

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

AVALIAÇÃO DAS DISTORÇÕES ANGULARES EM JUNTAS DE FILETE

Por

Dante Gageiro La Porta Neto

Dissertação para obtenção do título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Abril de 2017

AValiação DAS DISTORÇÕES ANGULARES EM JUNTAS DE FILETE

por

Dante Gageiro La Porta Neto

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

Aprovada por:

Prof. Dr. José Antônio Esmerio Mazzaferro, PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Patric Daniel Neis, PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Marcio Levi Kramer de Macedo, LAMEF/DEMET/UFRGS

Prof. Dr. Jackson Manfredini Vassoler

Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 27 de Abril de 2017

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao professor orientador Arnaldo Ruben Gonzalez pela orientação, dedicação e paciência.

Ao Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) pela infraestrutura, ambiente, equipamentos e consumíveis utilizados neste trabalho.

À equipe do Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF-UFRGS) e Laboratório de Fundição (LAFUN-UFRGS) por disponibilizar equipamentos utilizados neste trabalho.

À UFRGS e ao PROMEC pela infraestrutura, recursos e apoio na elaboração desta dissertação.

Aos amigos e colegas da equipe do Laboratório de Soldagem pela parceria, ajuda e aprendizado.

À minha família pelo apoio, amor e amizade.

À Coordenação de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pela bolsa de mestrado que lhe foi concedida.

RESUMO

Distorções geométricas em partes metálicas unidas através de soldagem a arco elétrico são consequências inerentes ao processo devido ao elevado fluxo de calor necessário para fusão dos metais de base e adição (quando houver). Embora inevitáveis, estas distorções podem ser reduzidas ou eliminadas através do prévio conhecimento do comportamento da junta de acordo com energia aplicada, características geométricas, propriedades do material, entre outros fatores, possibilitando assim a redução de custos com possíveis retrabalhos por meio de alterações de projeto ou ações que as previnam durante a soldagem. Este trabalho utilizou a metodologia de Projeto de Experimentos para avaliar o efeito da energia de soldagem, espessura da aba e espessura da alma na distorção angular em juntas de filete soldadas pelo processo MIG/MAG com modo de transferência curto-circuito. Foi aplicada a Análise de Variância para as distorções angulares das amostras e identificou como significativo o efeito linear da energia de soldagem, o efeito quadrático da espessura da aba e a interação dos fatores energia de soldagem e espessura da aba na distorção angular de juntas de filete. Observou-se mínimas distorções para a combinação de maior energia de soldagem e menor espessura de aba, sendo mínimas também as distorções angulares para a combinação de menor energia de soldagem e maior espessura de aba, independente da espessura da alma para as condições estudadas. Através das macrografias das amostras, identificou-se que razão entre a área total do metal de solda e espessura da aba que gera maior distorção angular é aproximadamente 5, com menores distorções angulares para valores inferiores e superiores a esse. Através de um modelo numérico, demonstrou-se que o gradiente de temperatura na aba da junta não determina a máxima distorção angular, e sim a máxima temperatura atingida na superfície inferior da aba, com máxima distorção angular obtida para a amostra que atingiu aproximadamente 425 °C em ponto na superfície inferior da aba e paralelo à margem do cordão. Por fim, para distorções angulares em função da razão entre a energia de soldagem conduzida pela aba e espessura de aba ao quadrado, observou-se que a distorção angular é crescente até atingir 15,00 J/mm³, e menores distorções angulares para relações superiores a esse valor.

Palavras-chave: Distorção Angular; Projeto Box-Behnken; GMAW.

ABSTRACT

Welding deformation on metallic parts joined by electric arc welding are inherent consequences of the process due to the high heat flux required for melting the base and filler metals (when used). Although unavoidable, these deformations can be reduced or eliminated through prior knowledge of joint behavior in accordance with applied heat input (welding energy), geometric characteristics, material properties, among other factors, thus reducing costs with possible rework through design changes or actions that prevent them during welding. This work uses a methodology proposed by Experimental Design theories to evaluate the effect of heat input, flange thickness and web thickness on angular distortion in fillet joints welded by the GMAW process with short-circuit transfer mode. Was applied Analysis of Variance for the angular distortions of the test specimens and there are significant the linear effect of heat input, the quadratic effect of flange thickness and the interaction of heat input and flange thickness on the angular distortion of fillet joints, observing minimum distortion for the combination of higher heat input and lower flange thickness, and also angular distortions for the combination of lower heat input and higher flange thickness, regardless of the thickness of the web are minimal. Through the macrographs of the samples, it was identified that the ratio of a region of the weld metal to the flange thickness that generates the greatest angular distortion is approximately 5, with smaller angular distortions for lower values and higher than that. Through a numerical model, it has been shown that the temperature gradient in the flange does not determine the maximum angular distortion, but the maximum temperature reached in the lower surface of the flange, with maximum angular distortion obtained for the sample that reached approximately 425°C in point on the surface bottom of the flange and parallel to the edge of the weld bead. Finally, for angular distortions as a function of the ratio between the heat input conducted by the flange and the squared flange thickness, it was observed that the angular distortion is increasing until reaching 15,00 J/mm³, and smaller angular distortions for higher relations to this value.

Key-words: Angular Distortion; Box-Behnken Design; GMAW.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO.....	1
2. OBJETIVOS	2
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
3.1 Tensões residuais e distorções na soldagem.....	4
3.2 Tipos de distorções geométricas	10
3.3 Métodos de prevenção da distorção	14
3.4 Processo de soldagem MIG/MAG	17
3.5 Zonas de uma junta soldada.....	21
3.6 Projeto de experimentos Box-Behnken.....	27
4. MATERIAIS E MÉTODOS.....	30
5. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	40
5.1 Distorção Angular θ_1 (rad)	41
5.2 Distorção Angular θ_2 [rad]	45
5.3 Equação de Regressão	48
5.4 Valores Observados e Valores Estimados	49
5.5 Múltiplas Respostas – Minimização da distorção angular	50
5.6 Área total do metal de solda <i>versus</i> distorção angular	51
5.7 Gradiente de temperatura na espessura da aba <i>versus</i> distorção angular	53
5.8 Conceito Desenvolvido por Satoh.....	58
6. CONCLUSÕES.....	63
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	65
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	66
APÊNDICE A	69
APÊNDICE B	72
APÊNDICE C	77

APÊNDICE E	85
APÊNDICE F.....	89
APÊNDICE G	90

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 Principais tipos de juntas e chanfros utilizados na soldagem [Bracarense et al., 2005].	3
Figura 3.2 Relação entre grau de restrição da junta, tensão residual e distorção induzida na soldagem [Adaptado Hidayat e Syahroni, 2012].	4
Figura 3.3 Construção modelo das três barras [adaptado de Ueda et al., 2012].	5
Figura 3.4 Tensões e deformações geradas devido à condições de aquecimento [Ueda et al., 2012].	6
Figura 3.5 Perfil de distribuição das tensões residuais em junta de topo (a) Metal de solda depositado com alta velocidade de solda, (b) Metal de solda que contraiu ao esfriar, (c) e (d) Tensões residuais longitudinais e (e) Tensões residuais transversais [adaptado de Gurney, 2006].	8
Figura 3.6 Tensão residual transversal ao cordão de solda: Curva 1 sem restrição, Curva 2 com restrição ao movimento de contração transversal [Adaptado de AWS, 2001].	9
Figura 3.7 Perfil de tensão residual longitudinal na seção x-x em juntas de filete causados por soldagem [AWS, 2001].	9
Figura 3.8 Variação das propriedades mecânicas e físicas para aço SAE 1020 em função da temperatura [Conceição, 2016].	10
Figura 3.9 Tipos de distorção na soldagem [Adaptado de Masubuchi, 1980].	10
Figura 3.10- Gráfico da distorção angular versus parâmetros de energia imposta à junta proposto por [Satoh e Terasaki, 1976].	12
Figura 3.11 Gráficos relacionando distorção angular, espessura da aba e $\log w$, onde w é a massa de metal de adição [g] depositado por medida de comprimento do cordão [cm] [AWS, 2001].	13
Figura 3.1 - Deposição do cordão sobre a linha neutra como método de prevenção à distorção [Adaptado TWI, 1988].	14
Figura 3.13 Sequência de soldagem para minimizar as distorções em estruturas com enrijecedores [DAH, 1993].	15
Figura 3.14 (a) Sequência de realização do ponteamto junta de topo (b) Sequência de soldagem passe-a-ré [adaptado de Radaj, 1992].	15
Figura 3.15 Alternativas para eliminar distorções: (a), (b) e (c) Pré-posicionamento da junta de forma que a compensar a distorção. d), e) Dispositivos de fixação [adaptado Radaj, 1992 e	

AWS, 2001].....	16
Figura 3.16 Tocha de soldagem MIG/MAG [Figueiredo, 2005].....	17
Figura 3.17 Esquema construtivo do bocal da tocha de soldagem e características [Adaptado de Fortes, 2005].	18
Figura 3.18 Relação entre DBCP e corrente de soldagem [Fortes, 2005].	18
Figura 3.19 Influência do gás de proteção na geometria final do cordão depositado [FBTS, 2004].	19
Figura 3.20 Modo de transferência por curto-circuito [Modenesi, 2012].....	20
Figura 3.21 Oscilograma de tensão e corrente para soldagem através do modo por curto-circuito para arame de aço inoxidável para gás de proteção Ar+2%O ₂ [Modenesi, 2012].....	20
Figura 3.22 Equipamentos básicos do processo de soldagem MIG/MAG [ESAB, 2014].	21
Figura 3.23 Eficiência do arco para o processo MIG/MAG para diferentes modos de transferência. Arame de aço carbono 1,2 mm de diâmetro [Adaptado por Schwedersky e Dutra, 2011].	23
Figura 3.24 Principais zonas de uma junta soldada [Machado, 1996].....	24
Figura 3.25 Diagrama de equilíbrio Fe-C relacionando zonas de uma junta de topo soldada à temperaturas de pico atingido e microestrutura resultante do fluxo de energia [Adaptado Easterling, 1992].....	24
Figura 3.26 Alteração na velocidade de resfriamento em ciclos térmicos para diferentes condições de soldagem [Bracarense et al., 2005].	25
Figura 3.27 Superposição de curvas de transformação de resfriamento contínuo para resfriamento rápido (curva a) e lento (curva b) [Bracarense et al., 2005].	26
Figura 3.28 Modos de extração de energia de soldagem [adaptado AWS, 2001].....	27
Figura 3.29 Representação dos níveis dos fatores X_1, X_2, X_3 . Pontos escuros nas arestas representam uma rodada de ensaio de combinação dos níveis dos fatores; ponto no centro do cubo representa a combinação dos níveis médios [Montgomery, 2013].	28
Figura 4.1 Etapas do Experimento: Etapa A (Soldagem do cordão 01) e Etapa B (Soldagem do cordão 02).....	31
Figura 4.2 (a) Preparação para soldagem teste na posição horizontal de soldagem. (b) e (c) Macrografias para deposição na posição horizontal de soldagem. Ataque Nital 10%.	32
Figura 4.3 Teste realizado com soldagem na posição plana (1F). (a) Suporte 45°. (b) Macrografia para soldagem na posição 1F. Ataque Nital 10%.	33
Figura 4.4 Dimensões gerais das amostras. Em vermelho, posições onde as amostras. ha = espessura da alma, hm = espessura da aba.	34

Figura 4.5 (a) e (b) Fresamento da aresta da alma para garantir abertura de raiz nula (c) Posicionamento com raiz nula.....	35
Figura 4.6 Pontos de medição de temperatura. [Conceição, 2016]	36
Figura 4.7 Posicionamento termopares na Etapa A do experimento. Para a Etapa B, os termopares k5 e k6 não foram instalados.	36
Figura 4.8 (a) Em azul, linhas de mapeamento de coordenadas dos corpos de prova. (b) e (c) Medições sendo realizadas.	37
Figura 4.9 Ângulos θ - distorção angular aba, ϕ -ângulo entre alma e aba medido pelo lado do cordão 01.	37
Figura 4.10 Ambiente e instrumentação de análise. (a) Robô <i>Yashikawa Motoman Robotics</i> (b) Fonte de soldagem (c) Amostra em resfriamento pós-soldagem (d) Sistema de aquisição do ciclo térmico (e) Sistema SAP de aquisição.	38
Figura 4.11 Soldagem da amostra 07 na Etapa A do experimento.	38
Figura 5.1 Valores observados das distorções angulares θ_1 e θ_2 [rad] para cada combinação de fatores da Tabela 4.1.....	40
Figura 5.2 Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular θ_1	42
Figura 5.3 Gráficos dos efeitos principais dos fatores controláveis. (a) Espessura da aba; (b) Espessura da alma; (c) Energia de soldagem versus distorções angulares θ_1 para a Etapa A do experimento.	43
Figura 5.4 Distorção angular θ_1 rad em função da interação significativa - espessura da aba por energia de soldagem.....	45
Figura 5.5 Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular θ_1 rad para interação significativa energia de soldagem x espessura da aba para espessura de alma (a) 6,35 mm, (b) 9,52 mm e (c) 12,7 mm.	45
Figura 5.6 Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular θ_2	46
Figura 5.7 Gráficos dos efeitos dos fatores (a) Espessura da aba (hm), b) Espessura da alma (ha) e c) Energia de soldagem (Q) sobre a distorção angular θ_2	47
Figura 5.8 Distorção angular θ_2 em função da interação espessura da aba por energia de soldagem x significativa.	47
Figura 5.9 Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular θ_2 para interação significativa energia de soldagem x espessura da aba para espessura de alma: (a) 6,35	

mm, (b) 9,52 mm e (c) 12,7 mm.	48
Figura 5.10 Relação entre os valores estimados a partir da Equação de Regressão e os valores observados. (a) Distorção angular θ_1 ; (b) Distorção angular θ_2	49
Figura 5.11 Gráficos de superposição energia de soldagem e espessura de aba <i>versus</i> distorção angular θ_1 e θ_2 para espessuras de alma igual a: (a) 6,35 mm, (b) 9,525 mm e (c) 12,70 mm. Valor alvo: $\theta_{1max}= 0,015(\text{rad})$ e $\theta_{2max}= 0,015(\text{rad})$. A região não sombreada atende aos requisitos de distorção máxima por cordão.	50
Figura 5.12 Medição da área total do metal de solda para a amostra 03. Ataque Nital 10%. ..	51
Figura 5.13 Gráficos de distorção angular <i>versus</i> área do metal de solda. (a) AMS01- área do cordão depositado na Etapa A, (b) AMS02- área do cordão depositado na Etapa B.	52
Figura 5.14 Razão área do metal de solda por espessura de aba ao quadrado <i>versus</i> distorção angular (a) Para a Etapa A- ‘AMS01’, e (b) Para a Etapa B- ‘AMS02’ do experimento.	53
Figura 5.15 Pontos de análise das temperaturas adquiridos pelo modelo desenvolvido por [Conceição, 2016].	54
Figura 5.16- Temperaturas de pico simuladas para o ponto k8 (barra sólida), k7 (barra hachurada) e distorção angular devido à Etapa A do experimento (marcadores verdes) para as amostras de 1 a 15.	55
Figura 5.17 Gradiente de temperatura (subtração das temperaturas de pico k7-k8) vs distorção angular θ_1	55
Figura 5.18 Temperaturas de pico nas superfícies inferiores k8 (INF) e superiores k7 (SUP) para as amostras de 1 a 15 em função da distorção angular.	56
Figura 5.19 Temperaturas de pico das superfícies superiores das amostras em função da distorção angular θ_1	56
Figura 5.20 Temperaturas de pico das superfícies inferiores das amostras em função da distorção angular θ_1	57
Figura 5.21 Gráficos da distorção angular <i>versus</i> parâmetro de energia indicado por [Sato, 1976]. (a) Distorção angular θ_1 , (b) Distorção angular θ_2	60
Figura 5. 22 Condições de soldagem para obter distorção angular total 0,015 [rad]. (a) e (b) cordões de solda.	61

LISTA DE TABELAS

Tabela 5.1 Matriz do Planejamento do Experimento Box-Behnken e valores da distorção angular conforme Figura 4.9.	40
Tabela 5.2 Análise de Variância dos fatores Espessuras da Aba e da Alma, e Energia de Soldagem sobre a distorção angular θ_1 rad.	42
Tabela 5.3 Análise de Variância dos fatores Aba, Alma e Energia de Soldagem sobre a distorção angular θ_2 [rad].	46
Tabela 5.4 Coeficientes das Equações de Regressão para a distorção angular θ_1 e a distorção angular θ_2	49
Tabela 5.5 Área do metal de solda das amostras e relação com a espessura da aba.	51
Tabela 5.6 Relação energia conduzida pela aba da junta (Q_m) dividido pela espessura da aba (h_m^2) ao quadrado.	59

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANOVA	Análise de Variância
AMS01	Área do Metal de Solda Relativa ao Cordão 01 [mm ²]
AMS02	Área do Metal de Solda Relativa ao Cordão 02 [mm ²]
AWS	<i>American Welding Society</i>
CA	Corrente Alternada
CCEP	Corrente Contínua Eletrodo Positivo
CCEN	Corrente Contínua Eletrodo Negativo
CCT	<i>Continium Cooling Transformation</i>
DBCP	Distância Bico de Contato-Peça
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física- UFRGS
LAFUN	Laboratório de Fundição- UFRGS
LS&TC	Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas - UFRGS
PST	Nomenclatura para o parâmetro proposto por [Sato e Terasaki, 1976]
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MMC	Sistema Automatizado de Medição por Coordenadas
SAP	Sistema de Aquisição Portátil
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Weld</i>
ZAC	Zona Afetada pelo Calor

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área seção transversal [mm ²]
A_0	Área seção transversal [mm ²]
C	Calor específico
C_0	Número de pontos centrais – Box-Behnken
E	Módulo de Elasticidade [MPa]
h	Espessura da chapa para soldas <i>bead on plate</i> [mm]
h_m	Espessura da aba para junta de filete [mm]
h_a	Espessura da alma para junta de filete [mm]
I	Corrente de soldagem [A]
K	Número de fatores [Box-Behnken]
k_n	Termopares n:1,2...,10
L	Comprimento [mm]
(L)	Efeito linear ANOVA
m	mili (10^{-3})
P	Potência da fonte de soldagem [W]
Q	Energia de soldagem total [J/mm]
Q_m	Energia de soldagem conduzida pela aba [J/mm]
Q_{net}	Energia de soldagem líquida [J/mm]
(Q)	Efeito quadrático ANOVA
R	Resistência elétrica [ohms]
R^2	Coeficiente de determinação do ajuste estatístico
T	Temperatura [°C]

T_0	Temperatura inicial [°C]
T_y	Temperatura crítica que causa escoamento por expansão térmica [°C]
T_{max}	Temperatura máxima [°C]
ΔT	$T_{max} - T_y$ [°C]
u	Deslocamento
u_0	Posição inicial [mm]
u_y	Deslocamento ocasionado pela escoamento por expansão térmica
V	Tensão do arco elétrico, [V]
v	Velocidade de soldagem [mm/s]
w	Massa de metal depositado por comprimento de cordão [g/cm]
X	Fatores controláveis equação de regressão
Y	Resposta equação de regressão
β_l	Coefficientes de regressão $l=0,1,2,\dots,9$
θ_n	Deformação angular da aba $n=i, 1, 2$.
ϕ_l	Ângulo entre aba e alma $l=1,2$
μ	micro (10^{-6})
ρ	Densidade [g/mm ³]
τ	Espessura relativa [adm]
σ_y	Tensão de escoamento [MPa]
α	Coefficiente de expansão térmica linear [1/°C]
$\Delta\varepsilon_p^1$	Deformação plástica

1. INTRODUÇÃO

O método de união através de soldagem a arco elétrico é realizado a partir do fornecimento de energia concentrada e direcionada às partes que deseja-se unir, de forma que essa seja capaz fundir localmente o metal de base e o metal de adição (quando houver). Este é, sem dúvida, o processo de união mais utilizado nas indústrias do setor secundário como a automotiva, naval, aeroespacial, dutos de transporte, pois produz, entre outras características, uniões confiáveis, redução de peso quando comparado a outros métodos de união, estanques e resistentes.

É importante o entendimento dos efeitos causados pelo elevado fluxo de energia sobre a integridade funcional das peças unidas devido a alterações metalúrgicas e dimensionais que surgem como consequência desse, tais como distorções geométricas e tensões residuais induzidas por tensões térmicas, trincas a quente e a frio, decoesão lamelar, alterações de propriedades mecânicas e microestruturais.

Além disso, ao final da operação, a peça fica submetida a tensões residuais que podem ser da ordem do limite de escoamento do material [Bracarense et al., 2005]. Segundo Toshie e Célio, 1982, a grande quantidade de energia aportada à junta gera uma distribuição não-uniforme de temperaturas no interior dos metais e, conseqüentemente, ocorrem variações volumétricas e deformações plásticas provocando tensões e distorções na junta.

As distorções de peças soldadas são desvios permanentes de forma e/ou dimensões resultantes das deformações plásticas que ocorrem devido às tensões térmicas desenvolvidas durante a soldagem. Entende-se que essas alterações são inerentes ao processo na soldagem devido ao grande fluxo de energia direcionada às partes que deseja-se unir, desempenhando efeito negativo na fabricação e integridade estrutural dos componentes unidos, devendo ser controlada adequadamente.

Quando a eficiência de fabricação é considerada, o controle das distorções em etapas de projeto das juntas é preferível àquelas adotadas durante e após o processo de soldagem. Assim, cabe aos engenheiros e projetistas especificar, nas etapas de projeto de juntas, procedimentos que impactem em menores alterações dimensionais. Isso só é possível por meio de estudos que os auxiliem a identificar a influência das variáveis geométricas e de soldagem para uma dada junta, facilitadas através da criação de parâmetros genéricos que envolvam as variáveis de projeto.

2. OBJETIVOS

Este estudo visa avaliar, através da aplicação de um projeto de experimentos Box-Behnken, os efeitos da espessura da aba, espessura da alma e energia de soldagem sobre as distorções angulares em juntas em ângulo de filete, unidas através do processo de soldagem MAG para deposição do metal de adição pelo método de transferência curto-circuito. Através do conhecimento da significância dos fatores e interações entre os mesmos, se buscará condições de soldagem que minimizem as distorções angulares, apontando condições em que as mesmas tornam-se máximas.

Adicionalmente é verificada a relação da área total do metal de solda e gradiente de temperatura na direção da espessura da aba sobre as distorções angulares para a junta de filete. Por fim, faz-se uma relação dos resultados obtidos ao estudo desenvolvido por Satoh e Terasaki, 1976, utilizado como referência para planejamento deste estudo.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Nas próximas seções serão abordados temas referentes ao mecanismo de desenvolvimento das distorções geométricas e tensões residuais em juntas soldadas originárias em etapas de soldagem. Apresenta-se também conceitos e estudos utilizados para o planejamento deste trabalho, importantes para o entendimento e compreensão da metodologia, resultados e conclusões deste estudo.

Segundo a AWS A3.0-94 *Standard Welding Terms and Definitions*, entende-se por “junta” a região física dos componentes onde será feita a união por soldagem. A geometria e posicionamento das peças determinam esta região ou os tipos de juntas, classificados em: de topo, de canto, de aresta, sobrepostas e de ângulo. A preparação das extremidades da junta se define como chanfro e visa obter soldas de completa penetração e preenchimento. A Figura 3.1 mostra os principais tipos de junta e tipos de chanfro utilizados na união de componentes por processos de soldagem.

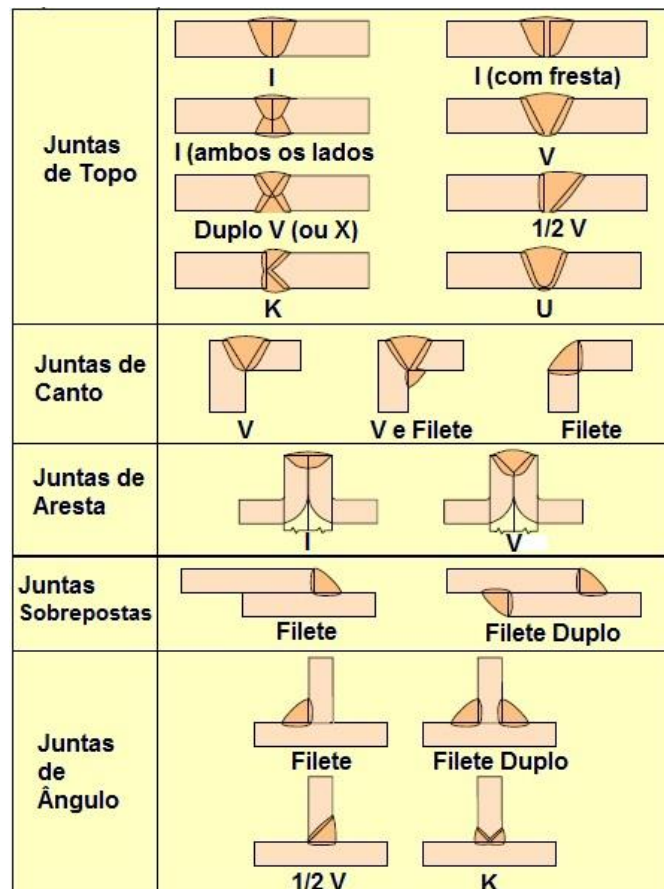


Figura 3.1- Principais tipos de juntas e chanfros utilizados na soldagem [Bracarense et al., 2005].

3.1 Tensões residuais e distorções na soldagem

As distorções geométricas na soldagem são alterações dimensionais das partes que estão sendo unidas e são relacionadas às tensões residuais e grau de restrição ao movimento imposta à junta durante o processo de soldagem. Por grau de restrição ao movimento se considera aquelas restrições impostas mecanicamente (através de gabaritos de montagem ou dispositivos de fixação que dificultem os movimentos de variações volumétricas por expansões e contrações térmicas) e as originadas por propriedades mecânicas do próprio material (como por exemplo, módulo de elasticidade e tensão de escoamento). Estudo relacionado a distorções geométricas em juntas soldadas em metais de diferentes limites de resistência (variação do grau de restrição imposta pelas propriedades dos materiais) pode ser encontrado em Yang et al., 2014.

Conforme mostrado na Figura 3.2, para uma dada condição de soldagem, as tensões residuais, grau de restrição e distorção estão relacionadas da seguinte forma: quanto maior o grau de restrição da junta, maior será a tensão residual e menor a distorção causada pela soldagem; quanto menor o grau de restrição, menor a tensão residual e maior a distorção resultante do processo. Altas tensões residuais afetam a resistência à fadiga dos componentes, aumentam a probabilidade de ocorrência de fratura frágil e falha estrutural prematura, enquanto grandes distorções prejudicam o processo de montagem diminuindo a efetividade na produção, agregando custo com retrabalhos e diminuindo a qualidade visual das peças.

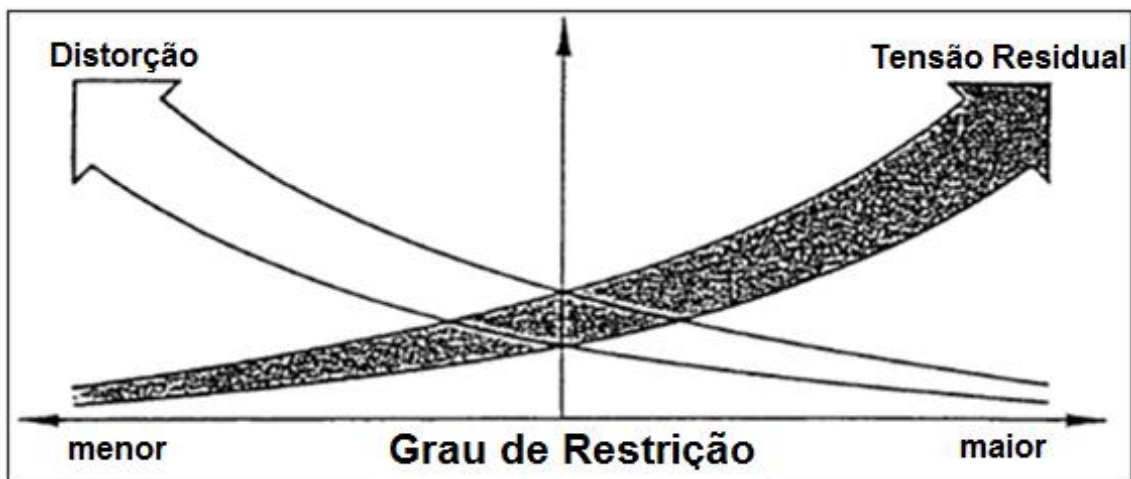


Figura 3.2- Relação entre grau de restrição da junta, tensão residual e distorção induzida na soldagem [Adaptado Hidayat e Syahroni, 2012].

Gurney, 2006 classifica as tensões residuais como as tensões existentes num membro na ausência de qualquer carga externa, auto-equilibradas no interior do material. No contexto das estruturas soldadas, as tensões residuais ficam confinadas à vizinhança de uma solda e diminuem

rapidamente em direções transversais ao cordão. Segundo Ueda et al., 2012, tensões residuais e distorções provocadas pelo processo de soldagem são produzidas por deformações plásticas resultantes de expansões e contrações térmicas na “zona de deformação inerente” durante o ciclo térmico. Para aproximar o mecanismo de formação de tensões residuais e distorções na soldagem, será descrito o Método das Três Barras proposto por Ueda et al., 2012.

Método das 3 barras

Para simular a geração de tensões residuais e deformações longitudinais causadas pela soldagem em uma junta de topo, Ueda et al., 2012 utilizaram um modelo composto por três barras de mesmo comprimento inicial L , mesmo material e diferentes áreas transversais, conforme a Figura 3.3. A barra central C, de área A , corresponde à região que é aquecida a altas temperaturas de soldagem. As barras S, de área $A_0/2$ cada, correspondem às regiões onde o metal de base não foi aquecido significativamente. As extremidades das três barras são fixadas em dois suportes J e H: suporte J engastado à superfície; suporte H permite apenas movimentos de translação u (Figura 3.3) provocado por expansões e contrações térmicas das barras.

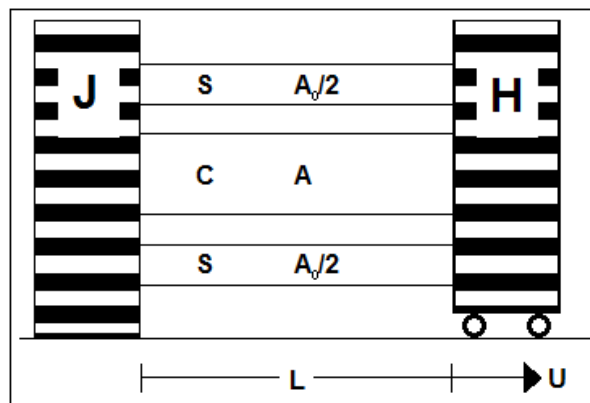


Figura 3.3- Construção modelo das três barras [adaptado de Ueda et al., 2012].

O modelo baseia-se em estimar as tensões e deformações das barras quando a barra C é aquecida até temperatura T_{max} . Ao ser aquecida, a barra C apresentará expansões térmicas que serão restringidas mecanicamente pelas barras S (mantidas em temperatura ambiente – sem aquecimento e expansões térmicas), devido à união física ao suporte J e H. Supondo que o material é elástico e perfeitamente plástico, propriedades não dependentes da temperatura, módulo de elasticidade E , tensão de escoamento σ_y , coeficiente de expansão térmica linear α constante e temperatura inicial das barras igual a $0\text{ }^\circ\text{C}$, Ueda et al., 2012 propuseram o conceito de T_y : temperatura crítica no material que, ao ser atingida, causaria o escoamento da barra C devido às expansões térmicas restringidas pelas barras S, função das propriedades do material e restrição ao

movimento imposta à barra C, determinada conforme a Equação 3.1.

$$T_y = \left(\frac{A + A_0}{A_0} \right) \frac{\sigma_y}{E\alpha} \quad (3.1)$$

A restrição ao movimento é computada na Equação 3.1 pela razão das áreas $((A + A_0)/A_0)$ das barras S e C, relação sempre maior que 1 e assumindo valor unitário 1 quando a barra C for totalmente restrita, ou seja, suporte H engastado à superfície.

A Figura 3.4 mostra três condições de aquecimento da barra C e suas respectivas tensões residuais e deformações geradas pela máxima temperatura atingida dadas às condições de aquecimento: 1- aquecimento com temperatura máxima menor ou igual a T_y ($T_{max} \leq T_y$); 2- aquecimento com temperatura maior que T_y e menor que duas vezes T_y ($T_y \leq T_{max} \leq 2T_y$) 3- temperatura maior que $2T_y$ ($2T_y \leq T_{max}$).

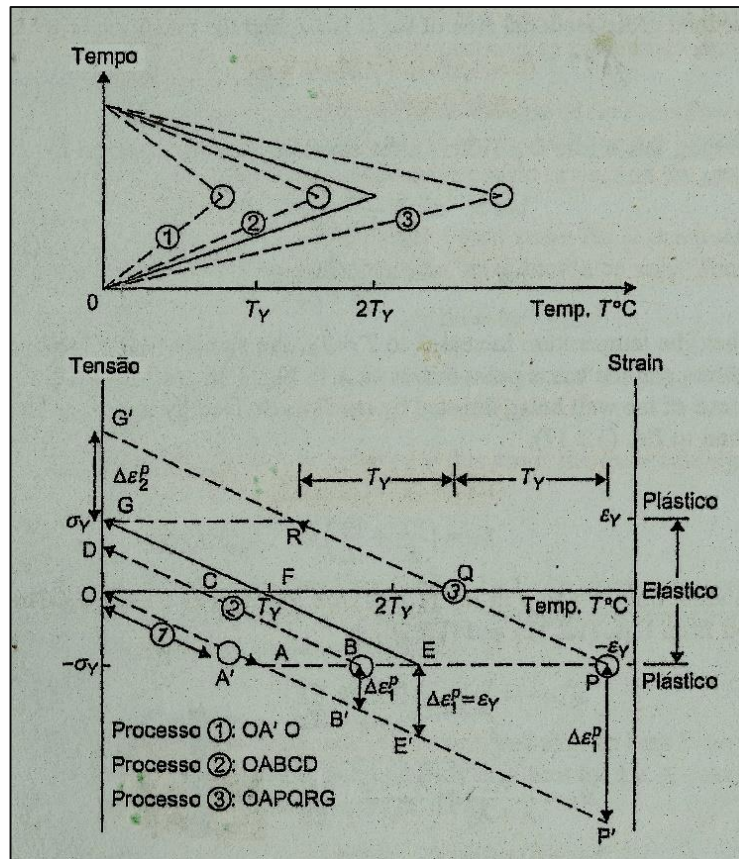


Figura 3.4- Tensões e deformações geradas devido às condições de aquecimento [Ueda et al., 2012].

Na condição de aquecimento 1 da barra C (Processo 1 da Figura 3.4) as expansões e

contrações térmicas encontram-se no regime elástico de deformação. Dessa forma, ao cessar o aquecimento na barra C e a mesma resfriar completamente, o suporte H retornará à posição inicial sem deformações plásticas nem tensões residuais.

