldas que serão apresentadas posteriormente, a tensão e corrente médias, medidas por um sistema de aquisição de dados e a velocidade ajustada no sistema de movimentação das peças a serem soldadas, sem adicionar o termo de rendimento.

A partir da energia de soldagem e da condutividade térmica (k), densidade (ρ) e calor específico (c) do material, é possível estimar a temperatura de pico (máxima) atingida em certo ponto. Esta temperatura pode ser utilizada para estimar a extensão da ZAC, ou seja, a região em que são atingidas temperaturas acima da temperatura de transformação da ferrita em austenita (curva A1 do diagrama ferro-carbono). Há considerações para a espessura da chapa, neste caso como a penetração é parcial admitindo-se $\pm 15\%$ de erro é utilizado o modo de extração do calor 3D, e considera-se os cálculos para chapas grossas segundo Rykalin [27] visto na Equação 6.

$$T_{pico} = T_0 + \frac{2E}{\pi \rho e c r_p^2}$$

Equação (6)

Onde T_0 é a temperatura de pré-aquecimento e r_p é a distância da linha central da solda localizada no plano superior da chapa ao ponto de cálculo.

Pode-se também calcular a temperatura para qualquer ponto [27] em qualquer instante de tempo e inclusive traçar uma curva ao longo do tempo conforme Equação 7, sendo $\alpha = k \cdot \rho^{-1} \cdot c^{-1}$.

$$T = T_0 + \frac{E}{2\pi k t} \exp\left(-\frac{r_p^2}{4t\alpha}\right)$$

Equação (7)

Traçando a curva de T em função do tempo e pegando o valor máximo, pode-se ver que o valor é igual à T pico .

Durante o resfriamento é possível avaliar de duas formas o quão rápido o metal esfria: um pelo tempo em que o material leva para ir de 800 °C até 500 °C ($\Delta t_{8/5}$), e outro por convenção seria a taxa instantânea de resfriamento aos 550 °C ($dT/dt_{550^\circ C}$). Quanto maior o tempo $\Delta t_{8/5}$ menor a taxa $dT/dt_{550^\circ C}$. A avaliação nessa região de temperaturas acontece, pois neste intervalo estão presentes importantes transformações de fase para a maioria dos aços.

A Equação 8 [27] mostra o cálculo a ser feito para o tempo $\Delta t_{8/5}$, levando em consideração a temperatura de pré-aquecimento, a energia de soldagem e a condutividade térmica.

$$\Delta t_{8/5} = \frac{E}{2\pi k} \left(\frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right)$$

Equação (8)

Vale ressaltar que para pré-aquecimentos acima de 500 °C esse tempo se torna negativo, pois a Equação considera que a temperatura T_0 se mantém.

A outra maneira de extrair informação sobre o resfriamento de um ponto é através da taxa $dT/dt_{550^\circ C}$ deduzida por Rosenthal [28], como pode ser visto na Equação 9.

$$-\frac{dT}{dt} = \frac{2\pi k(T_r - T_0)^2}{E}$$

Equação (9)

Esta Equação é recomendada para o metal de solda, entretanto admitindo-se um pequeno erro, é possível utilizar para a ZAC imediatamente adjacente à zona fundida quando a temperatura crítica for até cerca de metade da temperatura de fusão do material.

2.4.3 Análise Térmica na Soldagem com Pré-Aquecimento Localizado

Todas as equações anteriores levam em consideração o pré-aquecimento de uma região relativamente grande em torno da linha da solda, e que a temperatura em que a peça foi pré-aquecida permaneça após a passagem do arco elétrico, devido a massa relativamente grande que foi aquecida. Desta forma, o resfriamento tende a decair apenas até a temperatura do pré-aquecimento, sendo que se este for acima de 500°C a Equação 7 se torna inválida. É importante ressaltar que temperaturas de pré-aquecimento tão altas quanto essas são incomuns, e as taxas de resfriamento se tornam tão baixas que na maioria dos casos não são problemáticas se for considerada uma área de aquecimento grande. Porém se a área aquecida for pequena, temperaturas superiores às necessárias para redução das taxas podem não ser suficientes para evitar a formação de fases frágeis.

Para o caso do pré-aquecimento indutivo localizado, deve se considerar o volume de material aquecido, levando em consideração a dissipação do calor dessa pequena massa que foi aquecida até a passagem do arco elétrico do processo de soldagem utilizado. Sendo a temperatura de pré-aquecimento T_0 a ser utilizada na Equação 8, a temperatura após a queda entre o deslocamento entre o indutor e tocha de soldagem.

2.5 Processo de Soldagem MIG/MAG

Os processos de soldagem MIG (metal inert gas) e MAG (metal active gas), conhecidos também por GMAW (gas-shielded metal arc welding), são caracterizados por serem sistemas de soldagem pela ação de um arco elétrico entre um arame nu, consumível, que é alimentado pela tocha em direção à peça a ser soldada. A proteção gasosa, com finalidade de não permitir a contaminação da poça de fusão e proteger o

arco, ocorre pela inserção de um gás ou mistura de gases inertes ou ativos, envolvendo o metal de adição. Denomina-se MIG quando o processo de soldagem é feito com a proteção de um gás inerte ou mistura rica em gases inertes, e MAG quando o gás é ativo ou a mistura é rica em gases ativos.

O modo de operação é considerado semi automático já que a alimentação do metal de adição possui controle automático, mas o posicionamento, o início e término da soldagem, bem como a movimentação da tocha ao longo da junta soldada, são de controle exclusivo do soldador. O processo pode ter a movimentação da tocha mecanizada ao longo da junta, porém o posicionamento, início e interrupção do processo ficam a cargo do operador da soldagem [30].

Este processo tem como vantagens a alta taxa de deposição, alto rendimento, formação de pouca ou nenhuma escória, boa penetração, facilidade de operação e automatização.

A fonte tem curva característica do tipo tensão plana ou constante. Se a distância do bico de contato com a peça varia, ocorrem também variações na corrente, de forma que se a distância diminui a corrente aumenta de forma que causa o aumento da taxa de fusão do arame-eletrodo, e quando a distância aumenta, a corrente diminui junto com a taxa de fusão do arame.

O equipamento para soldagem se constitui basicamente numa fonte de energia, geralmente um transformador retificado, um mecanismo de alimentação do arame-eletrodo, tocha de soldagem e cilindro de gás de proteção. A Figura 2.5 mostra um esquema simples do equipamento de soldagem MIG/MAG.

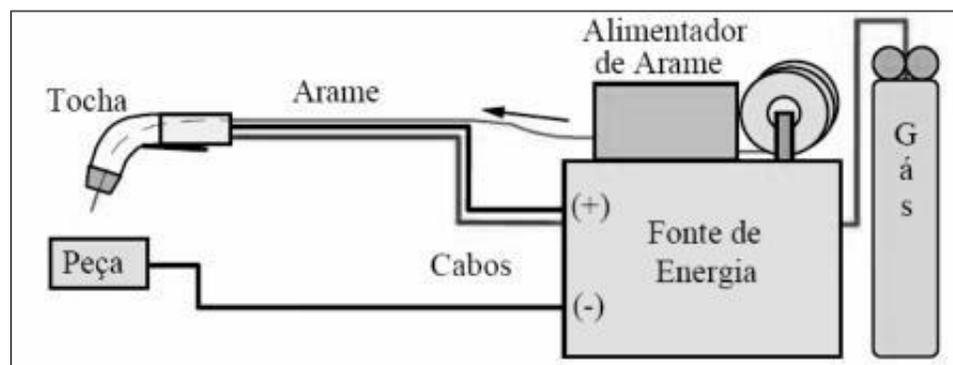


Figura 2.5 - Equipamento de soldagem MIG/MAG [30].

A polaridade inversa ou em corrente contínua com eletrodo positivo é a mais utilizada no processo de soldagem MIG/MAG. Polaridade direta ou corrente contínua com eletrodo negativo é utilizada para trabalhos de revestimento, pois a taxa de deposição é maior, entretanto a penetração é reduzida e o arco elétrico apresenta menor estabilidade. Corrente alternada pode ser utilizada, mas a estabilidade do arco elétrico não é boa [30].

Os parâmetros de soldagem tem grande influência sobre as características geométricas do cordão de solda, suas propriedades mecânicas, defeitos operacionais e de processo, qualidade da junta, produtividade e custos [31]. Os parâmetros de processo são classificados como variáveis ajustáveis primárias, como corrente, tensão e velocidade de soldagem, variáveis ajustáveis secundárias que englobam a tensão do arame-eletrodo após o bico de contato e o ângulo da tocha. Ainda existem as variáveis pré-selecionadas, que vão depender exclusivamente do metal base, do tipo de consumíveis e do tipo de junta a ser soldada. Estas variáveis não podem ser mudadas durante a operação e compreendem o tipo do gás de proteção e a vazão do mesmo, e o diâmetro do arame-eletrodo a ser utilizado.

Arares-eletrodo de maior espessura suportam maiores correntes, e portanto devem ser utilizados para metais base de maior espessura, mas também são utilizados em juntas que requerem maior taxa de deposição e maior penetração. Assim, a decisão sobre a espessura do arame-eletrodo vai depender da espessura do metal base, da penetração desejada, da taxa de deposição necessária, da posição de soldagem e geometria do cordão de solda.

O gás de proteção, ou a mistura de gases, tem influência no modo de transferência do metal do arame-eletrodo até a peça, nas propriedades mecânicas e metalúrgicas da junta soldada, na geometria e aparência da junta. Influencia também a estabilidade do arco, na determinação da máxima velocidade de operação de soldagem, na tendência ao aparecimento de mordeduras, e no custo de operação. A vazão do gás deve produzir um escoamento laminar, de forma a isolar o arco elétrico e a poça de fusão de contaminação do ar atmosférico. Se a vazão for baixa haverá contaminação, se for excessiva com baixa velocidade de deslocamento da solda o fluxo se torna turbulento e pode haver arraste de ar atmosférico para a poça. Um ângulo de tocha excessivo

também pode induzir a entrada de ar sob o arco, não sendo recomendado que o mesmo exceda em torno de 25° [32]. O argônio é o gás inerte mais utilizado, enquanto que o dióxido de carbono é o mais utilizado como gás ativo, e combinações dos dois podem ser utilizadas a fim de se chegar a determinadas geometrias de cordão de solda realizado sobre aço.

A tensão é um importante parâmetro pois determina a largura do cordão de solda e no modo de transferência do metal. Geralmente é estabelecido na própria máquina, no caso de fontes com curva característica do tipo tensão constante, é definida em função da intensidade de corrente, pelo tipo de arame-eletrodo, do gás de proteção e da geometria de cordão de solda que se deseja. Ajuste de tensões muito baixas podem causar porosidades, e deixam o cordão mais convexo. Tensões muito altas podem provocar salpicos, mordeduras e também porosidades, resultado de um arco elétrico grande, deixam o cordão mais largo e achatado [32].

A velocidade de soldagem influencia na taxa de deposição e na geometria do cordão. São utilizadas altas velocidades quando é necessária alta produção, porém podem ocorrer defeitos como trinca por solidificação. Somente variando a velocidade, com os demais parâmetros fixos, a peça ou estrutura soldada apresenta menor deformação, menor área afetada termicamente e grãos mais refinados no metal de solda para uma maior velocidade.

A extensão do arame-eletrodo após o bico de contato e o ângulo de deslocamento da tocha de soldagem são variáveis ajustáveis secundárias, pois podem ser regulados durante a execução da soldagem. O exato resultado da ação dessas variáveis não é geralmente conhecido por antecipação, mas sim tendências, além das mesmas provocarem alteração nas variáveis ajustáveis primárias [32].

Aumentar a extensão do arame-eletrodo após o bico de contato provoca um aumento no aquecimento do eletrodo por efeito Joule e queda na tensão do arco elétrico, resultando em menor penetração e acréscimo na taxa de deposição [32].

3. Materiais e Métodos

Com o intuito de utilizar um sistema de aquecimento indutivo para realizar o pré-aquecimento localizado da região a ser depositado o cordão de solda, foram utilizadas técnicas de Projeto de Experimentos Fatorial com a finalidade de avaliar o comportamento dos principais parâmetros que poderiam ter influência tanto na geometria quanto nas características metalúrgicas da junta.

Primeiramente foram feitas soldas sobre chapa (*bead-on-plate*) avaliando os parâmetros significativos na geometria do cordão de solda através de um planejamento fatorial em dois níveis (2^k), utilizando níveis máximo e mínimo para cada variável.

Utilizando os parâmetros significativos obtidos na primeira etapa, avaliou-se através de um projeto de experimentos em três níveis mínimo, médio e máximo (3^k) o quanto estes parâmetros influenciavam na geometria de cordões de solda realizados em juntas à topo em aço AISI 1045. Foram caracterizados os perfis de microdureza Vickers buscando a máxima dureza de cada situação de soldagem avaliada, com intuito de realizar a correlação entre microestrutura e taxas de resfriamento calculadas por diferentes métodos. A microestrutura da ZAC das amostras foi comparada quanto a efetividade da utilização do pré-aquecimento localizado na redução da formação de fases frágeis.

A seguir são abordadas as etapas desenvolvidas, e descritos os materiais e equipamentos utilizados.

3.1 Materiais utilizados

Foram utilizados dois tipos de aços no desenvolvimento do trabalho, na etapa de soldas sobre chapa foram realizados cordões sobre o aço ASTM A36, enquanto as juntas a topo foram soldadas em aço AISI 1045.

Conforme Figura 3.1(a), utilizou-se chapas de aço ASTM A36 com 4,76 mm de espessura, 150 mm de comprimento e 80 mm de largura. As dimensões dos conjuntos soldados a topo em AISI 1045 são de 100 mm de comprimento, 150mm de largura total (somando o par a ser unido) e 7,9 mm de espessura, Figura 3.1(b), contando com

chapas postiças ao começo e fim do cordão de solda com a finalidade de estabilização do arco elétrico, (c).

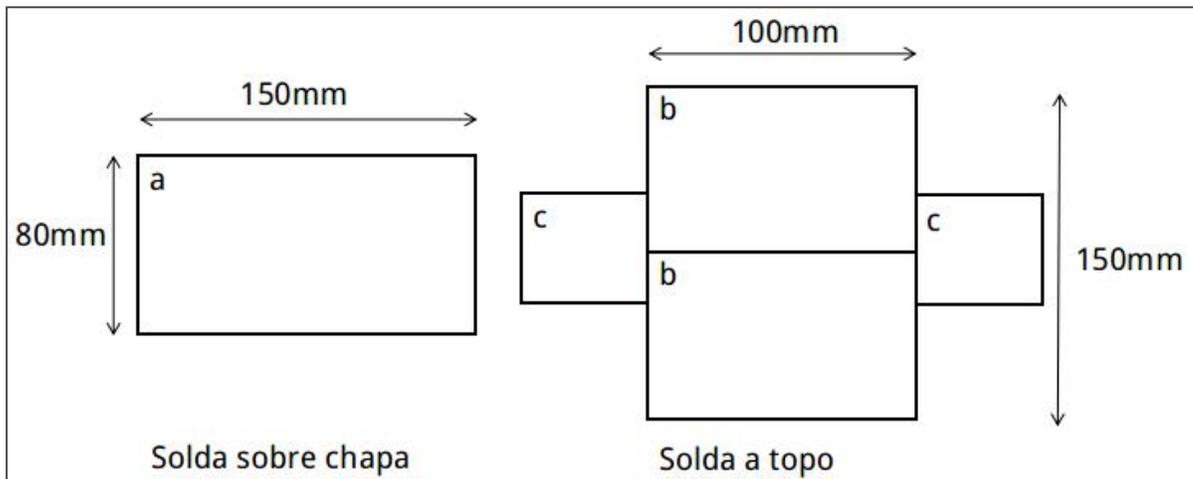


Figura 3.1 - Esquema dos conjuntos soldados sobre chapa (a) e a topo (b) com chapas postiças (c).

A composição química dos aços foi realizada por espectrometria de emissão ótica junto ao Laboratório de Fundição da UFRGS (LAFUN) e pode ser vista na Tabela 1. A microestrutura do AISI 1045 apresentando ferrita (partes claras) e perlita (partes escuras) pode ser vista na Figura 3.2. A escolha por este aço se justifica na suscetibilidade do mesmo à formação de fases frágeis durante a soldagem, a facilidade de análise e boa quantidade de material na literatura. A microdureza da amostra recebida normalizada é de 200 HV, medida por microdurômetro vickers com carga de 0,5 kgf e tempo de indentação de 10 s.

Tabela 1 - composição química dos aços ASTM A36 e AISI 1045 utilizados.

Elemento (%massa)	C	Mn	Si	P	S	Cr
ASTM A36	0,10	0,46	0,01	0,017	0,009	-
AISI 1045	0,45	0,84	0,17	0,02	0,02	0,016

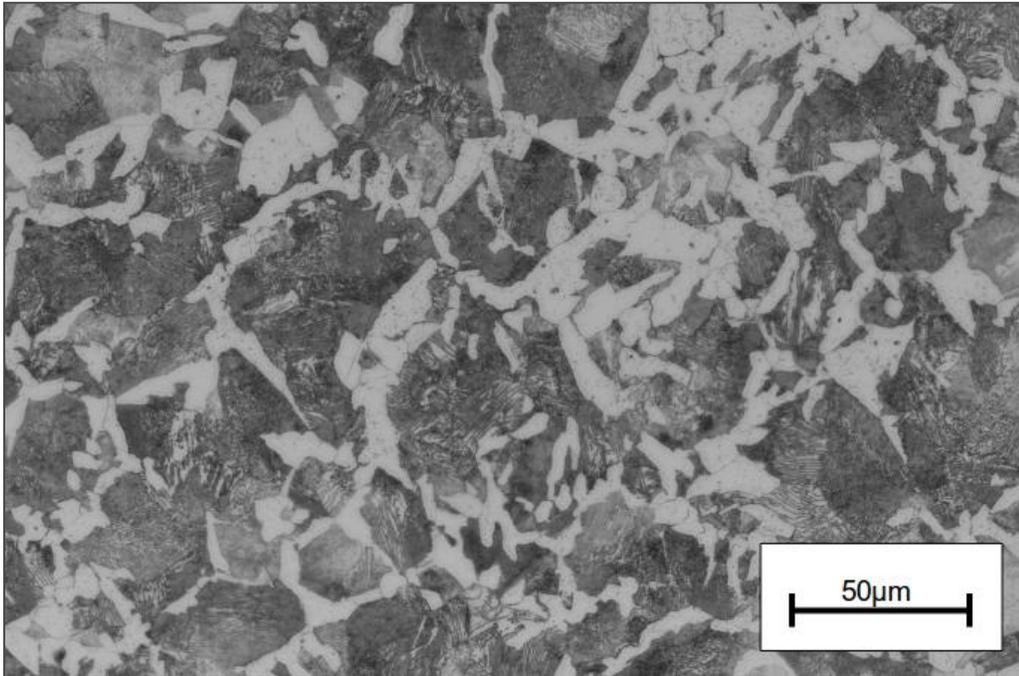


Figura 3.2 - Metalografia do aço AISI 1045 constituído de perlita (região escura) e ferrita pró-eutetóide (regiões claras). Ataque reagente Nital 2%.

O arame utilizado foi o AWS ER70S-6, diâmetro de 1,2 mm e composição segundo a Tabela 2, medido por espectrometria de emissão ótica junto ao LAFUN UFRGS. O gás utilizado é constituído de uma mistura de 25%CO₂ e 75%Ar, com vazão de 15 L*min⁻¹.

Tabela 2 - Composição química do arame AWS ER70S-6.

Elemento(% em massa)	C	Mn	Si	Al	Mo	Cr	Cu
ER70S-6	0,117	0,94	0,62	0,03	0,023	0,021	0,134

3.2 Equipamentos e Parâmetros

Foram utilizados três equipamentos para a soldagem com pré-aquecimento localizado:

- Fonte de soldagem IMC Digiplus A7;
- Aquecedor indutivo Inductoheat Lepel de 15 kW;
- Sistema de movimentação SPS Tartílope V4;

Pela impossibilidade de movimentar o aquecedor indutivo, foram movimentadas as chapas a serem soldadas, estando a tocha de soldagem fixa em relação ao equipamento de aquecimento indutivo. A Figura 3.3 mostra os equipamentos.

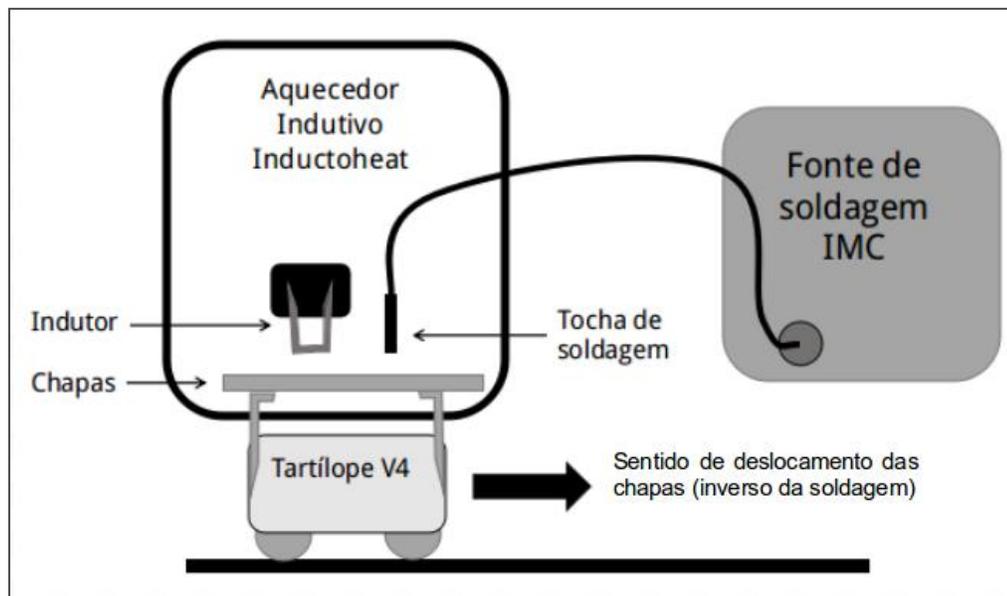


Figura 3.3 - Esquema de montagem dos equipamentos de aquecimento, soldagem e movimentação.

Estabeleceram-se parâmetros de soldagem com a finalidade de obter uma penetração de cerca de 30% da espessura sem a utilização de pré-aquecimento, visto que esse favorece a penetração e assim permitiria uma melhor avaliação.

O processo de soldagem utilizado é MAG convencional, em corrente contínua e eletrodo positivo com ângulo de deslocamento da tocha neutro.

Para as soldas sobre chapa a tensão de soldagem utilizada foi de 22 V e velocidade de alimentação de arame de $4,0 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (correspondendo a uma corrente de soldagem média de 165 A), enquanto que para as juntas a tensão foi de 30 V e velocidade de alimentação do arame de $8,0 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ (correspondendo a uma corrente de soldagem média de 246 A), com o objetivo de atingir uma penetração de no máximo $1/3$ da espessura das chapas.

O aquecimento indutivo foi configurado de modo a ser controlado pela potência. Com capacidade máxima de 15 kW, foram utilizadas duas potências de aquecimento, sendo a menor igual a 6 kW e a maior 12 kW. A frequência foi mantida constante em 111 kHz, medida através de uma bobina exploratória posicionada abaixo do indutor, com o auxílio de um osciloscópio com capacidade de medição de 20 MHz, podendo a tela de medição ser vista na Figura 3.4. O formato de onda se aproxima da senóide. O valor pico-a-pico de tensão de 1,216 V para a potência de 12 kW acarreta em uma densidade de fluxo magnético de cerca de $30 \mu\text{T}$. Por exemplo, este valor é cerca de 7 vezes

maior do que aquele encontrado em linhas de transmissão de alta voltagem [33]. A estes valores, segundo a Equação 1, a penetração em aços carbono é da ordem de décimos de mm, porém pode variar na ordem de até 15 vezes durante o aquecimento [34].

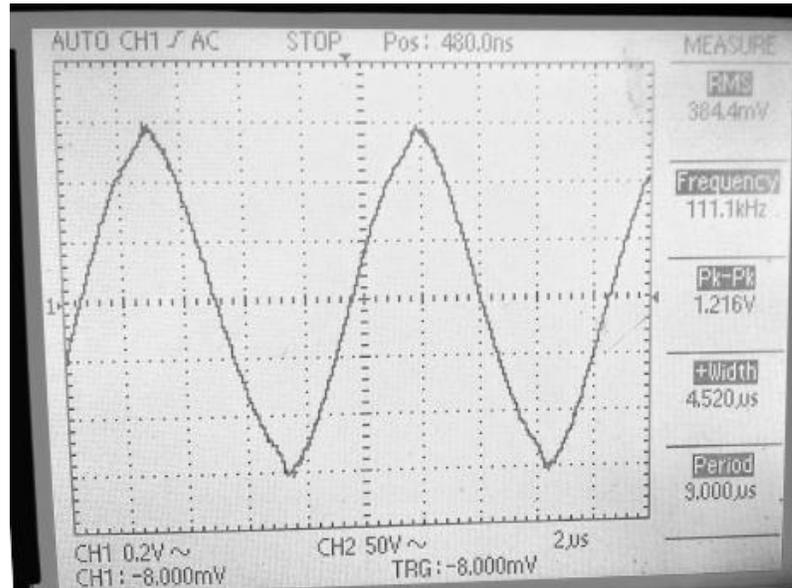


Figura 3.4 - Medição em osciloscópio do formato de onda do aquecimento indutivo.

3.3 Análise da geometria de solda e características metalúrgicas

Realizou-se a preparação metalográfica convencional das amostras com lixamento manual em lixas de granulometria de 100 a 600 mesh para observação da geometria de solda. Para a análise microestrutural e de microdureza foi seguido com o lixamento manual em lixas de granulometria até 1200 mesh e polimento utilizando alumina 0,5 μm, realizando-se o ataque químico com reagente Nital 2% (2% de ácido nítrico diluído em álcool anidro) sendo as amostras observadas sob microscópio ótico em aumentos de 50 a 1000 vezes. Foram analisadas as respostas de geometria de cordão de solda através do *software* ImageJ nas etapas de solda sobre chapa e junta soldada.

Para análise da geometria do cordão de solda considerou-se a penetração (Pcs), largura do cordão de solda (Lcs) e altura do reforço (Hcs), que podem ser vistos na Figura 3.5. Na etapa de solda de juntas apenas foram avaliadas Pcs e Lcs.

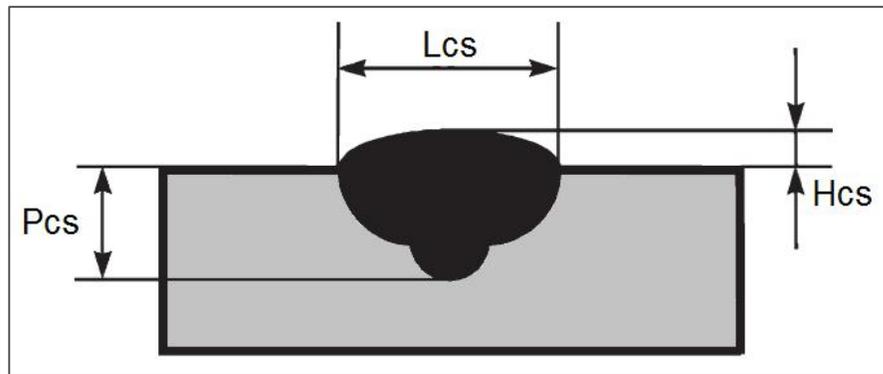


Figura 3.5 - Parâmetros geométricos avaliados no cordão de solda. penetração (Pcs), largura do cordão de solda (Lcs) e altura do reforço (Hcs)

3.4 Análise de microdureza Vickers

A Figura 3.6 mostra as regiões analisadas na etapa de soldagem de juntas. Traçou-se o perfil de microdureza Vickers com carga de 0,5 kgf e tempo de indentação de 10 s, em uma linha transversal ao cordão de solda, 1 mm abaixo da superfície, conforme linha pontilhada da Figura 3.6. Nas condições sem aquecimento indutivo foi feita a análise do ciclo térmico utilizando termopares na lateral do cordão de solda, sendo apresentado na Figura apenas uma das posições, superficialmente a 9 mm de distância da linha central do cordão de solda. Nas condições com aquecimento indutivo não foi possível fazer este tipo de medição por risco de queima do equipamento devido as altas frequências induzidas na peça. Também foi avaliada a microestrutura formada na ZAC.

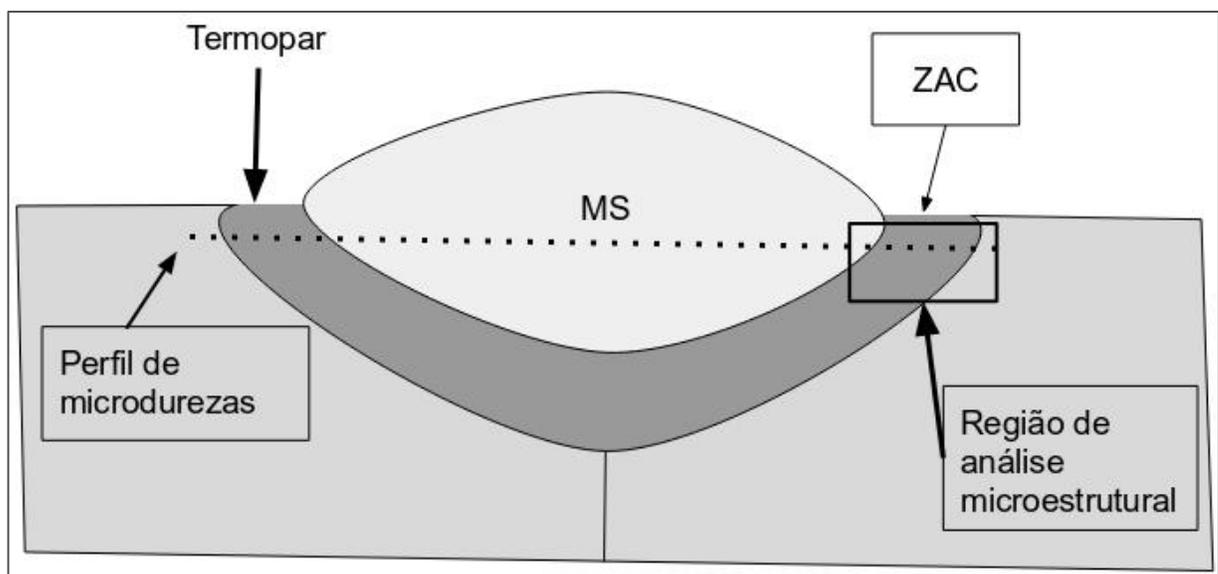


Figura 3.6 - Regiões analisadas na etapa de soldagem de juntas, linha tracejada perfil de microdurezas, termopar para o ciclo térmico e análise microestrutural da ZAC.

3.5 Análise da temperatura de pré-aquecimento

Foram medidas as temperaturas de aquecimento indutivo através da utilização de uma termocâmara Fluke Ti400, com capacidade de medição de $1200\text{ °C} \pm 2\text{ °C}$. Sendo obtida a máxima temperatura para cada condição dos limites inferior e superior de velocidade de soldagem ($6\text{ e }12\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) e potência de aquecimento ($6\text{ e }12\text{ kW}$). A Figura 3.7 mostra as imagens obtidas para as 4 diferentes situações de potência e velocidade onde foram obtidas as temperaturas.

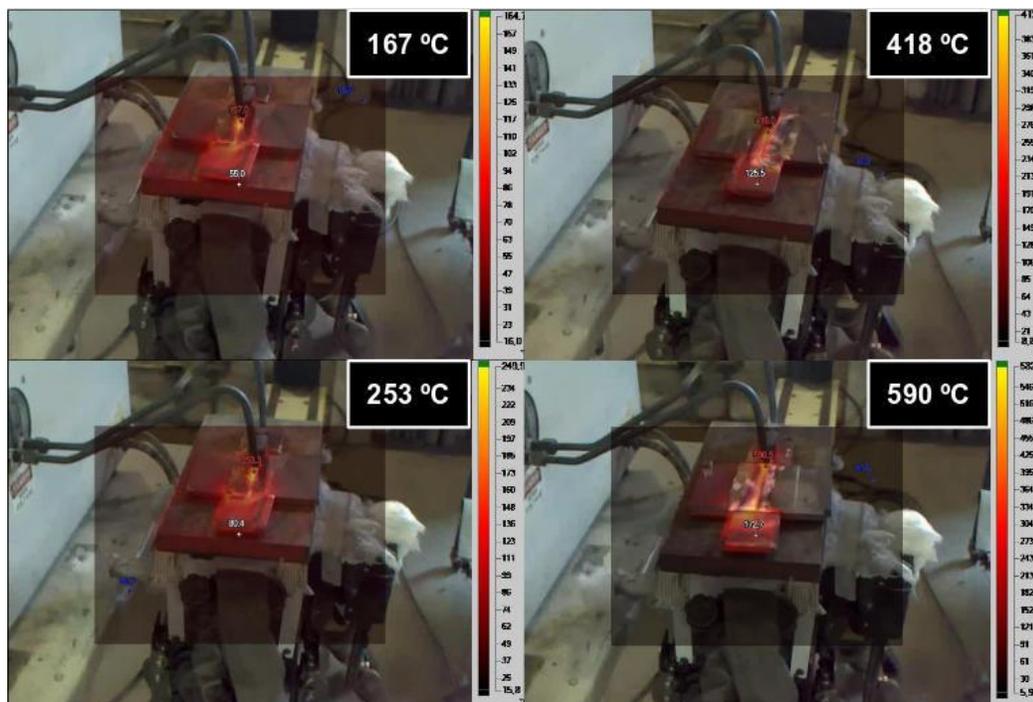


Figura 3.7 - Imagens obtidas com termocâmara para diferentes situações de potência de aquecimento indutivo e velocidade de deslocamento.

As temperaturas foram consideradas para uma região de largura igual a 5mm, medidas a partir de imagens adquiridas de testes dinâmicos de aquecimento e de metalografias da região aquecida. Segundo YURIOKA [9], utilizando a Equação 4 são necessárias temperaturas de pré-aquecimento de 100 °C em condições normais de soldagem, a 140 °C em condições de reparo para evitar formação de fases frágeis neste aço, na faixa de energias de soldagem utilizadas. A Figura 3.8 mostra três imagens de medições utilizadas para definir a área aquecida pela indução a uma

distância de 2,5 mm da peça (DiP). Em (a) foto durante o aquecimento, destacando o indutor com diâmetro de 9,5 mm, considerando a profundidade dos elementos na imagem. Em (b) a micrografia da região aquecida e em (c) a vista superior da região aquecida, ambas imagens com a escala de um paquímetro como referência. A penetração independe da potência do aquecimento, sendo definida pela frequência de oscilação do campo magnético. Para todos os caso a penetração e a largura da região aquecida são as mesmas.