Na condição de aquecimento 2 (Processo 2 da Figura 3.4), as expansões térmicas da barra C causam seu escoamento por compressão através da restrição ao movimento exercida pelas barras S. Ao ultrapassar a tensão de escoamento σ_y na barra C, Ueda et al., 2012 consideram, por meio da suposição do comportamento do material elástico perfeitamente plástico, que as tensões geradas pela expansão térmica resultante do aquecimento acima de T_y e restrição ao movimento exercidas pelas barras S limitam-se a σ_y , não havendo aumento nas tensões e, em consequência, não havendo deslocamento do suporte H maior que $u_y = \sigma_y/E$, independentemente do valor de T_{max} . O aquecimento da barra C até o ponto B da Figura 3.4 desenvolve tensões σ_y e escoamento do material provocado por $\Delta\varepsilon_p^1$ na mesma. Ao resfriar $\Delta T = T_{max} - T_y$, as tensões nas barras S e C anulam-se e o conjunto (suporte H) volta à posição inicial u_0 . O restante do resfriamento ($\Delta T - T_{inicial}$) gerará tensões de tração na barra C de valores inferiores à tensão de escoamento, deformando o conjunto elasticamente para posições proporcional à diferença $T_{max} - T_y$.

Na condição de aquecimento 3 (Processo 3 da Figura 3.4), ponto P da Figura 3.4, o escoamento da barra C sob compressão durante a etapa de aquecimento é proporcional a diferença de temperatura $T_{max} - T_y$. Ao resfriar $\Delta T = T_{max} - T_y$ a barra C contrai elasticamente até o ponto Q, e as tensões residuais e deformações se anulam, voltando à posição de origem. Para resfriamento até o ponto R da Figura 3.4 (resfriamento $T_{max} - 2T_y$) a contração da barra C é restringida pelas barras S, provocando tensões de tração na barra C e deformações no regime elástico. Para o resfriamento total, ou seja, até a barra C atingir sua temperatura inicial (0 °C), a barra C apresentará escoamento por tração, com deformação total proporcional a T_y e tensão residual normal à seção da ordem da tensão de escoamento do material.

Portanto, para temperaturas máximas da barra C menor ou igual à temperatura crítica ($T_{max} \leq T_y$), as expansões e contrações térmicas encontram-se na zona elástica de deformação, não produzindo assim tensões residuais nem deformações nas barras C e S. Para a condição $T_y \leq T_{max} \leq 2T_y$, o ciclo térmico gera tensões residuais de tração na barra C e compressão nas barras S de módulo inferior ao limite de escoamento, com deformações elásticas no conjunto de barras após o resfriamento. Já para a condição $2T_y \leq T_{max}$, as expansões e contrações geram tensões residuais de tração de módulo próximo ou igual ao de escoamento do material e deformações plásticas na barra C, tensões residuais e deformações no regime elástico de

compressão nas barras S. Dessa forma, tensões residuais e deformações são dependentes e resultantes da máxima temperatura alcançada pela barra C. Ueda et al., 2012 definem a zona das juntas soldadas onde as deformações plásticas ocorrem como zona de deformação inerente, zonas próximas ao cordão de solda que atingem altas temperaturas e responsáveis pelas deformações geométricas totais nas juntas.

Na Figura 3.5 é possível correlacionar o modelo das três barras proposto por Ueda et al., 2012 com as tensões residuais para uma junta de topo: supõe-se que o metal de adição (área hachurada) tenha sido depositado em alta velocidade de soldagem de modo que solidifique de forma homogênea ao longo do comprimento da junta, mostrado na Figura 3.5(b). A diminuição do volume está relacionado ao resfriamento do cordão de solda e zonas vizinhas (ou zona de deformação inerente) desde altas temperaturas atingidas na soldagem até a temperatura ambiente, sendo essa contração restringida pela porção do metal de base que permaneceu em temperaturas menores que T_y . Assim, através da restrição do movimento de contração do metal que experimentou temperaturas $2T_y \leq T_{max}$, surgem tensões residuais longitudinais de tração que podem atingir valores próximo à tensão de escoamento do material, transformando-se em tensões compressivas em regiões mais afastadas dessa, Figura 3.5(d). O perfil de tensões na direção transversal ao cordão é dependente do grau de restrição ao movimento transversal e resultará em tensões de tração para regiões centrais à junta e tensões de compressão em suas extremidades, Figura 3.5(e), podendo ser somente de tração para situações em que as expansões e contrações sejam restringidas, representado pela curva 2 na Figura 3.6.

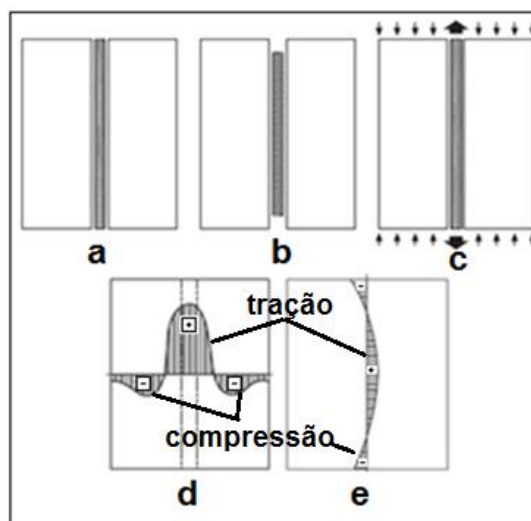


Figura 3.5- Perfil de distribuição das tensões residuais em junta de topo (a) Metal de solda depositado com alta velocidade de solda, (b) Metal de solda que contraiu ao resfriar, (c) e (d) Tensões residuais longitudinais e (e) Tensões residuais transversais [adaptado de Gurney, 2006].

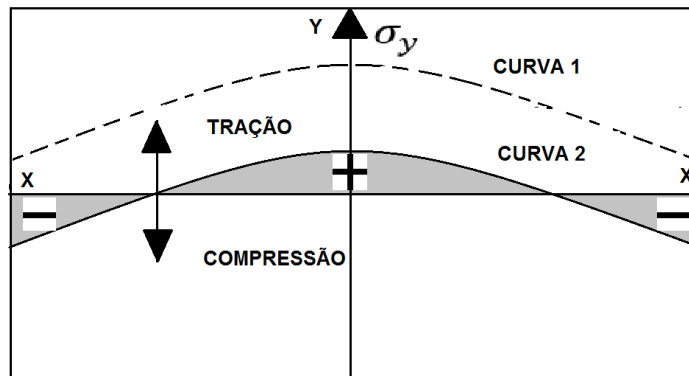


Figura 3.6- Tensão residual transversal ao cordão de solda: Curva 1 sem restrição, Curva 2 com restrição ao movimento de contração transversal [Adaptado de AWS, 2001].

Para juntas em ângulo, o perfil de distribuição de tensões residuais está ilustrada na Figura 3.7. Na aba (componente horizontal) ocorrem tensões longitudinais de tração em regiões próximas ao cordão, tornando-se compressivas nas bordas, similar à distribuição de tensões em junta a topo. Na alma do perfil (componente vertical da junta), as tensões de tração próximas ao cordão de solda tornam-se tensões de compressão abruptamente, assumindo novamente tensões de tração resultante do esforço de flexão longitudinal causado pela descentralização entre centro de massa do cordão de solda e linha neutra da junta.

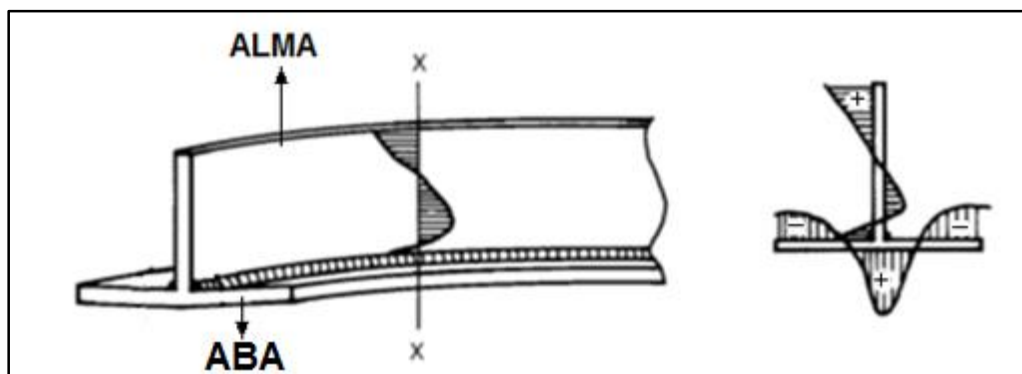


Figura 3.7- Perfil de tensão residual longitudinal na seção x-x em juntas de filete causados por soldagem [AWS, 2001].

Segundo Gurney, 2006, entre os fatores que afetam o desenvolvimento das tensões residuais na soldagem listam-se: tensão de escoamento do material e o comportamento de suas propriedades mecânicas em relação à temperatura; temperatura máxima de aquecimento; velocidade de resfriamento; restrições externas; temperatura de pré-aquecimento da junta. A Figura 3.8 mostra a alteração das propriedades físicas e mecânicas do aço SAE 1020 em função da temperatura, com destaque para a redução da tensão de escoamento e módulo de elasticidade,

propriedades diretamente proporcionais ao grau de restrição demonstrado para junta a topo [AWS, 2001].

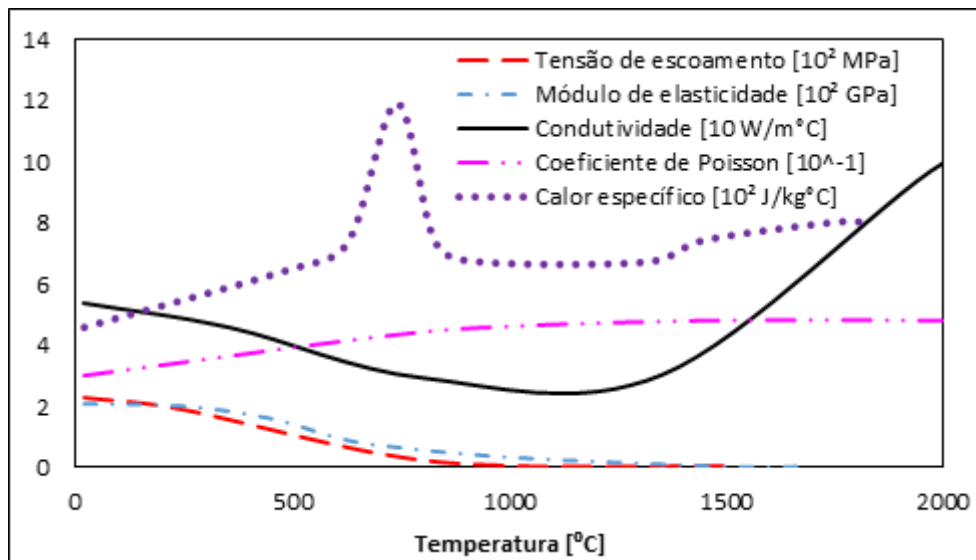


Figura 3.8- Variação das propriedades mecânicas e físicas para aço SAE 1020 em função da temperatura [Conceição, 2016].

3.2 Tipos de distorções geométricas

De acordo com Masubuchi, 1980, três fundamentais alterações dimensionais que ocorrem durante a soldagem causam distorções geométricas em juntas soldadas: contração transversal (perpendicular ao cordão de solda), contração longitudinal (paralelo ao eixo cordão de solda) e distorção angular (rotação das partes em torno do cordão depositado). Essas alterações dimensionais são classificadas de acordo com a sua aparência em contração transversal, contração longitudinal, distorção angular, distorção rotacional da peça em seu plano, flambagem estrutural e flexão longitudinal, ilustradas na Figura 3.9.

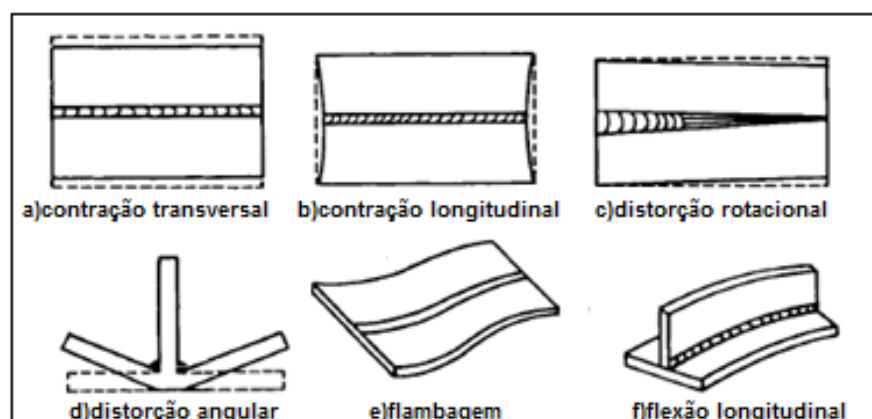


Figura 3.9- Tipos de distorção na soldagem [Adaptado de Masubuchi, 1980].

Contração Transversal

A contração transversal (Figura 3.9(a)) é a alteração dimensional no plano da junta ocasionada por forças de contração transversais ao cordão de solda. Segundo AWS, 2001, a contração transversal em juntas de filete é menor do que a observada em juntas de topo, função da espessura da aba e perna do cordão depositado. Para juntas de topo, esta é dependente da área da seção transversal do cordão de solda depositado, abertura de raiz e espessura dos metais de base que compõe a junta. Segundo Bracarense et al., 2005, o grau de restrição da junta e número de passes de solda também são fatores que influenciam na magnitude dessa contração.

Contração Longitudinal

A contração longitudinal (Figura 3.9(b)) é caracterizada pela diminuição dimensional no plano da junta e paralela ao eixo do cordão de solda, originada por forças longitudinais de contração do metal de solda ao resfriar-se, de magnitude menor que a contração transversal. Segundo a AWS, 2001, a contração longitudinal que ocorre em juntas de topo é proporcional ao comprimento do cordão de solda e inversamente proporcional à espessura do metal de base.

Distorção Rotacional

Masubuchi, 1980 classifica a distorção rotacional como uma distorção angular no plano da junta causada por expansões térmicas, ilustrada na Figura 3.9(c). Esta distorção é caracterizada pelo aumento ou diminuição da abertura de raiz, aproximando ou afastamento as partes. Em processos de soldagem onde a velocidade de deslocamento do arco é baixa (eletrodo revestido, por exemplo), porções da junta não soldada tende a fechar. Já para processos de soldagem com altas velocidades de soldagem (arco submerso, MIG/MAG), as partes não soldadas tendem a se afastar.

Distorção Angular

Na distorção angular (Figura 3.9(d)), a distorção é transversal ao cordão de solda e fora do plano da junta. Segundo a AWS, 2001, a distorção angular ocorre quando as contrações transversais são não homogêneas na direção da espessura da junta. Deng et al., 2007, em estudo numérico e experimental analisaram que o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba é o principal fator que governa a distorção angular em juntas de filete, e que a distorção angular aumenta para maiores distâncias ao início do cordão. De acordo com Radaj, 1992, a magnitude da distorção angular dependerá da largura e profundidade da zona de fusão relativa à espessura da chapa, do tipo de junta, da sequência e número de passes, propriedades termomecânicas do material e parâmetros relativos ao processo de soldagem, como por exemplo a energia de soldagem utilizada e a distribuição da energia do arco elétrico. A distorção angular está ilustrada

na Figura 3.9(d), podendo também ocorrer em juntas de topo, sobrepostas e de canto.

Satoh e Terasaki, 1976 analisaram as distorções angulares em soldas depositadas sobre a chapa (*bead on plate*) com diferentes energias de soldagem e espessuras de chapa, demonstrando que, para materiais de mesma composição química e temperaturas iniciais, essas podem ser comparadas através do parâmetro PST mostrado na Equação 3.2, onde Q é a energia de soldagem imposta à junta [J/mm] (sem considerar perdas de energia para o ambiente), e “ h ” é a espessura da chapa [mm]:

$$PST = \frac{Q}{h^2} \left[\frac{J}{mm^3} \right] \quad (3.2)$$

Para a relação de energia de soldagem sobre a espessura ao quadrado (ou PST) de até $10,45 J/mm^3$ ($2500 Cal/cm^3$) os autores descrevem que a distorção angular é independente do processo de soldagem (Figura 3.10). Já para valores acima de $10,45 J/mm^3$ ($2500 Cal/cm^3$), as características do processo de soldagem (sobretudo do arco elétrico) utilizado devem ser levadas em conta, observando diferenças nos valores máximos de distorção e formas da curva. O pico de distorção angular para soldagem pelo processo MIG/MAG (GMAW) através da Figura 3.10 aproxima-se de $10,46 J/mm$ ($2500 Cal/cm^3$). Os autores Rui et al., 2008, Okano et al., 2011 e Nakatani e Ohsawa, 2002 utilizaram o parâmetro PST proposto por Satoh, Terasaki, 1976 para comparar distorção angulares em seus estudos.

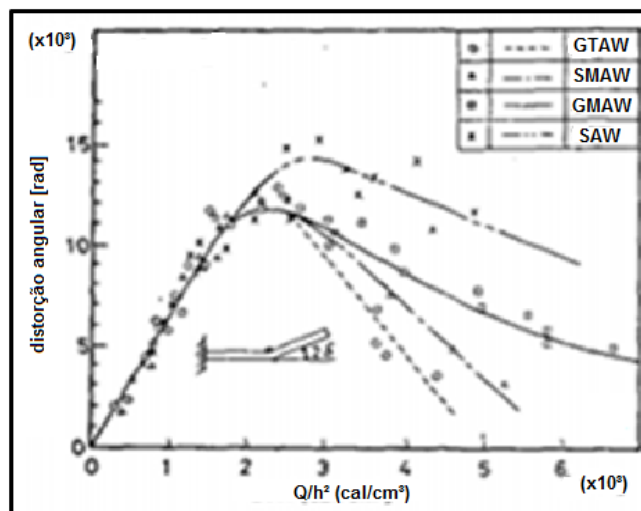


Figura 3.10- Gráfico da distorção angular versus parâmetros de energia imposta à junta proposto por [Satoh e Terasaki, 1976].

A AWS, 2001 relaciona as distorção angulares em juntas de filete sem restrições mecânicas

de acordo com a espessura da aba e o logaritmo da massa de metal depositado por unidade de comprimento de cordão ($\log(w)$, onde $w = [g/cm]$) para aços ao carbono e alumínio, apresentados na Figura 3.11.

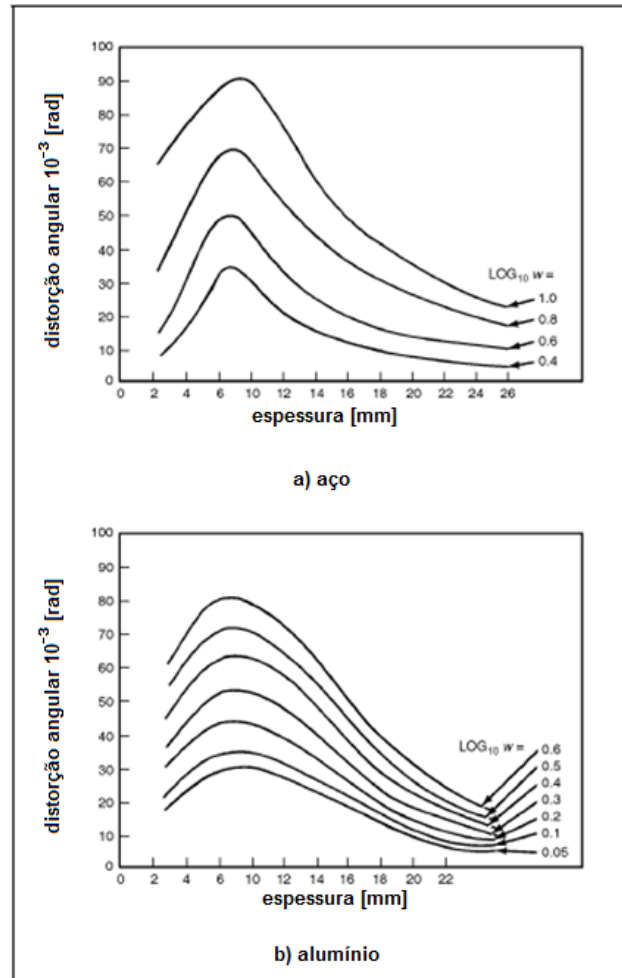


Figura 3.11- Gráficos relacionando distorção angular, espessura da aba e $\log w$, onde w é a massa de metal de adição [g] depositado por medida de comprimento do cordão [cm] [AWS, 2001].

Flambagem

Segundo Deo e Michaleris, 2007, caso as tensões longitudinais compressivas (afastadas da margem do cordão de solda) assumam valores acima da tensão de resistência crítica à flambagem da junta, a mesma irá se deformar conforme a Figura 3.9(f). Este modo de distorção é crítico sobretudo para metais de base de espessura inferiores a 6 mm segundo Radaj, 1992, sendo o modo mais instável de distorção, apresentando grandes valores de deslocamento característico das partes e difícil recuperação mecânica das peças submetidas a esse modo de distorção.

Flexão longitudinal

Quando houver desalinhamento entre centro de massa do cordão de solda e a linha neutra

da seção da junta, as forças longitudinais de contração (responsáveis pela contração longitudinal) geram um momento fletor que pode ultrapassar a resistência a flexão longitudinal da junta através do momento resultante desta força de contração, deformando conforme se mostra na Figura 3.9(e).

3.3 Métodos de prevenção da distorção

As distorções em juntas soldadas reduzem a precisão de montagem entre partes, agregam custos com retrabalhos, afetam a resistência e a aparência visual do produto final. Por ser fenômeno intrínseco ao processo de soldagem, cabem aos engenheiros e projetistas desenvolverem alternativas e soluções de forma que essas sejam evitadas preferencialmente em etapas de projeto da junta, mas podendo eliminá-las durante a soldagem ou através de métodos corretivos pós soldagem.

Entre as medidas relativas ao projeto da junta, depositar mínima quantidade de metal de adição, impactando em menores forças de contração, projetar chanfros simétricos (chanfro em X, K, duplo U), deslocar a tocha do ponto de maior restrição em direção ao ponto de menor restrição, posicionamento das soldas próximas à linha neutra da seção ou em posições simétricas são medidas possíveis e de baixo impacto econômico (Figura 3.12). Definir a sequência adequada de passes pode trazer benefícios através do fornecimento balanceado de energia e forças de contração.



Figura 3.12- Deposição do cordão sobre a linha neutra como método de prevenção à distorção [Adaptado TWI, 1988].

Em grandes estruturas com enrijecedores, indica-se soldar primeiramente os componentes transversais para então realizar soldas longitudinais visando minimizar as distorções das partes, conforme Figura 3.13.

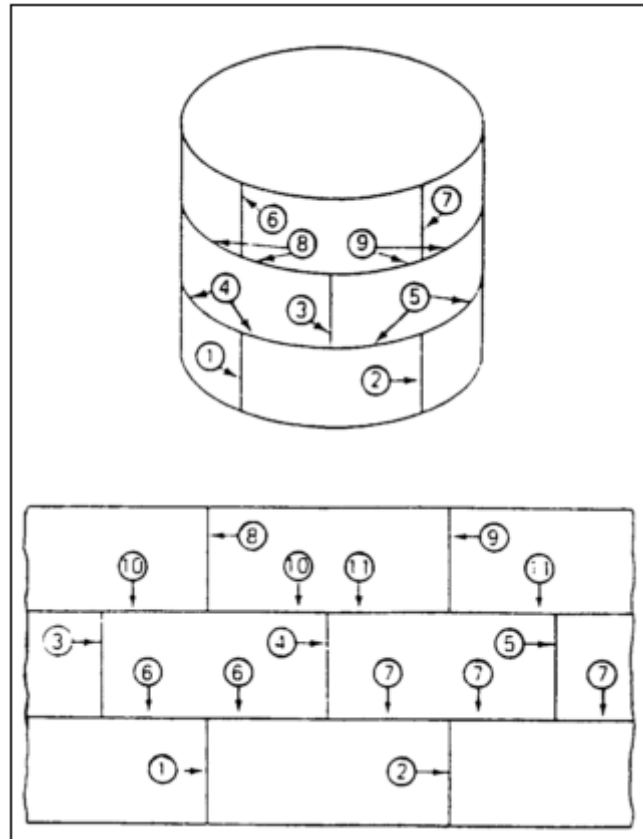


Figura 3.13- Sequência de soldagem para minimizar as distorções em estruturas com enrijecedores [DAH, 1993].

Menores distorções podem ser obtidas com mais de uma tocha deslocando-se em direções opostas, deposições por partes e também mediante a realizações de pontos de solda resistentes aos esforços, espaçados conforme indicado na Figura 3.14. Fu et al., 2016 observaram que maiores distorções angulares são obtidas quando cordões são depositados separadamente e mesma direção de deslocamento da tocha em juntas de filete, recomendando que os cordões sejam depositados simultaneamente e com mesma direção de deslocamento das tochas.

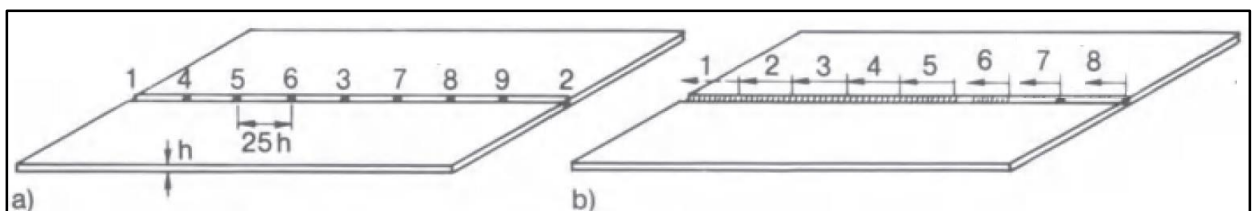


Figura 3.14- (a) Sequência de realização do ponteamto junta de topo (b) Sequência de soldagem passe-a-ré [adaptado de Radaj, 1992].

Durante a soldagem, a utilização gabaritos de fixação adiciona ao sistema restrições aos

movimentos de expansão e contração, limitando as distorções geométricas da junta. Quando métodos mecânicos de restrições são utilizados, é possível que menores tensões residuais sejam alcançadas ao liberar a junta dos dispositivos através de deformações elásticas e da acomodação das tensões na junta [Teng et al., 2001]. Para casos onde não houver a liberação das restrições mecânicas, os efeitos negativos relativos ao alto nível de tensões residuais nas juntas soldadas poderão ocorrer.

Através do conhecimento da magnitude das distorção angulares consequentes da soldagem, é possível posicionar a junta de maneira a compensar essa distorção recorrente da soldagem. Esse método é chamado de pré-posicionamento (termo em inglês *pre-setting ou pre-straining*) da junta, e visa eliminar as distorções angulares compensando as distorções inerentes ao processo. A Figura 3.15 mostra exemplos de pré-posicionamento da junta de forma a compensar a distorções de soldagem, e dispositivos mecânicos de restrições que limitam os movimentos de expansões e contrações.

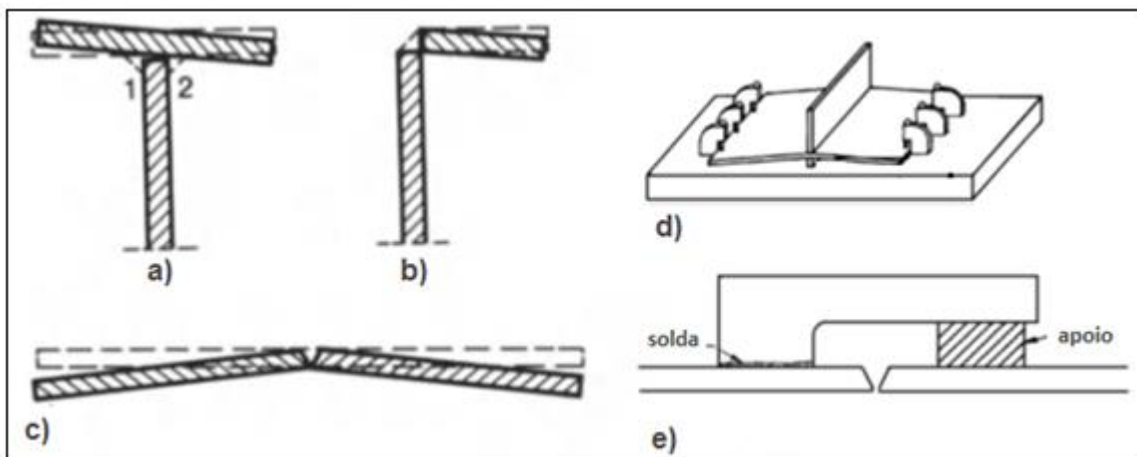


Figura 3.15- Alternativas para eliminar distorções: (a), (b) e (c) Pré-posicionamento da junta de forma que a compensar a distorção. d), e) Dispositivos de fixação [adaptado Radaj, 1992 e AWS, 2001].

Watanabe e Satoh, 1957 estudaram o efeito do pré-aquecimento das superfícies das juntas de filete, concluindo que o pré-aquecimento da superfície inferior da aba é o método mais efetivo para reduzir a distorção angular. Satoh e Terasaki, 1976 através de análise termo-elasto-plástica estudaram o efeito do preaquecimento sobre as contrações transversais e distorções angulares para cordões de solda sobre a chapa (*bead on plate*) observando que o pré-aquecimento aumenta levemente a contração transversal e diminui de maneira considerável a distorção angular.

Medidas de correção pós-soldagem costumam ser mais onerosas em comparação com

aquelas adotadas em projeto e durante a soldagem. Entre elas o endireitamento das partes através do aquecimento localizado por tocha ou chama (“*Thermal Straightening*”) age induzindo tensões de tração no local de aplicação, sendo uma ferramenta utilizada também durante a soldagem para evitar a distorção por flambagem [Deo e Michaleris, 2007]. Prensas hidráulicas são alternativas para redução das partes deformadas por endireitamento mecânico [Okumoto et al., 2000].

3.4 Processo de soldagem MIG/MAG

A união de juntas metálicas através do processo de soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) é obtida por meio de um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo nu, metálico e consumível, e a peça, gerando energia necessária para a fusão do metal de adição (arame-eletrodo) e metal de base que compõe a junta. No Brasil, o processo é conhecido como MIG (Metal Inerte Gás) quando a proteção gasosa usada é inerte ou rica em gases inertes ou MAG (Metal Active Gas) quando o gás de proteção usado é reativo ou contém misturas de gases reativos e inertes [Bracarense et al, 2005].

Este processo de soldagem é amplamente utilizado na indústria de transformação por ter um alto fator de ocupação alcançado devido à alimentação contínua do arame eletrodo realizada através de sistemas de rolos alimentadores, resultando em melhores índices de produtividade quando comparado ao processo eletrodo revestido (SMAW). Esse processo de soldagem é semi-automático (quando o deslocamento da tocha é realizado pelo soldador) ou automático (quando o deslocamento da tocha é realizado através de robôs ou dispositivos mecânicos). A Figura 3.16 detalha a tocha de soldagem utilizada no processo MIG/MAG.

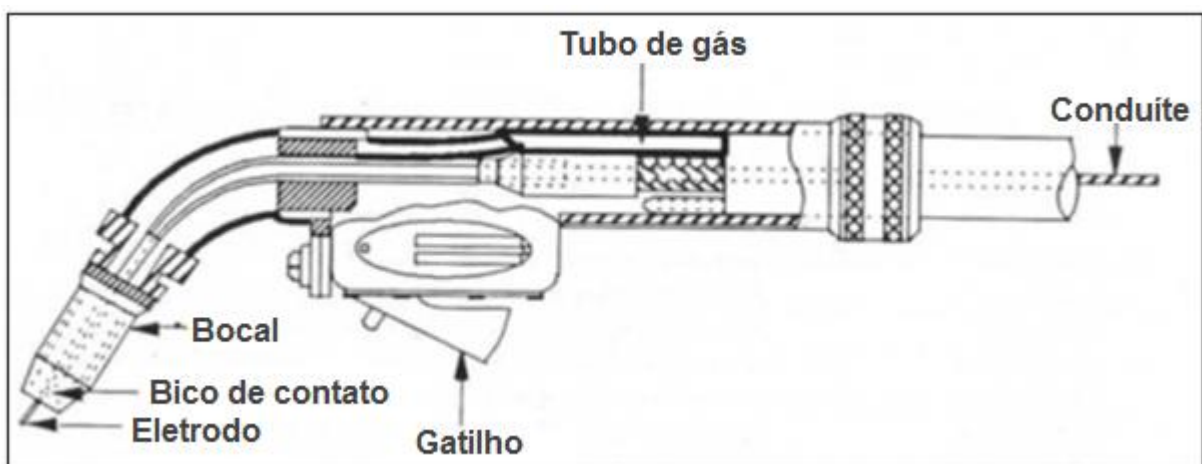


Figura 3.16- Tocha de soldagem MIG/MAG [Figueiredo, 2005].

Ao acionar o gatilho da tocha, é iniciada a alimentação do arame-eletrodo que é energizado entrar em contato com o bico de contato da tocha (mostrado na Figura 3.17). Ao mesmo tempo, o fluxo de gás é liberado e direcionado pelo bocal da tocha à poça de fusão, onde desempenhará a função de proteger o metal líquido dos gases presentes na atmosfera. O arco elétrico é então estabelecido mediante o contato entre a ponta do arame e a peça através de uma ignição capaz de gerar energia necessária para ionizar os gases presentes e manter o arco aberto. No processo MIG/MAG é possível realizar passe subsequente sem a necessidade de limpeza do cordão de solda depositado pois não há formação de escória.

A Figura 3.17 mostra o detalhe do esquema construtivo do bocal da tocha de soldagem MIG/MAG e alguns parâmetros de operação. Entre as características de operação mostradas, a alteração na distância bico de contato peça (DBCP) afeta a corrente de soldagem: quanto maior o DBCP, maior é o aquecimento do arame por efeito Joule (I^2R) e menor a corrente necessária para fundi-lo.

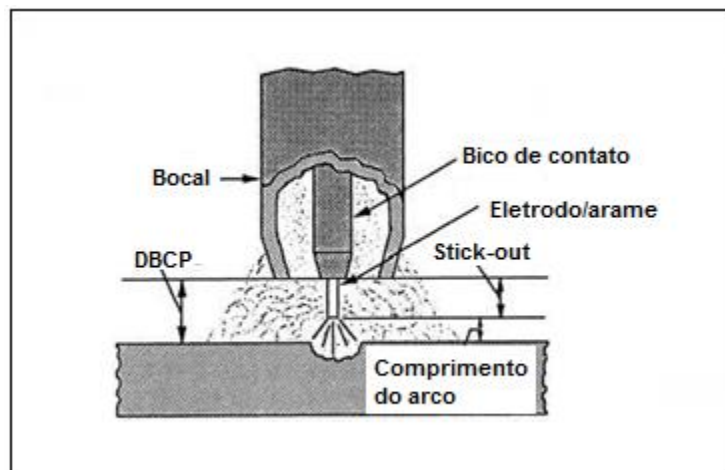


Figura 3.17- Esquema construtivo do bocal da tocha de soldagem e características [Adaptado de Fortes, 2005].