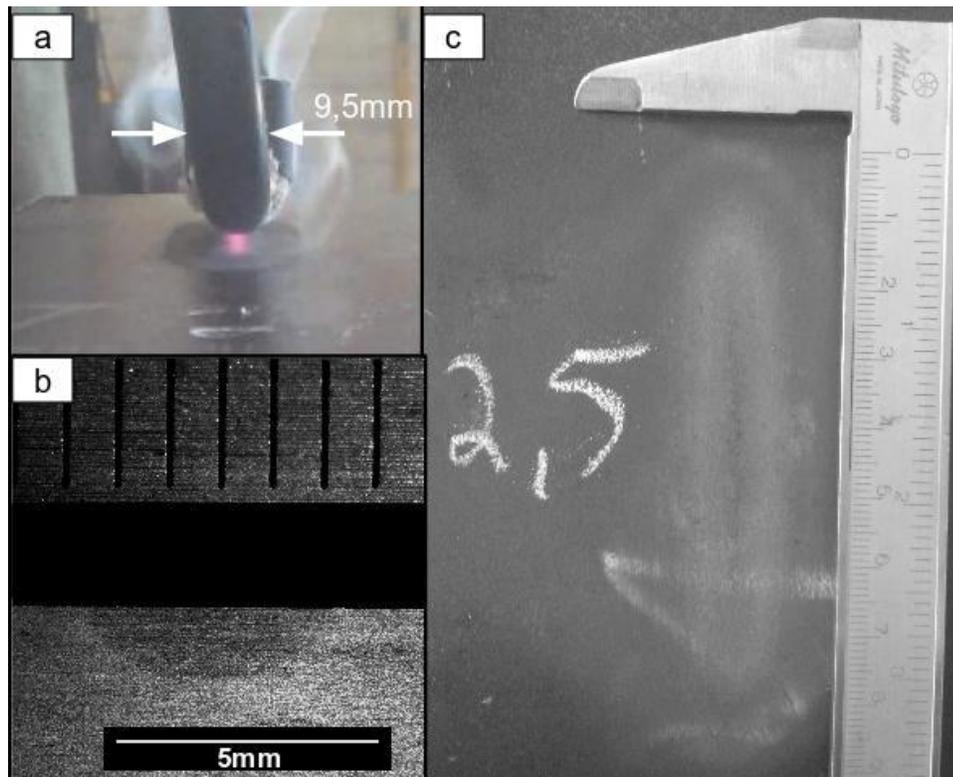


Figura 3.8 - Diversas formas de medir a zona aquecida pela indução: (a) foto do aquecimento com referência no diâmetro do indutor, (b) micrografia da região aquecida (ataque reagente Nital 10%.) e (c) vista superior da região aquecida com referência da escala de um paquímetro.

A Figura 3.9 mostra os detalhes de montagem entre tocha e indutor, evidenciando as cotas de medição de distâncias consideradas nos experimentos. O comprimento $l_i = 60$ mm é o comprimento efetivo de aquecimento do indutor. As medições de temperatura são mostradas na seção 4 de resultados e discussão, na última etapa de soldagem de juntas e efeito nas características metalúrgicas.

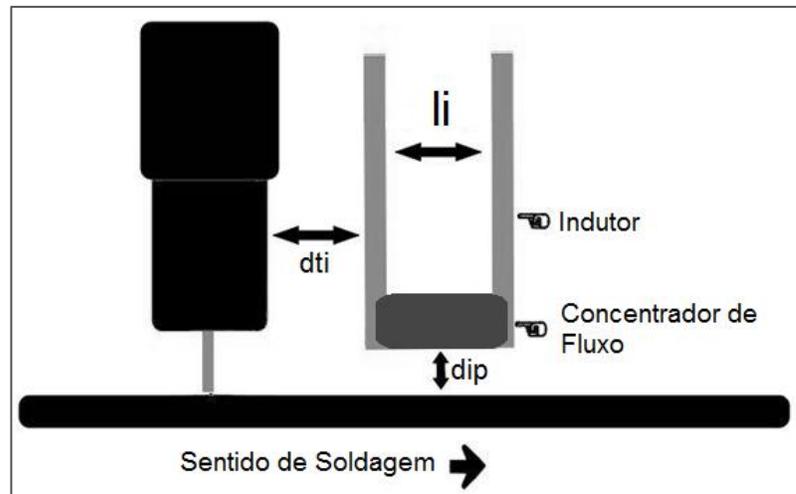


Figura 3.9 - Detalhe da montagem entre tocha e indutor evidenciando as cotas de medição.

4. Resultados e Discussão

Neste capítulo são apresentados os detalhes e a discussão dos resultados das três etapas do estudo. Em síntese estas etapas englobam a soldagem sobre chapa com foco na resposta geométrica do cordão de solda devido à variação dos parâmetros de montagem e processo, em segundo momento a soldagem de juntas e a participação dos parâmetros significativos da etapa anterior na penetração e largura do cordão de solda, e por último o efeito do aquecimento indutivo localizado sobre as características metalúrgicas das juntas soldadas em aço suscetível à formação de fases frágeis durante a soldagem.

4.1 Soldagem sobre chapa e o efeito na geometria do cordão de solda

Nessa etapa foi avaliada a resposta na forma da geometria do cordão de solda devido a variação de quatro parâmetros que poderiam ter influência sobre o cordão de solda: velocidade de soldagem (V_s), potência de aquecimento indutivo (P_{ind}) e os parâmetros de montagem 'DTi' e 'DiP' apresentados na Figura 3.9.

Utilizou-se o planejamento fatorial em dois níveis, onde cada fator assume um valor máximo e um mínimo. Combinando-se esses níveis entre todos os fatores obtém-se $nF = 2^k$ experimentos, onde k é o número de fatores analisados. Os valores adotados para os níveis máximos, mínimos encontram-se na Tabela 3. A sequência de realização dos ensaios foi gerada pelo *software* Minitab em uma ordem aleatória padrão. Neste caso, têm-se $k = 4$ (2^4 experimentos, ou seja, $nF = 16$ ensaios).

Tabela 3 - Níveis máximos e mínimos dos fatores utilizados

Parâmetros	Mínimo	Máximo
V_s : velocidade de soldagem (mm/s)	6	12
P_{ind} : potência do indutor (kW)	6	12
DTi: distância tocha-indutor (mm)	10	30
DiP: distância indutor-peça (mm)	2,5	7,5

Na Tabela 4 é apresentada a grade de combinações gerada pelo software através do planejamento fatorial, com ordem aleatória de execução. São mostrados os valores para os fatores variados em cada condição, e os valores das respostas de penetração, largura e altura do reforço.

Através do software Minitab®, os dados da Tabela 4 foram processados, para então, realizar a análise de qual a influência dos fatores nas respostas. Neste trabalho, considerou-se como critério de análise que um determinado fator de controle afetou estatisticamente uma resposta, quando o nível a obtido for inferior a 5%, ou seja, uma confiança estatística de 95%.

Tabela 4 - Planejamento fatorial completo do experimento, e valores de penetração, largura e reforço do cordão de solda

Ordem padrão	Ordem de execução	Vs (mm/s)	DTi (mm)	DiP (mm)	Pind (kW)	Pcs (mm)	Lcs (mm)	Hcs (mm)
14	1	12	10	7,5	12	1,52	5,15	1,87
5	2	6	10	7,5	6	2,00	7,40	2,50
4	3	12	30	2,5	6	1,47	4,74	1,80
2	4	12	10	2,5	6	1,50	5,20	1,80
3	5	6	30	2,5	6	2,36	7,44	2,40
7	6	6	30	7,5	6	2,44	7,00	2,54
11	7	6	30	2,5	12	2,75	8,37	2,33
16	8	12	30	7,5	12	1,40	5,41	1,80
15	9	6	30	7,5	12	2,27	7,90	2,36
13	10	6	10	7,5	12	2,55	8,27	2,40
1	11	6	10	2,5	6	2,10	7,46	2,40
12	12	12	30	2,5	12	1,68	5,35	1,67
10	13	12	10	2,5	12	1,80	5,78	1,75
8	14	12	30	7,5	6	1,37	4,66	2,00
6	15	12	10	7,5	6	1,54	5,20	1,83
9	16	6	10	2,5	12	2,68	7,87	2,38

4.1.1 Análise da altura do reforço do cordão de solda (Hcs -mm)

Na Figura 4.1 é apresentado o diagrama de Pareto, onde é possível observar-se que o fator de velocidade [V_s (mm)] é o único a ter efeito significativo sobre a altura do cordão de solda [H_{cs} (mm)], enquanto que os demais parâmetros e interações não têm efeito significativo sobre a altura do reforço do cordão de solda.

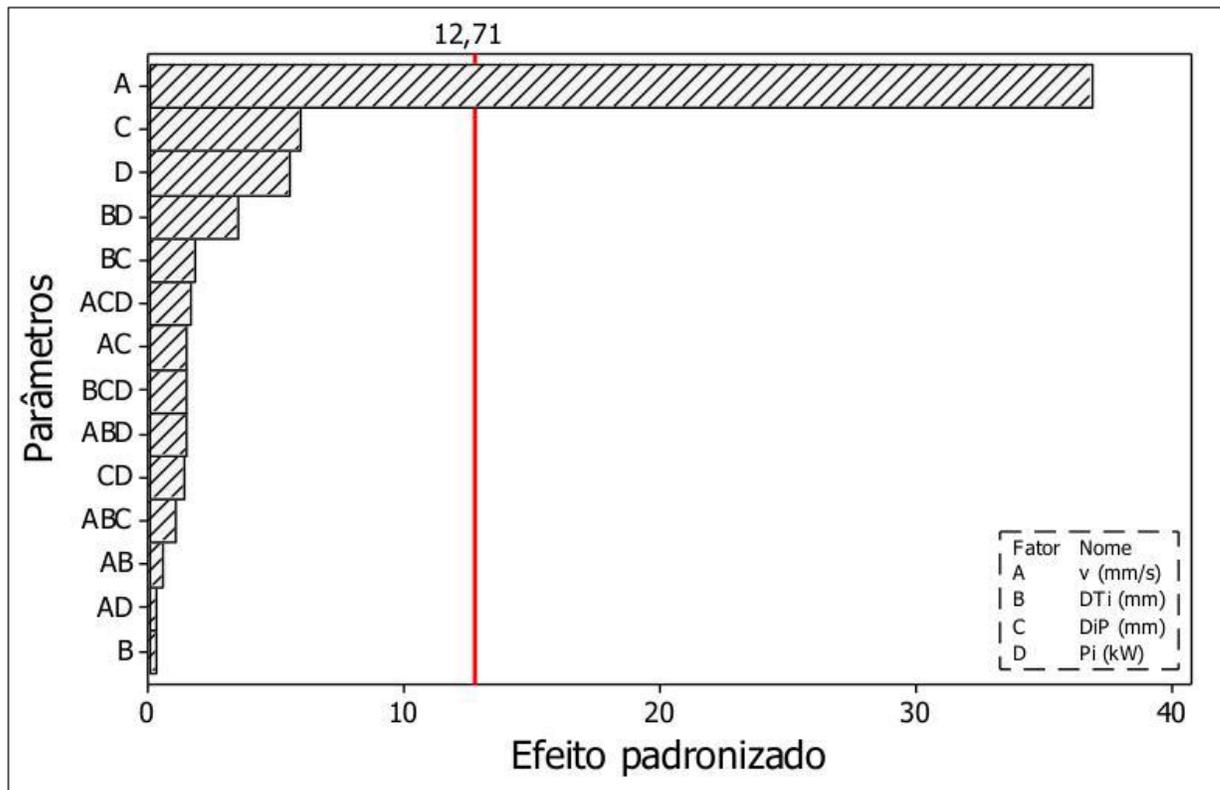


Figura 4.1 - Diagrama de Pareto dos efeitos dos parâmetros principais e interações para o reforço do cordão de solda. $\alpha=0,05$.

Na Figura 4.2 gerada pelo *software* Minitab, nota-se o efeito dos fatores principais sobre a altura do reforço do cordão de solda. Um aumento na velocidade de soldagem (V_s) causa uma diminuição na altura do reforço do cordão de solda, enquanto que, um aumento na distância indutor-peça (DiP) causa um (ligeiro) aumento na altura do reforço do cordão de solda. O aumento da velocidade de soldagem representa uma diminuição na massa de metal de solda depositado por unidade de comprimento, sempre que o sistema esteja em equilíbrio, o volume de metal por unidade de tempo que passa na tocha é fundido e depositado sobre a chapa. Portanto, ocorrerá uma diminuição na altura do reforço do cordão de solda, mantendo os outros fatores constantes.

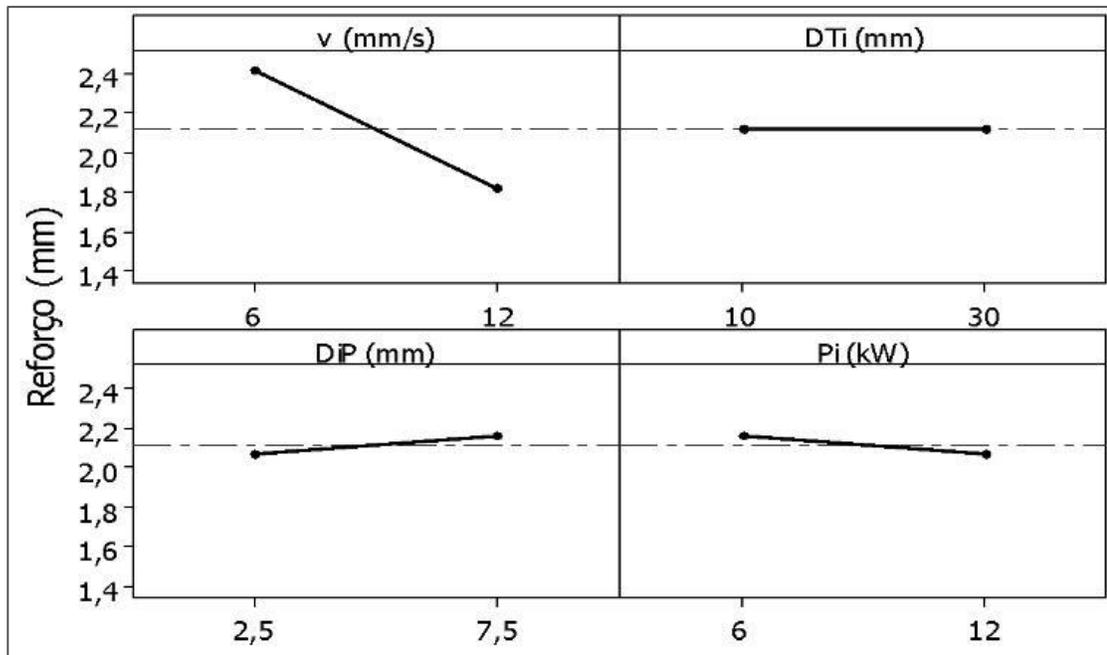


Figura 4.2 - Efeitos dos parâmetros principais sobre a altura do reforço do cordão de solda.

4.1.2 Análise da largura do cordão de solda (L – mm)

A Figura 4.3 mostra o diagrama de Pareto obtido da análise de variância para identificar os efeitos dos fatores principais e as interações de dois fatores. Observa-se que os parâmetros velocidade de soldagem [V_s (mm/s)], potência do indutor [P_i (W)] têm efeito significativo sobre a largura do cordão de solda [L_{cs} (mm)], enquanto que os parâmetros distância tocha-indutor [DT_i (mm)], distância indutor-peça [DiP (mm)] e interações de dois fatores não tem efeito significativo sobre a largura do cordão de solda.

A Figura 4.4 mostra o comportamento dos fatores principais na resposta largura do cordão de solda. Observa-se também que, para um aumento na velocidade de soldagem de 6 mm/s para 12 mm/s, ocorre diminuição na largura do cordão de solda. Para um aumento na potência do indutor, o efeito é de um aumento na largura do cordão de solda.

Plotando as curvas dos fatores principais que afetam a largura do cordão de solda através do *software* Minitab, velocidade pela potência do indutor, pode se notar nas Figuras 4.5 e 4.6 que mesmo para uma distância maior entre indutor e tocha, e indutor e peça, o efeito sobre a largura do cordão é quase inalterado. Isso pode ser visto pela inclinação das curvas de nível que representam a largura do cordão. A tendência

horizontal das curvas se dá pela maior influência da velocidade do que da potência sobre a largura.

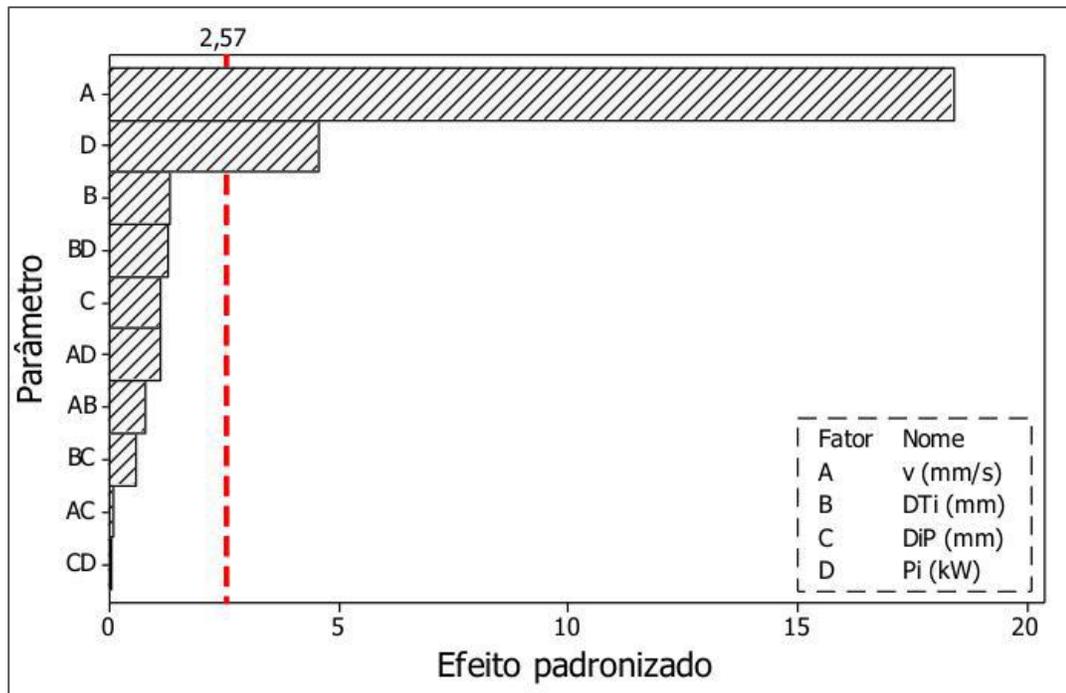


Figura 4.3 - Diagrama de Pareto dos efeitos dos parâmetros principais e interações para a largura do cordão de solda. $\alpha=0,05$.

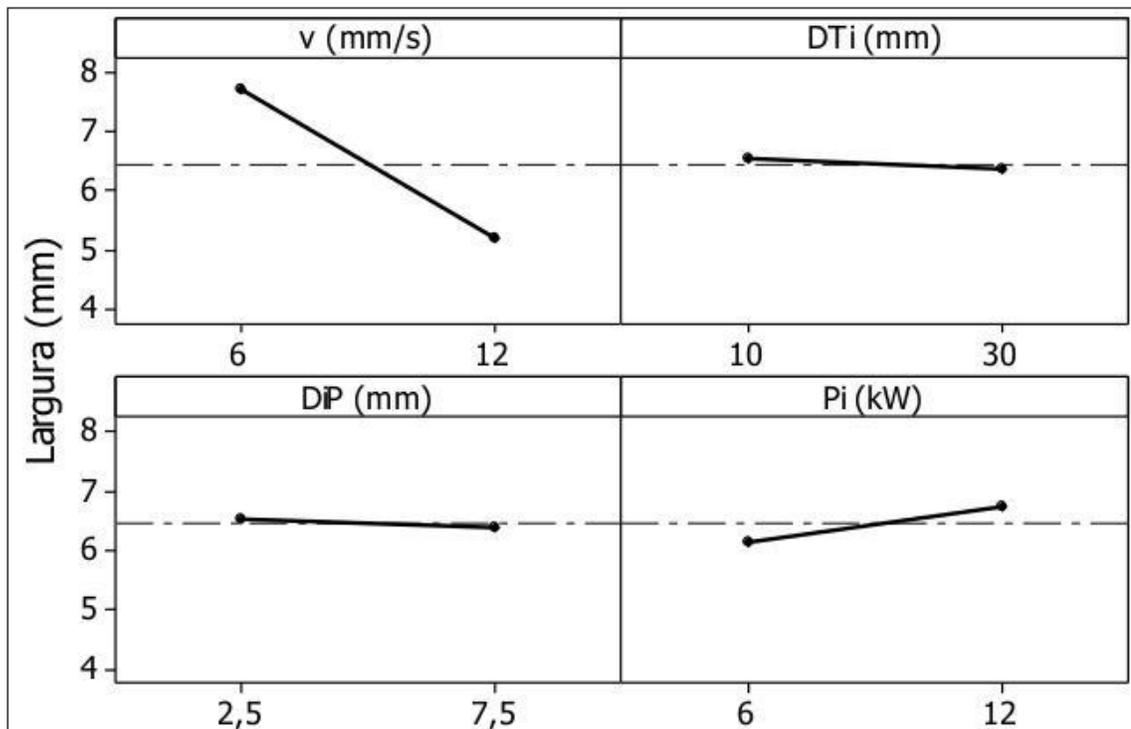


Figura 4.4 - Efeitos dos parâmetros principais sobre a largura do reforço do cordão de solda.

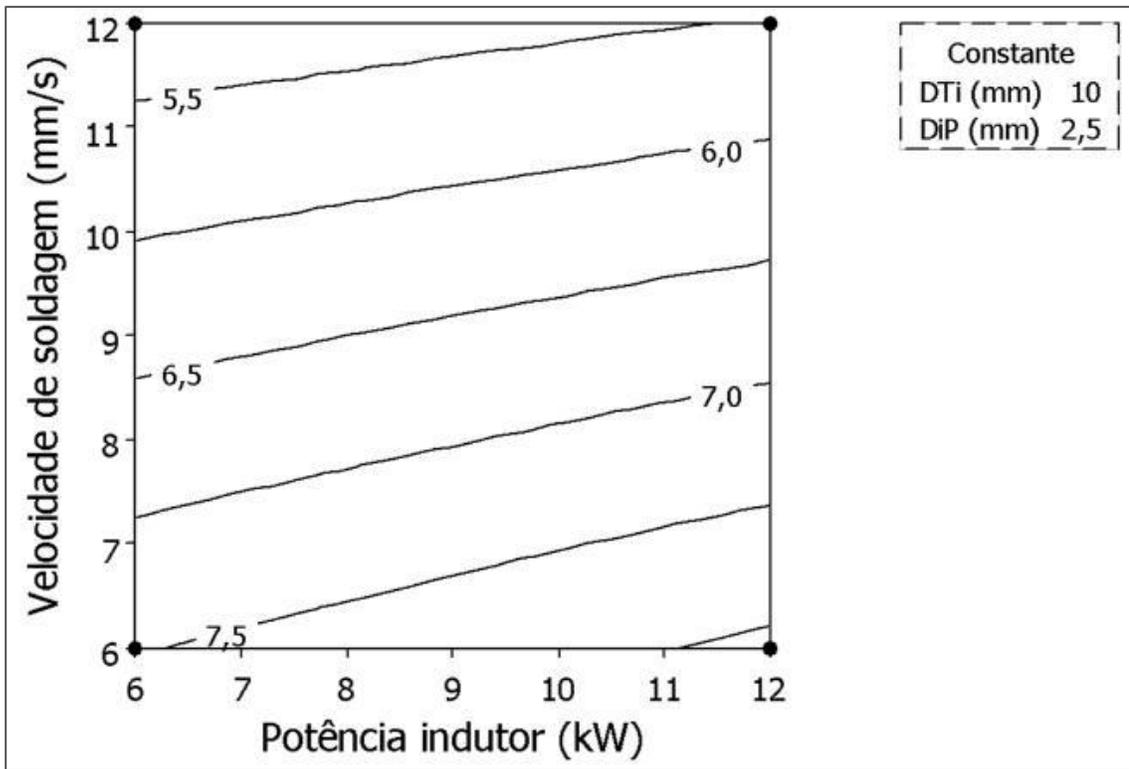


Figura 4.5 - Resposta em mm na largura do cordão para a relação Vs e Pi com Dti e DiP nos valores mínimos.

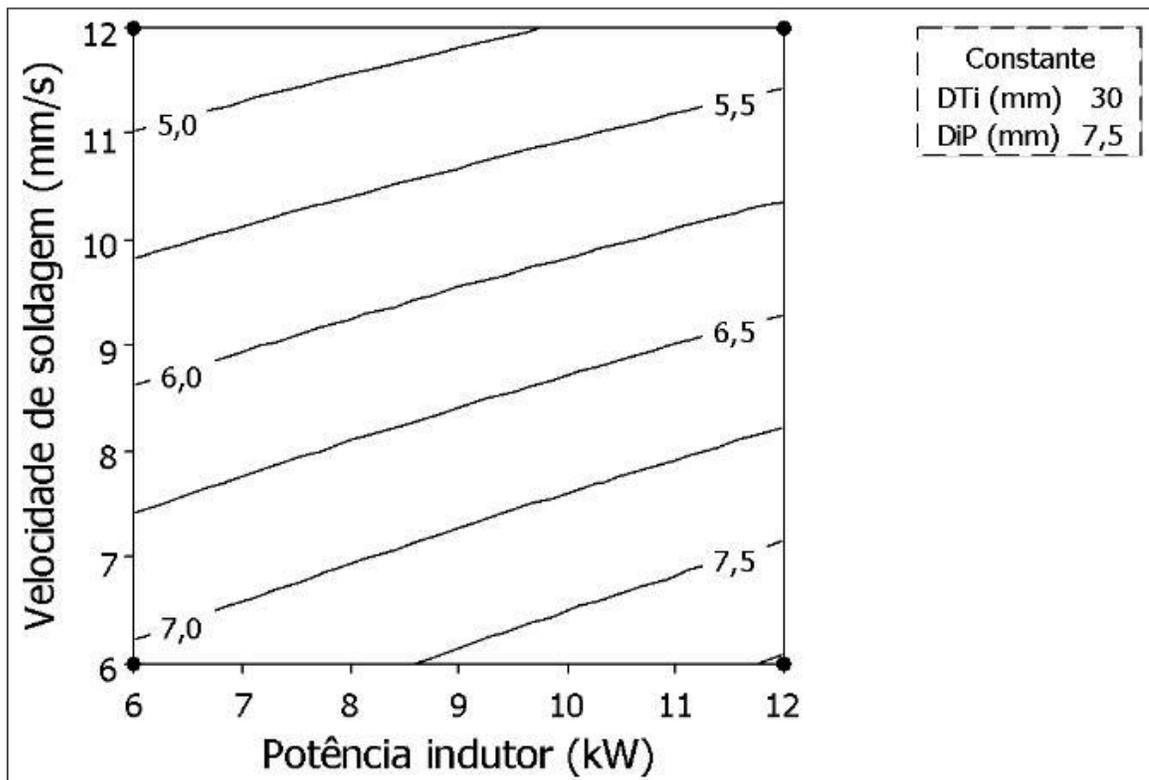


Figura 4.6 - Resposta em mm na largura do cordão para a relação Vs e Pi com Dti e DiP nos valores máximos.

4.1.3 Análise da penetração do cordão de solda (P – mm)

Por fim, avaliou-se o efeito dos parâmetros principais sobre a penetração do cordão de solda. A Figura 4.7 mostra o diagrama de Pareto, obtido da análise de variância para identificar os efeitos dos parâmetros principais e interações sobre a penetração do cordão de solda. Observa-se novamente que os parâmetros velocidade de soldagem [V ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$)] e potência do indutor [P_i (kW)] têm efeito significativo sobre a penetração do cordão de solda [P_{cs} (mm)]. Importante salientar que para as condições analisadas a distância indutor-peça não foi representativa, porém pela Figura 4.7 pode se notar que este parâmetro se aproxima da significância.

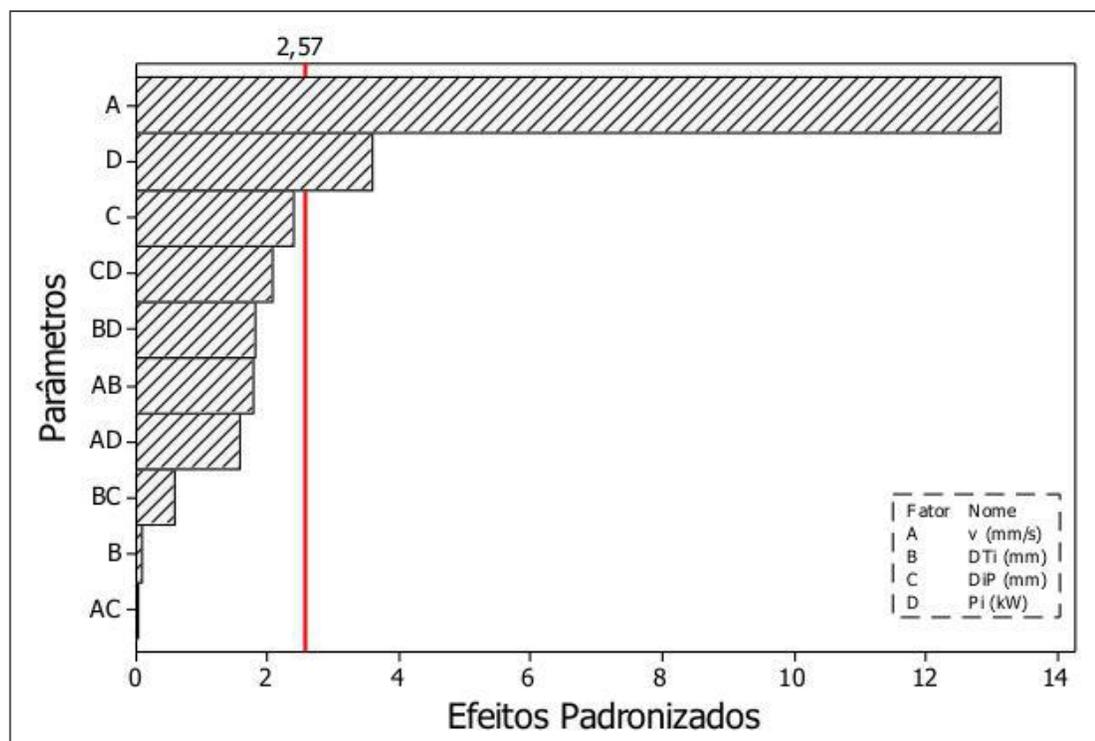


Figura 4.7 - Diagrama de Pareto dos efeitos dos parâmetros principais e interações para a penetração do cordão de solda. $\alpha=0,05$.

Embora não sejam significativas pela análise estatística, é possível notar algumas causas e efeitos sobre a penetração do cordão de solda pela variação dos parâmetros principais. Sabe-se a tempos [22] que o aumento da velocidade causa diminuição da penetração, então esta interação não é mostrada isoladamente neste trabalho.

A Figura 4.8 mostra o efeito do aumento da distância do indutor até a peça (DiP) sobre a penetração. É notório que o aumento da distância causa uma diminuição na penetração, pois os efeitos do campo eletromagnético sobre a peça são reduzidos e conseqüentemente é reduzida a temperatura de pré-aquecimento.

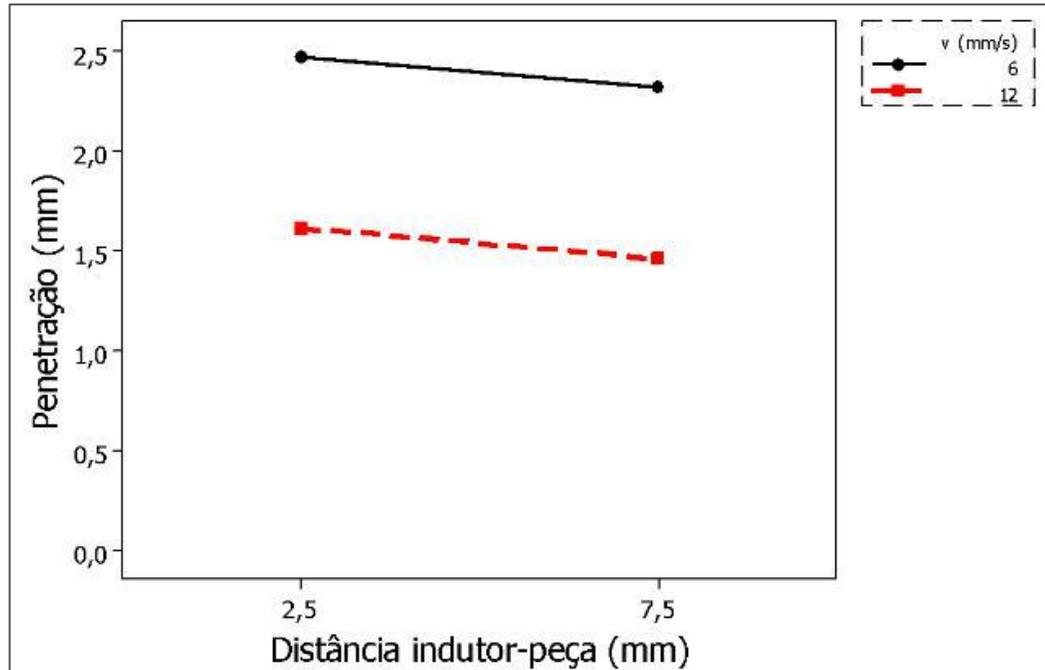


Figura 4.8 - Efeito dos parâmetros velocidade de soldagem [v (mm/s)] e distância indutor-peça [DiP (mm)] sobre a penetração do cordão de solda [Pcs (mm)].

Do mesmo modo, o aumento da potência do indutor causa um aumento do aquecimento na peça. Na Figura 4.9 pode ser visto o aumento na resposta na penetração devido ao aumento na potência de aquecimento indutivo localizado.

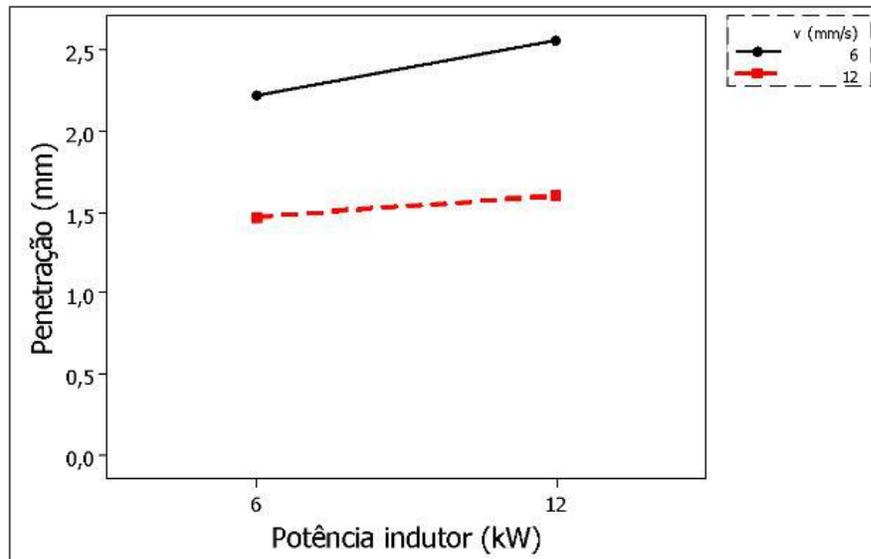


Figura 4.9 - Efeito dos parâmetros velocidade de soldagem [v ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$)] e potência indutor [P_i (kW)] sobre a penetração do cordão de solda [P (mm)]

O último parâmetro de montagem do sistema, a distância entre tocha e indutor (DTi), mostra um efeito diferente para as duas velocidades utilizadas. A Figura 4.10 mostra que enquanto para a maior velocidade de soldagem ($12 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) há redução na penetração com o aumento da distância DTi, na menor velocidade ($6 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) o efeito é contrário, havendo aumento da penetração com o aumento da distância.