A Figura 3.18 ilustra a relação DBCP e corrente de soldagem necessária para fusão do arame.

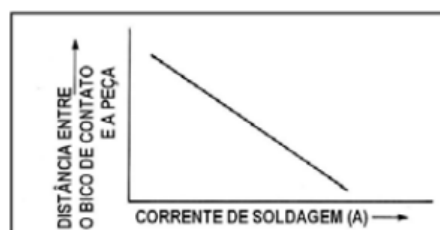


Figura 3.18- Relação entre DBCP e corrente de soldagem [Fortes, 2005].

Os gases utilizados na soldagem MIG/MAG podem ser inertes, ativos ou misturas destes. Para soldagem de aços ao carbono é necessário usar um percentual de gases ativos, com isso aumenta o número de pontos catódicos do metal de base alcançando estabilidade do arco elétrico. O tipo de gás influencia o modo de transferência de metal do eletrodo para a poça de fusão, a penetração, a largura e o formato do cordão de solda, a velocidade máxima de soldagem, a tendência ao aparecimento de mordeduras e o custo de operação [Bracarense et al., 2005]. A Figura 3.19 ilustra diferenças nas geometrias dos cordões de solda depositados conforme a composição do gás de proteção. O escoamento deste gás de proteção deve ser da forma laminar, evitando a captura e adição de gases presentes na atmosfera ao metal líquido.

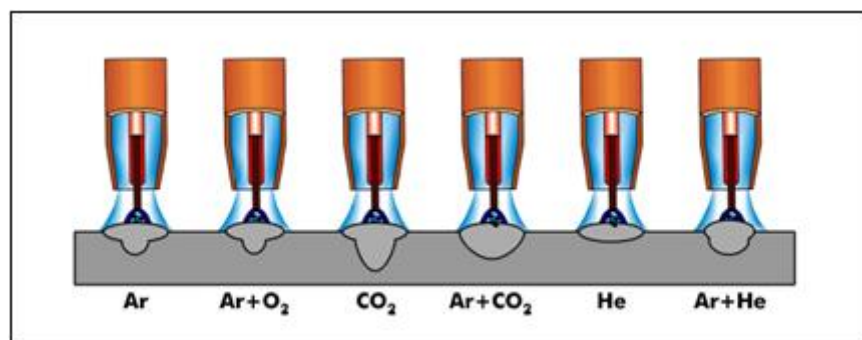


Figura 3.19- Influência do gás de proteção na geometria final do cordão depositado [FBTS, 2004].

O metal de adição pode ser transferido de diferentes modos desde a ponta do arame eletrodo até a poça de fusão. O modo com que o arame é transferido é influenciado por diversos fatores: natureza do gás de proteção, polaridade do eletrodo e tipo de corrente, densidade de corrente, tensão de soldagem, extensão do eletrodo após o contato elétrico, composição química e diâmetro do eletrodo. Em consequência da combinação destes fatores, o metal fundido pode ser transferido para o metal base por curto-circuito, transferência globular, transferência por gotas repelidas e projetadas e transferência axial em aerossol ou spray [Machado, 1996].

Dentre os modos mencionados, a transferência por curto-circuito caracteriza-se por ter menores energias de soldagem sendo o modo de transferência preferencial para situações onde limita-se a energia direcionada à junta e soldagem de chapas finas. As etapas no modo de transferência estão ilustradas na Figura 3.20 onde a ponta do eletrodo, formada por uma gota de metal fundido, atinge periodicamente a poça de fusão, ocasionando um curto-circuito e a extinção do arco. Durante o curto-circuito, a corrente tende a aumentar rapidamente, causando maior fusão do eletrodo por efeito Joule e, ao mesmo tempo, o metal fundido tende a se transferir para a poça de fusão por ação da tensão superficial e de forças de origem magnética. Eventualmente o curto-

circuito é rompido (o que pode ocorrer de uma forma mais ou menos violenta com a vaporização de parte do material entre o eletrodo e a poça de fusão e a formação de salpicos) e o arco é restabelecido. A corrente, inicialmente elevada, ao final do curto-circuito vai se reduzindo progressivamente e, ao mesmo tempo, a fusão do eletrodo ocorre mais lentamente, iniciando-se um novo ciclo com a redução do comprimento do arco. A Figura 3.21 ilustra o processo descrito com oscilogramas esquemáticos de corrente e tensão associados a este tipo de transferência. Nessa figura, o arco existe no período A-B, o curto-circuito ocorre durante C e, no instante D, tem-se a reignição do arco [Modenesi, 2012].

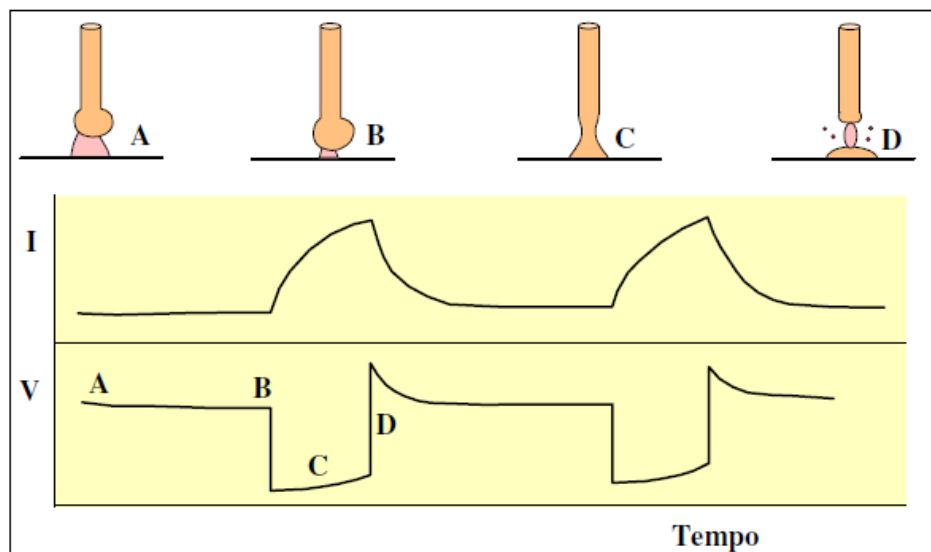


Figura 3.20- Modo de transferência por curto-circuito [Modenesi, 2012].

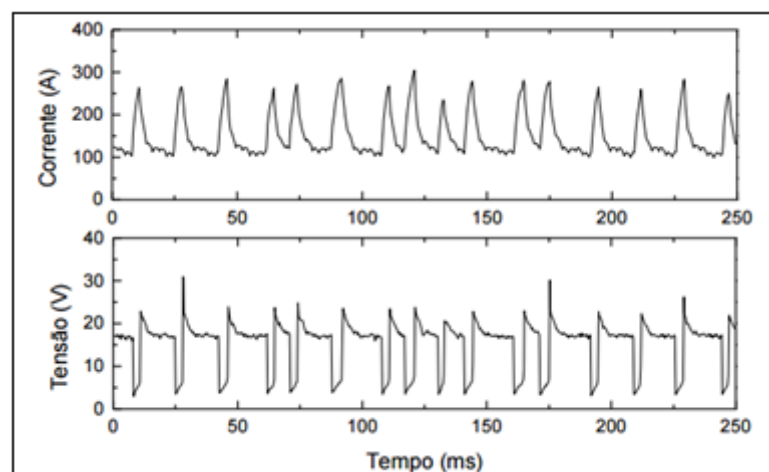


Figura 3.21- Oscilograma de tensão e corrente para soldagem através do modo por curto-circuito para arame de aço inoxidável para gás de proteção Ar+2%O₂ [Modenesi, 2012].

A Figura 3.22 apresenta os equipamentos básicos do processo de soldagem MIG/MAG.

Normalmente utiliza-se corrente contínua com polaridade positiva do eletrodo (CCEP) para soldagem pois garante maior penetração e a maior parte do calor aportado à peça. O modo corrente contínua eletrodo negativo (CCEN) é indicado para processos que visam menor penetração no metal de base, como por exemplo soldagem para revestimento. Variações do sistema MIG/MAG estão relacionadas à forma da onda de tensão, corrente e modo de transferência do metal de adição.



Figura 3.22- Equipamentos básicos do processo de soldagem MIG/MAG [ESAB, 2014].

3.5 Zonas de uma junta soldada

A soldagem pode ser considerada como um tratamento térmico localizado, onde alterações microestruturais ocorrem devido à energia imposta pelo arco elétrico em regiões exclusivas da junta. Essas alterações dependem da composição química do material e da energia de soldagem, essa última afetando as temperaturas de pico, taxa de resfriamento e tempo de permanência acima de temperaturas consideradas críticas para alterações microestruturais.

A energia de soldagem para processos ao arco elétrico é definida segundo a AWS, 2001 como a razão entre a potência da fonte ($P = U \cdot I$ [W]) e a velocidade de soldagem v [mm/s] dada pela Equação 3.3:

$$Q = \frac{P}{v} = \frac{U * I}{v} \quad (3.3)$$

Q= Energia de Soldagem [J/mm]

P = Potência da Fonte, [W]

I = Corrente de Soldagem [A]

U = Tensão do Arco [V]

v = Velocidade de Soldagem [mm/s]

A energia de soldagem líquida (Q_{net}), ou energia aportada à peça pelo arco elétrico descontando as perdas por radiação, convecção, sublimação, etc., é calculada de acordo com a Equação 3.4, onde o coeficiente η representa a eficiência térmica do arco elétrico (razão entre o calor transferido para a peça e calor gerado pela fonte de soldagem, valor menor que 1).

$$Q_{net} = \eta \frac{U * I}{v} \quad (3.4)$$

Q_{net} = Energia de Soldagem Líquida [J/mm]

η = Eficiência Térmica do Processo

I = Corrente de Soldagem [A]

U = Tensão do Arco [V]

v = Velocidade de Soldagem [mm/s]

Hackenhaar, 2016 avaliou a eficiência térmica do arco elétrico através de um calorímetro de fluxo contínuo de água para o processo de soldagem MAG com modo de transferência metálica em curto-circuito e espessura do metal base constante. Através de um projeto de experimento, o autor determinou a faixa de valores para eficiência térmica entre 72 e 82%. A Figura 3.23 mostra a variação da eficiência térmica MIG/MAG em função da velocidade de alimentação do arame realizado por Kusch et al., 2011, adaptado por Schwedersky e Dutra, 2011.

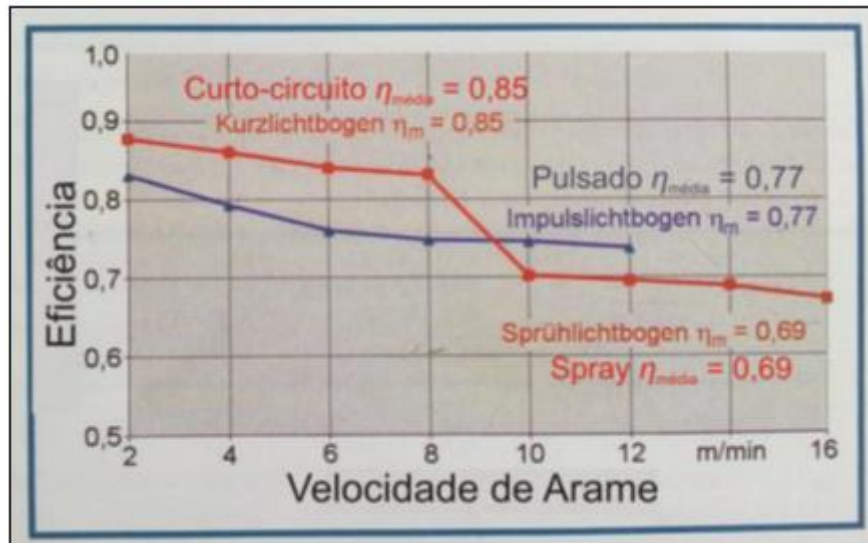


Figura 3.23- Eficiência do arco para o processo MIG/MAG para diferentes modos de transferência. Arame de aço carbono 1,2 mm de diâmetro [Adaptado por Schwedersky e Dutra, 2011].

A Figura 3.24 apresenta as principais zonas de uma junta soldada, caracterizadas de acordo com as temperaturas de pico atingidas nessas regiões proporcional:

- zona do metal de solda: é composta por uma mistura homogênea entre o metal de base fundido e o metal de adição (quando houver). As temperaturas experimentadas por essa são acima do ponto de fusão do metal de base.

- zona não misturada fundida (zona 1 Figura 3.25): de espessura muito fina e composta unicamente pelo metal de base fundido.

- interface da solda (zona 2 Figura 3.25): fronteira entre o metal fundido e metal de base não diluído.

- zona parcialmente fundida: ocorre no metal de base e imediatamente após a interface da solda.

- zona afetada pelo calor (ZAC): zona composta apenas pelo metal base que experimentou altas temperaturas de soldagem devido à condução do calor. Dependendo da temperatura atingida nessa zona e do tempo de permanência dessa, haverá quatro regiões distintas na ZAC (conforme a Figura 3.25), podendo afetar as propriedades mecânicas da junta devido à transformações microestruturais e precipitações de elementos, determinando assim:

- a zona de crescimento de grãos (zona 3 Figura 3.25) para regiões em que a faixa da temperatura de pico está entre 1100-1450 °C, pode fragilizar a junta devido à diminuição

da tenacidade, sendo esse local preferencial para formação de trincas devido à microestrutura resultante;

- a zona de refino de grão (zona 4 Figura 3.25) para regiões onde a temperatura máxima de 1100 °C e a linha Ar3. Para aços ao carbono essa região não é problemática na maioria dos casos;

- a zona intercrítica (zona 5 Figura 3.25) para temperaturas entre Ar1-Ar3 onde ocorrem as transformações parciais;

- a zona subcrítica (zona 6 Figura 3.25) para temperaturas menor que Ar1, região que pode ser fragilizada por precipitação de C e N nos contornos de grão.

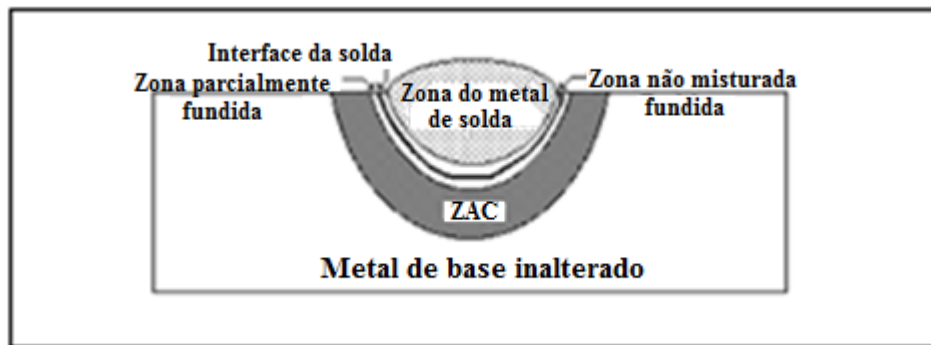


Figura 3.24- Principais zonas de uma junta soldada [Machado, 1996].

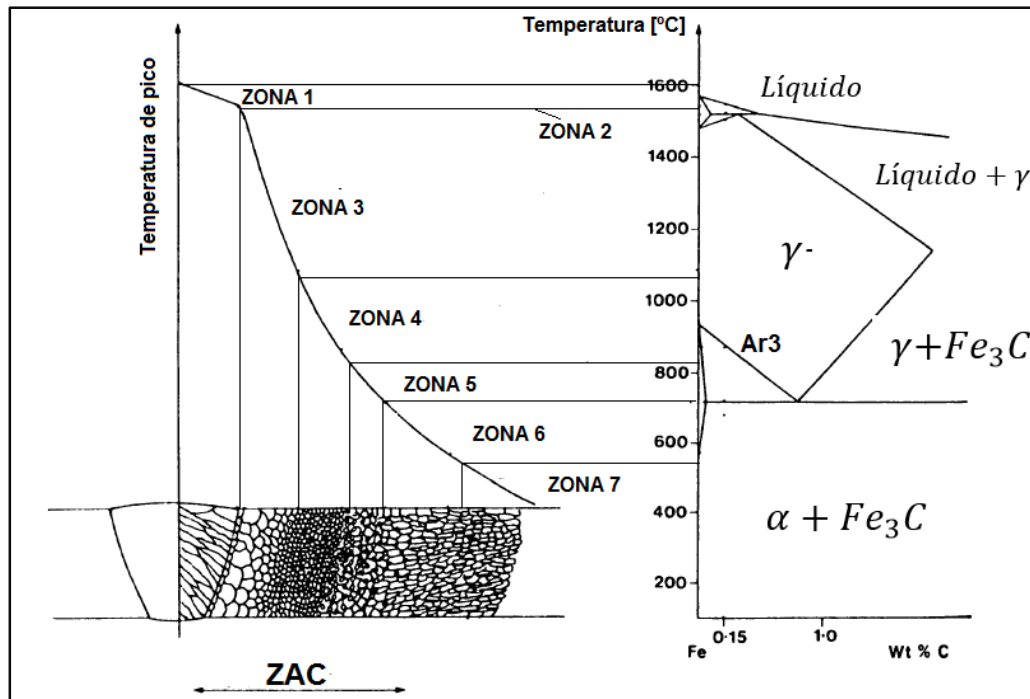


Figura 3.25- Diagrama de equilíbrio Fe-C relacionando zonas de uma junta de topo soldada à temperaturas de pico atingido e microestrutura resultante do fluxo de energia [Adaptado Easterling, 1992].

Quando alterações microestruturais resultantes da soldagem são consideradas, o gráfico da Figura 3.25 é meramente ilustrativo por relacionar as temperaturas atingidas nas regiões de soldagem com fases do diagrama de equilíbrio e tamanho de grão. Este diagrama é obtido através de condições controladas de resfriamento, onde assume-se resfriamento lento e controlado. Porém na soldagem as taxas de resfriamento variam de acordo com o ciclo térmico (processo de aquecimento e resfriamento da zona da junta, ilustrado na Figura 3.26) e repartição térmica (representada pela máxima temperatura atingida em cada ponto em função da distância deste ponto ao centro do cordão de solda). Assim, quando deseja-se analisar a microestrutura final de uma junta soldada deve-se recorrer a diagramas CCT (*Continium Cooling Transformation*- Figura 3.27) que associam as estruturas formadas em função da velocidade de resfriamento para determinada composição específica do aço.

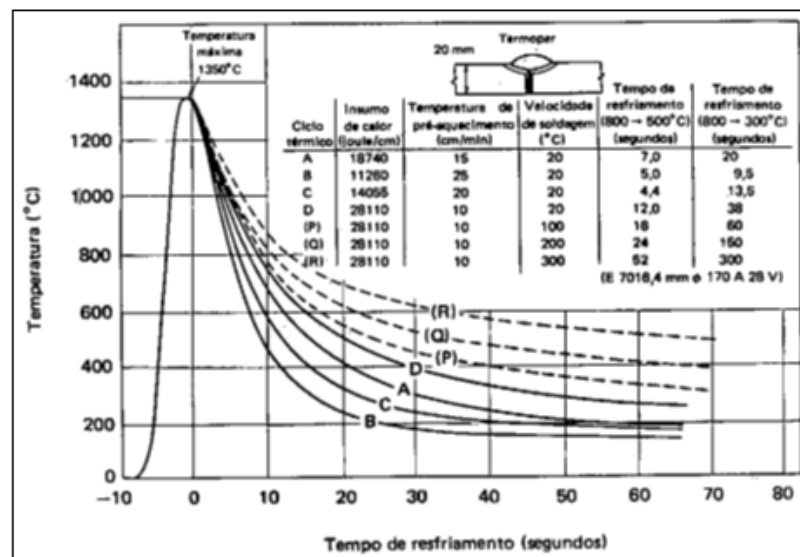


Figura 3.26- Alteração na velocidade de resfriamento em ciclos térmicos para diferentes condições de soldagem [Bracarense et al., 2005].

Equações para taxa de resfriamento de uma junta podem ser encontradas em AWS, 2001 e Machado, 2000. A AWS, 2001 distingue três modos de dissipação da energia de acordo com a espessura relativa calculada (τ) conforme a Equação 3.5, ilustradas na Figura 3.28: 3D, 2D e 2,5D. O modo de condução 3D ($0,90 \leq \tau$) é caracterizado por fluxo de energia tridimensional, semelhante à processos de soldagem de baixa penetração, de isoterms semi-cilíndricas centradas no centro do cordão depositado. O modo de condução 2D ($\tau \leq 0,60$) é caracterizado por fluxo de energia lateral, semelhante à processos de corte ou

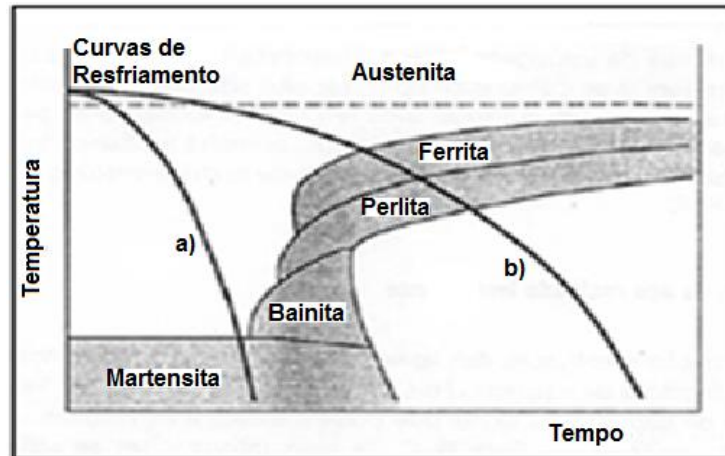


Figura 3.27- Superposição de curvas de transformação de resfriamento contínuo para resfriamento rápido (curva a) e lento (curva b) [Bracarense et al., 2005].

soldagem realizada em um passe com penetração completa, com isoterma simétrica ao plano da junta. O modo 2,5D ($0,60 \leq \tau \leq 0,90$) é considerado um modo de extração intermediário entre 2D e 3D.

$$\tau = h * \sqrt{\frac{\rho C (T_c - T_0)}{Q'_{net}}} \quad (3.5)$$

τ = Espessura Relativa [adimensional]

h = Espessura da chapa [mm]

ρ = Densidade do metal de base [g/mm^3]

C = Calor específico do metal de base [$\text{cal}/(\text{g}^\circ\text{C})$]

T_c = Temperatura máxima [$^\circ\text{C}$]

T_0 = Temperatura inicial [$^\circ\text{C}$]

Q'_{net} = Energia de soldagem [cal/mm]

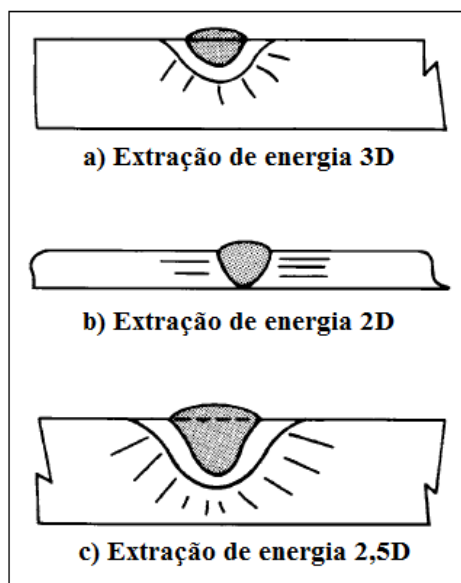


Figura 3.28- Modos de extração de energia de soldagem [adaptado AWS, 2001].

3.6 Projeto de experimentos Box-Behnken

A metodologia conhecida como projeto de experimentos foi introduzida por Fischer em 1935 e inicialmente aplicada a experimentos de agricultura. Atualmente, essa metodologia é utilizada em todos os campos de pesquisa e produção destinada a otimizar o planejamento, execução e análise de um experimento, buscando sempre aumentar a eficiência do sistema através do conhecimento dos parâmetros de influência e seus níveis ótimos, apoiada fortemente em conceitos estatísticos. O uso de Projeto de Experimentos permite estruturar a sequência de ensaios de forma a traduzir os objetivos preestabelecidos pelo pesquisador. A eficiência de experimentos projetados é superior em termos de informação a qualquer outra sequência não estruturada de ensaios [Ribeiro e Caten, 2003].

A superioridade dos resultados obtidos por meio da análise dos resultados planejados através de matriz de projeto de experimentos está relacionada à possibilidade de quantificar o efeito dos parâmetros principais e interações dos níveis dos fatores em estudo, alcançada por sequência de ensaios econômica e eficiente, assegurando respaldo científico através da avaliação estatística dos resultados.

Nas etapas iniciais, deve-se identificar os fatores controláveis de interesse e seus níveis para o estudo e as formas que as variáveis respostas serão coletadas. Os fatores controláveis principais são aqueles que se deseja quantificar o efeito através da variação de seu nível sobre a variável resposta, como por exemplo o efeito da temperatura de uma solução (efeito principal) no

tempo de uma reação química (variável resposta). Os fatores controláveis não selecionados para serem avaliados devem ser mantidos constantes. Existem ainda os fatores não controláveis, fatores que podem influenciar o desempenho do sistema, no entanto é difícil controlá-los. A escolha dos fatores controláveis e seus níveis devem ser feitos com cuidado, podendo afetar a qualidade da resposta.

O projeto de experimentos Box-Behnken foi proposto Box e Behnken em 1960 e consiste em um projeto com três níveis fatoriais incompletos (baixo: -1, médio: 0, alto: +1), combinando um projeto fatorial 2^k com blocagem incompleta, rotacional ou quase-rotacional (assegura a mesma precisão nas estimativas de Y (resposta) para todos os pontos do espaço). O projeto de experimento Box-Behnken possui design esférico, com todos os pontos pertencendo a uma esfera de raio $\sqrt{2}$. Adicionalmente, este projeto não possui pontos de visualizações ou testes nas extremidades do cubo da Figura 3.29, evitando todos os níveis dos parâmetros no menor ou todos os pontos no maior nível em um ensaio [Montgomery, 2013]. O número de experimentos é dado pela relação $2k(k - 1) + C_0$, onde k é o número de fatores selecionados para a avaliação e C_0 é o número de pontos centrais. O projeto é executado com somente um ensaio para a combinação dos parâmetros.

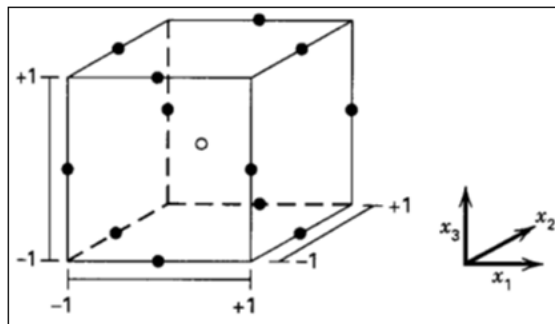


Figura 3.29- Representação dos níveis dos fatores X_1, X_2, X_3 . Pontos escuros nas arestas representam uma rodada de ensaio de combinação dos níveis dos fatores; ponto no centro do cubo representa a combinação dos níveis médios [Montgomery, 2013].

Os resultados de um experimento planejado são expressos em termos de um modelo de regressão, facilitando a interpretação do experimento. O modelo de regressão polinomial de segundo grau é usado para gerar gráficos, em geral, denominado de Metodologia da Superfície de Resposta (MSR). Seus coeficientes β_l são calculados através da análise de variância, aproximando a resposta Y através da Equação 3.6. A Metodologia da Superfície de Resposta é um conjunto de técnicas matemáticas e estatísticas úteis na modelagem e na análise em aplicações em que a resposta de interesse é afetada por diversos parâmetros (ou variáveis independentes) e o objetivo

é otimizar a resposta [Myers e Montgomery, 1995].

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_4 X_1 X_2 + \beta_5 X_1 X_3 + \beta_6 X_2 X_3 + \beta_7 X_1^2 + \beta_8 X_2^2 + \beta_9 X_3^2 \quad (3.6)$$

Onde:

Y resposta estimada pela equação de regressão [u.m.]

X fatores controláveis

β_l coeficientes de regressão $l = 0, 1, 2, \dots, 9$

4. MATERIAIS E MÉTODOS

A análise dos parâmetros geométricos e de soldagem sobre as distorções angulares da aba de uma junta em ângulo foi desenvolvida por meio de testes experimentais e um modelo numérico utilizado para simular os ciclos térmicos das amostras. Na parte experimental, aplicou-se um planejamento de experimento com o objetivo de avaliar a influência dos fatores selecionados (espessura de aba, espessura de alma e energia de soldagem) para o estudo sobre a distorção angular da aba. Os ciclos térmicos foram determinados via análise numérica com o propósito de obter as temperaturas de pico em pontos específicos nas superfícies superiores e inferiores das amostras, objetivando relacionar a influência dos gradientes térmicos na direção da espessura sobre as distorções angulares. Detalhes sobre o modelo numérico utilizado podem ser encontrados em Conceição, 2016¹.

No experimento foram utilizadas chapas de aço AISI A36 e a composição química se mostra na Tabela 4.1. No Apêndice A encontram-se as análises químicas realizadas no LAFUN-UFRGS em amostras das três espessuras usadas no trabalho.

Tabela 4.1- Composição química ASTM A36 para chapas de espessura até 19,05 mm ($\frac{3}{4}$ ").

C máx %	Mn máx %	P máx %	S máx %	Si máx %	Cu máx %
0.25	-	0.04	0.05	0.40	0.20

A soldagem dos corpos de prova foi feita pelo processo MAG convencional com corrente contínua eletrodo positivo (CCEP) utilizando o robô *Yaskawa Motoman Robotics* modelo MA1400 para a condução da tocha. Os parâmetros elétricos do processo de soldagem foram selecionados para obter o modo de transferência por curto-circuito. A corrente de soldagem, a tensão do arco elétrico e a velocidade de soldagem foram definidos em função da estabilidade do arco elétrico e a qualidade visual dos cordões de solda realizados em testes preliminares, visando dessa forma obter cordões de solda sem defeitos, com penetração de raiz, níveis aceitáveis de salpicos e mordeduras (segundo determina o item 4.9.1.1 e Tabela 6.9 AWS D1.1, 2010, máxima profundidade de mordedura para chapas de até 25 mm limita-se em 1,00 mm). Foram monitorados

¹ Modelo numérico construído para simular o ciclo térmico e distorção das amostras 03 e 12 deste trabalho como parte do Trabalho de Conclusão de Curso do aluno João Pedro da Conceição intitulado “Análise da distribuição de temperatura e distribuição em juntas de filete através do método dos elementos finitos” [Conceição, 2016].

os oscilogramas de tensão e corrente de soldagem com auxílio do Sistema de Aquisição Portátil SAP 4.01 (IMC Soldagem) e realizadas as macrografias dos corpos de prova para verificação dos requisitos de qualidade.

Dois projetos de experimentos Box-Behnken foram aplicados, sequencialmente, para avaliar o efeito dos fatores espessuras da aba (h_m) e da alma (h_a), e da energia de soldagem (Q) sobre a distorção angular em juntas de filete. Os cordões foram depositados separadamente e com mesmo sentido de soldagem, nomeando cada deposição de “Etapa A do experimento” a deposição do cordão 01 e “Etapa B do experimento” a deposição do cordão 02, respectivamente, conforme mostrado na Figura 4.1. Em cada etapa do experimento são analisados três fatores utilizando a mesma matriz do projeto de experimentos Box-Behnken em conjunto com a metodologia da superfície de resposta, variando-se três parâmetros e cada um desses em três níveis.

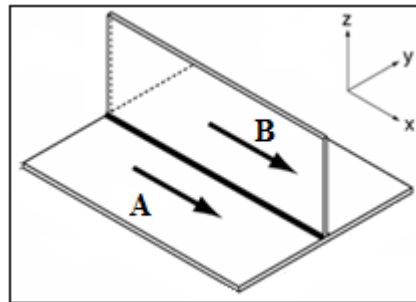


Figura 4.1- Etapas do Experimento: Etapa A (Soldagem do cordão 01) e Etapa B (Soldagem do cordão 02).

A seleção dos níveis de energia de soldagem, espessura de alma e aba foi feita de forma que a combinação dos níveis gerasse um ponto de inflexão (máxima distorção) em gráficos da distorção angular em função da energia por espessura da aba ao quadrado (parâmetro PST) próximo a $10,40 \text{ J/mm}^3$, de acordo com os estudos de Satoh e Tersaki, 1976. Para isso, a Equação 4.1, proposta por Cottrell, 1953, foi utilizada para aproximar a energia de soldagem conduzida pela aba (Q_m), onde Q é dado pela Equação 3.3.

$$Q_m = Q \cdot \frac{2h_m}{2h_m + h_a} \quad (4.1)$$

Buscou-se através de testes prévios as combinações de parâmetros elétricos que resultasse em transferência metálica no modo curto-circuito e condições de qualidade referidas anteriormente. A escolha de somente um modo de transferência para este estudo visou manter as perdas de energia para o ambiente e características físicas do arco com menor variação possível

para os três níveis de energia do projeto de experimentos Box-Behnken (-1, 0, +1), visto que diferentes modos de transferência possuem diferentes rendimentos térmicos do arco (η) [Kusch et al., 2011], e características térmicas do arco de acordo com os parâmetros conforme indicado por Okano et al., 2011. A escolha do modo de transferência curto-circuito foi baseada em indicações de aplicar menor quantidade de energia à peça como medida de prevenção às distorções [AWS, 2001], [Bracarense et al., 2005] e [Toshie e Célio, 1982].

A Figura 4.2 mostra um dos testes realizados afim de determinar os parâmetros elétricos. Nesse, os cordões foram depositados na posição horizontal de soldagem (2F) com a tocha formando 45° com a horizontal, conforme Figura 4.2(a). Através das macrografias das juntas, observa-se que os cordões de solda resultante apresentavam acúmulo de massa em sua metade inferior, Figuras 4.2(b) e (c), não observado para os testes onde os corpos de prova foram soldados na posição plana de soldagem (1F), posicionadas sobre suporte 45° (Figura 4.3). Assim, definiu-se a posição de soldagem 1F para este trabalho, gerando cordões com leve convexidade e pequenos reforços.

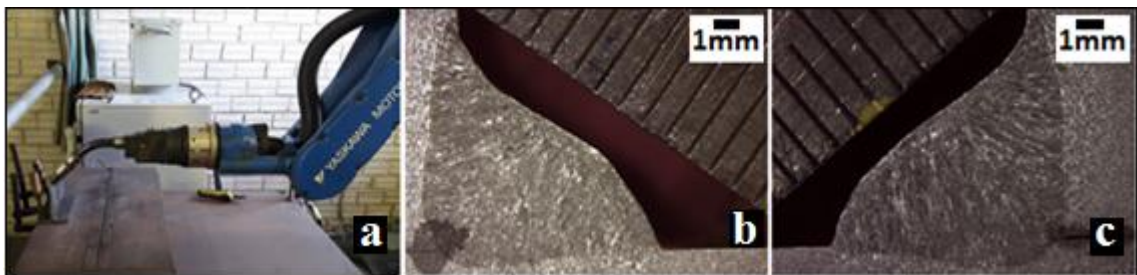


Figura 4.2- (a) Preparação para soldagem teste na posição horizontal de soldagem. (b) e (c) Macrografias para deposição na posição horizontal de soldagem. Ataque Nital 10%.

As macrografias dos corpos de prova teste e das amostras experimentais (amostras soldadas) foram extraídas da seção transversal do cordão de solda no centro da junta ($L=150$ mm), lixadas na sequência com granulometria 80, 220, 400, 600 e atacadas com reagente químico Nital 10% (90% Álcool Etílico + 10% Ácido Nítrico em solução), e estão apresentadas no Apêndice B.

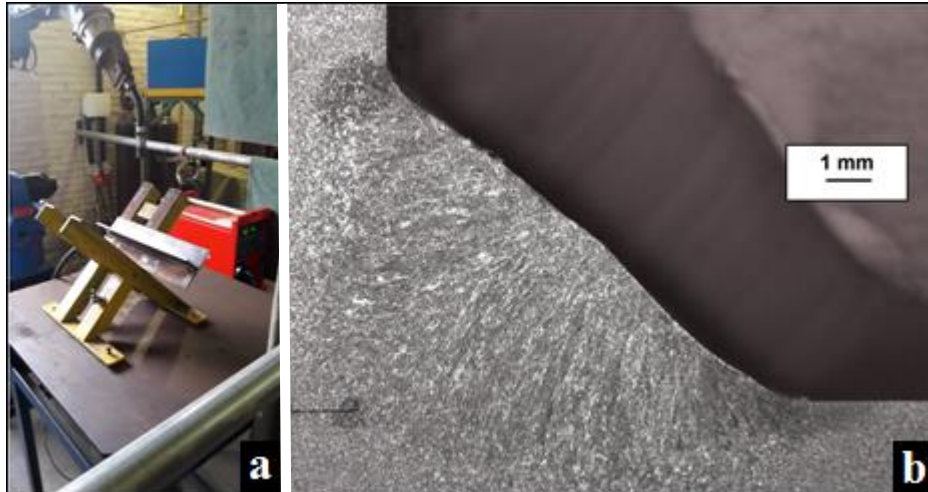


Figura 4.3- Teste realizado com soldagem na posição plana (1F). (a) Suporte 45°. (b) Macrografia para soldagem na posição 1F. Ataque Nital 10%.

Para a determinação da DBCP, foi realizado um teste para avaliação dos oscilogramas tensão [U] e corrente [I] para DBCP de 15 mm, 18 mm e 21 mm, utilizando os níveis de energia de soldagem estabelecidos nos testes para determinação da posição de soldagem. Foi percebido que para distâncias de 15 mm e 18 mm o modo de transferência situava-se próximo à zona de transição curto-circuito - globular e com frequência aleatória de curtos-circuito. Para DBCP de 21 mm a frequência de curtos-circuitos se tornou regular, sem observar zonas de transição no modo de transferência metálica para os três níveis de energias testados. Os oscilogramas de tensão e corrente estão apresentados no Apêndice C.

Dadas as condições de energia quanto ao modo de transferência metálica, inflexão nos gráficos “distorção angular da aba *versus* parâmetro PST”, e qualidade dos cordões, as dimensões gerais das amostras estão ilustradas na Figura 4.4, com espessuras de trabalho aba (h_m) e da alma (h_a) 6,35 mm, 9,52 mm e 12,70 mm. A variação da energia de soldagem (Q) foi realizada mediante a alteração da velocidade de deslocamento da tocha com valores 3 mm/s, 4 mm/s e 6 mm/s, mantendo constante o valor da tensão média em 25,10 V (SAP) e velocidade de alimentação de arame 6 m/min, resultando em corrente média 219 A (SAP). Portanto, através da Equação 3.3, utilizou-se como energia de soldagem 1860 J/mm, 1385 J/mm e 910 J/mm. Durante a soldagem dos corpos de prova, o sistema desenvolvido pela IMC foi utilizado para verificação dos parâmetros elétricos de soldagem, assegurando assim os níveis de energias conforme planejado através da medição das variáveis elétricas.

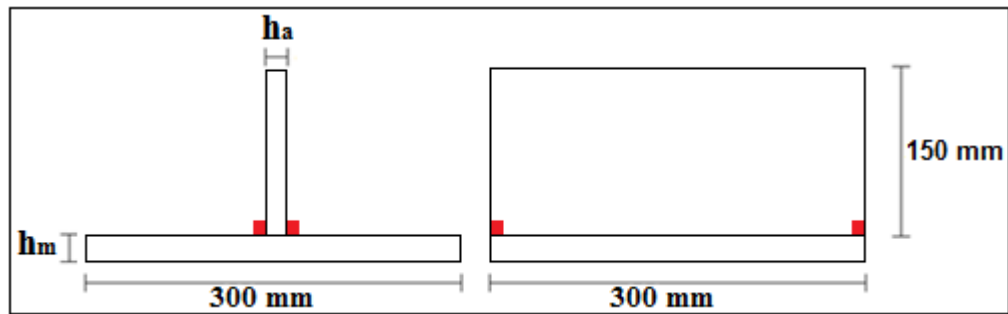


Figura 4.4- Dimensões gerais das amostras. Em vermelho, posições onde as amostras. h_a = espessura da alma, h_m = espessura da aba.

A Tabela 4.2 mostra os fatores independentes e seus respectivos níveis usados neste trabalho.

Tabela 4.2- Fatores independentes e os níveis de variação no projeto de experimentos.

Fatores	Níveis de Variação		
Espessura da Aba (mm): $h_m (x_1)$	6,35	9,525	12,70
Espessura da Alma (mm): $h_a (x_2)$	6,35	9,525	12,70
Energia de Soldagem (J/mm): $Q (x_3)$	910	1385	1860

A Tabela 4.3 ilustra a sequência aleatorizada de soldagem das amostras de acordo com a combinação dos níveis dos fatores controláveis.

Tabela 4.3- Sequência e combinação dos fatores de acordo com o projeto de experimentos Box-Behnken para a soldagem dos corpos de prova.

Sequência (amostras)	Espessura da Aba [mm]	Espessura da Alma [mm]	Energia de Soldagem [J/mm]
1	6,35	9,525	1860
2	12,7	9,525	1860
3	9,525	9,525	1385
4	9,525	12,7	1860
5	12,7	9,525	910
6	9,525	9,525	1385
7	9,525	6,35	1860
8	6,35	9,525	910
9	6,35	12,7	1385
10	12,7	6,35	1385
11	9,525	12,7	910
12	6,35	6,35	1385
13	12,7	12,7	1385
14	9,525	9,525	1385
15	9,525	6,35	910

Para garantir abertura de raiz nula e uniformidade no acoplamento alma - aba, as arestas das almas referentes à raiz das juntas foram fresadas em fresa ROMI F 20 pertencente ao Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC UFRGS). O eixo árvore de diâmetro 45 mm, contendo 3 pastilhas intercambiáveis triangulares TPKN 1603, foi posicionado perpendicular à aresta, conforme mostra a Figura 4.5, com rotação do eixo árvore 1000 rpm, velocidade de avanço 264 mm/min, máxima profundidade de corte utilizada 1,70 mm. O processo de preparação das arestas é mostrado na Figura 4.5.

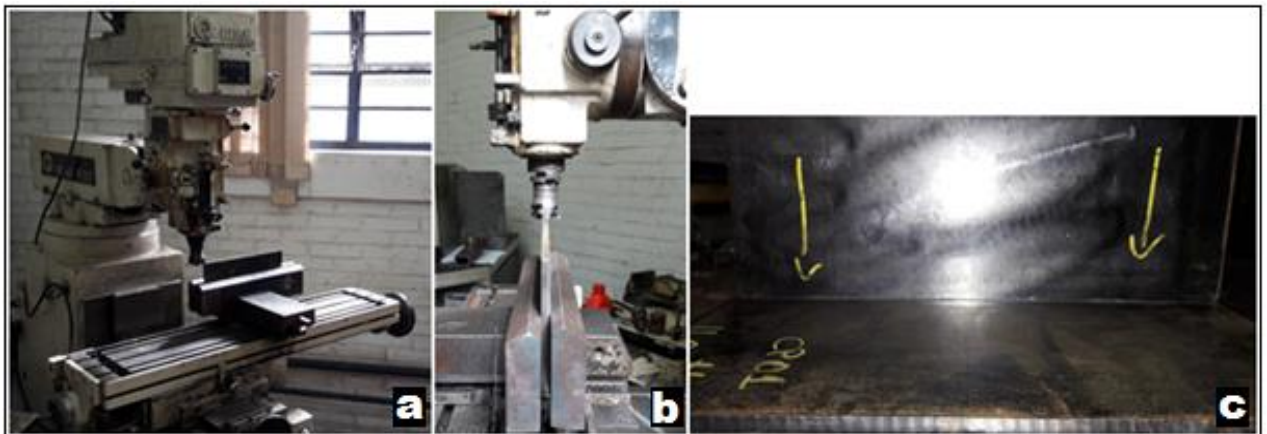


Figura 4.5- (a) e (b) Fresamento da aresta da alma para garantir abertura de raiz nula (c) Posicionamento com raiz nula.

Foram adquiridos os ciclos térmicos durante o processo de soldagem para as Etapas A e B do experimento através de sensores termopares do tipo K (Cromel/Alumel) de diâmetro 1,20 mm, faixa de operação para temperaturas entre 0 e 1260 °C, sensibilidade 41 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$ e limite de erro o maior entre $\pm 2,5$ °C ou $(0,0075 (T))$, onde T é a temperatura. Os sinais de temperatura foram adquiridos a uma frequência de 10 Hz (dez aquisições de temperatura por segundo). Para a Etapa A do experimento foram utilizados 6 termopares (Figura 4.6) e para a Etapa B do experimento foram utilizados apenas 3 termopares na aba (termopares k1, k2 e k3 da Figura 4.6). Os termopares foram instalados, no mesmo lado de deposição do cordão para cada etapa, através de descarga capacitiva aproximadamente em $x = 150$ mm, e posição no eixo y conforme:

k1 superfície inferior da alma, distância “d” à alma $d = (\text{perna estimada}/2)$.

k2 superfície inferior da aba, distanciando 10 mm da alma

k3 superfície superior da aba, distanciando 10 mm da alma

k4 superfície superior da aba, distanciando 80 mm da alma

k5 superfície da alma distanciando 10 mm da aba

k6 superfície da alma distanciando 80 mm da aba

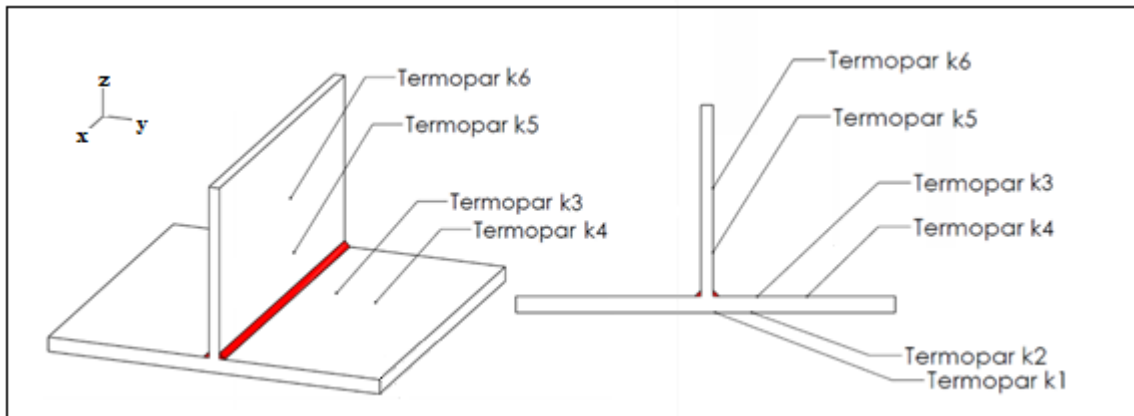


Figura 4.6- Pontos de medição de temperatura. [Conceição, 2016]

A Figura 4.7 mostra os termopares para o CP04 referente à Etapa A do experimento.

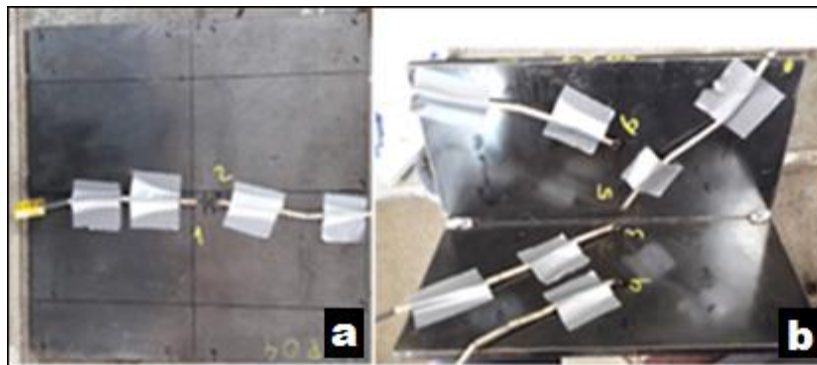


Figura 4.7- Posicionamento termopares na Etapa A do experimento. Para a Etapa B, os termopares k5 e k6 não foram instalados.

As distorções angulares das amostras (juntas soldadas) foram medidas com um sistema automatizado de medição por coordenadas (MMC) de marca ZEISS® CONTURA G2 nas seguintes etapas: a) depois do pontejamento das chapas, prévia à realização das etapas experimentais; b) após a realização da Etapa A do experimento; c) depois de realizada a Etapa B do experimento. A MMC pertence ao Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF – UFRGS) exibida na Figura 4.8, conta, segundo o fabricante, com um volume de medição de 1000 x 1200 x 600 mm e tolerância de medição de $\pm 1,9 \mu\text{m}$ (para linhas de medição na aba da junta distanciando 57mm, a tolerância de medição resulta em aproximadamente $33,333 \times 10^{-6} \text{ }^\circ$) Através do mapeamento e armazenamento das coordenadas de 6 linhas na aba da junta (linhas de cor azul na Figura 4.8 (a) e duas linhas na alma (linhas de cor vermelho na Figura 4.8(a), o MMC gera uma nuvem de pontos. Os pontos coletados pela varredura do apalpador do equipamento possibilitam a obtenção da distorção decorrente do processo de soldagem.



Figura 4.8- (a) Em azul, linhas de mapeamento de coordenadas dos corpos de prova. (b) e (c) Medições sendo realizadas.

Os ângulos medidos em cada uma das três etapas estão ilustrados na Figura 4.9, onde θ_n refere-se à distorção angular da aba, e ϕ_n - ângulo formado entre alma e aba medido pelo lado do cordão depositado na Etapa A do experimento.

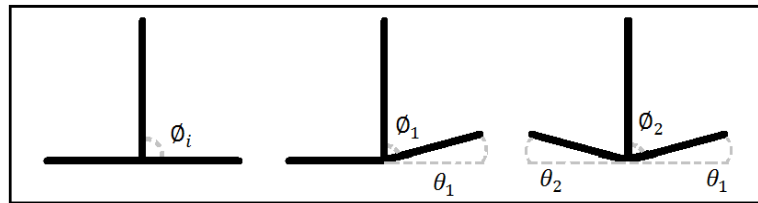


Figura 4.9- Ângulos θ - distorção angular aba, ϕ -ângulo entre alma e aba medido pelo lado do cordão 01.

Os cordões de solda foram depositados separadamente com o mesmo sentido de soldagem e elevado tempo entre cada Etapa do experimento. Posição de soldagem plana (1F) com a utilização de um suporte para os corpos de prova conforme ilustrado na Figura 4.10 de modo que a aba da junta forme um ângulo de 45 graus com a horizontal. O ângulo de deslocamento da tocha foi igual a zero, temperatura inicial da junta igual à temperatura ambiente e sem restrições mecânicas. Outros fatores mantidos constantes foram a composição do gás de proteção (Ar + 25%CO₂) com vazão constante de 15 l/min, distância bico de contato peça (DBCP) de 21 mm, metal de adição o arame AWS ER70S-6 de diâmetro 1,2 mm.

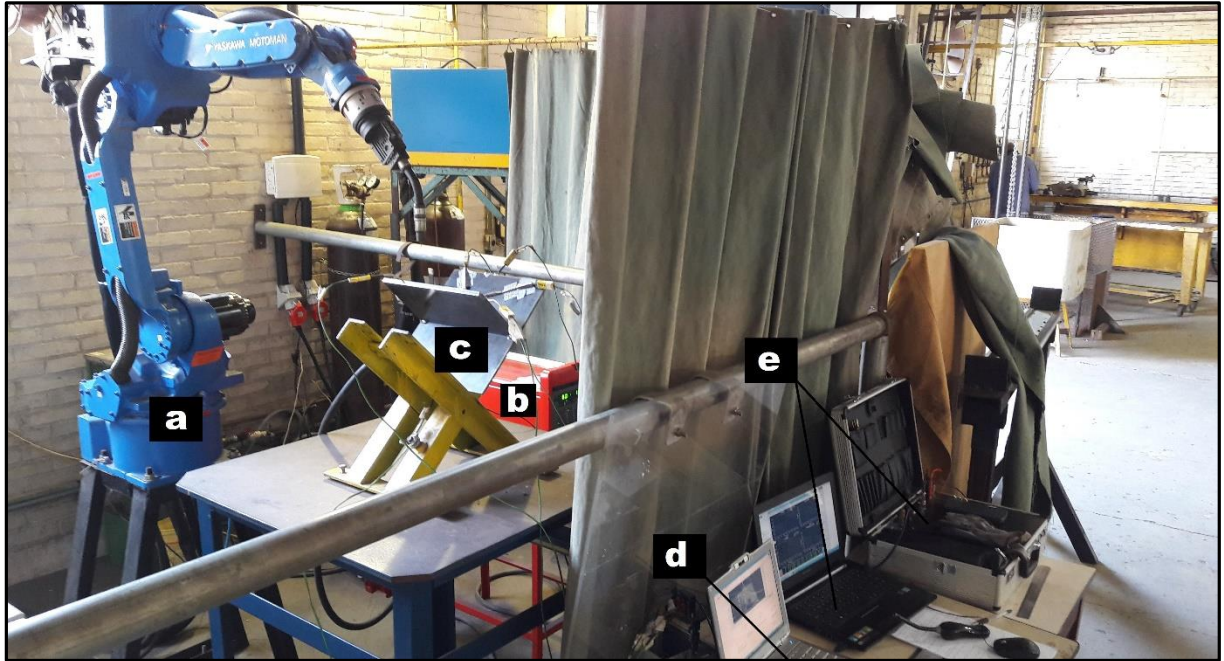


Figura 4.10- Ambiente e instrumentação de análise. (a) Robô *Yashikawa Motoman Robotics* (b) Fonte de soldagem (c) Amostra em resfriamento pós-soldagem (d) Sistema de aquisição do ciclo térmico (e) Sistema SAP de aquisição.

A Figura 4.11 mostra a soldagem da amostra 07: (a) posicionamento da tocha de soldagem com correto alinhamento com relação à raiz da junta e distância de bico de contato peça, (b) soldagem da amostra 07 e (c) resfriamento da amostra.

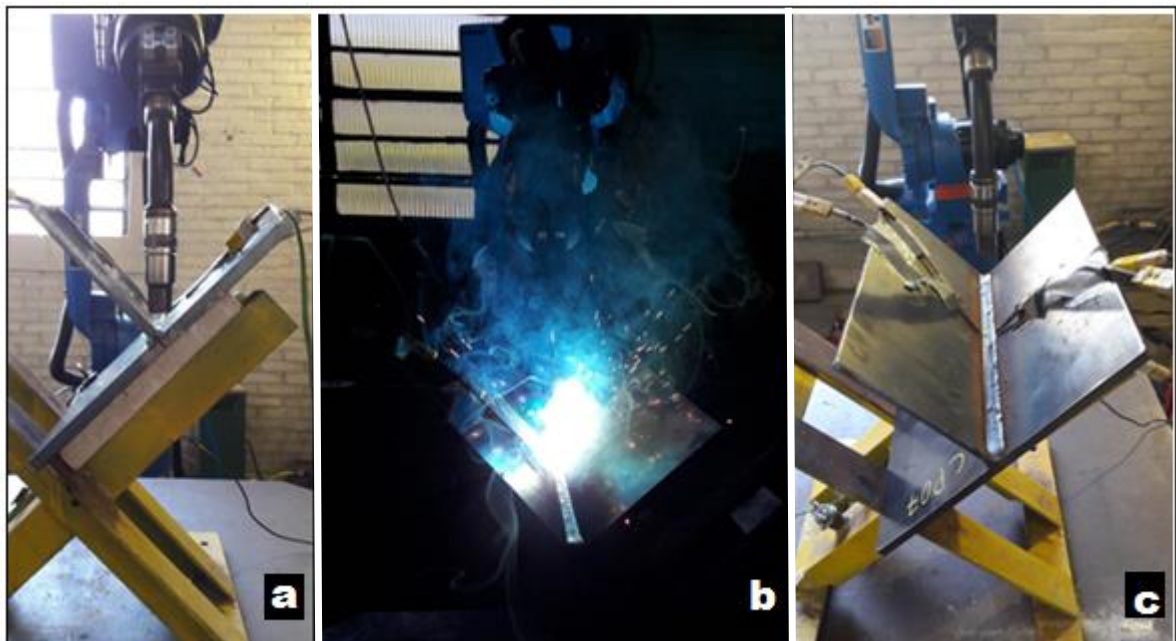


Figura 4.11- Soldagem da amostra 07 na Etapa A do experimento.

Uma vez realizada a Etapa A do experimento (Tabela 4.3), foram medidas as distorções angulares θ_1 das amostras, segundo se mostra na Figura 4.8. Para realizar a Etapa B do experimento, novamente foi aplicado o projeto de experimentos Box-Behnken com os fatores da Tabela 4.3, logo foram medidas as distorções angulares θ_2 .

Buscando-se otimizar a variável resposta mediante a combinação adequada dos parâmetros avaliados através do projeto de experimentos Box-Behnken para atingir melhores resultados em soldas aplicadas a juntas em ângulo de filete de aço ao carbono, as variáveis respostas definidas foram: distorção angular θ_1 e distorção angular θ_2 . Na tabela 4.4 encontra-se os objetivos para a otimização da característica desejada.

Tabela 4.4- Objetivo das Variáveis Resposta.

Variável Resposta	Objetivo / alvo
Distorção angular θ_1	Minimizar
Distorção angular θ_2	Minimizar

Para avaliação do gradiente de temperatura na direção da espessura da aba, utilizou-se o modelo numérico termo-elasto-plástico desacoplado desenvolvido por Conceição, 2016, utilizando apenas a análise térmica do mesmo. Nesse, os ciclos térmicos foram simulados utilizando o modelo de duplo-elipsóide de Goldak para aproximação da fonte de calor, 15000 elementos hexaédricos, propriedades mecânicas dependentes da temperatura, dissipação da energia de soldagem por condução da junta, convecção e radiação. Os coeficientes do modelo de Goldak foram obtidos através das macrografias das amostras.

5. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Na Tabela 5.1 se apresentam os valores medidos de distorção angular θ_1 e θ_2 , e ângulo formado entre alma e aba da junta, medido conforme mostrado na Figura 4.9. Na Figura 5.1 se apresenta as distorções angulares θ_1 e θ_2 da aba em gráficos de barras.

Tabela 5.1- Matriz do Planejamento do Experimento Box-Behnken e valores da distorção angular conforme Figura 4.9.

Sequência Amostra	Fatores			Variáveis Respostas				
	hm (mm)	ha (mm)	Q (J/mm)	Distorção θ_1 rad	Distorção θ_2 rad	ϕ_i [graus]	ϕ_1 [graus]	ϕ_2 [graus]
1	6,35	9,525	1860	0,008428	0,013476	89,98	89,78	89,75
2	12,70	9,525	1860	0,022438	0,023427	89,91	88,52	88,88
3	9,525	9,525	1385	0,023455	0,027902	90,02	88,69	88,85
4	9,525	12,70	1860	0,027798	0,030624	90,17	88,56	88,53
5	12,70	9,525	910	0,010104	0,011595	90,00	89,16	89,58
6	9,525	9,525	1385	0,026011	0,026048	90,14	88,70	88,87
7	9,525	6,35	1860	0,028246	0,031670	90,29	89,49	89,21
8	6,35	9,525	910	0,019179	0,026166	89,91	88,94	88,99
9	6,35	12,70	1385	0,013664	0,015382	88,93	89,09	89,16
10	12,70	6,35	1385	0,015030	0,017169	90,20	89,42	89,78
11	9,525	12,70	910	0,018618	0,020645	89,74	88,69	88,78
12	6,35	6,35	1385	0,014977	0,019739	89,7	89,23	88,95
13	12,70	12,70	1385	0,012985	0,019344	89,94	88,94	89,18
14	9,525	9,525	1385	0,024186	0,028283	90,33	88,99	89,13
15	9,525	6,35	910	0,016540	0,019795	90,28	89,45	89,89

Nota: ϕ_i - ângulo inicial entre aba e alma; ϕ_1 -ângulo entre aba e alma após depositar cordão 01; ϕ_2 - ângulo entre aba e alma após depositar cordão 02

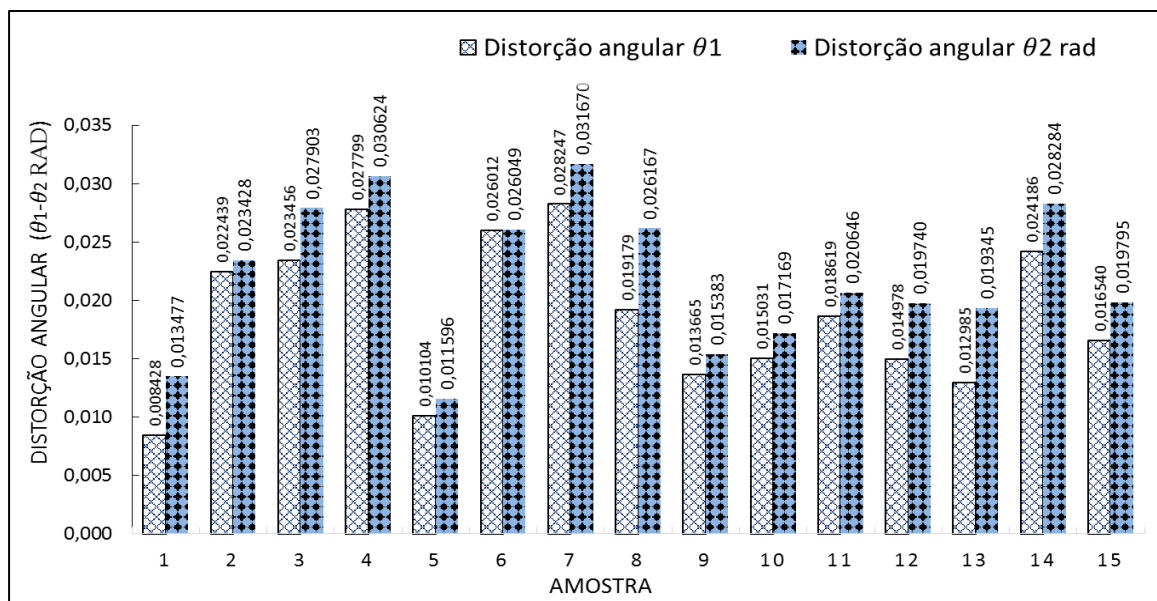


Figura 5.1- Valores observados das distorções angulares θ_1 e θ_2 [rad] para cada combinação de fatores da Tabela 4.1.

Observa-se maiores distorções angulares das abas nas amostras soldadas na Etapa B do experimento, com ângulos de distorções variando entre 0,00842818 [rad] e 0,02824656 [rad] para θ_1 , e 0,01159573 [rad] 0,03167002 [rad] para θ_2 . Percebe-se ainda na Tabela 5.1 que o ângulo \emptyset (Figura 4.9) teve maior variação na Etapa A de soldagem quando comparado a variação do mesmo devido a Etapa B de soldagem. Essa variação está relacionada à diferente rigidez da alma para cada condição de soldagem e não será objeto de estudo neste trabalho. No Apêndice D as Figuras C1 e C2 mostram as distorções angulares das abas das amostras de acordo com a distância do início do cordão medidos em um intervalo de 25 mm de distância, observando que as distorções angulares aumentaram com o aumento da distância do início do cordão de solda, conforme estudo de Deng et al, 2007.

Para avaliar o efeito dos fatores principais (h_m , h_a e Q) e suas interações sobre a distorção angular θ_1 e θ_2 foi aplicada a análise de variância (ANOVA) para cada variável-resposta apresentada na Tabela 4.4. Os resultados de um experimento planejado é expresso em termos de um modelo de regressão, isso facilita a interpretação do experimento. Na Metodologia da Superfície de Resposta (MSR) – conjunto de técnicas matemáticas e estatísticas úteis na modelagem e na análise em aplicações em que a resposta de interesse é afetada por diversos fatores ou variáveis independentes [Myers e Montgomery – 1995] é usado o modelo de regressão polinomial de primeiro ou segundo grau para obter os gráficos de superfícies e de contorno.

Os dados da Tabela 5.1 foram processados através do *software* Minitab®, para realizar a ANOVA e determinar a influência dos fatores e/ou interações sobre as respostas, distorção angular θ_1 e distorção angular θ_2 , respectivamente. Para essa análise foi utilizado um intervalo de confiança de 95%, ou seja, para o *valor-p* menor que 5%, admitiu-se que o fator ou interação em questão é significativo na resposta. É importante salientar que, quanto menor for o *valor-p*, maior será a influência do parâmetro na resposta analisada.

5.1 Distorção Angular θ_1 (rad)

Na Tabela 5.2, a partir da ANOVA dos fatores principais e interações, pode observar-se que a espessura da aba, a energia de soldagem e a interação entre esses fatores são significativos (*valor-p* < 0,05) sobre a distorção angular θ_1 .

Tabela 5.2- Análise de Variância dos fatores Espessuras da Aba e da Alma, e Energia de Soldagem sobre a distorção angular θ_1 rad.

Fator	SS	df	MS	F	valor-p	Significância	Proporção %
Aba (mm)(L)	0,00000232	1	0,00000232	1,3400	0,366604	Não-Signif.	0,41
Aba (mm)(Q)	0,00030408	1	0,00030408	175,4920	0,005650	Significativo	53,95
Alma (mm)(L)	0,00000037	1	0,00000037	0,2154	0,688176	Não-Signif.	0,07
Alma (mm)(Q)	0,00000635	1	0,00000635	3,6658	0,195633	Não-Signif.	1,13
Q (J/mm)(L)	0,00006311	1	0,00006311	36,4242	0,026373	Significativo	11,20
Q (J/mm)(Q)	0,00000071	1	0,00000071	0,4101	0,587498	Não-Signif.	0,13
Aba(L) por Alma(L)	0,00000013	1	0,00000013	0,0774	0,807007	Não-Signif.	0,02
Aba(L) por Q(L)	0,00013323	1	0,00013323	76,8925	0,012757	Significativo	23,64
Alma(L) por Q(L)	0,00000159	1	0,00000159	0,9209	0,438512	Não-Signif.	0,28
Lack of Fit	0,00005355	3	0,00001785	10,3024	0,089766		
Pure Error	0,00000346	2	0,00000173				
Total SS	0,00056361	14					

Nota: Legenda: **fator (unidade)(grau).** (L) Efeito linear (Q) Efeito quadrático.

Na Figura 5.2 se mostra a proporção dos efeitos dos fatores principais e interações, que pode ser interpretada como o efeito da variação do fator principal e a interação sobre a resposta (distorção angular θ_1). É possível observar que o fator espessura da aba (termo quadrático) desempenha a maior influência entre os fatores estudados (Aba \approx 54%), seguida da energia de soldagem (Q \approx 11%) e a interação entre esses fatores (Aba x Q \approx 24%) sobre a distorção angular θ_1 , totalizando aproximadamente 90% dos efeitos.

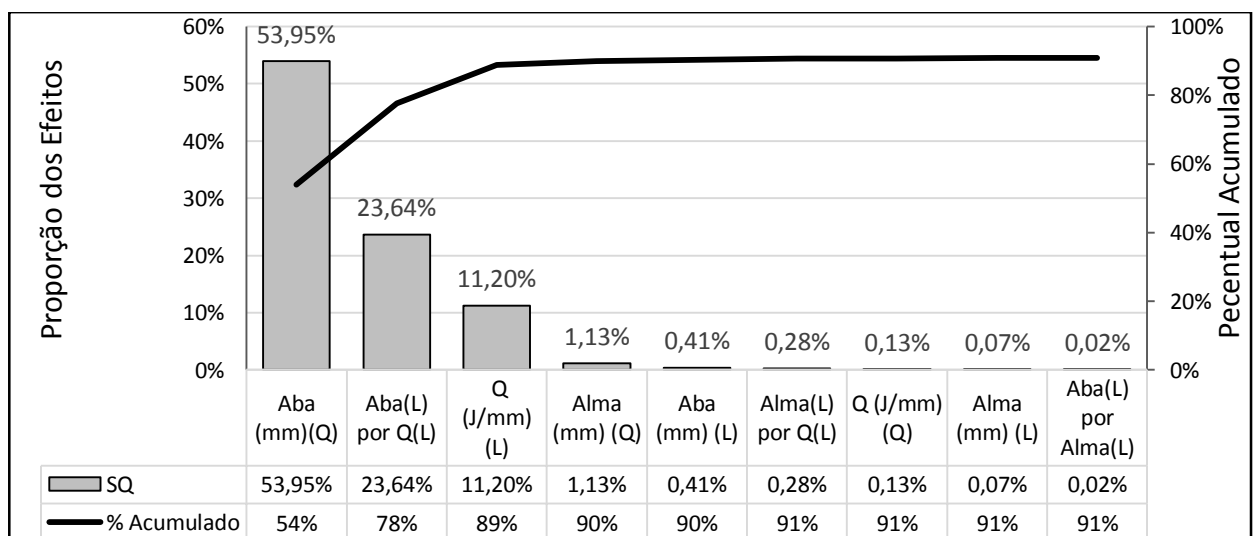


Figura 5.2- Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular θ_1 .

As Figuras 5.3(a), (b) e (c) mostram a média aritmética das distorções angulares θ_1 observadas para a Etapa A do experimento em função da variação dos níveis dos fatores principais.