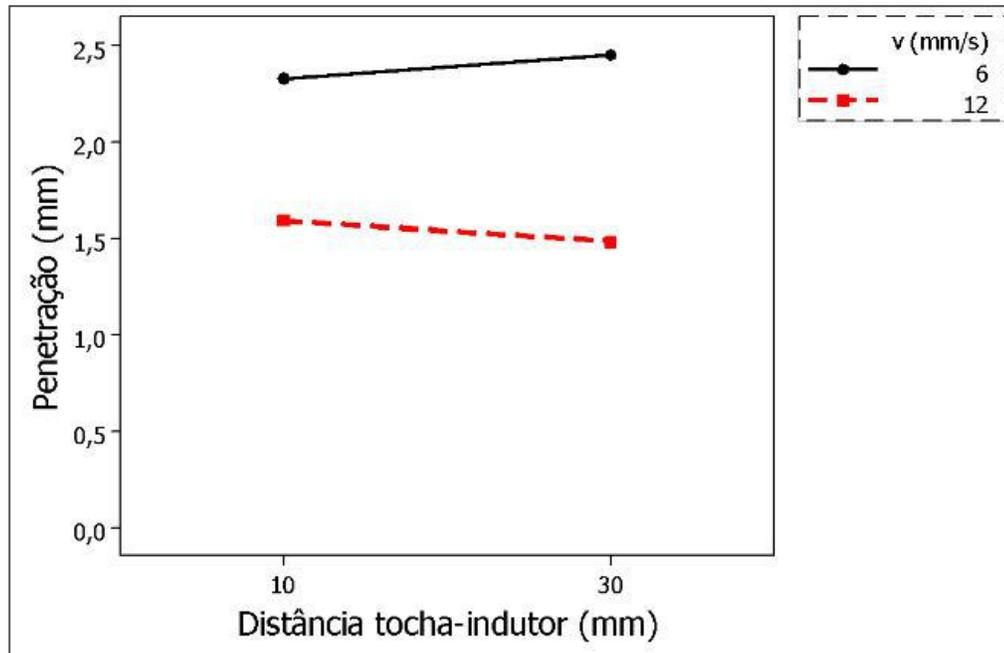


Figura 4.10 - Efeito dos parâmetros velocidade de soldagem [v ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$)] e distância tocha-indutor [DTi (mm)] sobre a penetração do cordão de solda [P (mm)]

4.2 Soldagem de juntas e o efeito na geometria do cordão de solda

Na segunda etapa avaliou-se a resposta na forma da penetração e largura do cordão de solda, utilizando a variação dos parâmetros significativos da etapa anterior. Foram avaliados a velocidade de soldagem (V_s) e potência de aquecimento indutivo (P_{ind}).

Utilizou-se fatorial completo em três níveis 3^k , com os fatores assumindo valores mínimo, intermediário e máximo conforme Tabela 5. A combinação desses fatores realizou-se com duas repetições cada para fins estatísticos culmina na realização de 18 experimentos conforme as combinações da Tabela 6 gerada pelo *software* Statística®, onde também são apresentadas as respostas, utilizando-se $\alpha=0,05$. Os corpos de prova foram seccionados transversalmente ao cordão de solda, lixados até a granulometria de 600 mesh e atacados quimicamente com reagente nital 10%. A seguir, com o auxílio de uma lupa estereoscópica avaliou-se Pcs e Lcs.

Tabela 5 - Níveis utilizados para os fatores estudados

Fator	Mínimo	Intermediário	Máximo
Vs: velocidade de soldagem (mm/s)	6	9	12
Pind: potência do indutor (kW)	0	6	12

Tabela 6 - Combinação de fatores e valores de penetração e largura do cordão de solda.

Ordem	Réplica	Pind (kW)	Vs (mm/s)	Pcs (mm)	Lcs (mm)
13	2	6	6	4,0	14,5
11	2	0	9	2,9	10,5
9	1	12	12	3,1	10,2
17	2	12	9	3,5	12,2
7	1	12	6	4,3	15,4
16	2	12	6	4,6	15,4
2	1	0	9	3,3	10,6
18	2	12	12	2,7	9,0
3	1	0	12	2,8	9,2
6	1	6	12	2,6	9,1
15	2	6	12	3,2	9,4
12	2	0	12	2,3	8,6
14	2	6	9	3,2	11,3
5	1	6	9	3,7	11,8
8	1	12	9	3,2	12,0
1	1	0	6	3,1	12,3
4	1	6	6	3,7	14,6
10	2	0	6	3,4	12,8

4.2.1 Análise da penetração do cordão de solda

A variação da penetração com os parâmetros avaliados se comportou como o previsto, aumentando junto com P_{ind} e diminuindo com o aumento da V_s . Como adendo aos experimentos foi realizada uma nova série de soldas na velocidade de soldagem de $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ para as diferentes potências de pré-aquecimento. Porém, esta série não foi utilizada no processamento dos resultados do projeto de experimentos, sendo somente analisada a penetração. A Tabela 7 mostra os valores de penetração obtidos nas diferentes potências de pré-aquecimento para essa nova velocidade.

Tabela 7 - Valores de penetração do cordão de solda para as diferentes potências de pré-aquecimento na velocidade de soldagem de $3 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$.

Pind: potência do indutor (kW)	0	6	12
Penetração (mm)	3,5	4,9	5,5

Na Análise de variância (ANOVA) considerou-se um intervalo de confiança de 95%, sendo o critério de análise o valor-p menor que 5% para que um fator fosse considerado como significativo na resposta. Na Figura 4.11 é possível ver o diagrama de Pareto da penetração em termos da significância dos parâmetros V_s e P_{ind} . Mediante a ANOVA foi determinado que apenas os fatores lineares de velocidade e potência, e a interação linear destes dois foram significativos na penetração, tendo participações individuais de 48%, 19% e 10% respectivamente na faixa estudada.

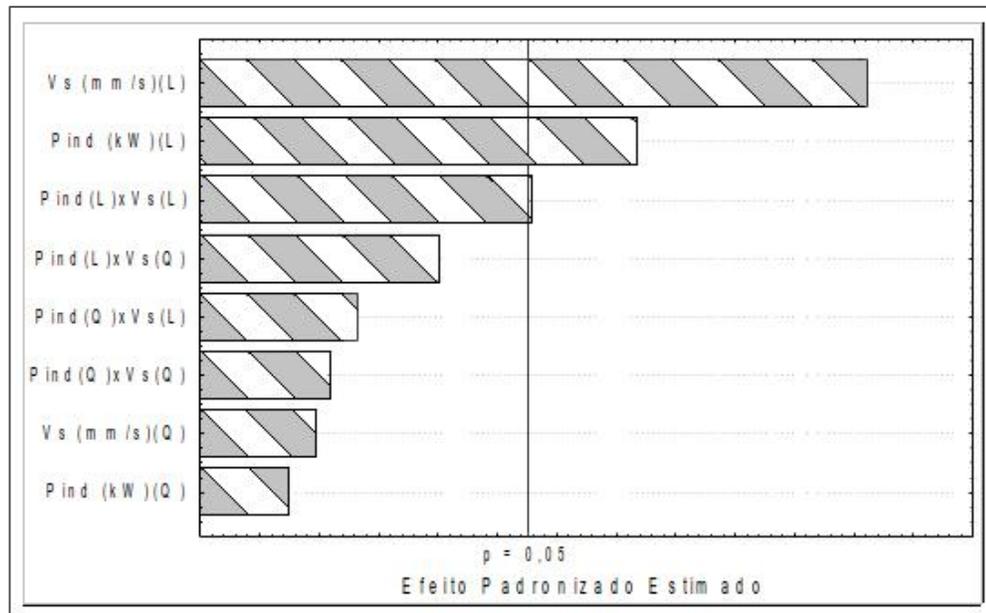


Figura 4.11 - Diagrama de Pareto das interações lineares (L) e quadráticas (Q) dos parâmetros em relação à penetração do cordão de solda. $\alpha=0,05$.

Através dos experimentos foi possível notar que ao aumentar a potência do aquecimento, e por consequência a temperatura do metal a ser soldado, a penetração teve aumento conforme Figura 4.12(a). Essa elevação de temperatura aproxima a fusão do material base, e assim o calor gerado pelo arco elétrico é usado primariamente para fusão do metal de adição [5]. Já na Figura 4.12(b), a maior velocidade acarreta na redução da penetração, isso ocorre, pois há menor energia por unidade de comprimento interagindo localmente para a fusão do material a ser soldado. Utilizando estes parâmetros, a penetração teve um aumento de 10% a 57% com o aumento da potência, e redução de 26% a 47% com o aumento da velocidade.

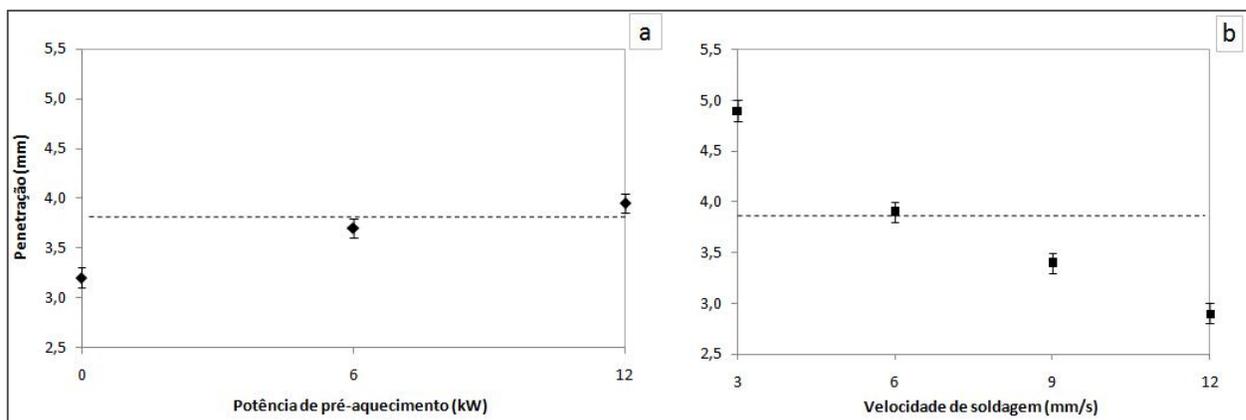


Figura 4.12 - Penetração média do cordão de solda em função da potência de aquecimento indutivo (a) e velocidade de soldagem (b).

Na Figura 4.13 gerada pelo *software* Statistica é possível visualizar uma plotagem de curva de contorno da superfície de resposta da penetração para a interação entre potência e velocidade de soldagem. É possível notar a dominância da Vs sobre a Pind, ao passo que para maior velocidade ($12 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$) a curva permanece sobre o mesmo campo para toda extensão de Pind. Ou seja, as superfícies têm uma tendência mais horizontal do que vertical.

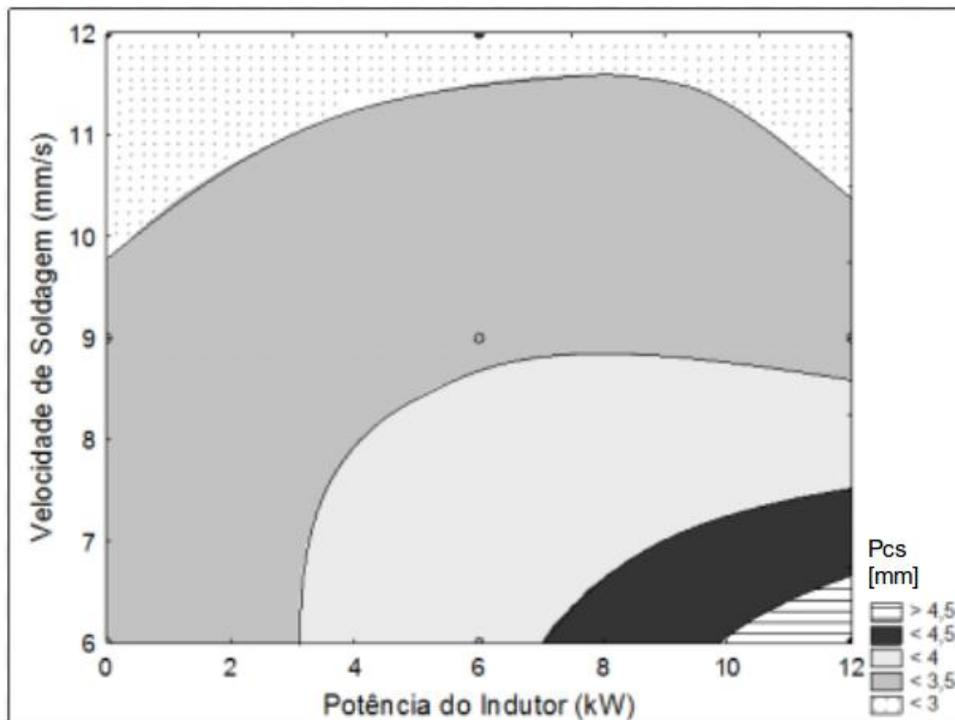


Figura 4.13 - Curvas de contorno da superfície de resposta da penetração do cordão de solda para a interação velocidade de soldagem e potência de aquecimento indutivo gerada pelo *software* Statistica.

Já na Figura 4.14 é mostrada a resposta da penetração para todos os experimentos (incluindo a série adicional com velocidade igual a $3 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$), ressaltando a variação com a velocidade de soldagem, mostrada no eixo horizontal. É possível novamente visualizar a dominância da velocidade sobre a potência de pré-aquecimento pela tendência da penetração se igualar nas velocidades de soldagem mais altas. Porém nos casos de menor velocidade é possível ver a grande diferença entre a utilização ou não do aquecimento indutivo.

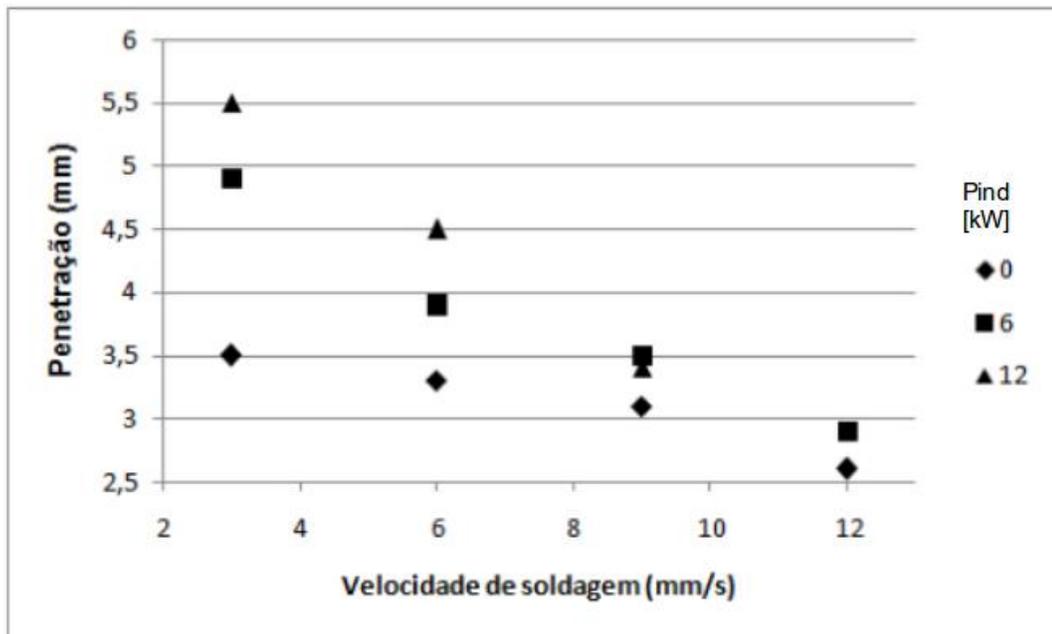


Figura 4.14 - Penetração do cordão de solda em função da velocidade de soldagem para as diferentes potências de pré-aquecimento (Pind).

4.2.2 Análise da largura do cordão de solda

Na ANOVA da largura do cordão de solda, novamente os fatores principais Vs e Pind, e a interação linear desses dois fatores foi significativa na resposta. A participação da velocidade Vs é predominante na variação da largura do cordão de solda, sendo de quase 85% a sua importância, valor maior que na análise da penetração. A potência de aquecimento tem uma menor participação (aproximadamente 10%) e a interação linear dos dois fatores, tem uma contribuição de praticamente 3%.

A largura foi a resposta mais alterada devido ao aquecimento indutivo. Houve aumento com a elevação da potência do pré-aquecimento indutivo localizado, enquanto diminuiu com o aumento da velocidade de soldagem. Como o aquecimento indutivo utilizando uma frequência tão alta acaba sendo superficial (baixa penetração devido ao efeito pelicular), o metal de adição demora mais para solidificar e acaba fluindo lateralmente por um tempo maior até a solidificação. A Figura 4.15 mostra a variação da largura em função da potência de aquecimento e da velocidade de soldagem. Pode ser calculado a partir da Tabela X que o aumento da largura é de cerca de 19% na menor velocidade com o aumento da potência, enquanto na maior velocidade a variação é de aproximadamente 6%. Com o aumento da velocidade de soldagem, a redução da

largura sem pré-aquecimento é de 13%, já com pré-aquecimento a redução é de 18% para as duas potências utilizadas.

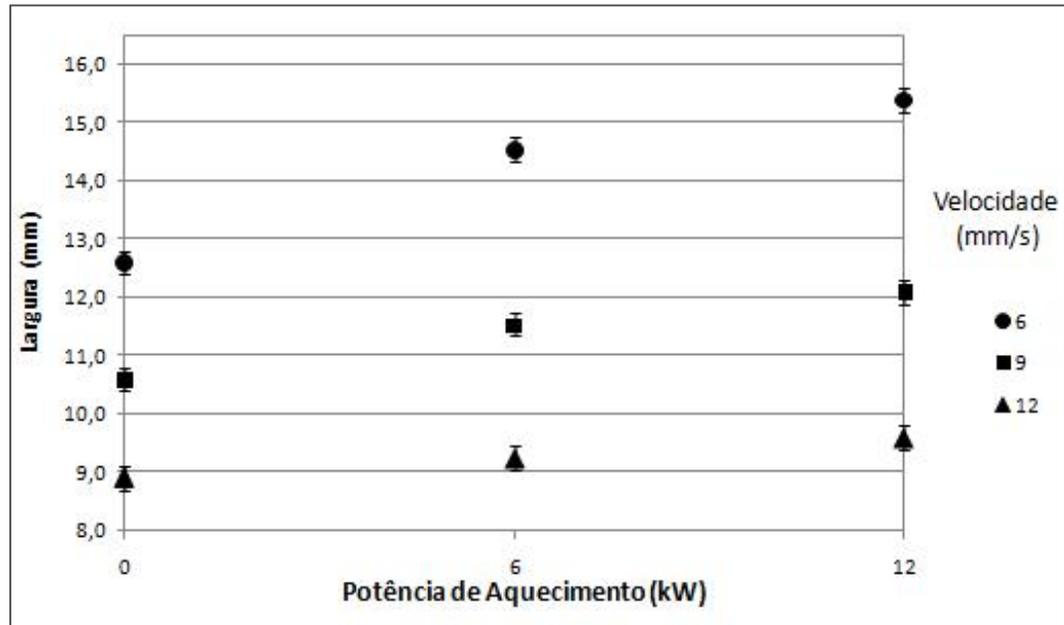


Figura 4.15 - Relação da largura do cordão de solda com a potência de pré-aquecimento indutivo e velocidade de soldagem

Na Figura 4.16 estão as curvas de nível de resposta da largura do cordão. Novamente é possível ver o caráter dominante da V_s sobre P_{ind} através da horizontalidade das curvas. As Figuras 4.15 e 4.16 também mostram a grande variação da largura em função dos parâmetros. Esta variação foi de cerca de 73% entre a de menor V_s com maior P_{ind} , e a de maior V_s com menor P_{ind} (sem pré-aquecimento). A Figura 4.17 mostra a relação entre os valores estimados e os observados, gerado pelo *software* Statistica durante o processamento dos dados, demonstrando relativamente boa aproximação do modelo com os valores obtidos experimentalmente.

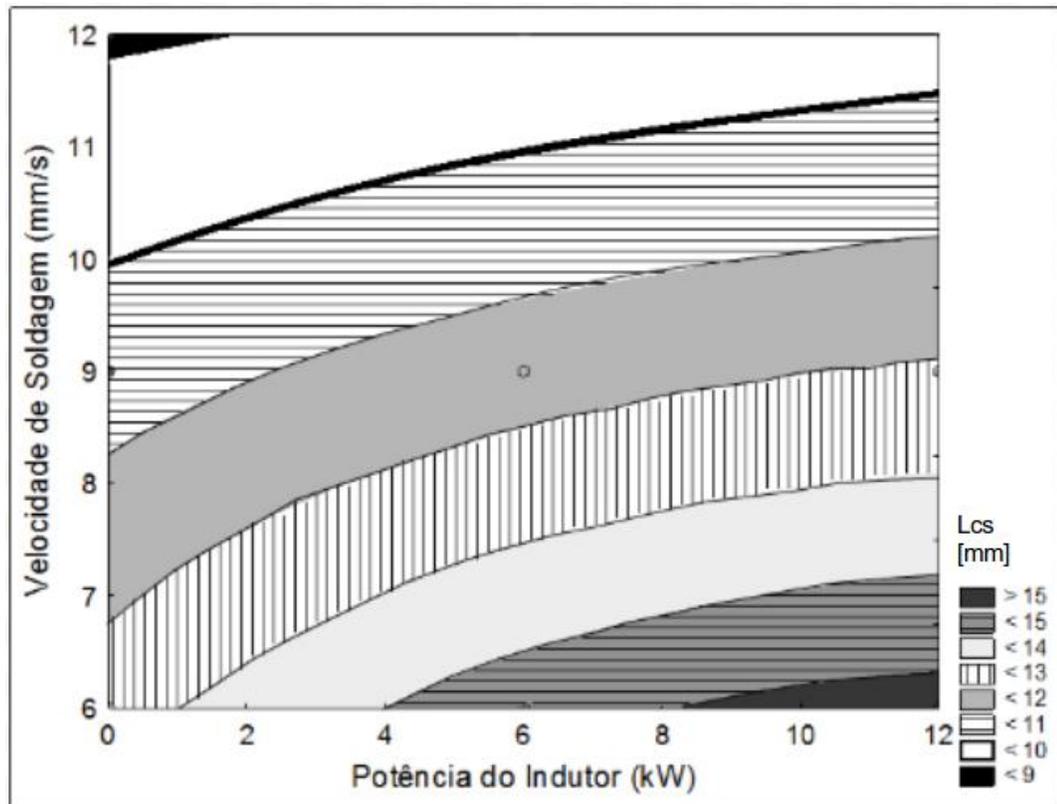


Figura 4.16 - Curvas de contorno da superfície de resposta da largura do cordão de solda para a interação velocidade de soldagem e potência de aquecimento indutivo.

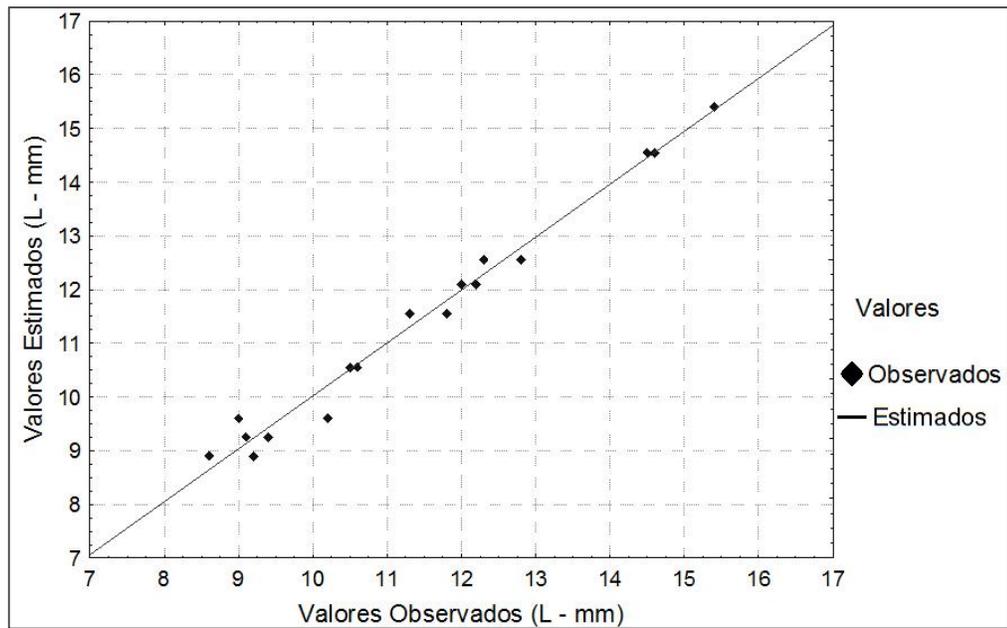


Figura 4.17 - Relação entre valores estimados e observados na resposta da largura do cordão de solda. $\alpha=0,05$.

Na Figura 4.18 é possível ver macrografias de algumas das amostras, distribuídas de acordo com a velocidade de soldagem e potência de pré-aquecimento indutivo localizado utilizados em cada uma delas. É possível verificar o aumento de penetração e largura à medida que se diminui a velocidade e aumenta a potência de aquecimento, sendo melhor diferenciado entre a utilização ou não de aquecimento do que no aumento do mesmo de 6 kW para 12 kW.

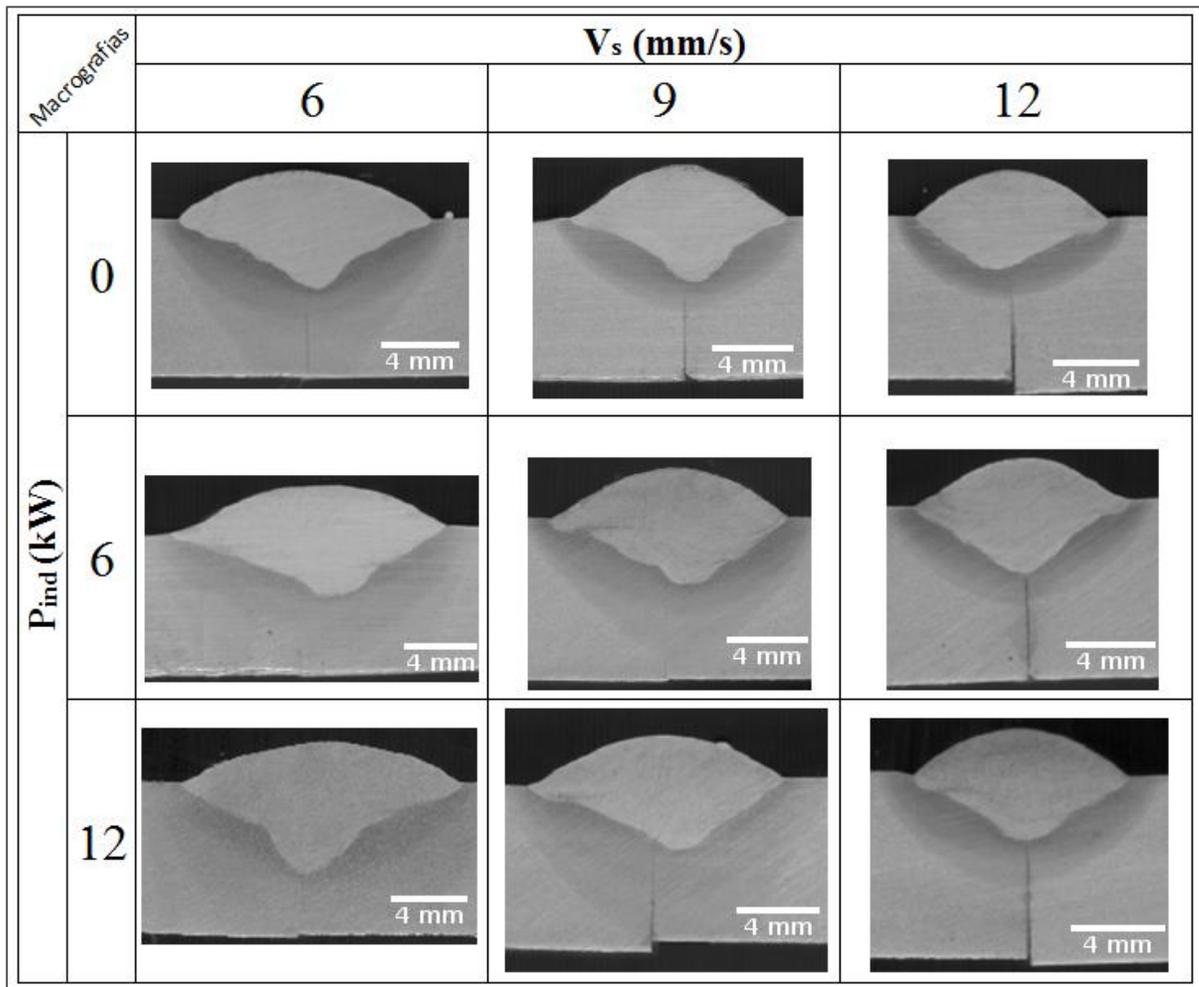


Figura 4.18 - Macrografias da seção transversal dos cordões de solda distribuídos de acordo com a velocidade de soldagem e potência de pré-aquecimento indutivo localizado. Ataque Nital 10%.

4.3 Soldagem de juntas e o efeito nas características metalúrgicas

Na última etapa, foram avaliadas as características metalúrgicas de juntas soldadas na mesma série de experimentos descritos pela Tabela 6 da etapa anterior. Como mencionado na seção 3 de materiais e métodos, foram feitas medições das

temperaturas de pré-aquecimento decorrentes da interação entre potência de indução e velocidade de deslocamento das chapas a serem soldadas. Após realizou-se o cálculo da taxa de resfriamento na posição do termopar descrita na Figura 3.6.

4.3.1 Ciclo térmico

A Tabela 8 apresenta as temperaturas de pré-aquecimento medidas através da termocâmara, para as diferentes potências de aquecimento indutivo e velocidade de soldagem utilizadas. Considerou-se estas temperaturas constantes entre o deslocamento de 10 mm entre indutor e tocha de soldagem (DTi).

Tabela 8 - Temperaturas de pré-aquecimento medidas através da termocâmara, para as diferentes potências de aquecimento indutivo e velocidade de soldagem utilizadas.

Potência (kW)	Velocidade de deslocamento (s)	Temperatura medida (°C)
6	12	167
6	6	253
12	12	418
12	6	590

Utilizando a Equação 9 foi possível calcular as taxas de resfriamento para as temperaturas medidas, sendo estas mostradas na Tabela 9. É possível notar que as taxas são atenuadas pelo pré-aquecimento e é possível visualizar que a velocidade de soldagem V_s comanda esse efeito, sendo as maiores taxas de resfriamento aquelas que acompanham a maior V_s . Comparando a taxa para temperatura de pré-aquecimento de 167 °C e $V_s=12 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ com a taxa sem pré-aquecimento e $V_s = 6 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ da quinta coluna é possível ver que apesar da temperatura maior a velocidade é dominante às taxas por reduzir a energia E da Equação 9. Foi considerada uma condutividade térmica de $k= 54 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{°C}^{-1}$ [35].

Tabela 9 - Taxas de resfriamento ($^{\circ}\text{C} \cdot \text{s}^{-1}$) à 550 °C calculadas pela Equação 9 para as temperaturas medidas T ($^{\circ}\text{C}$) e velocidade V_s ($\text{mm} \cdot \text{s}^{-1}$).

T(590)V_s(6)	T(253)V_s(6)	T(418)V_s(12)	T(0)V_s(6)	T(167)V_s(12)	T(0)V_s(12)
0,5	27,5	10,6	94,2	89,5	184,6

4.3.2 Análise metalúrgica

Como descrito na Figura 3.6 foram retirados corpos de prova para análise metalúrgica das juntas, compreendendo a avaliação microestrutural, o perfil de durezas com foco na dureza máxima e a correlação com as taxas de resfriamento para o aço AISI 1045.

Para cada junta soldada foram retirados dois corpos de prova transversais à linha de solda e feita a preparação metalográfica convencional com lixamento manual em lixas de granulometria de 100 a 1200 mesh, com posterior polimento utilizando alumina 0,5 μm , e ataque químico com reagente Nital 2% (2% de ácido nítrico diluído em álcool anidro) sendo as amostras observadas sob microscópio ótico em aumentos de 50 a 1000 vezes. Foram traçados os perfis de microdureza e tabelada a máxima microdureza para cada corpo de prova, com os experimentos feitos em duplicata para fins estatísticos. A Tabela 10 mostra as máximas durezas encontrada nos perfis para cada situação.

Tabela 10 - Dureza máxima (HV 0,5) encontrada no perfil das amostras para as diferentes situações de potência de pré-aquecimento e velocidade de soldagem.

		Potência de Aquecimento indutivo (kW)		
		0	6	12
Velocidade de Soldagem (mm*s ⁻¹)	6	315 HV	298 HV	297 HV
	9	335 HV	297 HV	308 HV
	12	401 HV	350 HV	339 HV

Nota-se a redução da dureza com o aumento da potência de pré-aquecimento indutivo. Porém, é mais significativa a redução de dureza entre a utilização ou não do pré-aquecimento, do que no aumento da potência de pré-aquecimento. A Figura 4.20 mostra o perfil de dureza traçado na amostra soldada com potência de pré-aquecimento de 12 kW e velocidade de soldagem de 6 mm*s⁻¹, sendo os picos de dureza inferiores a 300 HV notados na região de crescimento de grãos da ZAC. Na Figura 4.21 é mostrado o perfil traçado para a amostra sem pré-aquecimento (potência igual a zero) e com velocidade de soldagem igual a 12 mm*s⁻¹, onde notam-se novamente os picos de dureza na zona de crescimento de grãos da ZAC, sendo a dureza superior a 300 HV em boa parte da ZAC e do metal de solda.

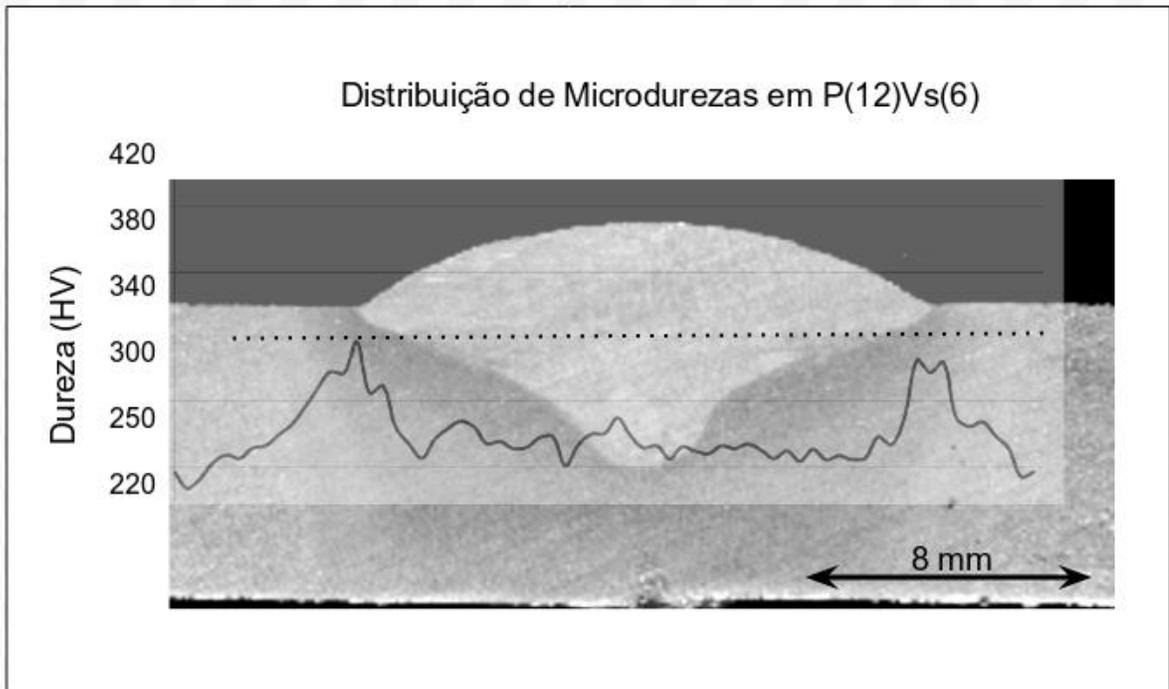


Figura 4.20 - Perfil de microdureza traçado sobre macrografia da junta soldada com potência de pré-aquecimento indutivo de 12 kW e velocidade de soldagem de 6 mm*s⁻¹. Linha tracejada marca o local de medição de microdureza. Ataque reagente Nital 2%.