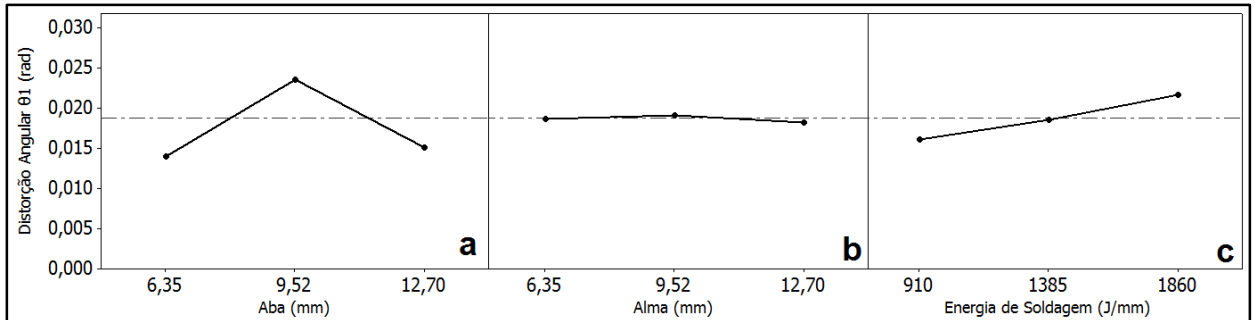


Figura 5.3- Gráficos dos efeitos principais dos fatores controláveis. (a) Espessura da aba; (b) Espessura da alma; (c) Energia de soldagem versus distorções angulares θ_1 para a Etapa A do experimento.

Na Figura 5.3(a), a alteração da espessura da aba (h_m – mm) do nível baixo (6,35 mm) para o nível médio (9,525 mm) aumenta a média aritmética das distorções angulares θ_1 observadas. Quando este nível é alterado do médio (9,525 mm) para o alto (12,70 mm), observa-se a diminuição no valor da resposta (distorção angular θ_1). A magnitude deste comportamento demonstra que a variação na espessura da aba possui efeito significativo sobre a resposta. A ANOVA indica que a espessura de aba possui efeito quadrático sobre a distorção angular θ_1 .

A Figura 5.3(b) mostra o efeito da variação da espessura da alma (h_a - mm) na média aritmética da distorção angular θ_1 das amostras. Observa-se que a espessura da alma não tem efeito significativo sobre a distorção angular θ_1 , que pode ser verificado no valor-p > 0,05 da Tabela 5.2.

A Figura 5.3(c) demonstra que a variação da energia de soldagem (Q – J/mm) possui relação linear com a resposta (distorção angular θ_1 das amostras), observando que, para as condições estudadas, o aumento na energia de soldagem causa maiores valores de distorções angulares θ_1 . Portanto, o fator energia de soldagem possui efeito significativo (valor-p < 0,05) segundo a ANOVA com relação linear na resposta.

Objetivando obter menores distorções angulares em juntas de filete, através da Figura 5.3 podemos concluir que este fim é alcançado para menores energias de soldagem (910 J/mm), para espessura de aba em seu menor (6,35 mm) ou maior (12,70 mm) nível e independente do nível da espessura da alma. Porém, como observado na Tabela 5.2, é significativa a interação dos fatores espessura da aba e energia de soldagem e, segundo Montgomery, 2013, nesse caso, a análise

individual dos fatores sobre a resposta pode não ser completa já que o efeito da mudança de nível de um dos fatores depende do nível em que o outro fator encontra-se. Portanto, torna-se necessário analisar os gráficos de interação dos fatores significativos para definir a combinação de fatores de acordo com o objetivo do estudo.

A Figura 5.4 apresenta o gráfico da média aritmética da distorção angular θ_1 em função da interação (h_m [mm] por Q [J/mm]) determinada a partir da Tabela 5.2 da ANOVA. Pode-se analisar que:

- Para a energia de soldagem de 910 J/mm, observa-se que a mínima distorção angular ocorre quando a junta de filete tem uma espessura da aba de 12,70 mm, e independe da espessura da alma.

- Para energia de soldagem 1385 J/mm é desprezível a diferença entre as distorções angulares entre espessura de aba 6,35 mm e 12,70 mm, sendo essas distorções mínimas para essa energia de soldagem.

- Para energia de soldagem igual a 1860 J/mm, a mínima distorção angular se obteve para a espessura de aba igual a 6,35 mm.

- Com relação a espessura de aba, menores distorções angulares θ_1 são obtidas em juntas com espessura de aba 6,35 mm para energia de soldagem 1860 J/mm. Para espessura da aba 9,525 mm, a energia que resultou em menor distorção angular foi 910 J/mm. Para espessuras de aba igual a 12,70 mm, a energia de soldagem 910 J/mm gerou menor distorção angular.

Para um melhor entendimento dos níveis da espessura da aba, assim como sua interação com a energia de soldagem, foram plotados gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular θ_1 , conforme as Figuras 5.5(a), (b) e (c), em que se apresenta a combinação desses parâmetros, mantendo-se constante a espessura da alma em 6,35 mm, 9,52 mm e 12,70 mm, respectivamente. Na Figura 5.5(b) se observa a maior área de distorção máxima ($\theta_1 \approx 0,025$ rad) para a espessura de alma 9,52 mm e combinação de espessura de aba igual a 9,50 mm e energia de soldagem 1500 J/mm. Valores mínimos de distorção angular ($\theta_1 \leq 0,013$ rad) podem ser obtidos na combinação de $h_m = \text{máximo}$ e $Q = \text{mínimo}$ ou $h_m = \text{mínimo}$ e $Q = \text{máximo}$, independentemente da espessura da alma.

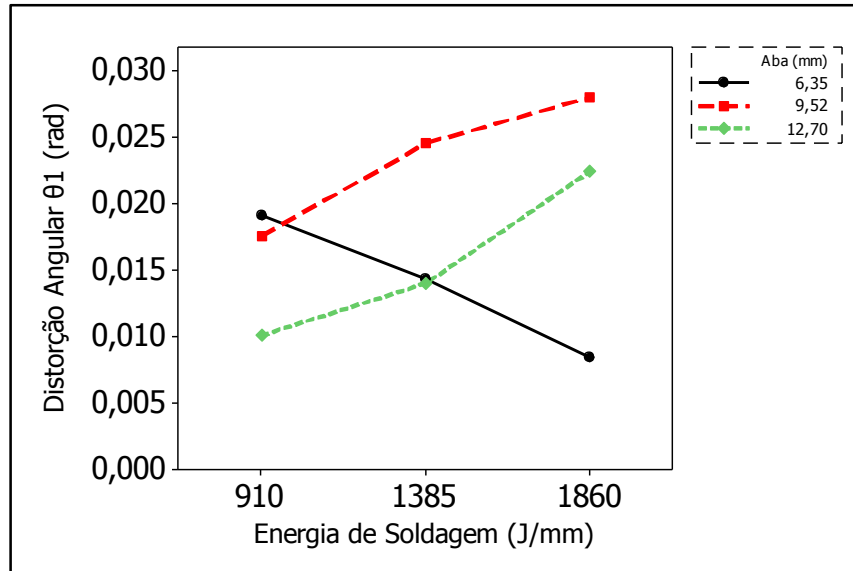


Figura 5.4- Distorção angular θ_1 rad em função da interação significativa - espessura da aba por energia de soldagem.

A interação da espessura da aba e energia de soldagem (h_m e Q) pode ser observada nas Figuras 5.5(a), (b) e (c) ao fixar em um determinado valor de energia e observar os valores de distorção angular θ_1 resultante ao variar a espessura da aba, ou ao fixar a espessura da aba e variar a energia de soldagem. É possível, dessa forma, verificar nesses gráficos os efeitos quadrático da espessura da aba e linear da energia de soldagem.

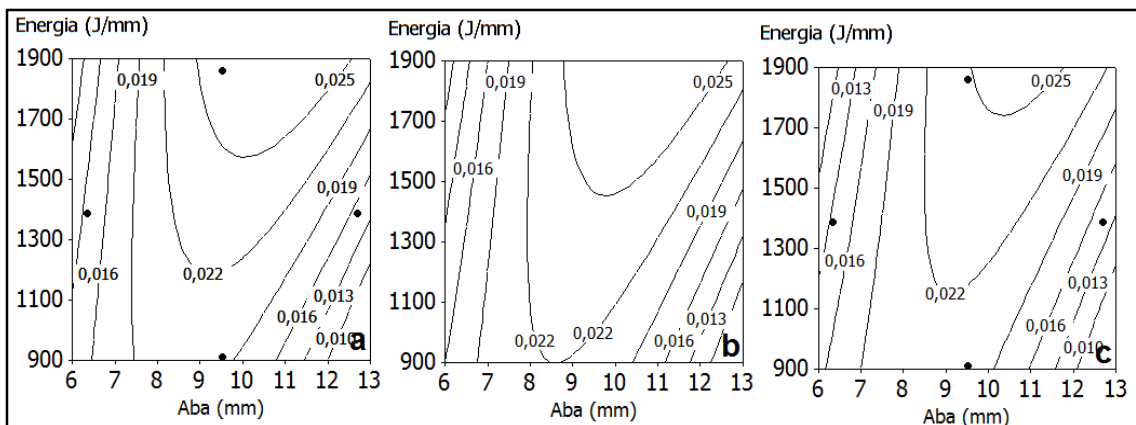


Figura 5.5- Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular θ_1 rad para interação significativa energia de soldagem x espessura da aba para espessura de alma (a) 6,35 mm, (b) 9,52 mm e (c) 12,7 mm.

5.2 Distorção Angular θ_2 [rad]

Na Tabela 5.3 se apresenta a ANOVA dos fatores h_m , h_a e Q sobre a distorção angular θ_2 devido à Etapa B do experimento, e indica que, assim como para a Etapa A do experimento,

os fatores espessura da aba e energia de soldagem têm efeitos significativos sobre a distorção angular θ_2 , bem como a interação desses fatores.

Tabela 5.3- Análise de Variância dos fatores Aba, Alma e Energia de Soldagem sobre a distorção angular θ_2 [rad].

Fator	SS	df	MS	F	valor-p	Significância	Proporção %
Aba (mm)(L)	0,000001303	1	0,000001303	0,9115	0,440476	Não-Signif.	0,24
Aba (mm)(Q)	0,000251914	1	0,000251914	176,2295	0,005627	Significativo	46,24
Alma (mm)(L)	0,000000706	1	0,000000706	0,4940	0,554933	Não-Signif.	0,13
Alma (mm)(Q)	0,000005703	1	0,000005703	3,9899	0,183847	Não-Signif.	1,05
Q (J/mm)(L)	0,000055100	1	0,000055100	38,5462	0,024975	Significativo	10,11
Q (J/mm)(Q)	0,000000869	1	0,000000869	0,6081	0,517146	Não-Signif.	0,16
Aba(L) por Alma(L)	0,000010669	1	0,000010669	7,4635	0,111934	Não-Signif.	1,96
Aba(L) por Q(L)	0,000150336	1	0,000150336	105,1696	0,009375	Significativo	27,60
Alma(L) por Q(L)	0,000000899	1	0,000000899	0,6288	0,510933	Não-Signif.	0,16
Lack of Fit	0,000069490	3	0,000023163	16,2042	0,058684		
Pure Error	0,000002859	2	0,000001429				
Total SS	0,000544787	14					

Nota: **fator (unidade)(grau). (L) Efeito linear (Q) Efeito quadrático.**

Os fatores principais h_m (mm) e Q (J/mm) e a interação h_m (mm) por Q (J/mm)) são significativos segundo a ANOVA (Tabela 5.3), e contribuem com aproximadamente 84,00% sobre a distorção angular θ_2 . O gráfico de Pareto da Figura 5.6 mostra a contribuição de cada fator e interações na distorção angular θ_2 , e no eixo vertical secundário o percentual acumulado.

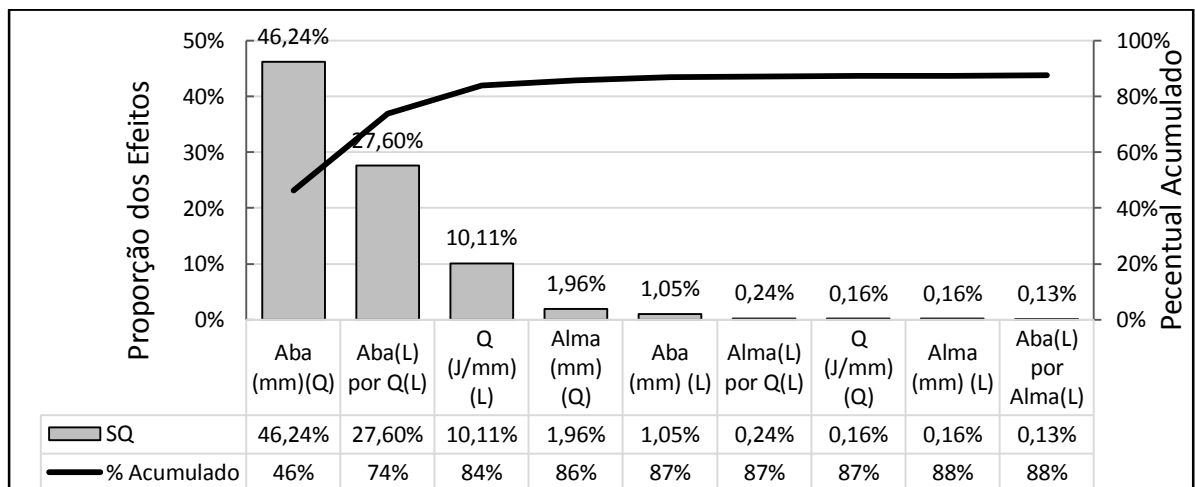


Figura 5.6- Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular θ_2 .

A Figura 5.7 mostra o gráfico dos efeitos principais dos fatores h_m , h_a e Q sobre a distorção angular θ_2 . A tendência de comportamento mostrada nas Figuras 5.3(a), (b) e (c) é mantida nos gráficos da Figura 5.7, porém com maiores valores de distorção angular θ_2 .

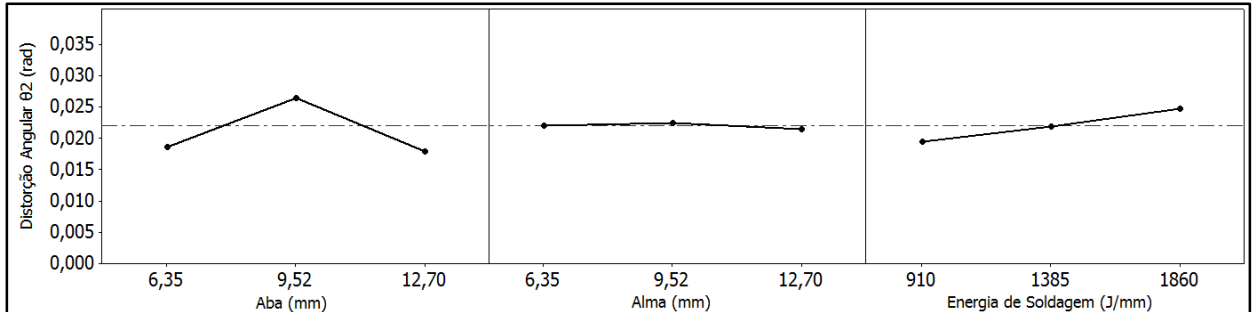


Figura 5.7 - Gráficos dos efeitos dos fatores (a) Espessura da aba (h_m), b) Espessura da alma (h_a) e c) Energia de soldagem (Q) sobre a distorção angular θ_2 .

Igualmente à análise realizada para a distorção angular θ_1 , como a interação entre os fatores espessura da aba e energia de soldagem é significativa, deve-se examinar a variação na resposta ocasionada pela alteração de nível da energia de soldagem para todos os níveis de espessura de aba testados, apresentada na Figura 5.8.

Menores valores de distorções angulares θ_2 , foram observadas para espessura de aba igual a 12,70 mm para energia de soldagem 910 J/mm, valores similares de distorção angular para energia de soldagem 1385 J/mm e espessura de aba 6,35 mm e 12,70 mm, e, para energia 1860 J/mm, menores distorções angulares para espessura de aba igual a 6,35 mm.

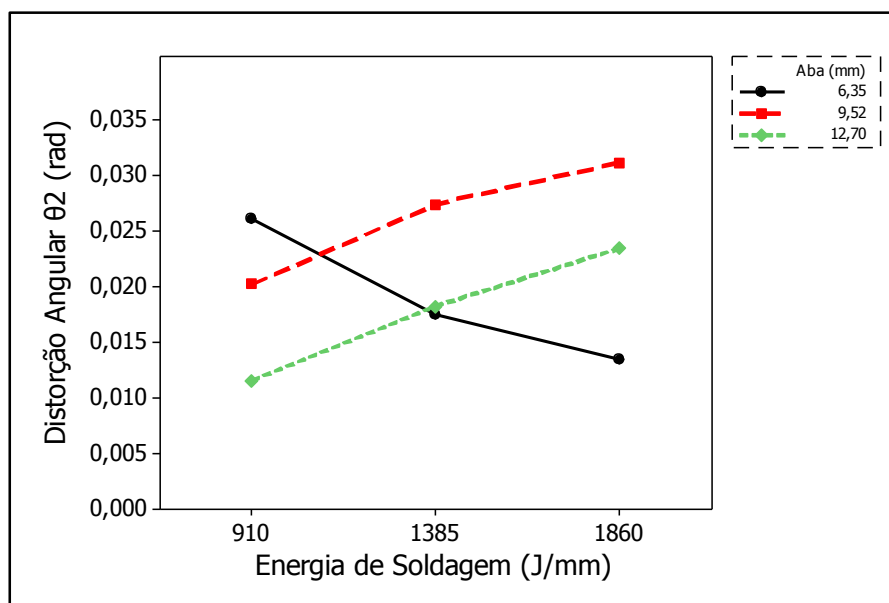


Figura 5.8- Distorção angular θ_2 em função da interação espessura da aba por energia de soldagem x significativa.

As Figura 5.9(a), (b) e (c) apresentam os gráficos de contorno de superfície para a distorção angular θ_2 para espessuras de alma igual a (a) 6,35 mm, (b) 9,52mm e (c) 12,70 mm. Comparando essas figuras, observa-se que o maior valor de distorção angular $\theta_2 \geq 0,030$ rad ocorre quando a espessura de alma é de 9,52 mm, espessura de aba $h_m = 10,50$ mm e energia de soldagem $Q = 1800$ J/mm.

Ao comparar os gráficos da Figura 5.9 aos gráficos da Figura 5.5 referente à distorção angular θ_1 , percebe-se que as áreas de distorção ampliaram-se e que o módulo das distorções angulares mínimas e máximas aumentaram para θ_2 , o que é demonstrado na Figura 5.1.

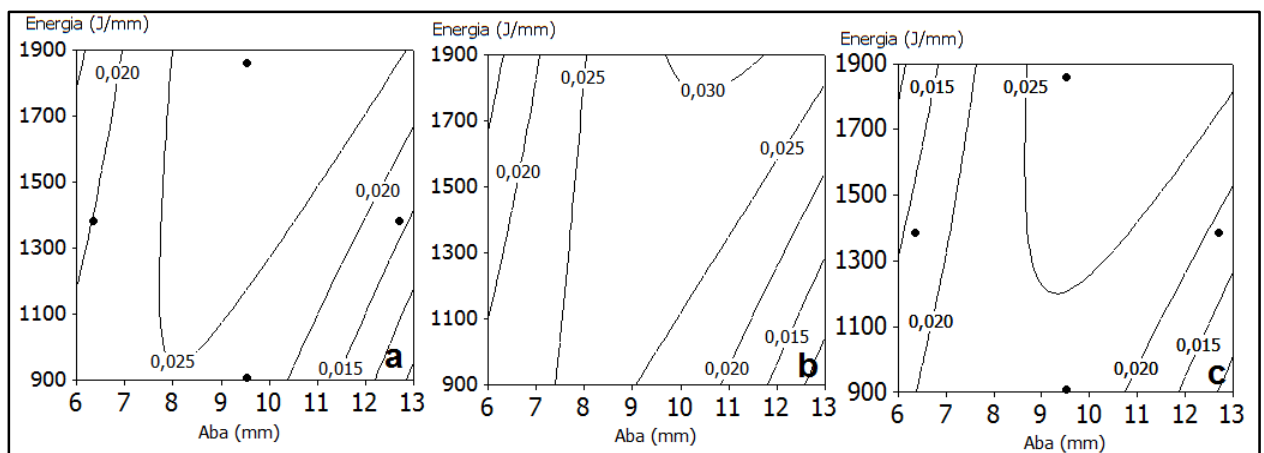


Figura 5.9 - Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular θ_2 para interação significativa energia de soldagem x espessura da aba para espessura de alma: (a) 6,35 mm, (b) 9,52 mm e (c) 12,7 mm.

5.3 Equação de Regressão

As distorções angulares θ_1 e θ_2 resultantes da aplicação em sequência da matriz de experimentos Box-Behnken (Tabela 4.3) serão aproximados por um polinômio de segundo grau e três variáveis, conforme a Equação 5.1:

$$\theta_n = \beta_0 + \beta_1 h_m + \beta_2 h_a + \beta_3 Q + \beta_4 h_m h_a + \beta_5 h_m Q + \beta_6 h_a Q + \beta_7 h_m^2 + \beta_8 h_a^2 + \beta_9 Q^2 \quad (5.1)$$

Onde:

θ_n distorção angular [radianos] $n = 1$ para θ_1 ou $n = 2$ para θ_2

Q energia de soldagem [J/mm]

h_m espessura da aba [mm]

h_a espessura da alma [mm]

β_l coeficientes de regressão $l = 0,1,2,\dots,9$

Na Tabela 5.4 se apresenta os coeficientes da Equação de Regressão para a distorção

angular θ_1 e a distorção angular θ_2 em função dos fatores espessura da aba (mm), espessura da alma (mm) e energia de soldagem (J/mm).

Tabela 5.4- Coeficientes das Equações de Regressão para a distorção angular θ_1 e a distorção angular θ_2 .

Coeficiente	Distorção angular θ_1	Distorção angular θ_2
β_0	-0,038503822	-0,003610109
β_1	0,012192054	0,008309019
β_2	0,003163597	0,001147306
β_3	-0,000021163	-0,000024244
β_4	-0,000018161	0,000162009
β_5	0,000003827	0,000004065
β_6	-0,000000419	-0,000000314
β_7	-0,000900240	-0,000819388
β_8	-0,000130111	-0,000123291
β_9	-0,000000002	-0,000000002

5.4 Valores Observados e Valores Estimados

A relação entre os valores observados experimentalmente e os valores estimados a partir das Equações de Regressão da distorção angular θ_1 se mostra na Figura 5.10(a) e da distorção angular θ_2 , Figura 5.10(b). Quanto mais próximos estiverem os pontos plotados da reta significa que os valores estimados são próximos dos valores observados. Os coeficientes de determinação $R^2 = 0,89883$ para a distorção angular θ_1 e $R^2 = 0,8672$ para a distorção angular θ_2 .

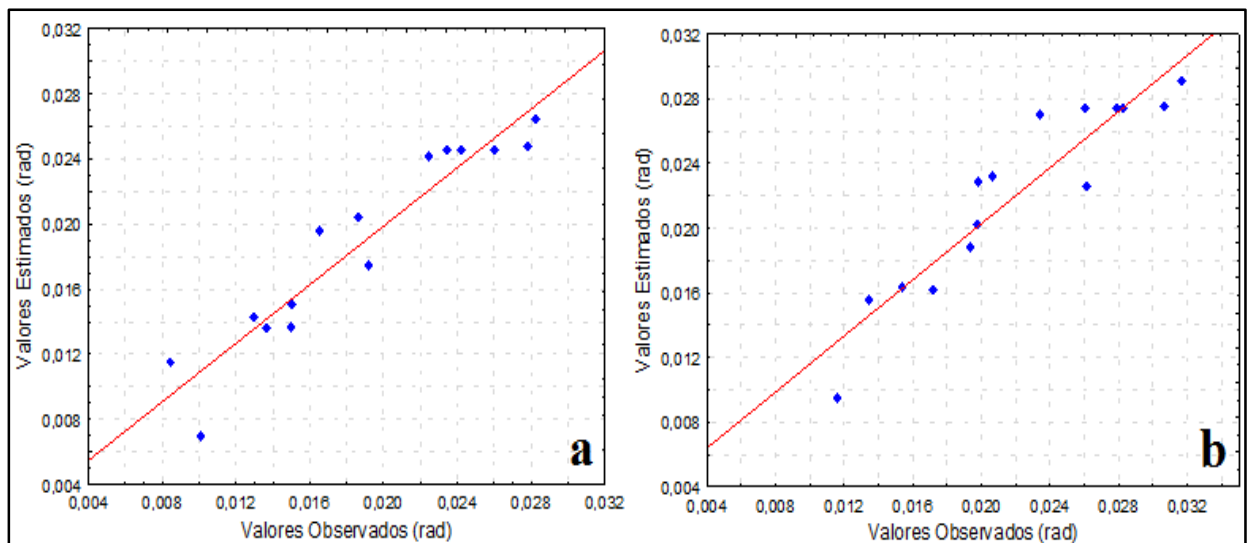


Figura 5.10 - Relação entre os valores estimados a partir da Equação de Regressão e os valores observados. (a) Distorção angular θ_1 ; (b) Distorção angular θ_2 .

5.5 Múltiplas Respostas – Minimização da distorção angular

Quando o objetivo é obter o conjunto de condições do processo que forneça as múltiplas respostas alvo ou de interesse, os gráficos de contornos (gráficos presentes na Figura 5.5 e Figura 5.9) podem ser superpostos. O procedimento resumido para poder avaliar simultaneamente a múltiplas respostas envolvidas, primeiro é necessário construir um modelo de resposta de superfície apropriado para cada resposta, por exemplo, largura, espessura e temperatura máxima. Seguidamente, tratar de determinar o conjunto de valores dos parâmetros que otimize todas as respostas simultaneamente no intervalo de valores desejados. Para estender o estudo sobre problemas de múltiplas respostas pode ser consultado Myers e Montgomery, 1995, e Myers et al., 2009.

Aplicando a superposição dos gráficos de contorno é possível obter os intervalos dos parâmetros de trabalho para os fatores controláveis espessura de aba e energia de soldagem que resultem em um valor máximo preestabelecido em projeto de distorção angular da junta. Assim, sobrepõe-se os gráficos (a) das Figuras 5.5 e 5.9, por exemplo, e analisa-se a faixa dos parâmetros que resultarão em distorção angular pretendida quando utiliza-se espessura da alma igual a 6,35 mm. Dessa forma, suponha que a distorção angular total da junta seja limitada em 0,030 rad. Sendo a distorção angular total de uma junta de filete $\theta_T = \theta_1 + \theta_2$ (θ_n distorção angular resultante da deposição do cordão n), pode ser definido que o valor da máxima distorção angular devido a Etapa A será $\theta_{1max} = 0,015$ [rad] e para a Etapa B $\theta_{2max} = 0,015$ [rad]. Partindo do princípio que espessuras de aba e alma sejam requisitos de projeto, a faixa de energia de soldagem que resultará em distorção angular total (θ_T) entre 0,020 e 0030 [rad] estará situada na região não sombreada da Figura 5.11, pertencente ao intervalo 0,015 [rad] para os dois gráficos de superfície.

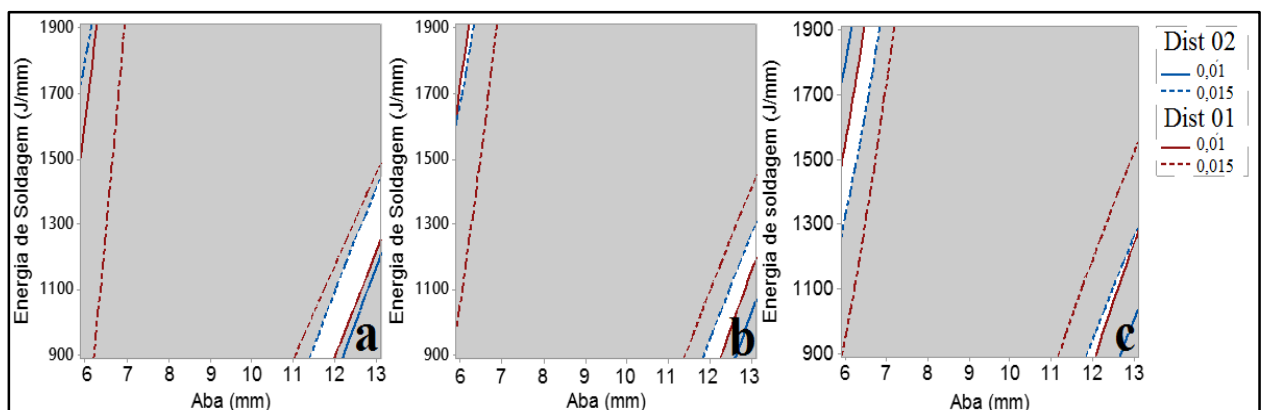


Figura 5.11- Gráficos de superposição energia de soldagem e espessura de aba *versus* distorção angular θ_1 e θ_2 para espessuras de alma igual a: (a) 6,35 mm, (b) 9,525 mm e (c) 12,70 mm.

Valor alvo: $\theta_{1max} = 0,015$ (rad) e $\theta_{2max} = 0,015$ (rad). A região não sombreada atende aos requisitos de distorção máxima por cordão.

5.6 Área total do metal de solda *versus* distorção angular

Neste tópico, será analisado o impacto da área total do metal de solda na distorção angular em juntas de filete. Para isso, foram realizadas medições das áreas totais do metal de solda para as 15 amostras para as Etapas A e B do experimento através de macrografias e auxílio do programa ImageJ, conforme mostrado na Figura 5.12. Logo após, as áreas totais do metal de solda foram comparadas às consequentes distorções angulares das amostras.

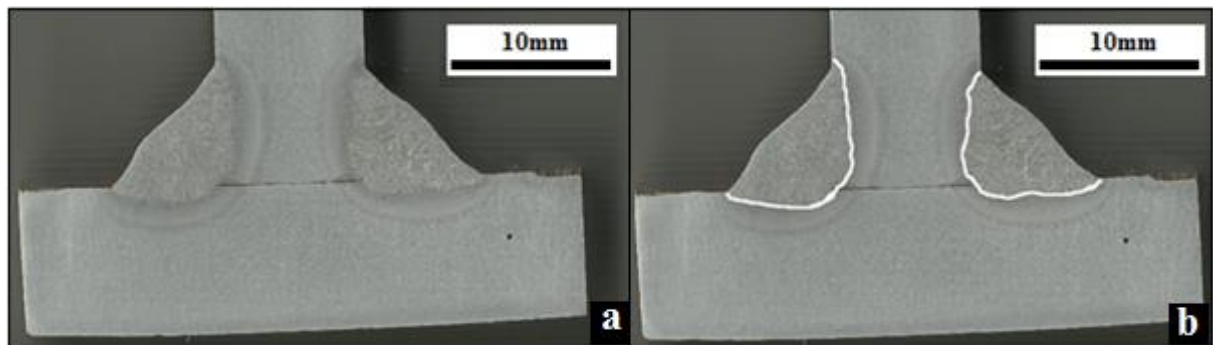


Figura 5.12- Medição da área total do metal de solda para a amostra 03. Ataque Nital 10%.

Para as energias utilizadas de 910 J/mm, 1385 J/mm e 1860 J/mm, obteve-se áreas médias do metal de solda igual a 28 mm², 39 mm² e 48 mm² respectivamente, sendo apresentados os valores para as respectivas amostras na Tabela 5.5.

Tabela 5.5- Área do metal de solda das amostras e relação com a espessura da aba.

Amostra	h_m	AMS1	AMS2	$(ZF01)/h_m$	$(AZF02)/h_m$
1	6,35	48,02	45,76	7,56	7,20
2	12,7	47,95	48,42	3,77	3,81
3	9,525	38,66	36,47	4,05	3,82
4	9,525	48,22	49,67	5,06	5,21
5	12,7	28,74	28,59	2,26	2,25
6	9,525	38,22	35,84	4,01	3,76
7	9,525	48,42	46,59	5,0	4,89
8	6,35	26,38	29,2	4,15	4,59
9	6,35	37,52	37,56	5,90	5,91
10	12,7	38,41	37,6	3,02	2,96
11	9,525	26,17	26,51	2,74	2,78
12	6,35	38,20	38,61	6,01	6,08
13	12,7	40,31	38,98	3,17	3,06
14	9,525	41,53	37,69	4,36	3,95
15	9,525	28,81	25,40	3,02	2,66

A Figura 5.13 mostra a relação entre as áreas do metal de solda e as distorções angulares das amostras. Não é possível notar qualquer tendência de comportamento das distorções de acordo com a área do metal de solda através da análise dos gráficos presentes na Figura 5.13.

Para comparação da área do metal de solda e distorção angular resultante mostrado na Figura 5.14, dividiu-se a área do metal de solda pela respectiva espessura da aba onde o cordão foi depositado, confrontando esta relação com a distorção angular da aba. A Tabela 5.5 mostra valores das áreas do metal de solda para as amostras soldadas e razão das mesmas pela espessura da aba.

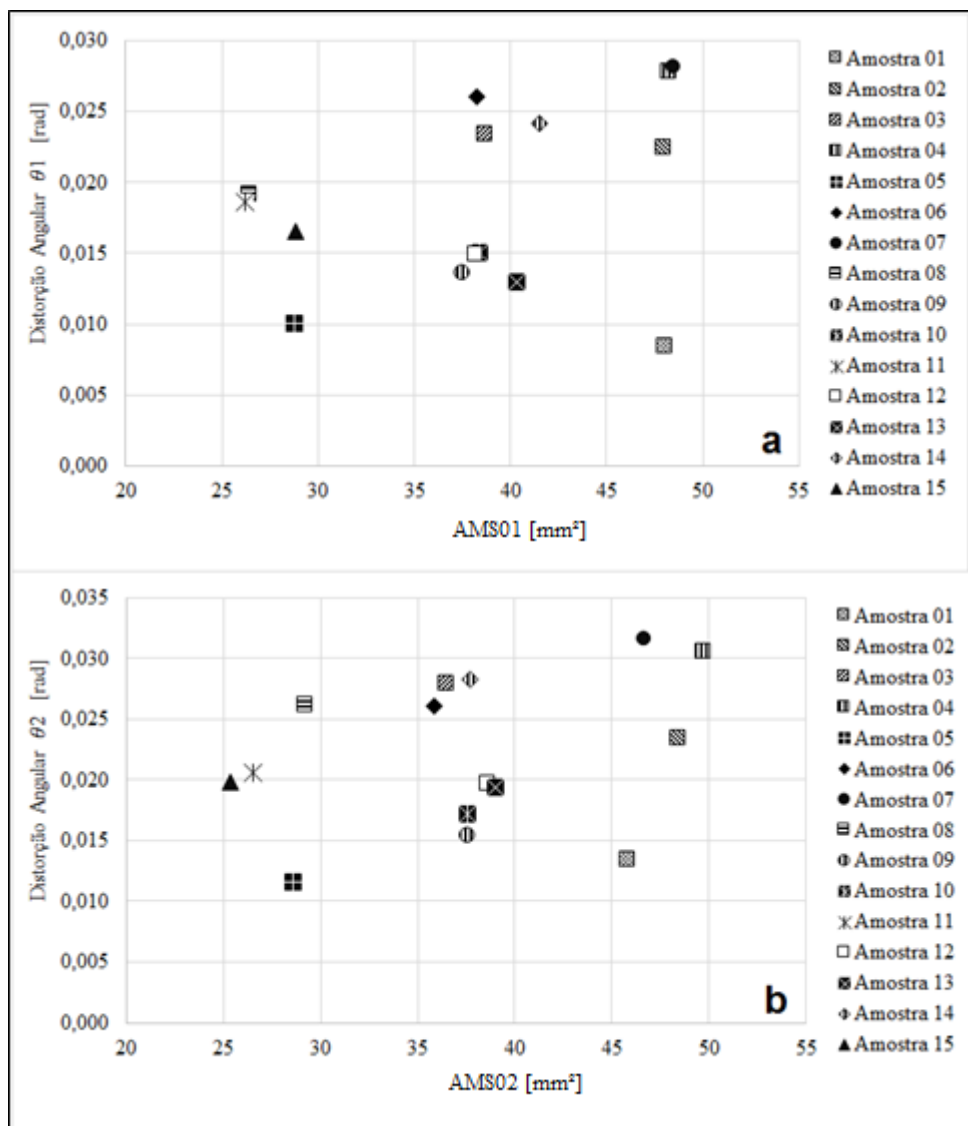


Figura 5.13- Gráficos de distorção angular versus área do metal de solda. (a) AMS01- área do cordão depositado na Etapa A, (b) AMS02- área do cordão depositado na Etapa B.