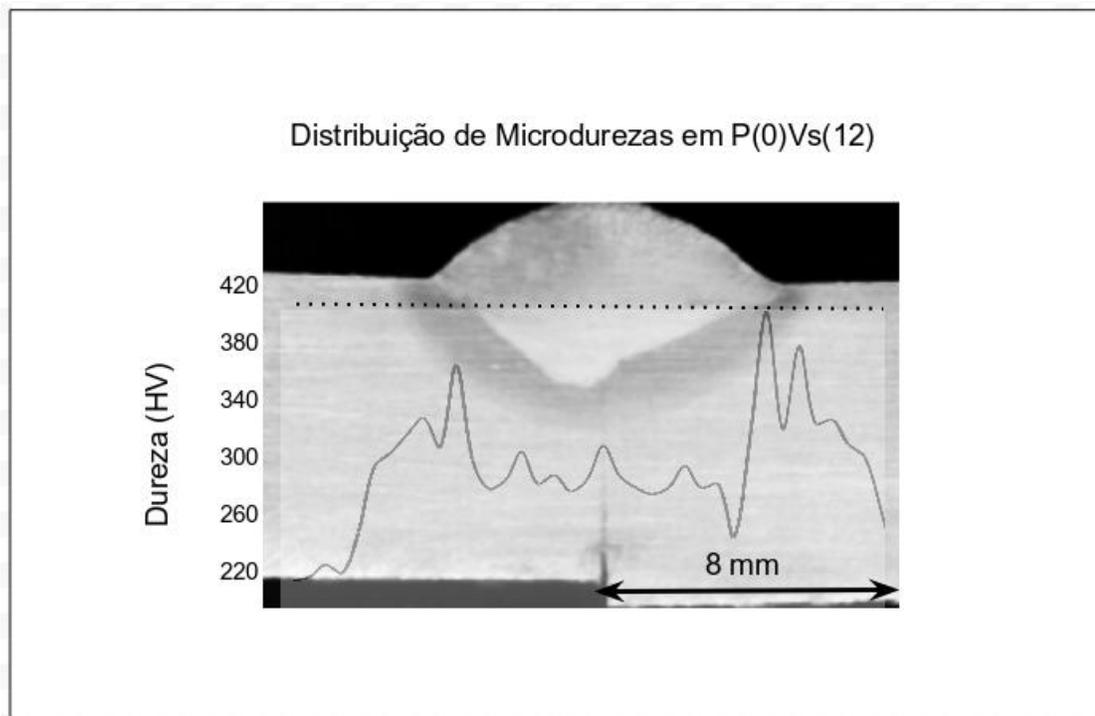


Figura 4.21 - Perfil de microdureza traçado sobre macrografia da junta soldada sem pré-aquecimento indutivo e velocidade de soldagem de 12 mm*s⁻¹. Linha tracejada marca o local de medição de microdureza. Ataque reagente Nital 2%.

A menor taxa de resfriamento neste aço para a formação de 100% de martensita é de $110\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$. Para o AISI 1045 a máxima dureza possível é cerca de 615 HV, com 100% de martensita [13]. Na medição com termopares a 9 mm de distância da linha central da solda (representado na Figura 3), feita apenas nos casos sem aquecimento indutivo (por risco de danificar o equipamento de aquisição), a taxa de resfriamento para o caso de $V_s=6\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [$T(0)V_s(6)$] foi de $101\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$, porém como visto na Tabela 3 a dureza medida de 315 HV é muito inferior ao patamar de 615 HV, apesar da diferença de apenas $9\text{ }^{\circ}\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ entre as taxas. Isso se dá provavelmente pela incompleta austenitização da região e pela relativamente reduzida taxa de resfriamento.

Foi observada toda extensão da ZAC conforme Figura 3.6, sendo a zona de crescimento de grãos a região crítica à formação de fases frágeis. Para o caso da soldagem sem pré-aquecimento com velocidade de soldagem de $12\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [$T(0)V_s(12)$], foi possível observar formação de prováveis ilhas de martensita (IM). A Figura 4.22 mostra uma visão geral da ZAC, sendo indicada a região de formação das fases frágeis (IM). A dureza dessas ilhas alcançou 550 HV, podendo ser vistas na Figura 4.23 com maior aumento algumas delas. Nesta condição era esperado encontrar microestruturas martensíticas ou bainíticas devido a baixa energia de soldagem ocasionar altas taxas de resfriamento.

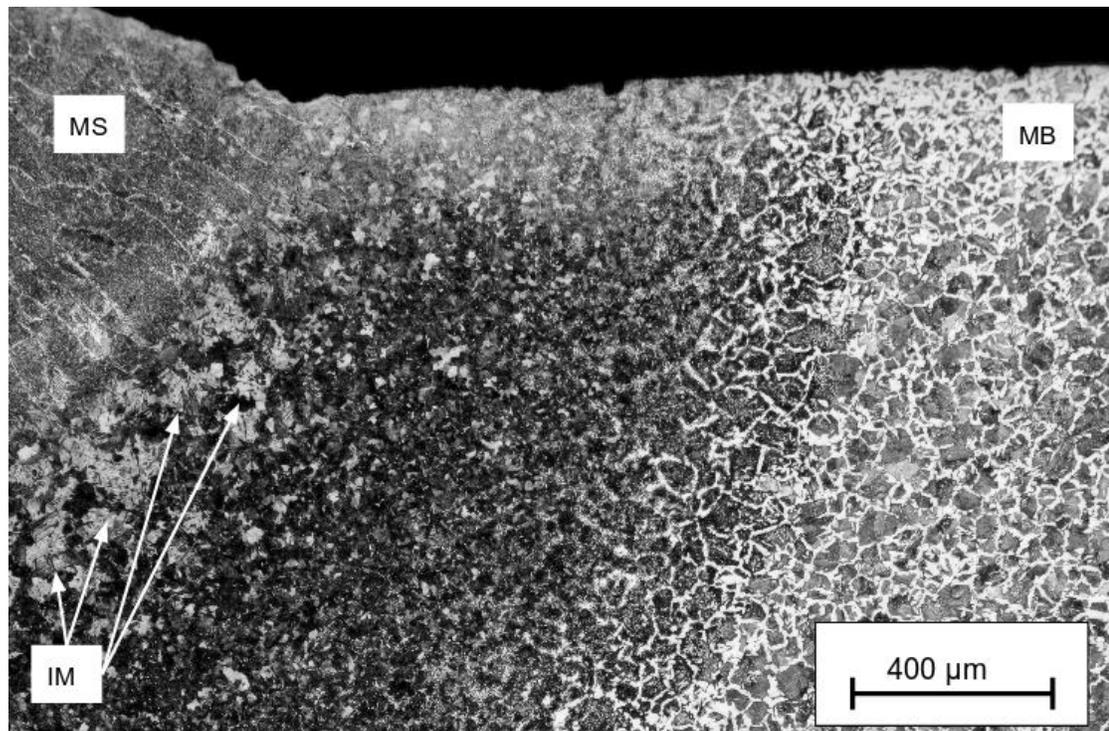


Figura 4.22 - Micrografia mostrando desde o metal de solda (MS) até o metal base (MB) e indicando a região de formação de prováveis ilhas de martensita (IM). Ataque reagente Nital 2%.

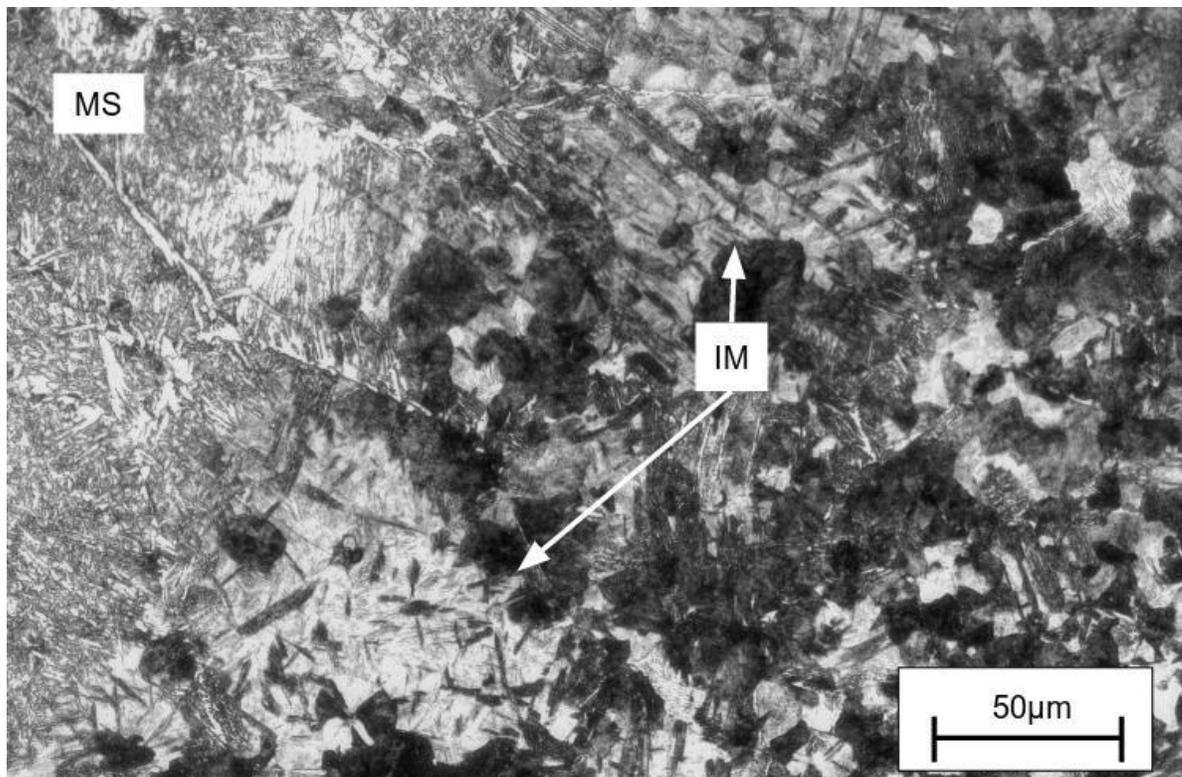


Figura 4.23 - Micrografia de T(0)Vs(12) mostrando parcialmente o metal de solda (MS), prováveis ilhas de martensita (IM). Ataque reagente Nital 2%.

Apesar da utilização de pré-aquecimento indutivo, na situação T(167)Vs(12), que contava com uma potência de aquecimento de 6 kW, pode ser visto na Figura 4.24 que o uso de temperaturas acima do recomendado não foi suficiente para evitar a formação de fases frágeis. A dureza máxima destas ilhas foi de 389 HV. Nota-se o começo de formação de ferrita pró-eutetóide (região clara) em contorno de grãos, mais evidente próximo à escala da imagem. Na Figura 4.25 pode-se ver com mais detalhes a formação de provável bainita em matriz martensítica, devido sua morfologia e microdureza. A extensão da zona de formação destas prováveis ilhas de martensita e/ou bainita em todos os casos, situou-se entre 330 e 350 μm de distância da zona fundida, dentro da região de crescimento de grão da ZAC.

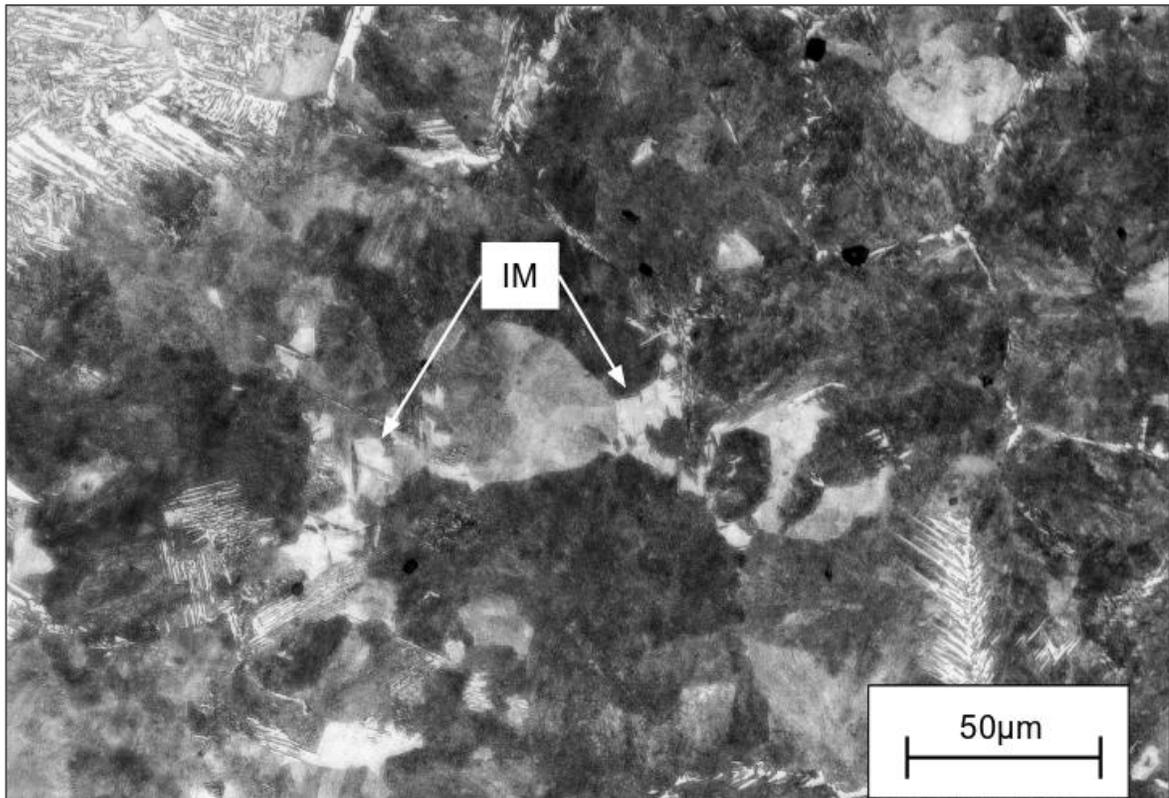


Figura 4.24 - Micrografia de T(167)Vs(12) mostrando prováveis ilhas de martensita (IM). Ataque reagente Nital 2%.

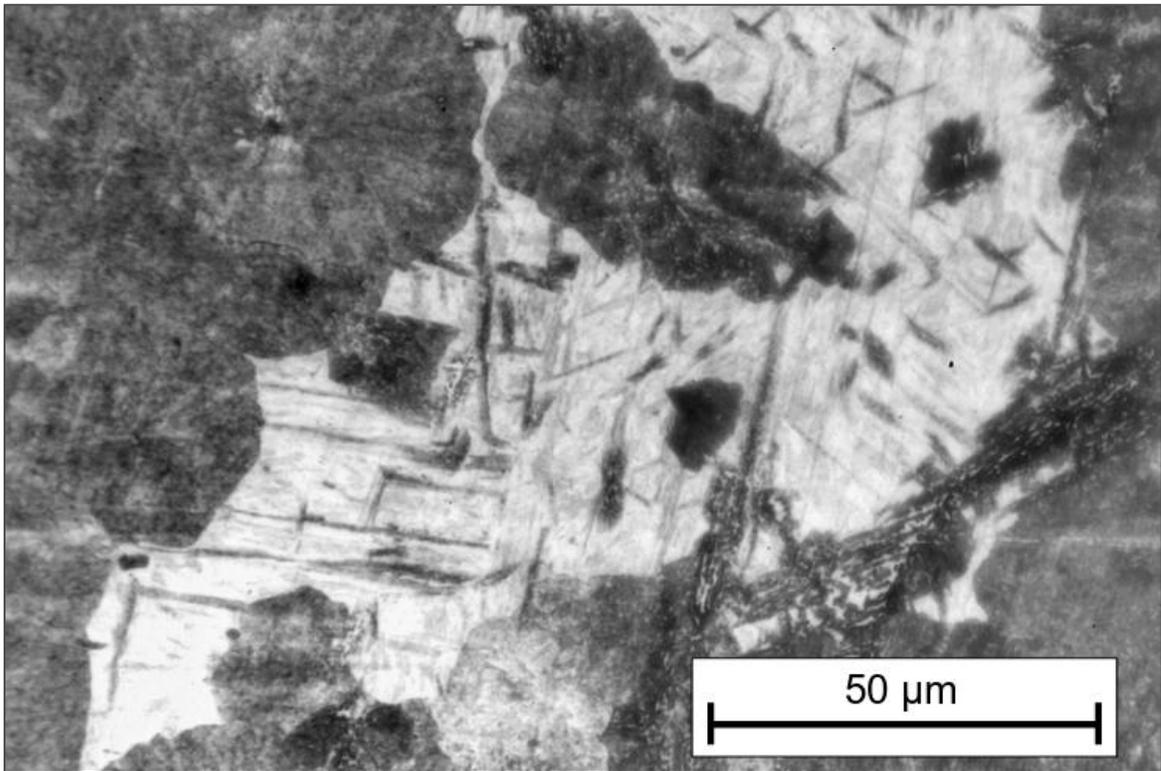


Figura 4.25 - Micrografia de T(167)Vs(12) com foco nas ilhas de provável bainita em matriz martensítica. Ataque reagente Nital 2%.

Nas demais situações não houve formação de prováveis ilhas de martensita ou bainita. A microestrutura presente nestas foi predominante de possível perlita fina, assim como as regiões adjacentes às prováveis ilhas de martensita e bainita encontradas nas situações citadas anteriormente. A Figura 4.26 mostra a condição T(590)Vs(6) apresentada na Figura 4.21, onde as taxas de resfriamento foram baixas e as microdurezas ficaram abaixo dos 300 HV. Na Figura 4.26 ainda é possível ver uma microestrutura constituída de provável perlita fina (região escura) e ferrita em contorno de grão (regiões claras). A Figura 4.27 aproxima a visão sobre a condição T(590)Vs(6), próximo à região preferencial à formação de fases frágeis, mostrando provável microestrutura perlítica fina sendo possível distinguir as lamelas de ferrita e cementita, e ferrita pró-eutetóide em contorno de grão.