Analisando as Figuras 5.13 e 5.14 conclui-se que a área do metal de solda não é determinante para a quantidade de distorção angular em juntas de filete, e sim a relação entre a área do metal de solda e a espessura da aba, conforme indicado por Radaj, 1992, e observado na Figura 5.14. Assim, maiores distorções angulares foram observadas para a razão entre área do metal de solda e espessura de aba com valores próximo a 5.

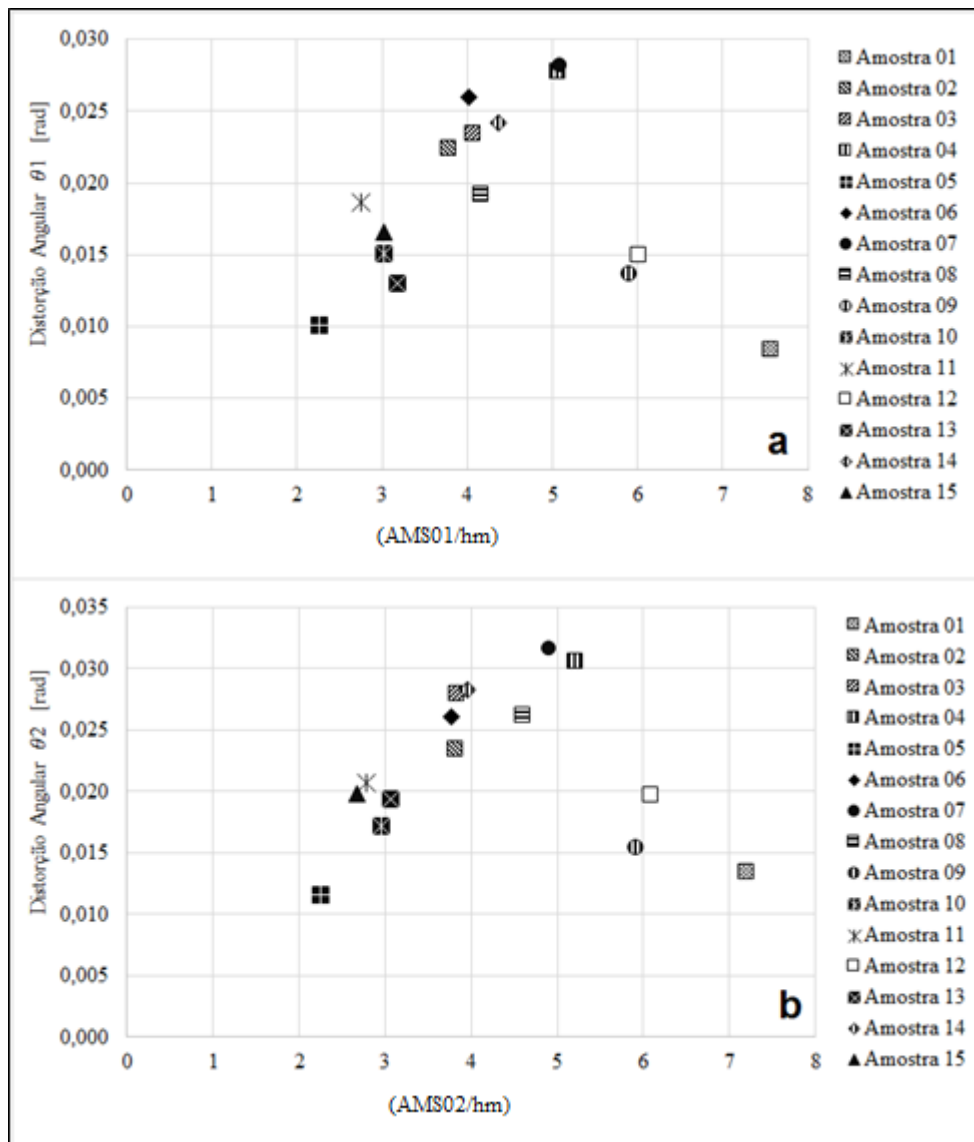


Figura 5.14- Razão área do metal de solda por espessura de aba ao quadrado *versus* distorção angular (a) Para a Etapa A- 'AMS01', e (b) Para a Etapa B- 'AMS02' do experimento.

5.7 Gradiente de temperatura na espessura da aba *versus* distorção angular

Nesta seção será discutida a relação do gradiente de temperatura na direção da espessura da aba e temperaturas de pico das amostras frente às distorções angulares das juntas para a Etapa A do experimento. Para isso, foi utilizado o modelo numérico desenvolvido por Conceição, 2016,

através do *software Comsol* para simular o ciclo térmico de soldagem das amostras, validando-o via comparação direta com os ciclos térmicos obtidos experimentalmente por meio de termopares tipo K (comparação entre os valores de pico de temperatura adquiridos pelos termopares e os resultantes da análise numérica podem visualizados no Apêndice E). Após, foram simulados os ciclos térmicos em pontos específicos das amostras (k7, k8, k9 e k10 da Figura 5.15), onde o exato posicionamento dos termopares é de difícil execução na prática.

Os pontos k7-k10 foram posicionados longitudinalmente em uma distância de 150 mm do início do cordão de solda, e transversalmente conforme: ponto k7 na margem do cordão (superfície superior da aba); o ponto k8 na superfície inferior da aba e alinhado com o ponto k7; o ponto k9 na superfície inferior da aba posicionado com distância à alma igual a metade da perna do cordão depositado; e o ponto k10 na superfície inferior da aba, alinhado à raiz da junta.

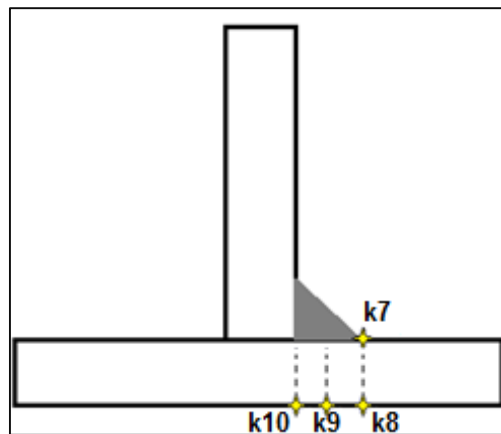


Figura 5.15- Pontos de análise das temperaturas adquiridos pelo modelo desenvolvido por Conceição, 2016.

O gráfico de barras apresentado na Figura 5.16 mostra os valores de pico de temperaturas para os pontos k7 e k8 resultantes da análise numérica. No mesmo gráfico, se mostra em marcadores pretos os valores da distorção angular θ_1 em [rad]. Valores das temperaturas de pico para k9 e k10 encontram-se no Apêndice E.

O gráfico da Figura 5.17 mostra as distorções angulares em função do gradiente de temperatura na direção da espessura da aba das amostras da Etapa A do experimento para os pontos k7 e k8. Refere-se por gradiente de temperatura a diferença entre as temperaturas de pico no ponto k7 e as temperaturas de pico para o ponto k8. Devido às diferentes distorções angulares para valores próximos de gradiente de temperatura, não é possível definir uma relação entre os mesmos.

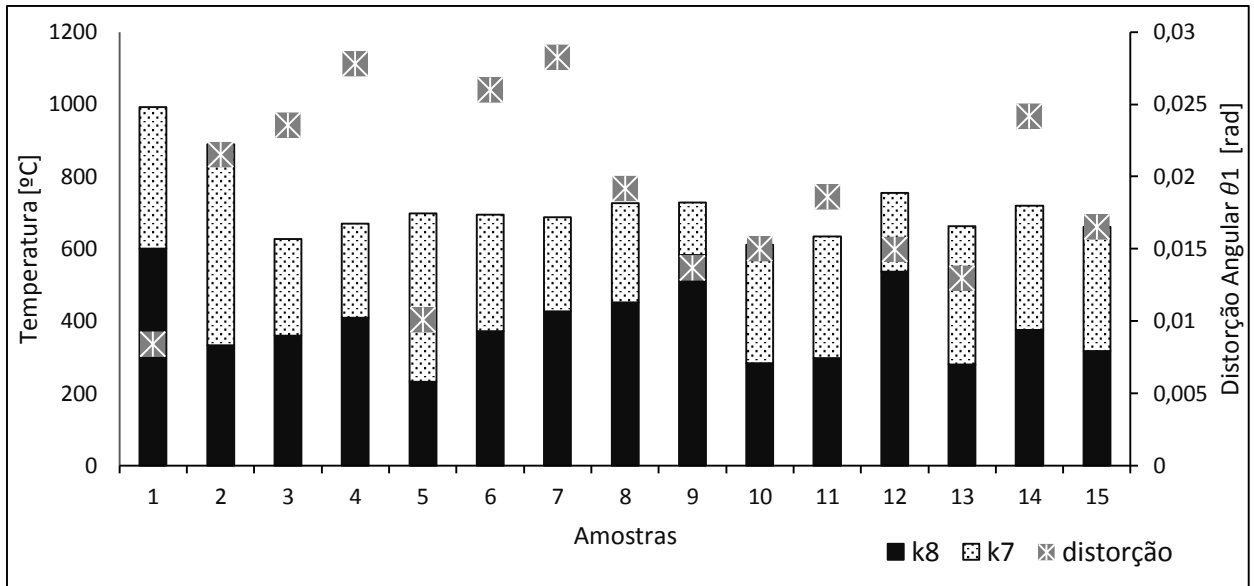


Figura 5.16- Temperaturas de pico simuladas para o ponto k8 (barra sólida), k7 (barra hachurada) e distorção angular devido à Etapa A do experimento (marcadores verdes) para as amostras de 1 a 15.

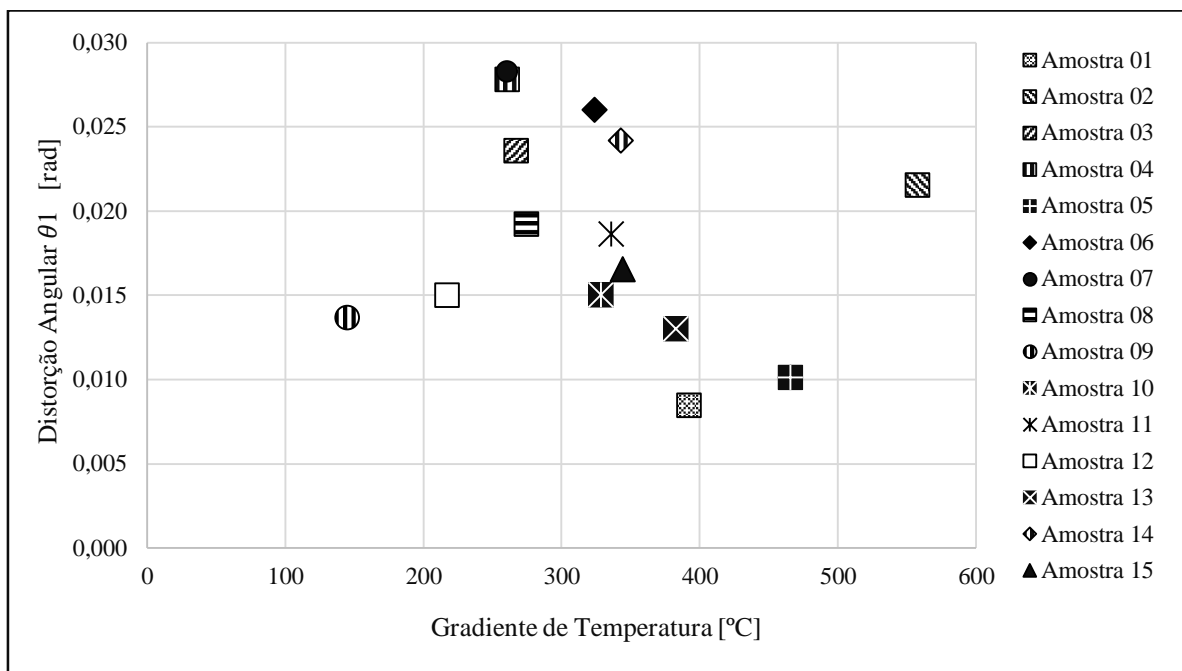


Figura 5.17- Gradiente de temperatura (subtração das temperaturas de pico k7-k8) vs distorção angular θ_1 .

A Figura 5.18 mostra a distorção angular θ_1 em função da temperatura de pico alcançada nas superfícies inferiores e superiores das amostras. É possível verificar que as distorções angulares das amostras se apresentam de modo aleatório com relação ao máximo valor de temperatura nas superfícies superiores das amostras, mostrado também na Figura 5.19. Para as temperaturas de pico das superfícies inferiores (ponto k8), se observa uma tendência de os valores

máximos de distorção ocorrerem para temperaturas de pico próximas a 450 °C, exceto para as amostras 01, 09, 12 e 08.

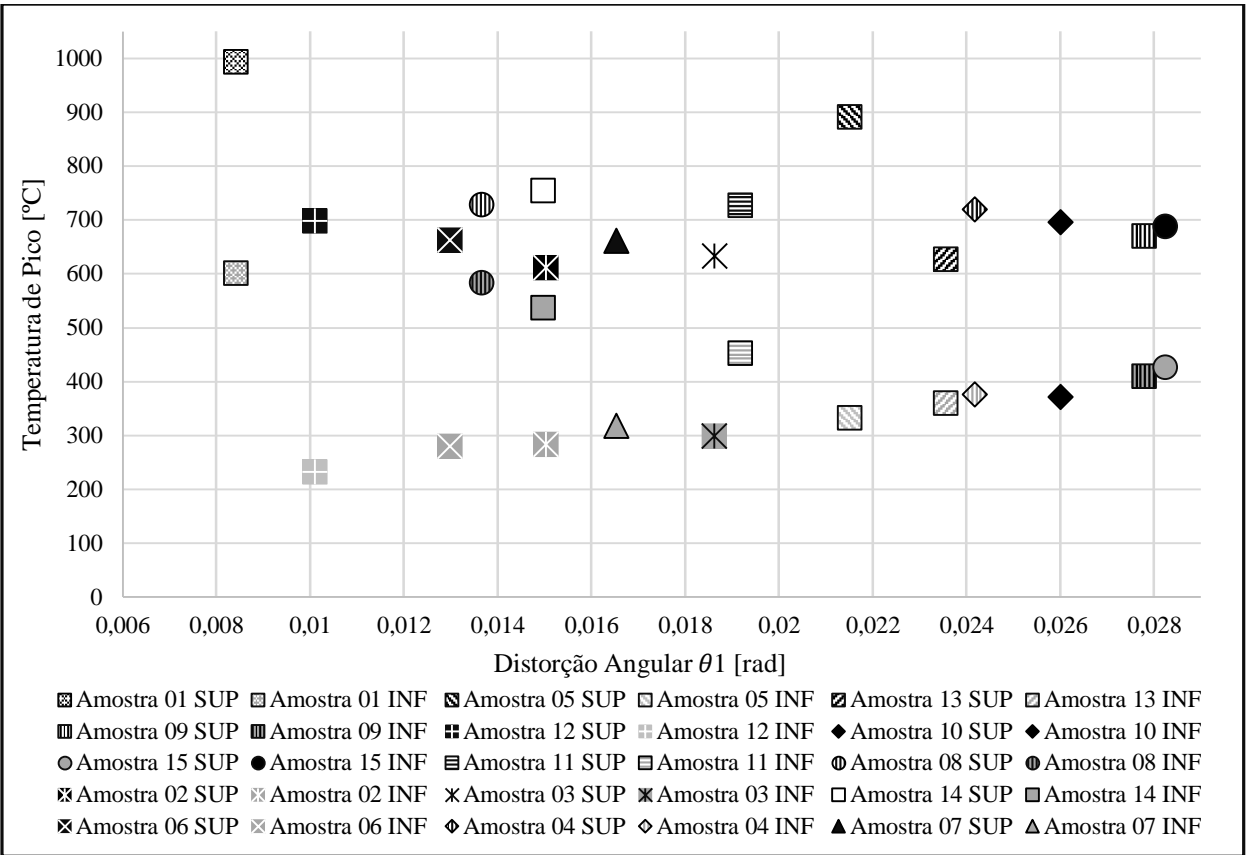


Figura 5.18- Temperaturas de pico nas superfícies inferiores k8 (INF) e superiores k7 (SUP) para as amostras de 1 a 15 em função da distorção angular.

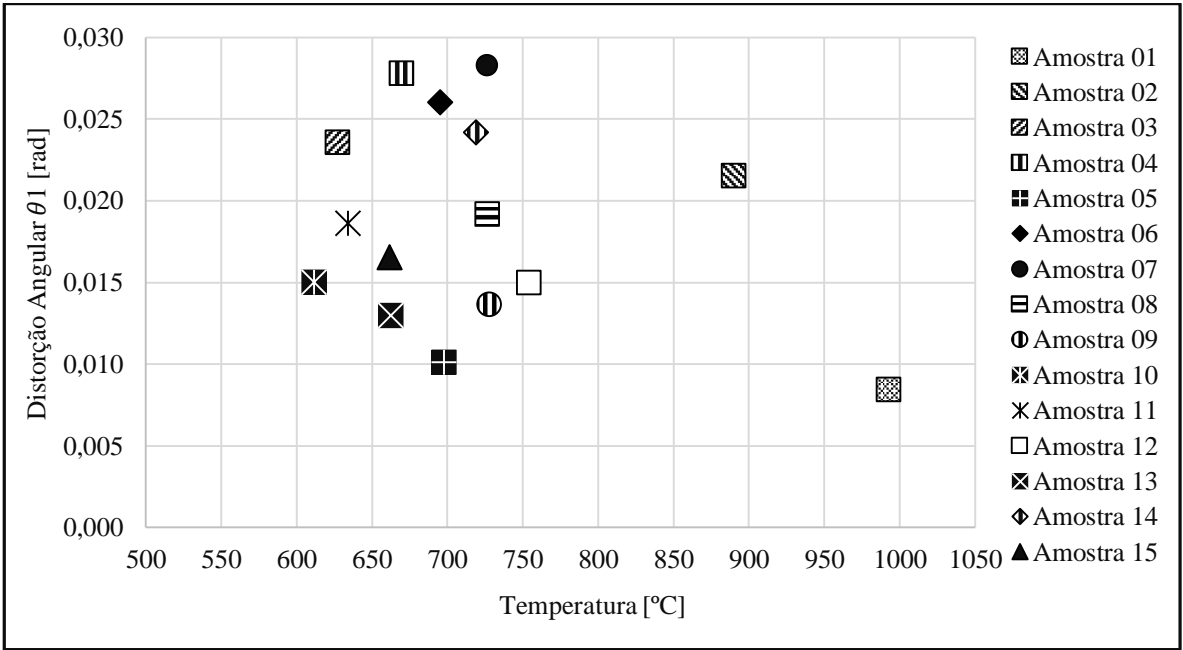


Figura 5.19- Temperaturas de pico das superfícies superiores das amostras em função da distorção angular θ_1 .

A Figura 5.20 apresenta os valores de temperaturas de pico das superfícies inferiores para as amostras em função da distorção angular θ_1 : para a faixa de temperatura até 425 °C se observa distorções angulares proporcionais à máxima temperatura atingida; para temperaturas de pico superiores a esse valor, se verifica menores distorções angulares das amostras.

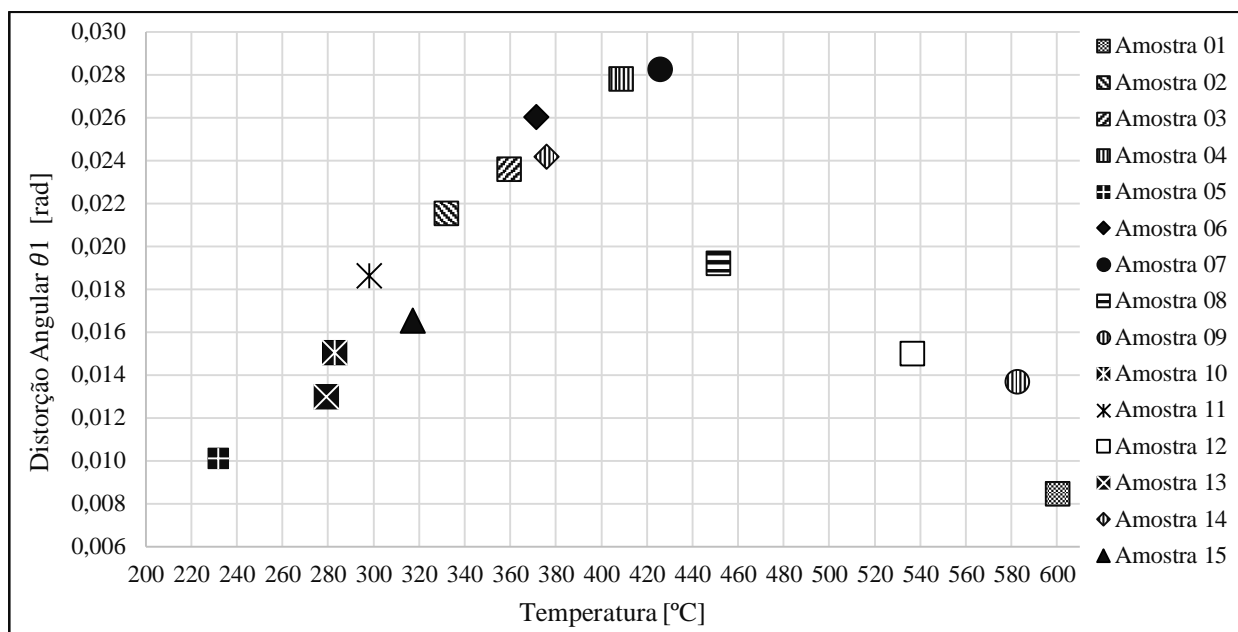


Figura 5.20- Temperaturas de pico das superfícies inferiores das amostras em função da distorção angular θ_1 .

Através das Figuras 5.18, Figura 5.19 e Figura 5.20 é possível demonstrar que a distorção angular é dependente da máxima temperatura atingida na superfície inferior da aba, o que está de acordo com a análise obtida mediante a ANOVA, onde os fatores identificados como significativos foram a espessura da aba, energia de soldagem e sua interação, fatores que influenciam diretamente a temperatura máxima de pontos situados na superfície inferior da aba. Não se identificou uma relação definida entre o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba e distorção angular das amostras. Para o metal de base utilizado neste trabalho, a temperatura de pico da superfície inferior que resultou maior distorção foi aproximadamente 425°C.

Okano et al., 2008 verificaram que, através do método de aquecimento da superfície inferior da aba (*back heating*) que é possível diminuir as distorções angulares. Satoh e Terasaki, 1976 observaram que a distorção angular diminui para uma temperatura de pré-aquecimento de 200 °C, porém, aumentando a contração transversal das amostras. Assim, por meio de maiores temperaturas de pico nas superfícies inferiores das amostras, as distorções deixam de ser fora do plano da junta (distorção angular) para deformar-se no plano da junta (contração transversal).

Para ambas as distorções angulares θ_1 e θ_2 , os gráficos da Figura 5.5 e Figura 5.9 informam que menores distorções angulares ocorreram para combinações de menores espessuras de aba com maiores energias de soldagem, da mesma forma para maiores espessuras de aba e menores energias de soldagem. Este comportamento está relacionado com as temperaturas atingidas na aba e conseqüentes variações das propriedades mecânicas do metal base e rigidez da junta, forças de contração e expansão da zona aquecida: quando baixas energias de soldagem são utilizadas em grandes espessuras de aba, as expansões e contrações térmicas da zona aquecida na soldagem, provocadas pelas altas temperaturas atingidas nas camadas superiores, são restringidas pelas camadas pouco aquecidas; quando altas energias de soldagem são utilizadas em abas de baixa espessura, as camadas dessa são aquecidas uniformemente, reduzindo então a distorção angular. Masubuchi, 1980, notou esse comportamento para gráficos de distorção angular em função da massa de metal depositado dividido pelo comprimento de cordão de solda.

Relacionando ao conceito de temperatura crítica proposto por Ueda et al., 2012, baixas energias de soldagem aplicadas sobre metal base de grande espessura geram grande gradiente térmico na direção da espessura e temperaturas acima da crítica apenas para camadas superiores onde as deformações plásticas resultantes do aquecimento e resfriamento são restringidas pelo restante da seção. Quando altas energias de soldagem são aplicadas sobre chapas finas, as distorções serão predominantemente no plano da junta, pois esta situação gerará altas temperaturas de pico e baixo gradiente de temperatura na direção da espessura. Assim, há uma de combinação de níveis dos fatores onde a temperatura crítica seja atingida em uma parcela da espessura do metal base na direção da espessura, e através da restrição do restante da seção, resulte em distorção angular máxima do perfil através de deformações plásticas no aquecimento e resfriamento do material.

5.8 Conceito Desenvolvido por Satoh

Nesta seção será feita uma correlação das distorções angulares θ_1 e θ_2 resultantes das Etapas A e B do experimento com os conceitos desenvolvidos por Satoh e Terasaki, 1976.

Através da Equação 4.1 é possível montar a Tabela 5.6 que informa a distorção angular com relação à energia aportada à aba dividido por sua espessura ao quadrado (Q_m/h_m^2).

Tabela 5.6- Relação energia conduzida pela aba da junta (Q_m) dividido pela espessura da aba (h_m^2) ao quadrado.

Amostra	Q_m [J/mm]	Q_m/h_m^2 [J/mm ³]	Distorção θ_1 [rad]	Distorção θ_2 [rad]
1	1062	26,36	0,008428	0,013477
2	1353	8,39	0,022439	0,023428
3	924	10,18	0,023456	0,027903
4	1116	12,30	0,027799	0,030624
5	662	4,10	0,010104	0,011596
6	924	10,18	0,026012	0,026049
7	1395	15,38	0,028247	0,03167
8	520	12,90	0,019179	0,026167
9	693	17,17	0,013665	0,015383
10	1108	6,87	0,015031	0,017169
11	546	6,02	0,018619	0,020646
12	924	22,90	0,014978	0,01974
13	924	5,72	0,012985	0,019345
14	924	10,18	0,024186	0,028284
15	683	7,52	0,01654	0,019795

Cada ponto da Figura 5.21 (a) e (b) representa uma amostra ou combinação de níveis da Etapa A e Etapa B do experimento respectivamente, mostrados na Tabela 5.6. No eixo das ordenadas consta os valores das distorções angulares das abas em radianos, e o eixo das abscissas representa energia de soldagem aportada à aba (J/mm) por milímetro ao quadrado (ou parâmetro PST), (Q_m/h_m^2). No Apêndice F encontram-se os gráficos apresentados na Figura 5.21 onde os pontos foram aproximados por um polinômio de grau 5 de interseção com a origem e coeficiente de determinação resultante $R^2 = 0,734$ para a Etapa A, e $R^2 = 0,726$ para a Etapa B do experimento.

Percebe-se nos gráficos da Figura 5.21 que a distorção angular das amostras foi crescente até cerca de 15,00 J/mm³ com maior distorção ocorrendo para amostra 07 de PST igual a 15,38 J/mm³. Verifica-se que para valores superiores aos 15,00 J/mm³, as distorção angulares das amostras apresentam valores decrescentes com aumento da dispersão entre os pontos das amostras.

Diante da variação da composição química dos metais de base (Apêndice A), sobretudo no percentual de carbono, espera-se que a dispersão dos resultados para as amostras cujas as espessuras de aba sejam igual a 6,35 mm seja maior que para as espessuras de 9,52 mm e 12,70 mm. Ainda, pode-se apontar como causa da dispersão dos resultados a variação na geometria do cordão depositado de acordo com o alinhamento entre tocha e raiz da junta, e aproximação proposta por Cottrell, 1953, para a energia de soldagem conduzida pela aba, julgando essas causas

mencionadas como possíveis fatores não controláveis responsáveis pelos 9% e 12% dos efeitos não compreendidos pelo estudo (Figura 5.2 e Figura 5.6, respectivamente). Nesta constatação, não se considera a variação da composição química das almas pois estas não foram determinadas significativas pela ANOVA (Tabela 5.2 e Tabela 5.3) na distorção angular em juntas em ângulo de filete. As amostras com espessuras de aba é igual a 6,35 mm são justamente àquelas de parâmetro PST maior que 15,00 J/mm³ e maior dispersão, amostras 01, 08, 09 e 12 no gráfico da Figura 5.21.

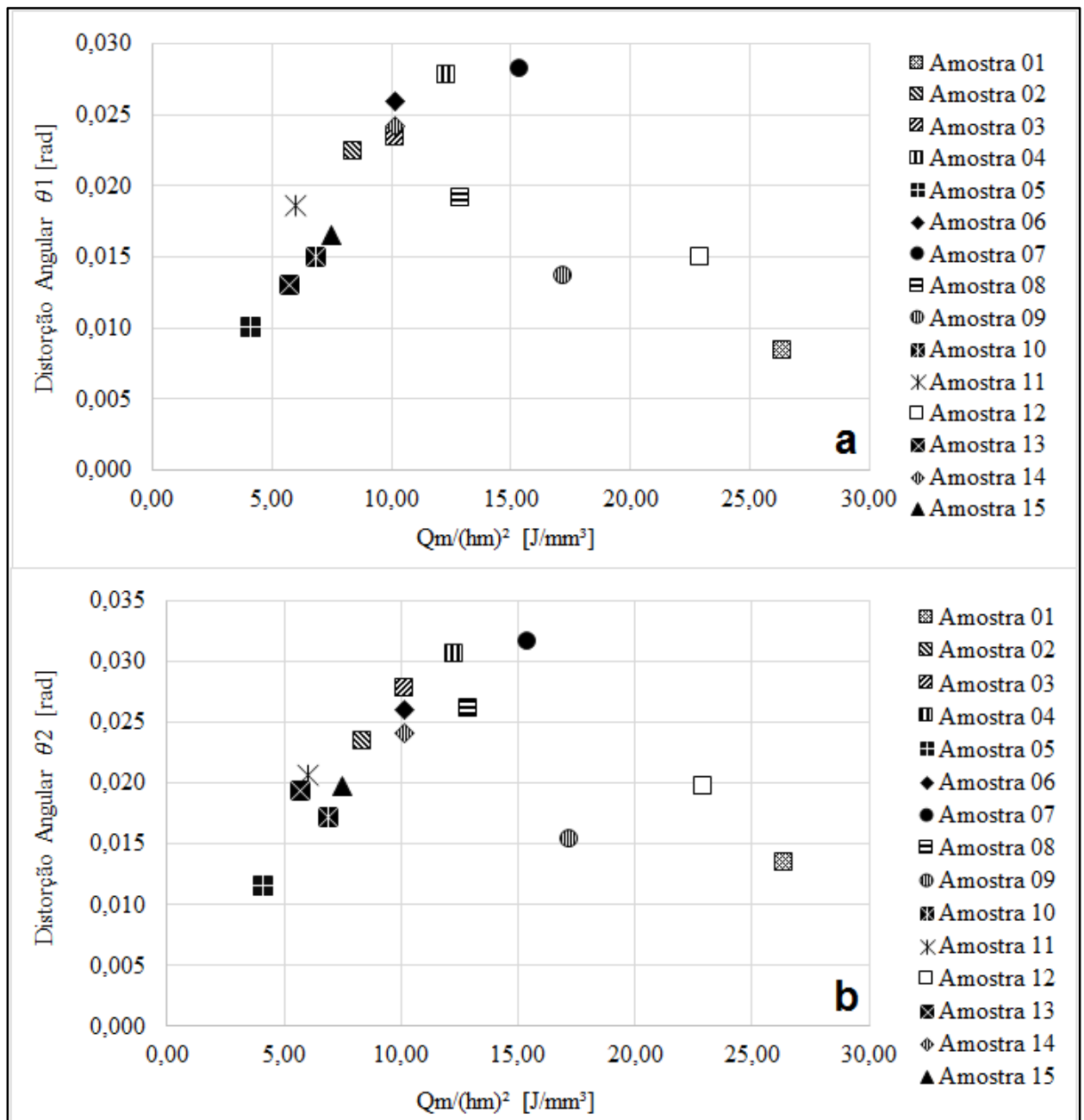


Figura 5.21- Gráficos da distorção angular versus parâmetro de energia indicado por Satoh, 1976. (a) Distorção angular θ_1 , (b) Distorção angular θ_2 .

Portanto, quando objetiva-se evitar grandes distorção em juntas de filete, deve-se utilizar energias de soldagem que resultem em PST menor que $15,00 \text{ J/mm}^3$, ao aproximar a energia de soldagem conduzida pela aba através da Equação 4.1. Nota-se nos gráficos da Figura 5.21 que o crescimento da distorção angular é mais pronunciado para o intervalo de $0-15,00 \text{ J/mm}^3$ quando comparado ao seu decrescimento no intervalo $15,00-28,00 \text{ J/mm}^3$.

Quando em projeto é estabelecido a máxima distorção angular em um passe de cordão de solda em uma junta (seja por comprometer etapas de montagem, limites de variação no projeto, ou técnicas de posicionamento das partes-pré-deformação), há duas possibilidades de alcançá-las para o primeiro cordão depositado em uma junta de filete, conforme mostrado pelos pontos Q1 e Q2 na Figura 5.22. Para a condição ilustrada, limita-se a distorção angular da junta em $0,015 \text{ [rad]}$.

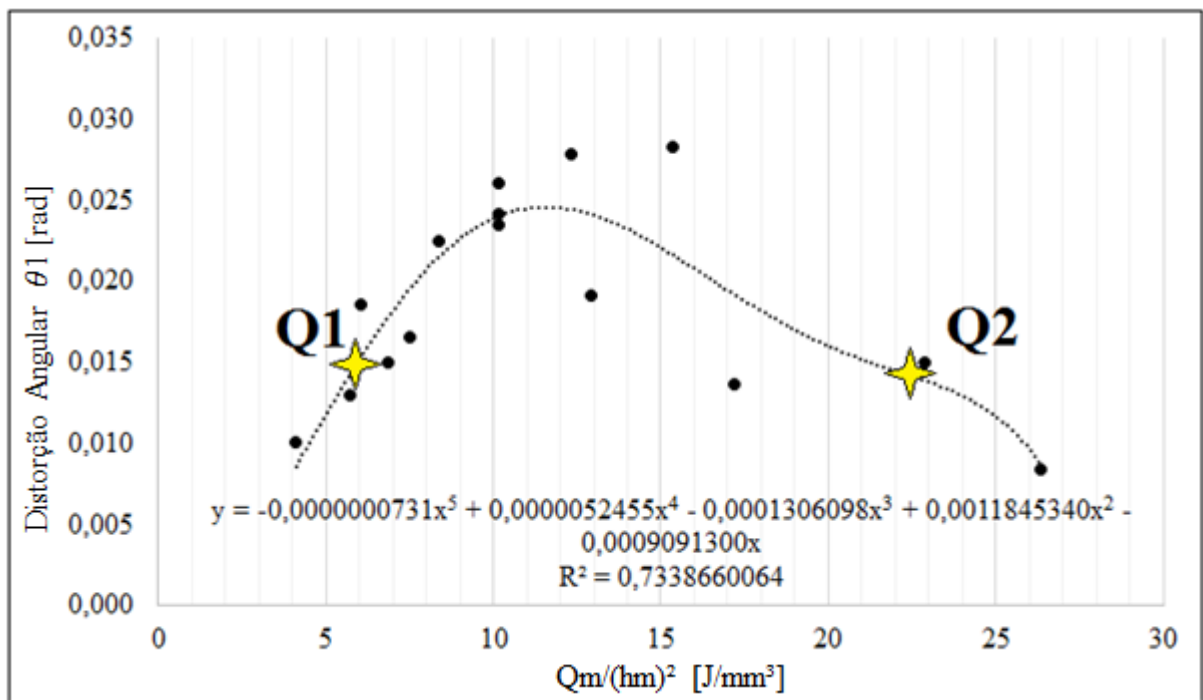


Figura 5. 22- Condições de soldagem para obter distorção angular total $0,015 \text{ [rad]}$. (a) e (b) cordões de solda.

As condições Q1 e Q2 da Figura 5.22 geram distorções angulares de até $0,015 \text{ [rad]}$, entretanto para a condição Q2 maior energia de soldagem é aplicada à junta, resultando em ZAC mais larga, o que compromete a resistência da junta prevista em projeto por diminuir as propriedades mecânicas do metal base através do crescimento de grão na região de soldagem, formação de trincas a quente e a frio, segregações, diminuição da tenacidade, diminuição da resistência ao desgaste por atrito, etc. Análise semelhante para distorção angular devido à deposição do segundo cordão deve ser realizada a partir do gráfico da Figura F2 do Apêndice F.

Portanto, deve-se projetar juntas de filete soldadas pelo processo MAG e modo de transferência metálica por curto-circuito convencional para valores de Q_m/h_m^2 abaixo de 15,00 J/mm³ como forma de minimizar as distorções angulares e manter as propriedades do metal base para cordões depositados separadamente. Deve-se ter atenção para a razão da energia de soldagem conduzida pela aba por espessura de aba ao quadrado de acordo com a ordem de deposição, pois conforme pode ser visto nos gráficos da Figura 5.21, há uma diferença na magnitude das distorções de acordo com a ordem da deposição (distorção angulares para a Etapa A foram menores do que as observadas para a Etapa B).

6. CONCLUSÕES

Através de estudo dos efeitos da espessura da aba, espessura da alma e energia de soldagem por meio da Análise de Variância das distorções angulares em juntas de filete com transferência de metal de adição através do modo curto circuito convencional, conclui-se, para as condições testadas, que:

- Os fatores principais energia de soldagem, espessura de aba e a interação desses fatores possuem efeitos significativos na distorção angular para ambas as Etapas A e B.

- A indicação de “depositar cordões de solda com mínima energia de soldagem necessária” é válida quando deseja-se preservar as propriedades mecânicas do metal de base por resultar menor ZAC. Assim, quando analisa-se a distorção angular em função da energia de soldagem, deve-se levar em conta as espessuras da aba da junta a qual será soldada.

- Maiores distorções angulares foram observadas para a Etapa B do experimento (ou deposição do segundo cordão de solda). As distorções angulares para a Etapa A do experimento variaram entre 0,01159573 rad e 0,03167002 rad, e para a Etapa B do experimento variaram entre 0,00842818 rad e 0,02824656 rad.

- Observou-se que a distorção angular aumenta com o aumento da distância ao início do cordão para ambas as Etapas do experimento.

- As menores distorções angulares ocorreram para as combinações de menor espessura de aba (6,35 mm) e maior energia de soldagem (1860 J/mm), e para maior espessura de aba (12,70 mm) e menor energia de soldagem (910 J/mm), independente da espessura da alma para as condições estudadas (espessura entre 6,35 mm - 12,7 mm).

- As maiores distorções angulares ocorreram para espessuras de aba igual a 9,525 mm, energia de soldagem 1860 J/mm, independente da espessura da alma para as condições estudadas (espessura entre 6,35 mm - 12,7 mm).

Quando comparadas as distorções angulares em função da razão entre área do metal de solda e espessura da aba, observa-se crescentes distorções angulares até a razão assumir valores próximo a 5. Para razões superiores a 5, menores distorções angulares foram observadas.

Através da análise das temperaturas de pico computados via modelo numérico, identificou-se que o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba não influencia a distorção angular de juntas de filete, e sim a máxima temperatura atingida na superfície inferior da aba. Para o metal de base utilizado, maiores distorções angulares ocorreram para temperatura de pico na

superfície inferior da aba de 425 °C.

Identificou-se que, utilizando a equação que aproxima a energia conduzida pela aba em uma junta em ângulo proposta por Cottrell, 1953 e o parâmetro nomeado “PST” proposto por Satoh e Terasaki, 1976, a distorção angular é crescente até atingir 15,00 J/mm³, observando menores distorções angulares para relações superiores a esse valor.

É possível observar que os resultados obtidos através da ANOVA concordam com as análises subsequentes realizadas neste estudo. A temperatura alcançada na superfície inferior da junta é dependente da espessura da aba e da energia de soldagem utilizada, sendo um fator determinante para o modo de distorção. Foi observado que a combinação de menores energias de soldagem com maiores espessuras de aba, e maiores energias de soldagem e menores espessuras de aba geraram menores distorções angulares, condições que, respectivamente, resultam em menores e maiores PST [J/mm³]. Ainda, confirma-se a relação proposta por Satoh e Terasaki, 1976 entre o efeito linear da energia e o efeito quadrático da espessura da aba. Por fim, a utilização da Equação 4.1 e a aproximação do PST que gera maior distorção angular para juntas de filete quantifica um importante parâmetro para etapas de projeto de juntas, determinando condições de máximas e mínimas distorções angulares.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Indica-se os seguintes temas para trabalhos futuros:

- estudar a distorção angular para soldas depositadas sobre a chapa (*bead on plate*) para diferentes modos de transferência metálica objetivando determinar a influência do modo de transferência na distorção angular e seus PST característicos;

- comparar o parâmetro PST para materiais de diferentes propriedades físicas e mecânicas, como por exemplo aço de alta resistência e alumínio;

- avaliar a relação entre as magnitudes de distorção angular e contração transversal para PST abaixo e acima do ponto de máxima distorção;

- avaliar a relação entre as magnitudes de distorção angular e contração transversal para PST abaixo e acima do ponto de máxima distorção utilizando pré-aquecimento da superfície inferior da chapa da junta;

- avaliar o impacto do pré-aquecimento da superfície inferior na largura da ZAC e possível diminuição das propriedades mecânicas do metal de base;

- avaliar as distorções angulares em função do PST utilizado e relacionar às tensões residuais induzidas na soldagem;

- avaliar a alteração no modo de dissipação de energia na junta para a deposição do cordão 01 e cordão 02, buscando-se conhecer fatores que acarretaram maiores distorções angulares para a Etapa B deste experimento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AWS, American Welding Society. **Welding Handbook – Welding Science and Technology**. Welding Handbook Committee, v. 1, ed. 9, USA, Miami, 2001.

AWS, American Welding Society. **AWS D1.1- Structural Welding Code- Steel**. Welding Handbook Committee, v. 1, ed. 22, USA, Miami, 2010.

Bracarense, A. Q.; Modenesi, P. J.; Marques, J. P. V.. **Soldagem- Fundamentos e Tecnologia**. Editora UFMG, ed 3, Belo Horizonte, 2005

Conceição, J. P.. **Análise da Distribuição de Temperatura e Distorções em Juntas de Filete através do Método dos Elementos Finitos**. 15p. 2016. Monografia (TCC em Engenharia Mecânica) – DEMEC, UFRGS, Porto Alegre, 2016.

Cottrell, C. L. M.. **Controlled Thermal Severity Cracking Test Simulates Practical Welded Joints**. Welding journal, vol 32, p. 257-272, 1953.

DAH, Departamento of the Army Headquarters. **Operator’s Circular Welding Theory and Application**, No 9-237, Washington 1993.

Deng, D.; Liang, W.; Murakawa, H.. **Determination of Welding Deformation in Fillet-Welded Joint by Means of Numerical Simulation and Comparison with Experimental Measurements**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 183, p. 219-225, 2007.

Deo, M. V.; Michaleris P.. **Mitigation of Welding Induced Buckling Distortion Using Transient Thermal Tensioning**. Science and Technology of Welding and Joining, vol 8(1), p 49-54, December 2013.

Easterling, K. E.; Porter, D. A.. **Phase Transformations in Metals and Alloys**, 2 ed, UK, 1992.

ESAB. **Processo de Soldagem: MIG/MAG (GMAW)**, Centro de Conhecimento, 2014. Consultado em 26/03/2017

FBTS. **Soldagem MIG/MAG Básico**, Senai- SP, São Paulo, 2004

Figueiredo, K. M.. **Tecnologia da Soldagem**, CEFET, 2005.

Fortes, C.. **Apostila de Soldagem MIG/MAG**, ESAB, 2005.

Fu, G.; Lourenço, M. I.; Duan, M.; Estefen, S. F.. **Influence of the Welding Sequence on Residual Stress and Distortion of Fillet Welded Structures**, Marine Structures , vol. 46, pp. 30–55, 2016.

Gurney, T.. **Cumulative Damage of Welded Joints**, CRC Press; 1 ed, October , 2006.

Hacknhaar, W.. **Avaliação da Eficiência Térmica e de Fusão na Soldagem MAG em Diferentes Geometrias de Junta**, 82 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós

Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

Hidayat, M. I. P.; Syahroni, N.. **3D Finite Element Simulation of T-Joint Fillet Weld: Effect of Various Welding Sequences on the Residual Stresses and Distortions, Numerical Simulation - From Theory to Industry**, (Ed.), InTech, DOI: 10.5772/50015, 2012.

Kusch, M.; Hälsig, A.; Thurner, S.. **Bestimmung von Wirkungsgraden an Schutzgas-schweißverfahren**. Schweissen und Schneiden, p. 30-33, fev 2011.

Machado, I. G.. **Soldagem e Técnicas Conexas: processos**. Porto Alegre: editado pelo autor. Imprensa livre, Porto Alegre, 1996

Machado, I. G.. **Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**. Imprensa livre, p. 119, Porto Alegre, 2000.

Masubuchi, K.. **Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion, and their Consequences**. Londres, Pergamon Press 1980. Vol 33.

Modenesi, J. P.. **Introdução à Física do Arco Elétrico Soldagem I**, Universidade Federal de Minas Gerais Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Belo Horizonte 2012.

Montgomery, D.. **Design and Analysis of Experiments**, John Wiley & Sons, Inc., ed.8, Arizona State University, 2013.

Myers, R.H.; Montgomery D.C.. **Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments**. New York: John Wiley & Sons. 1995.

Myers, R.H.; Montgomery D.C.; Anderson-Cook C.M.. **Response Surface Methodology: Process and Product Optimization Using Designed Experiments**, 3rd Ed. John Wiley & Sons, Inc. 2009.

Nakatani, M.; Ohsawa, M.. **Development of the Welding Deformation Estimation Method for High Accuracy Production System in Shipbuilding**, Proceedings of The Twelfth International Offshore and Polar Engineering Conference, Japan 2002.

Okano S.; Mochizuki, M.; Yamamoto, K.; Tanaka, M.. **An attempt to Enhance Numerical Models of Angular Distortion by Considering the Physics of the Welding Arc**, Welding in the World, Vol 55 (5) p. 93–100, May 2011.

Okumoto Y.; Yanai Y.; Matsuzaki S.. **Angular Distortion Due to Fillet Welding and its Straightening**. Journal of Ship Production, vol 16(2), p 90-96, May 2000.

Radaj, D.. **Heat Effects of Welding: Temperature Field, Residual Stress, Distortion**. Springer Berlin Heidelberg, 1992.

Ribeiro, J. L. D.; Caten, C. T.. **Projeto de Experimentos**, Apostila do Programa de Pós Graduação em Engenharia de Produção, Escola de Engenharia, UFRGS, Porto Alegre, 2003.

Rui, W.; Sherif, R.; Hisashi, S.. **Study on Welding Inherent Deformations in Welded Structural Materials**, Transactions of JWRI, Vol.37, No.1, Osaka University, Ibaraki, Osaka,

Japan, 2008.

Satoh, K.; Terasaki, T.. **Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structural Materials** . Journal of the Japan Welding Society, vol 45(4):302-308 · January 1976.

Teng, T.; Fung, C., Chang, P.; Yang, W.. **Analysis of Residual stresses and Distortions in T-joint Fillet Welds**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 78(8), p. 523–538, August 2001.

Tsai C.L.; Park S. C.; Cheng W. T.. **Welding Distortion of a Thin-Plate Panel Structure**. A.W.S. Welding Journal, p. 156s–165s, USA, May 1999.

Toshie, O.; Célio, T.. **Engenharia de Soldagem e Aplicações**. Editora LTC- Livros Técnicos e Científicos, Rio de Janeiro, 1982.

TWI, The Welding Institute. **Job Knowledge for Welders, Part 34**. The Welding Institute, Cambridge, UK, 1988.

Ueda, Y.; Murakawa, H.; Ma, N.. **Welding Deformation and Residual Stress Prevention**. 1st Ed, Elsevier, Butterworth-Heinemann. 2012.


Watanabe, M.; Satoh, K.; Morii, H.; Ichikawa, I.. **Distortion in Web plate of welded Built-up Due to Welding of stiffeners and Methods for Decrease it**, Journal of the Japan Welding Society, 26, 591-596, 1957.

Schwedersky, M. B.; Dutra, J. C.. **Um Estudo da Eficiência Térmica dos Principais Processos de Soldagem a Arco**. XXXVII Consolda, Natal-RN, Out. 2011

Yang, Y. P.; Dull, R.; Castner, H.; Huang, T. D.; Fanguy, D.. **Material Strength Effect on Weld Shrinkage and Distortion**, Welding Journal, v. 93(11):421s-430s, November 2014

APÊNDICE A

A seguir é apresentada a análise química realizada pelo LAFUN-UFRGS para as espessuras (Sample) de 6,35 mm, 9,525 mm e 12,70 mm.

Bruker Analysis Report					
Sample: A 6.35 LS&TC					
Analysis Time: 01-12-2016 10:56:21		Method: Fe100			
	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]
∅	0,103	0,026	0,486	0,024	0,014
π					
∩					
	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Cu [%]	Al [%]
∅	<0,01	<0,01	<0,01	0,013	0,059
π					
∩					
	Co [%]	Mg [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]
∅	0,0068	<0,005	0,0088	<0,003	<0,005
π					
∩					
	W [%]	Fe [%]	Sn [%]	B [%]	
∅	<0,1	99,23	0	0	
π					
∩					

Bruker Analysis Report



Sample: 9.525 LS&TC

Analysis Time: 01-12-2016 11:02:14

Method: Fe100

	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]
☑	0,164	0,018	1,027	0,031	0,014
↳					
⌈					
	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Cu [%]	Al [%]
☑	<0,01	<0,01	<0,01	0,0063	0,041
↳					
⌈					
	Co [%]	Mg [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]
☑	0,0069	<0,005	0,0065	<0,003	<0,005
↳					
⌈					
	W [%]	Fe [%]	Sn [%]	B [%]	
☑	<0,1	98,66	0	0	
↳					
⌈					

Bruker Analysis Report

Sample: 12.7 LS&TC

Analysis Time: 01-12-2016 11:05:47

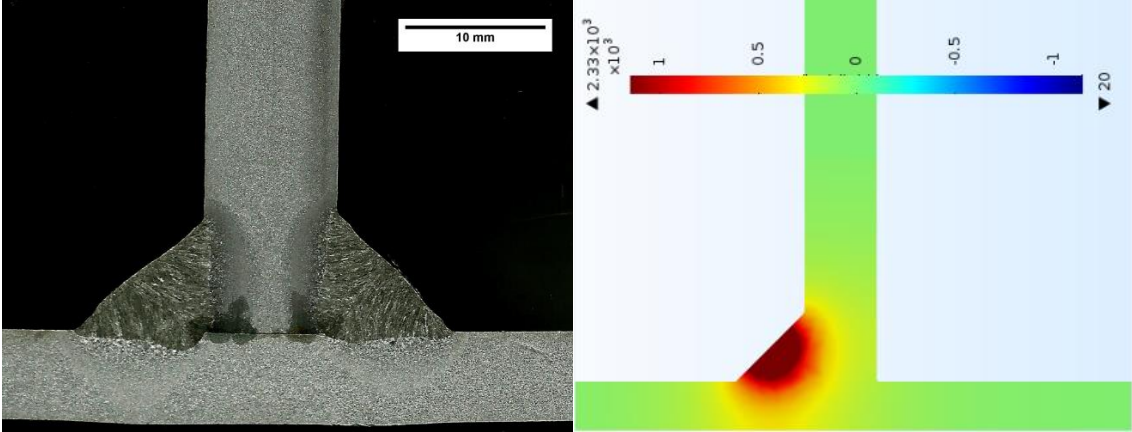
Method: Fe100

	C [%]	Si [%]	Mn [%]	P [%]	S [%]
0.0147	0,147	0,024	0,831	0,03	0,014
0.0065					
	Cr [%]	Mo [%]	Ni [%]	Cu [%]	Al [%]
<0,01	<0,01	<0,01	<0,01	0,01	0,037
0.0065					
	Co [%]	Mg [%]	Nb [%]	Ti [%]	V [%]
0,0065	0,0065	<0,005	0,006	<0,003	<0,005
	W [%]	Fe [%]	Sn [%]	B [%]	
<0,1	<0,1	98,88	0	0	

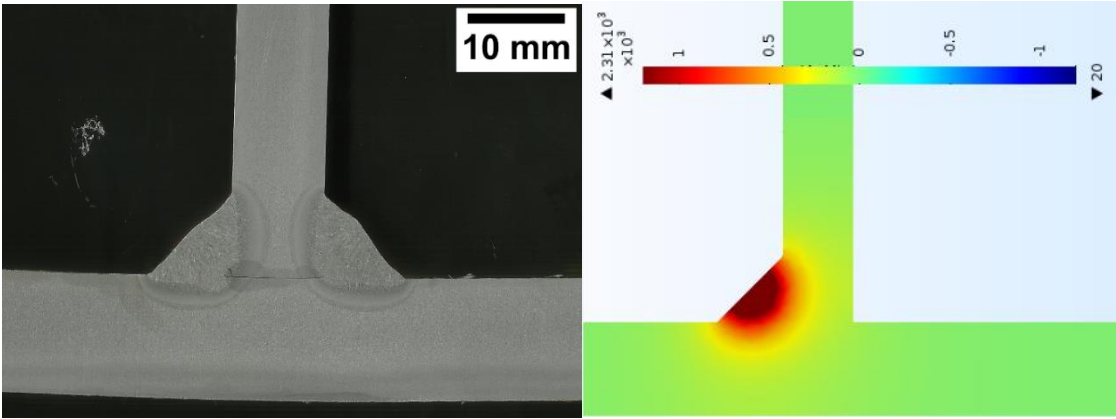
APÊNDICE B

A seguir se apresenta as macrografias das amostras (lado esquerdo) para as Etapas A e B do experimento, e o perfil de distribuição de temperaturas em uma seção das amostras para a análise numérica desenvolvida por Conceição, 2016, (lado direito).