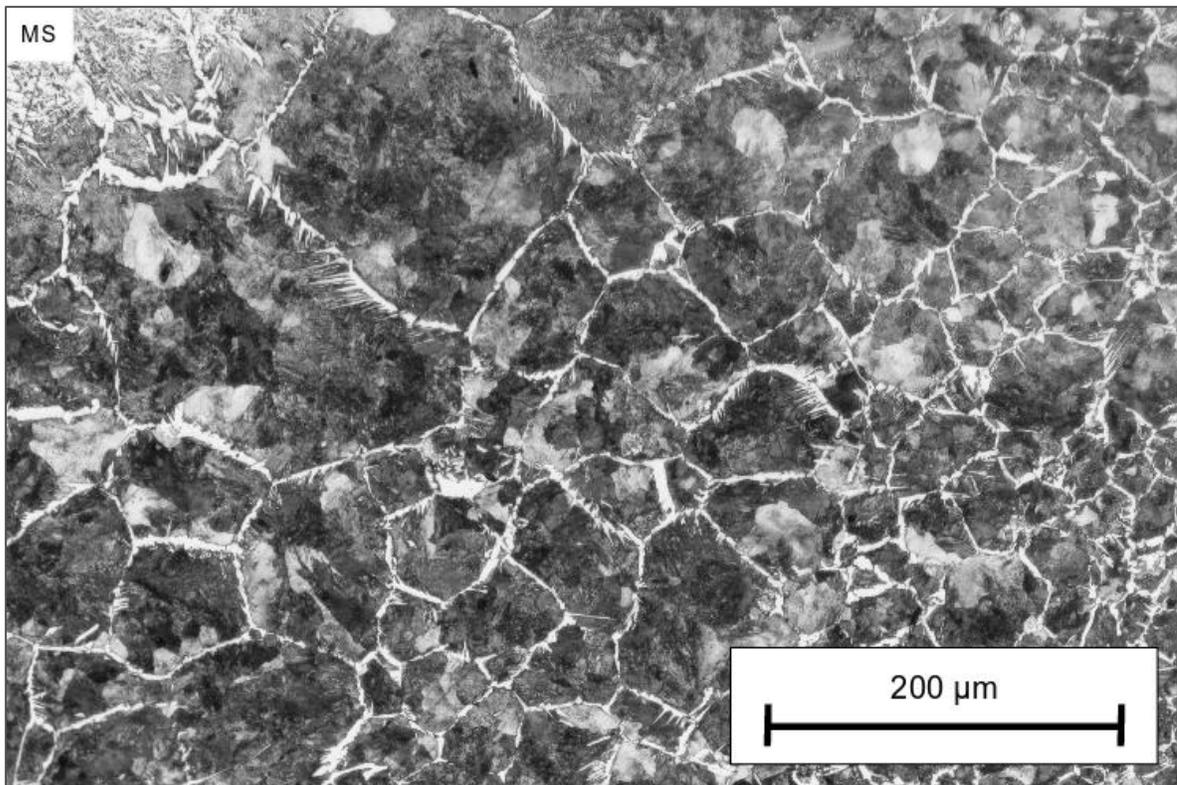


Figura 4.26 - Micrografia de T(590)Vs(6) mostrando perlita fina (regiões escuras) e ferrita (regiões claras) em contorno de grão. Ataque reagente Nital 2%.

Com o aumento da temperatura de pré-aquecimento foi favorecida a formação de ferrita em contorno de grão como mostrado na Figura 4.28, que compara as condições de soldagem com pré-aquecimento de 167 °C e 590 °C respectivamente, e é possível notar o aumento de zonas claras (ferrita) entre grãos escuros (perlita).

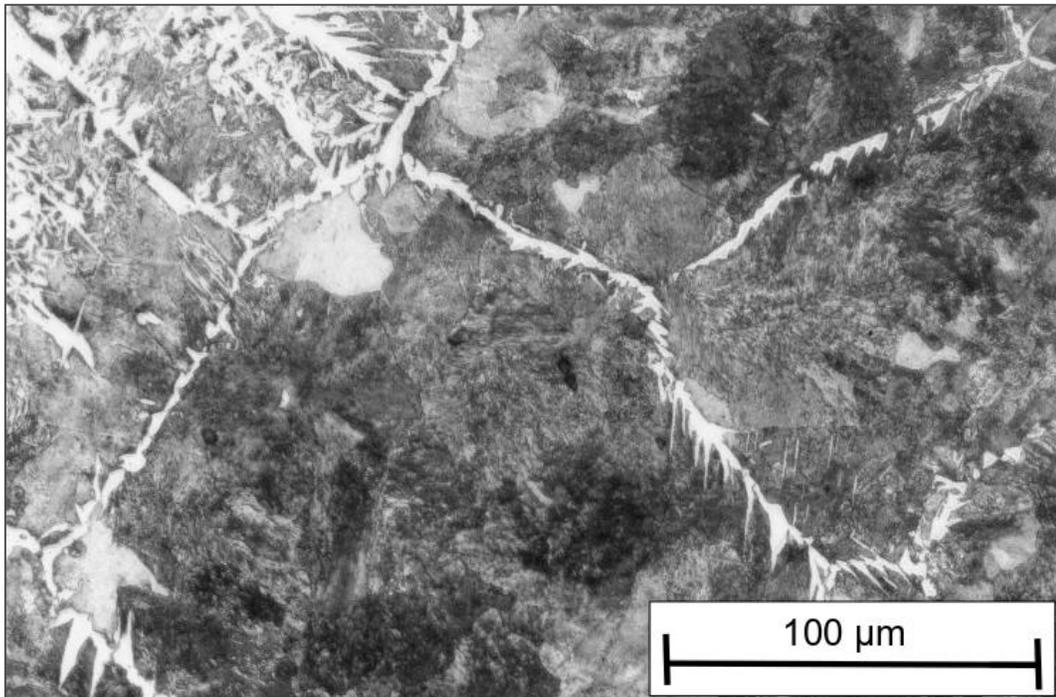


Figura 4.27 - Micrografia de T(590)Vs(6) mostrando perlita fina e ferrita em contorno de grão. Ataque reagente Nital 2%.

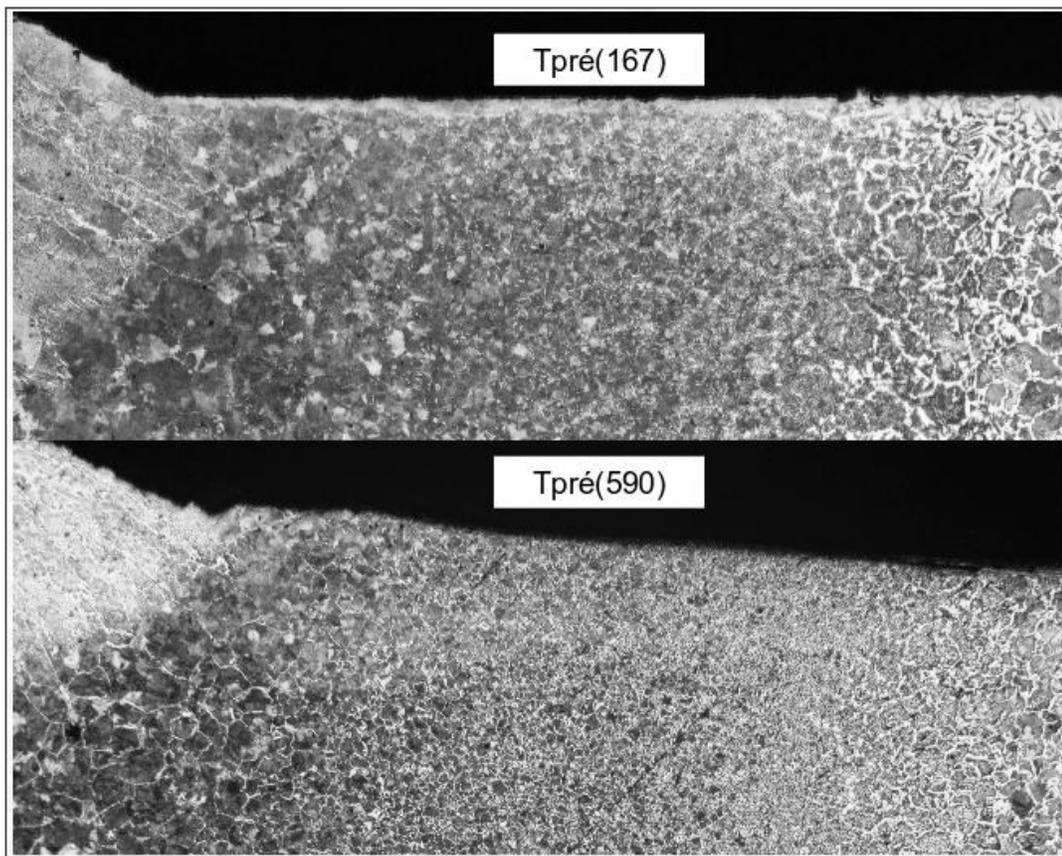


Figura 4.28 - Micrografia comparativa entre a quantidade de ferrita em contorno de grão (regiões claras) formada com a maior temperatura de pré-aquecimento (Tpré). Ataque reagente Nital 2%..

5. Conclusões

Considerando os objetivos do trabalho de fazer uma investigação acerca de um sistema auxiliar de aquecimento indutivo localizado e o efeito dos parâmetros principais de montagem (distância entre elementos) e de aquecimento (potência do indutor), sobre a geometria de um cordão de solda sobre chapa, e sobre a geometria e características metalúrgicas do cordão de solda realizado em juntas, pode-se tecer as seguintes conclusões:

- Para todos parâmetros de saída, ou seja, a resposta representada como a geometria do cordão de solda, a velocidade de soldagem foi o parâmetro de maior significância entre todos estudados;
- A potência do indutor teve efeito significativo apenas na largura do cordão e na penetração, considerando apenas interações de dois fatores e para um intervalo de confiança de 95%;
- Para todos os parâmetros de resposta, representada pela penetração e largura do cordão de solda, a velocidade de soldagem foi o parâmetro de maior significância entre os estudados, contribuindo de 48% a 84% na variação das respostas;
- A potência de pré-aquecimento indutivo localizado teve efeito significativo sobre a variação da penetração e largura, sendo de 10% a 18%, respectivamente, a sua participação;
- Em maiores velocidades de soldagem, a tendência é a redução da variação das respostas, já que as temperaturas de pré-aquecimento são atenuadas pela menor energia por unidade de comprimento transferida pelo equipamento de indução;
- A largura do cordão de solda foi a resposta mais afetada, provavelmente devido à alta frequência de operação do equipamento de aquecimento indutivo atuar concentrando o calor superficialmente e não chegando a penetrar 1/3 da espessura das chapas soldadas;
- Foi possível realizar a redução das taxas de resfriamento, acarretando na redução de durezas e conseqüentemente da formação de fases frágeis;

- A redução de durezas foi mais evidente entre a utilização ou não do pré-aquecimento, do que no aumento da temperatura de pré-aquecimento para este aço;
- A utilização de pré-aquecimento indutivo localizado foi capaz de reduzir a dureza entre 5% a 13% em comparação com sua não utilização;
- É possível perceber uma dominância da velocidade de soldagem sobre a taxa de resfriamento, ao passo de que esta reduz significativamente a energia de soldagem, concentrando a fonte de calor e aumentando os gradientes de temperaturas, que são a força motriz na extração do calor;
- Este sistema de soldagem aparentemente apresenta um bom resultado quanto à aplicação de pré-aquecimento em juntas soldadas de aços que necessitem deste preparo, e possivelmente pode ser benéfico em juntas que necessitem de tratamento térmico para alívio de tensões após a soldagem;

6. Sugestões de trabalhos futuros

São sugestões para trabalhos futuros a otimização dos parâmetros utilizados neste trabalho, buscando a melhor combinação que seja satisfatória na utilização do pré-aquecimento indutivo para o aumento da penetração e redução das taxas de resfriamento.

É sugerido estudar os efeitos da redução da frequência de oscilação do aquecimento indutivo, a qual pode melhorar reduzindo os gradientes de temperatura e auxiliando no aumento da penetração do cordão de solda.

Recomenda-se que sejam realizadas simulações do processo de pré-aquecimento e da soldagem e a sua validação através de experimentos, para que seja construído um modelo que possa prever a relação entre os parâmetros de entrada e das respostas na forma da geometria do cordão de solda e das microestruturas cristalinas formadas.

Por fim, diferentes formatos de indutor podem ser testados buscando resultados melhores de penetração, ou até visando uma maior largura do cordão de solda para o caso da utilização para revestimentos.

7. Bibliografia

- [1] BS EN 1011-2: 2001: 'Welding. Recommendations for welding of metallic materials. Arc welding of ferritic steels', British Standards Institution, 2001
- [2] EL RAYEZ, E.; WALZ, C.; SEPOLD, G. The Influence of Various Hybrid Welding Parameters on Bead Geometry. *Welding Journal* 83, nº 5, 2004.
- [3] ALORAIER, A., IBRAHIM, R. e THOMSON P. FCAW Process to Avoid the Use of Post Weld Heat Treatment. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 83, p. 394 – 398, 2006.
- [4] JONES, J.; RHOADES, V.L.; MADDEN, S.K. High Deposition Welding for Shipbuilding. Paper No. P44, 2012 Presentation, NSRP Joint Panel Meeting, PPPF Panel, Minneapolis, MN, EUA.
- [5] JONES, J. Hybrid Induction Arc Welding Reduces Weld Distortion And Boosts Productivity. *Advanced Materials and Processes*, Jan, 2015.
- [6] ASCARI, A.; CAMPANA, G.; FORTUNATO, A.; TANI, G.; TOMESANI, L. The influence of Arc Transfer mode in Hybrid Laser-MIG Welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.
- [7] MESSLER Jr., R. W. What's Next for Hybrid Welding?. *Welding Journal* 83, nº 3, 2004.
- [8] OLIVEIRA, M. A. Desenvolvimentos no processo híbrido plasma-MIG para operações de soldagem e brasagem. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, 2006.
- [9] NIELSEN, S. E. Hybrid welding of thick section mild steel. FORCE Institute, Dinamarca, 2011.
- [10] AWS D1.1/D1.1M:2004 Structural Welding Code – Steel. American Welding Society, 2004.
- [11] COOK, R.; LOVELESS, D.; RUDNEV. V. Handbook of Induction Heating. Dekker, EUA, 2003.
- [12] WHITTAKER, E.T. A history of the theories of aether and electricity from the age of Descartes to the close of the nineteenth century. Dublin University Press Series, Londres, Inglaterra, 1910.
- [13] JOULE, J. P.; CARDWELL, D. The Scientific Papers of James Prescott Joule. Phisical Society of London, Inglaterra, 1884.
- [14] Bailey, N.; Coe, F.R.; Gooch, T.G.; Hart, P.H.M; Jenkins, N.; Pargeter, R.J.; *Welding Steels Without Hydrogen Cracking*. Cambridge: Abington Publishing, 1973.
- [15] BIRCH, S. What is the Difference Between the Various Carbon Equivalent Formulae used in Relation to Hydrogen Cracking? The Welding Institute, 2006, 4 p.
- [16] DU, L.; LIU, X.; WANG, G.; YI, H.; Development of a Hot-Rolled Low Carbon Steel with High Yield Strenght. *ISIJ International*, 2006.
- [17] A1005/A1005M-00(2010) Standard Specification for Steel Line Pipe, Black, Plain End, Longitudinal and Helical Seam, Double Submerged-Arc Welded.
- [18] ASME B16.49–2000 Factory Made Wrought Steel Buttwelding Induction Bends for Transportation and Distribution System.
- [19] N. Yurioka and T. Kasuya: "A chart method to determine necessary preheat in steel welding" *Welding in the World*, vol. 35 (1995), p.327-334.

- [20] JONES, J. E.; LUO, Y. Pre- and Post- Heat Treatment. Welding: theory and practice. Elsevier, Holanda, 1990.
- [21] LINNERT, G. E. Welding Metallurgy - Carbon and Alloy Steels. American Welding Institute, EUA, 1994.
- [22] EASTERLING, K. E. Introduction to the physical metallurgy of welding. Butter Worths & Co. Ltd., Inglaterra, 1983
- [23] HEISTERKAMP, F.; HULKA, K. HSLA Steels 95. The Chinese Society for Metals. China, 1995.
- [24] KOU, Sindo. Welding Metallurgy. 1ed. New York: John Wiley & Sons, 1987. 411p
- [25] NINÕ, C. E. B. Especificação de procedimentos de reparo por soldagem sem tratamento térmico posterior – Efeito de revenimento produzido pelos ciclos térmicos. Florianópolis, 2001. Tese de doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [26] AMERICAN WELDING SOCIETY, Welding Handbook – Welding Technology. Miami: AWS, 2001. Vol. 1, Caps 1 e 7. 9 ed.
- [27] RYKALIN, N.N., NIKOLAEV, A.V. Welding arc heat flow. Welding in the World, v9 (3/4), 1971, pág. 112-132.
- [28] ROSENTHAL, D. The theory of moving sources and its application to metal treatments. Transactions of the ASME, Nov. 1946. pág. 849-866.
- [29] MACHADO, I. G., Condução de Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações, Imprensa Livre Editora, Porto Alegre, 2000.
- [30] MARQUES, P. V. et al. Soldagem: fundamentos e tecnologia – 3a edição atualizada. Belo Horizonte: Editora UFMG, 2009.
- [31] KARADENIZ, E.; OZSARAC, U.; YILDIZ, C. The effect of process parameters on penetration in gas metal arc welding processes. Materials & Design 28, 2007.
- [32] MACHADO, I. G. Soldagem e técnicas conexas: processos. Porto Alegre: editado pelo autor, 1996.
- [33] Electric and magnetic fields and your health. Copyright: 2008, National Radiation Laboratory, Ministry of Health, New Zealand.
- [34] RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R.; BLACK, M. Handbook of Induction Heating. New York: Marcel Dekker, 2003.
- [35] MARQUES, P.V., MODENESI, P.J.; Algumas Equações Úteis em Soldagem. Soldag. Insp. São Paulo, Vol. 19, No. 01, p.091-102, Jan/Mar 2014.