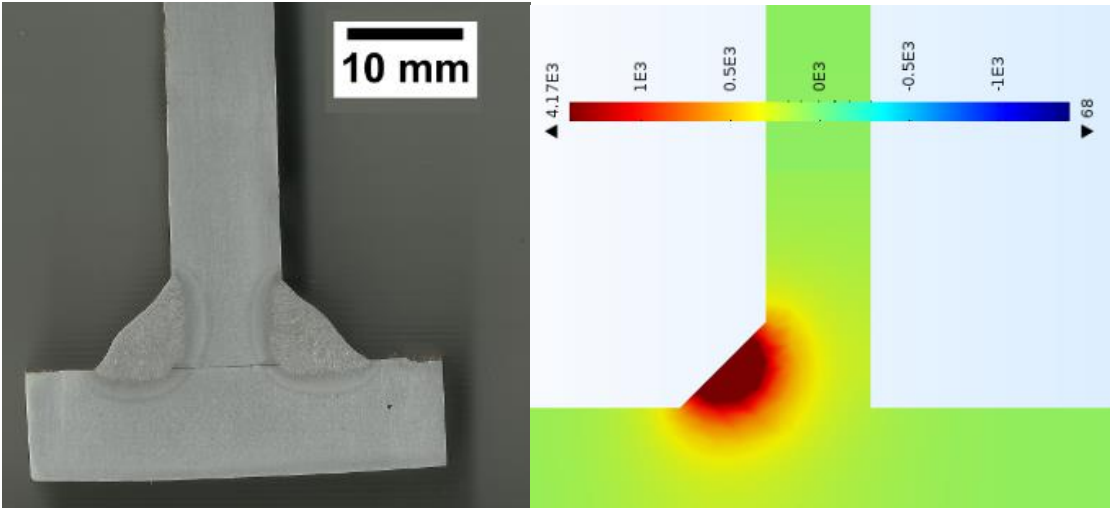
Amostra 01



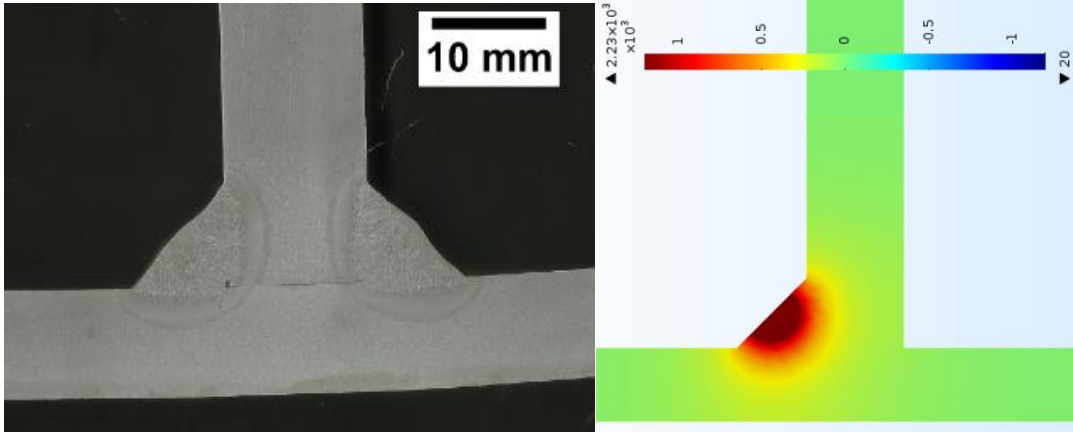
Amostra 02



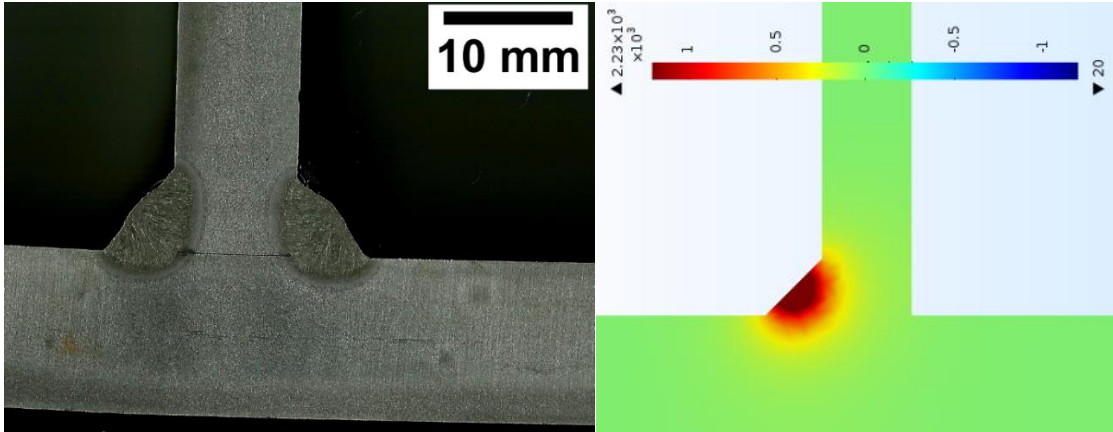
Amostra 03



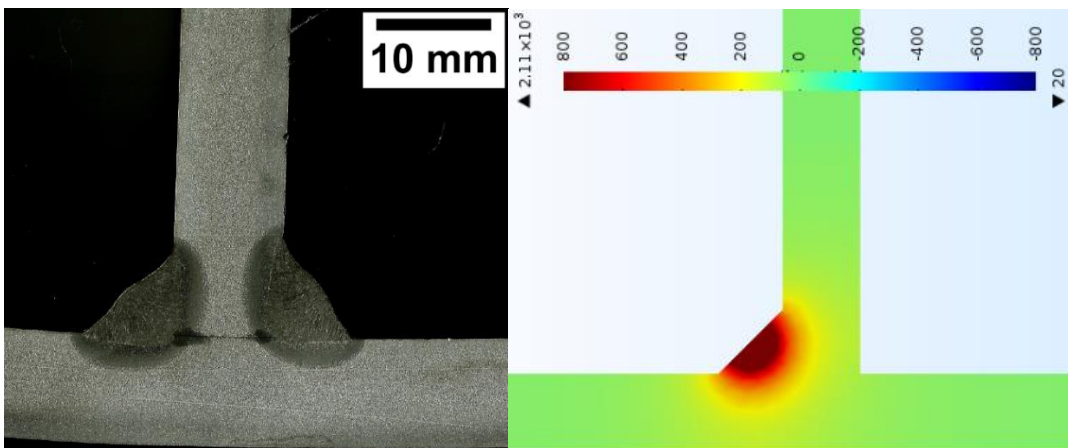
Amostra 04



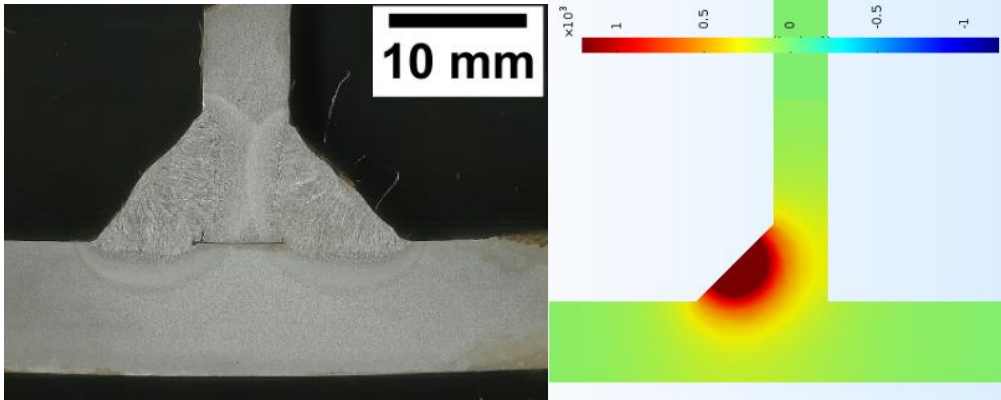
Amostra 05



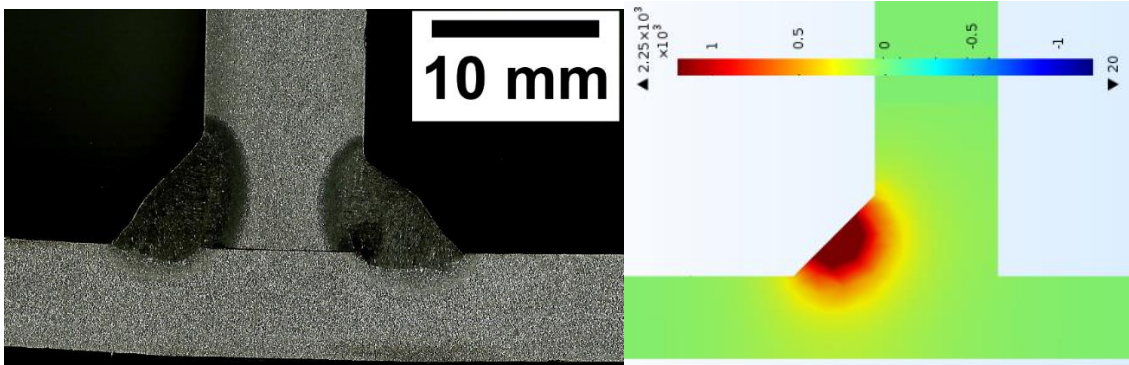
Amostra 06



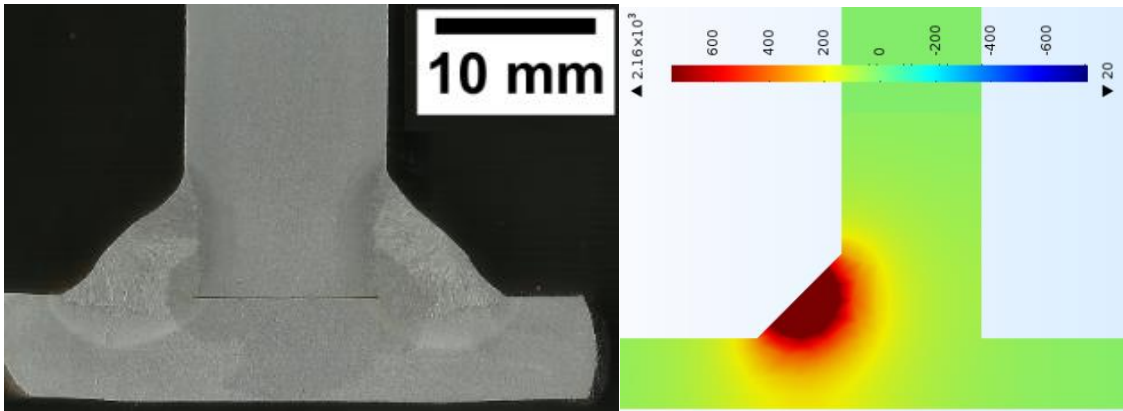
Amostra 07



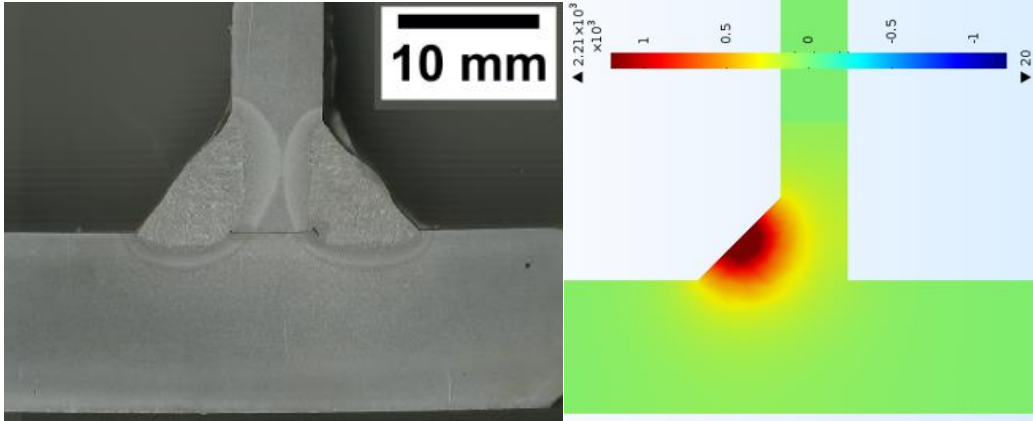
Amostra 08



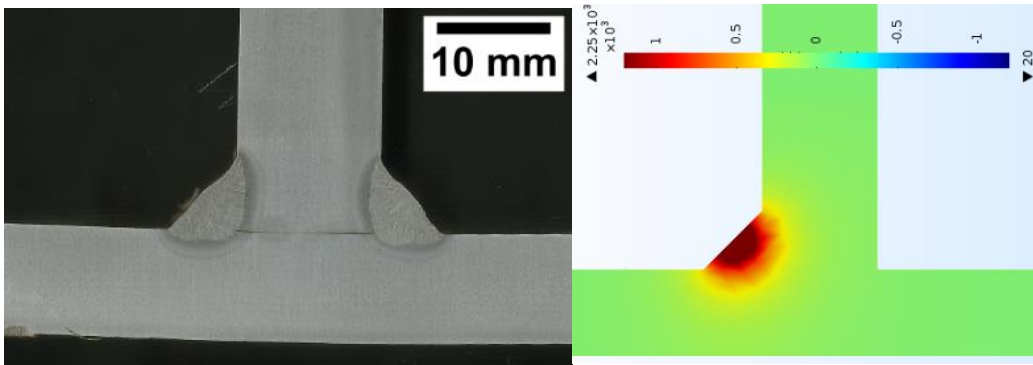
Amostra 09



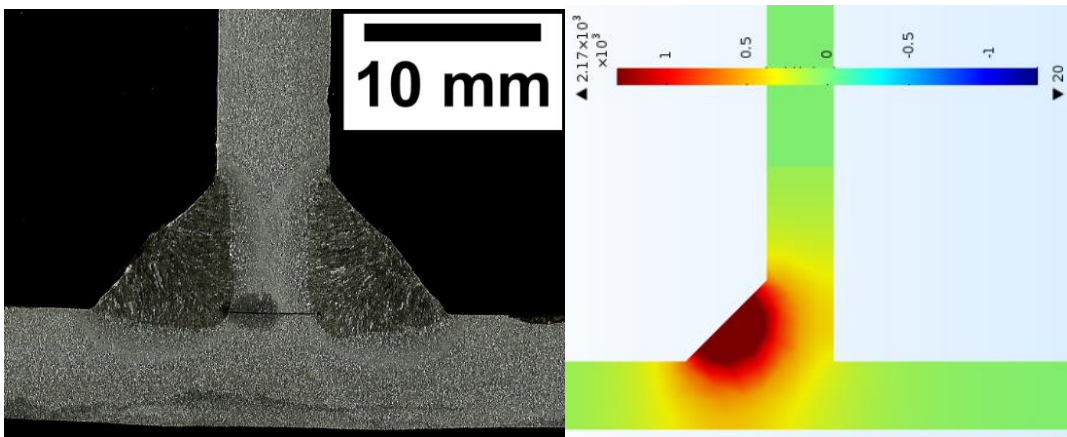
Amostra 10



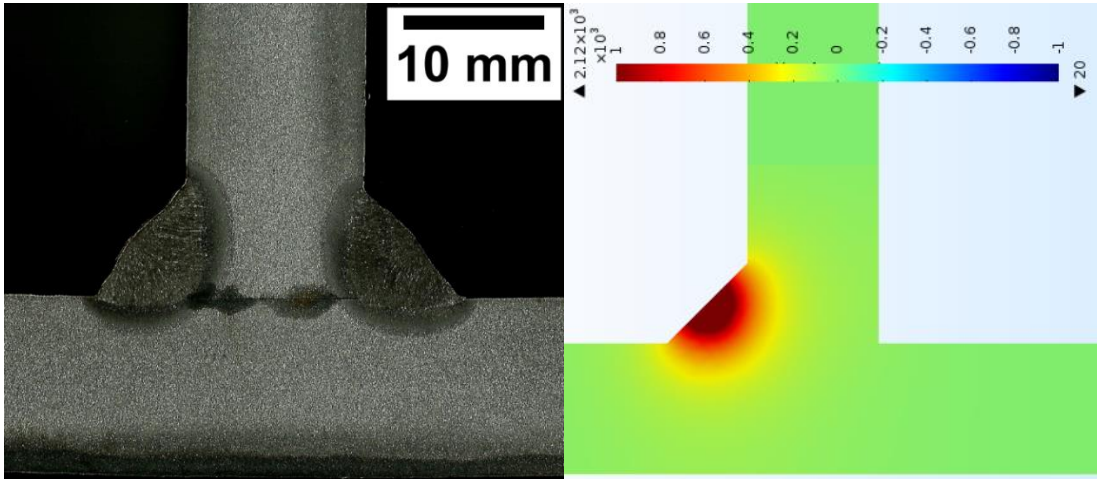
Amostra 11



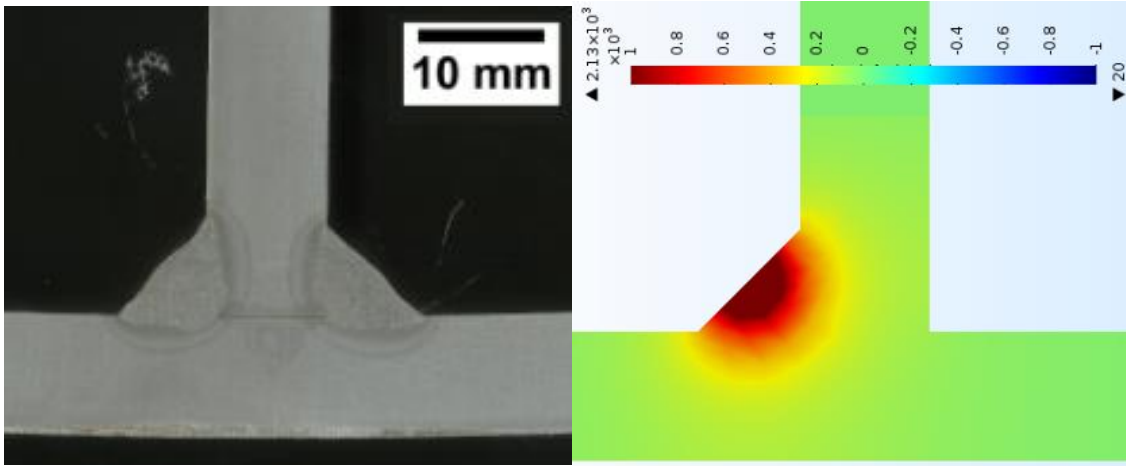
Amostra 12



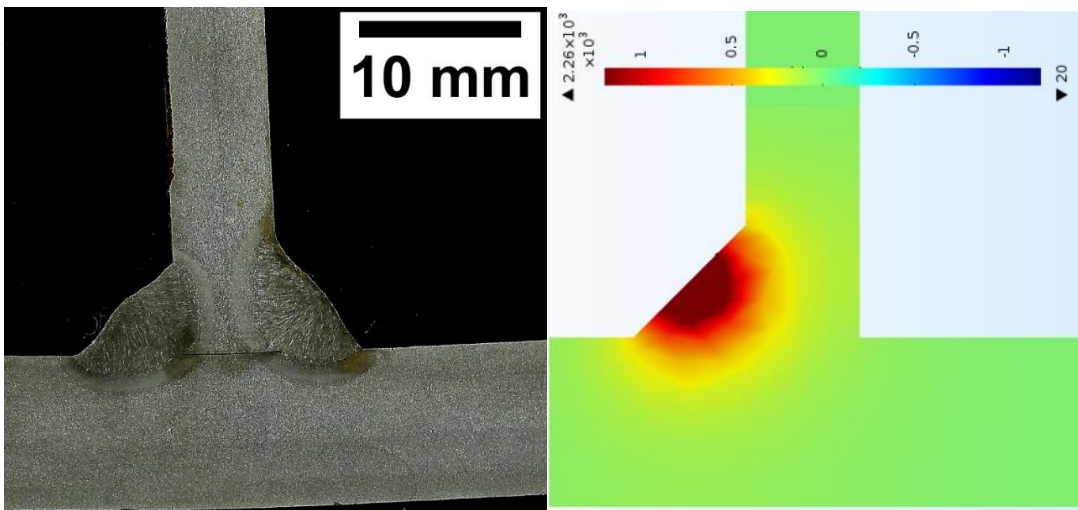
Amostra 13



Amostra 14



Amostra 15



APÊNDICE C

As Figuras de C1 até C9 mostram os oscilogramas de tensão (em azul) e corrente (em vermelho) observados nos testes para determinação da distância de bico de contato peça (DBCP) para valores de 15 mm (Figura C1, C2 e C3), 18 mm (Figura C4, C5 e C6), e 21 mm (Figura C7, C8 e C9).

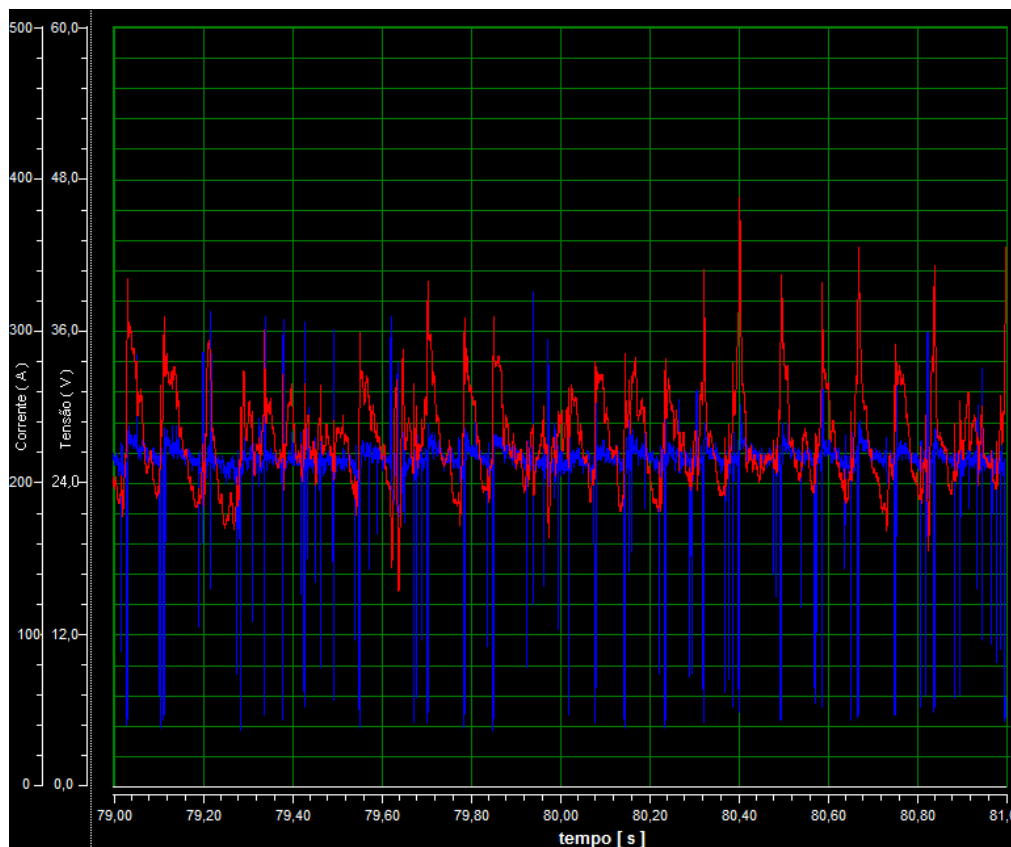


Figura C1- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 15 mm para velocidade de soldagem de 3 mm/s.

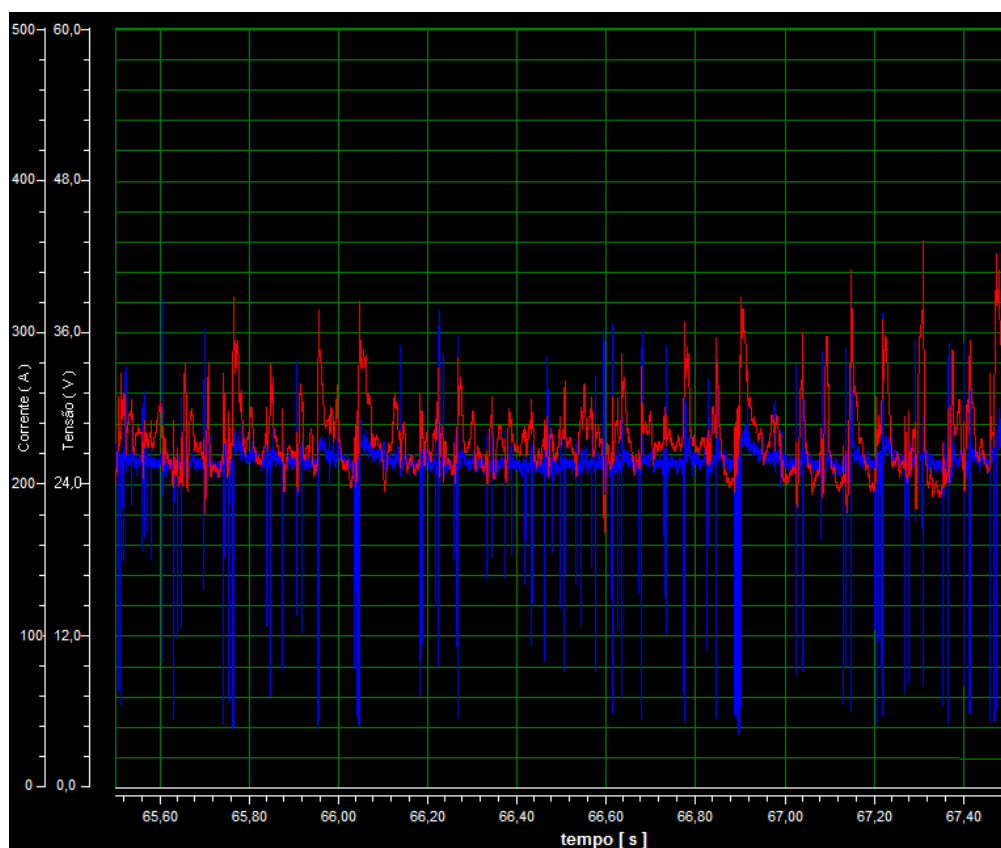


Figura C2- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 15 mm para velocidade de soldagem de 4 mm/s.

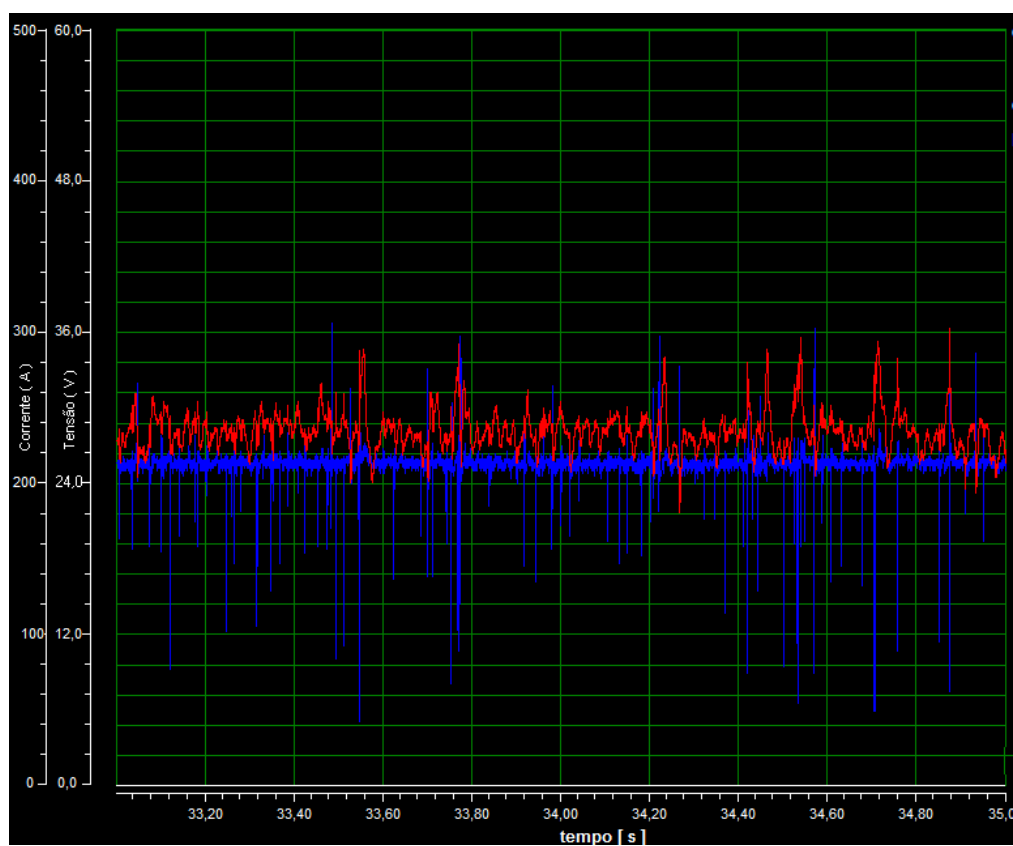


Figura C3- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 15 mm para velocidade de soldagem de 6 mm/s.

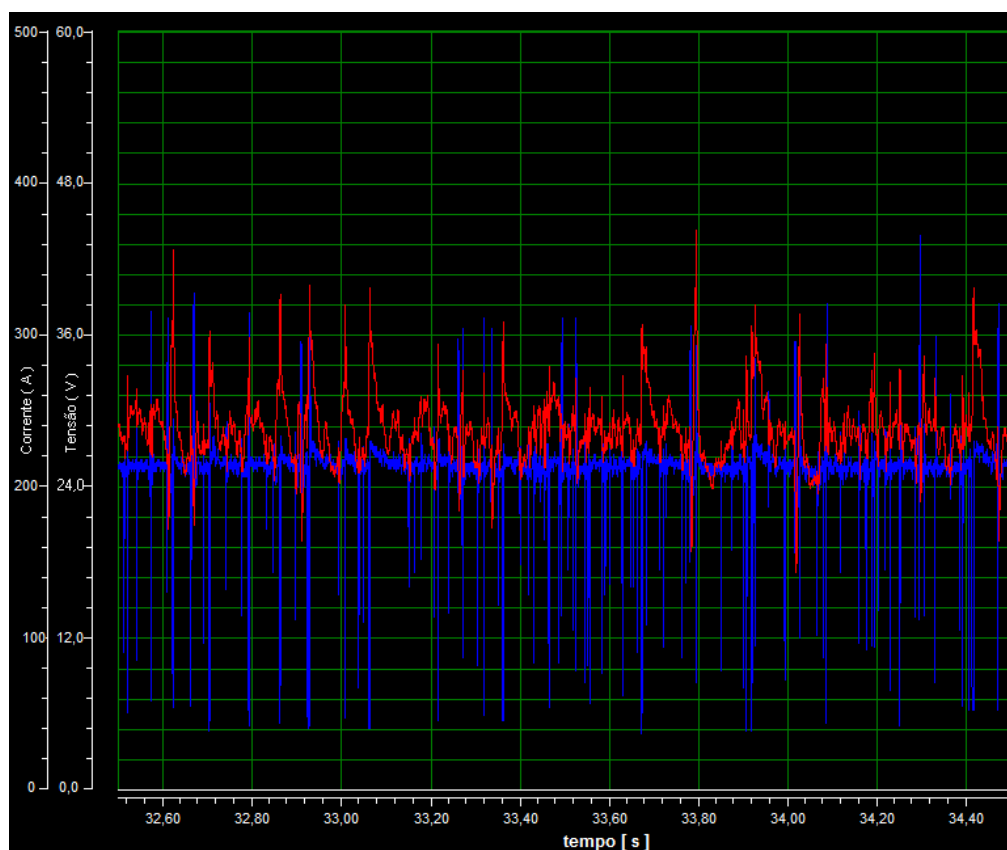


Figura C4- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 18 mm para velocidade de soldagem de 3 mm/s.

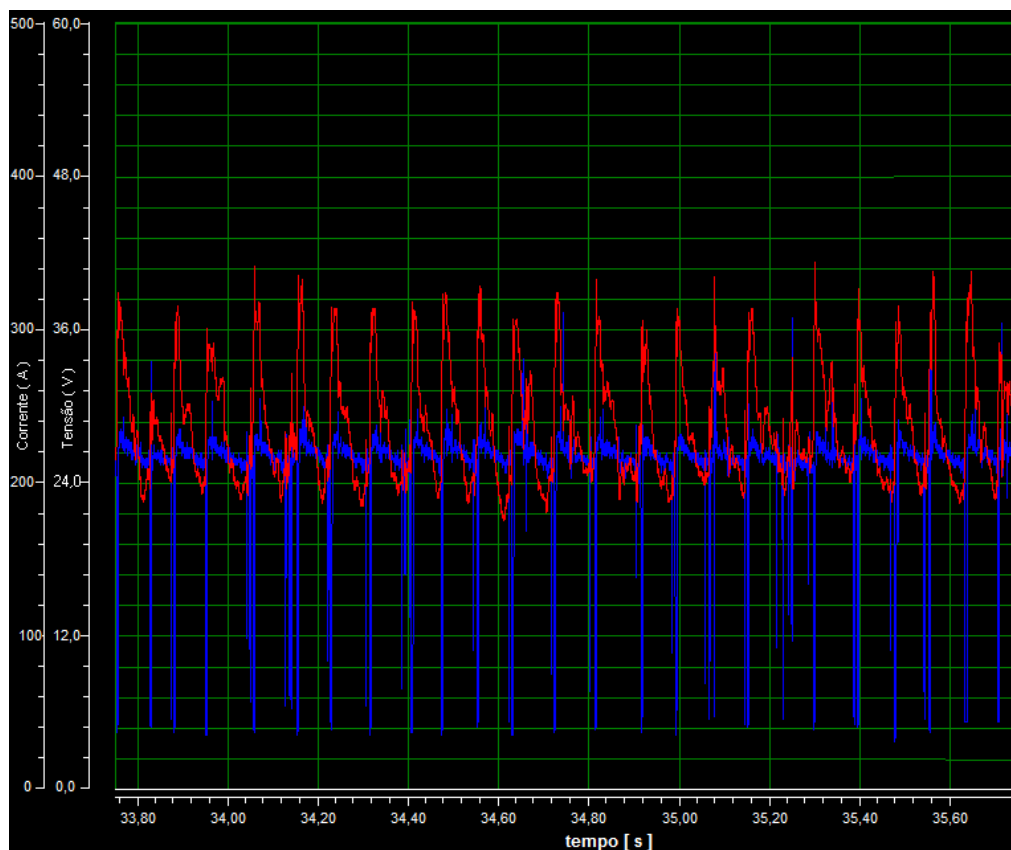


Figura C5- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 18 mm para velocidade de soldagem de 4 mm/s.

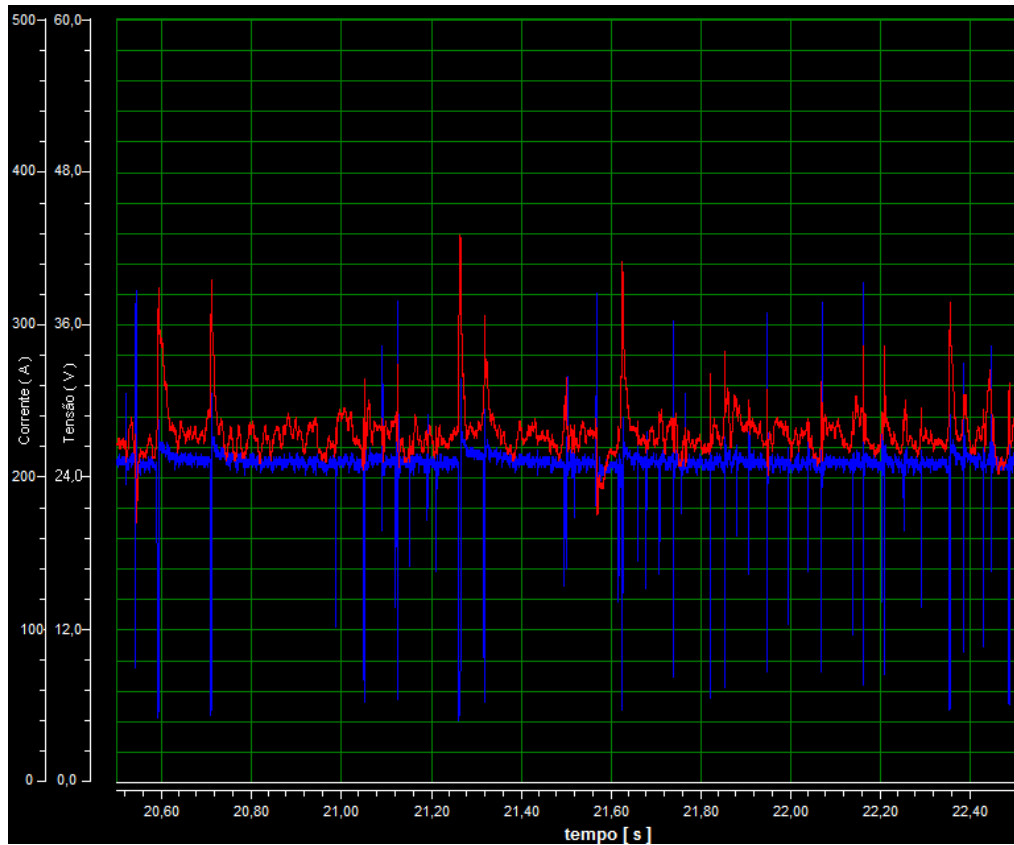


Figura C6- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 18 mm para velocidade de soldagem de 6 mm/s.

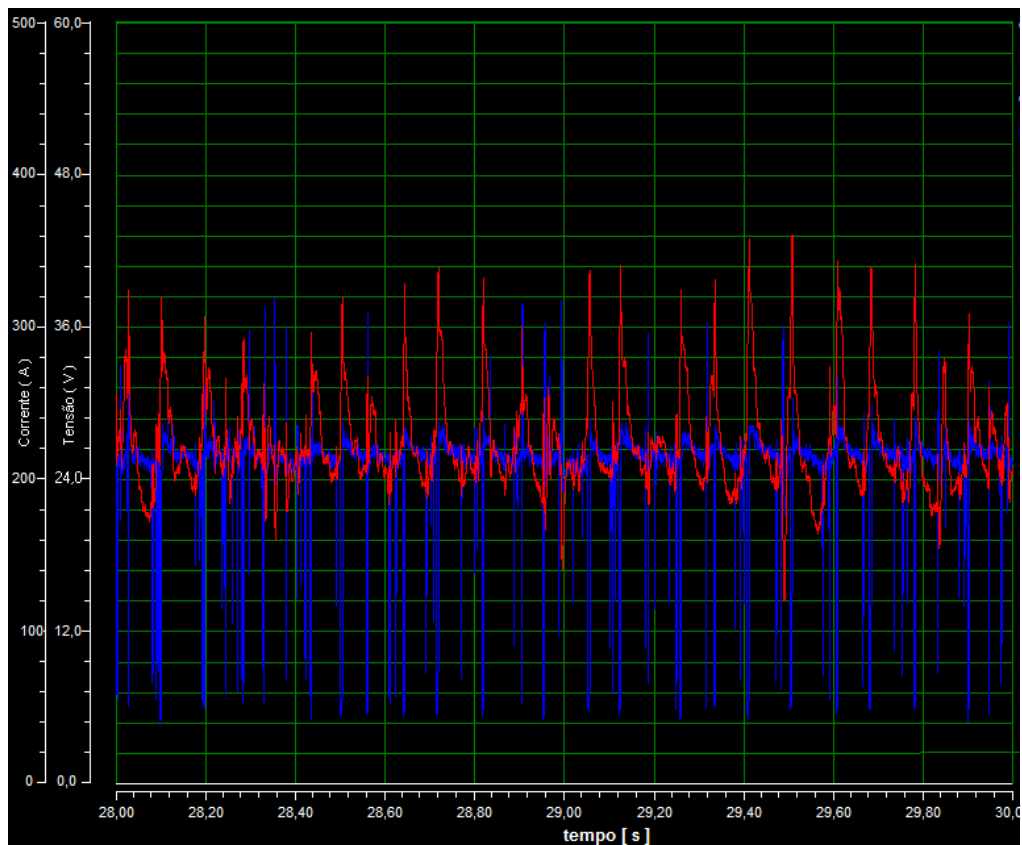


Figura C7- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 21 mm para velocidade de soldagem de 3 mm/s.

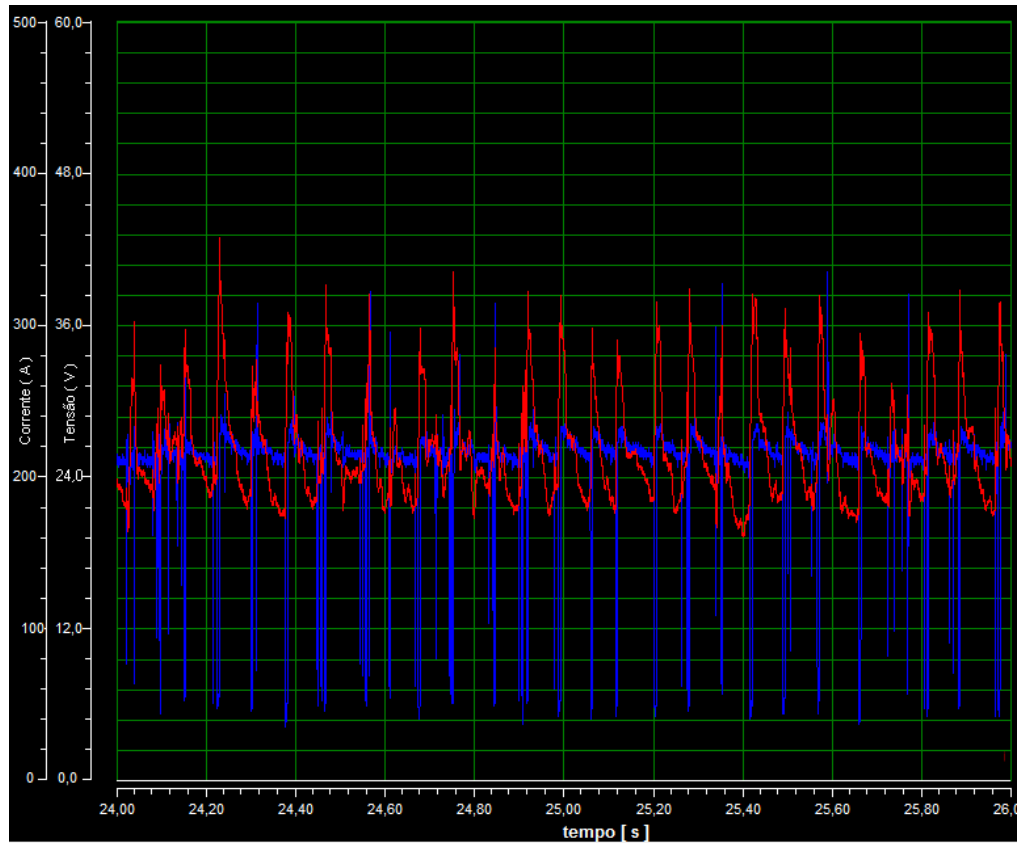


Figura C8- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 21 mm para velocidade de soldagem de 4 mm/s.

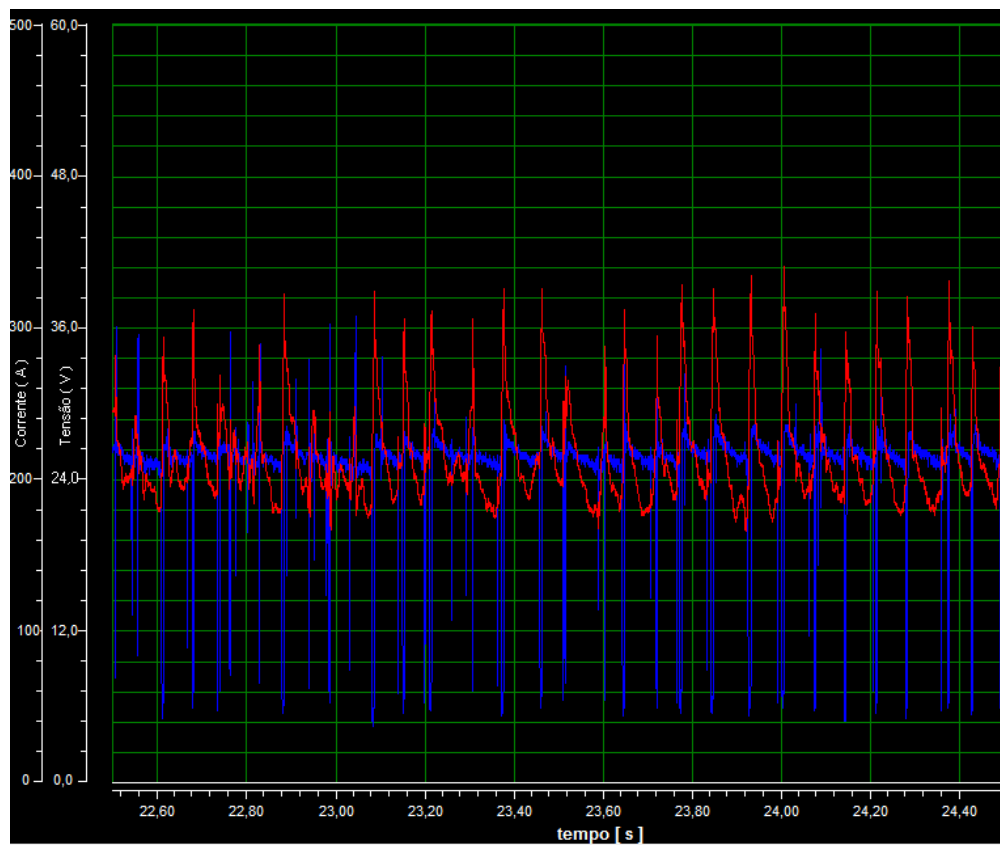


Figura C9- Oscilogramas de tensão [V] em azul e corrente [I] de soldagem em vermelho para DBCP igual a 21 mm para velocidade de soldagem de 6 mm/s.

APÊNDICE D

Abaixo são apresentados os gráficos de distorção angular θ_1 e θ_2 em função da distância ao início do cordão.

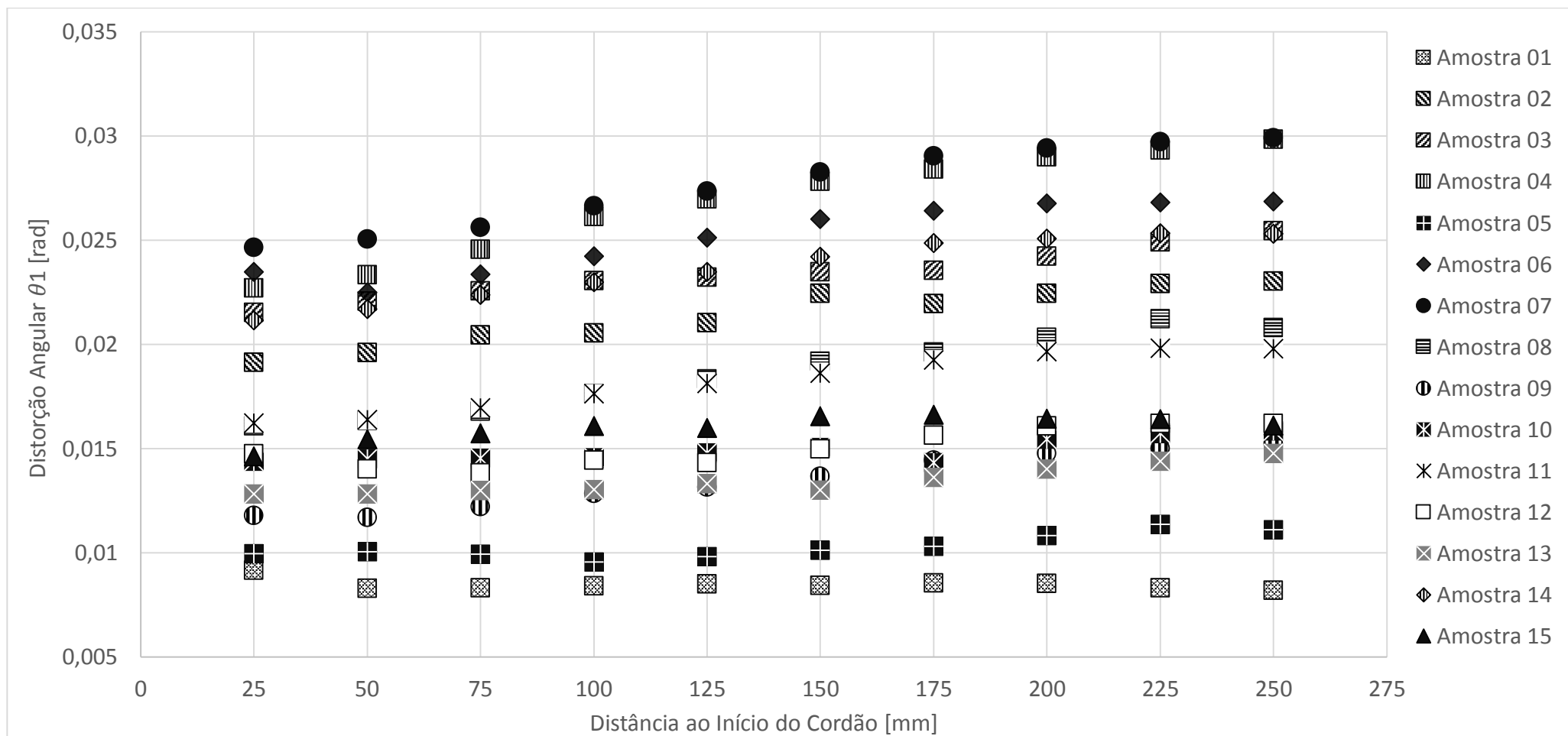


Figura D1- Distorção angular θ_1 em função da distância ao início do cordão.

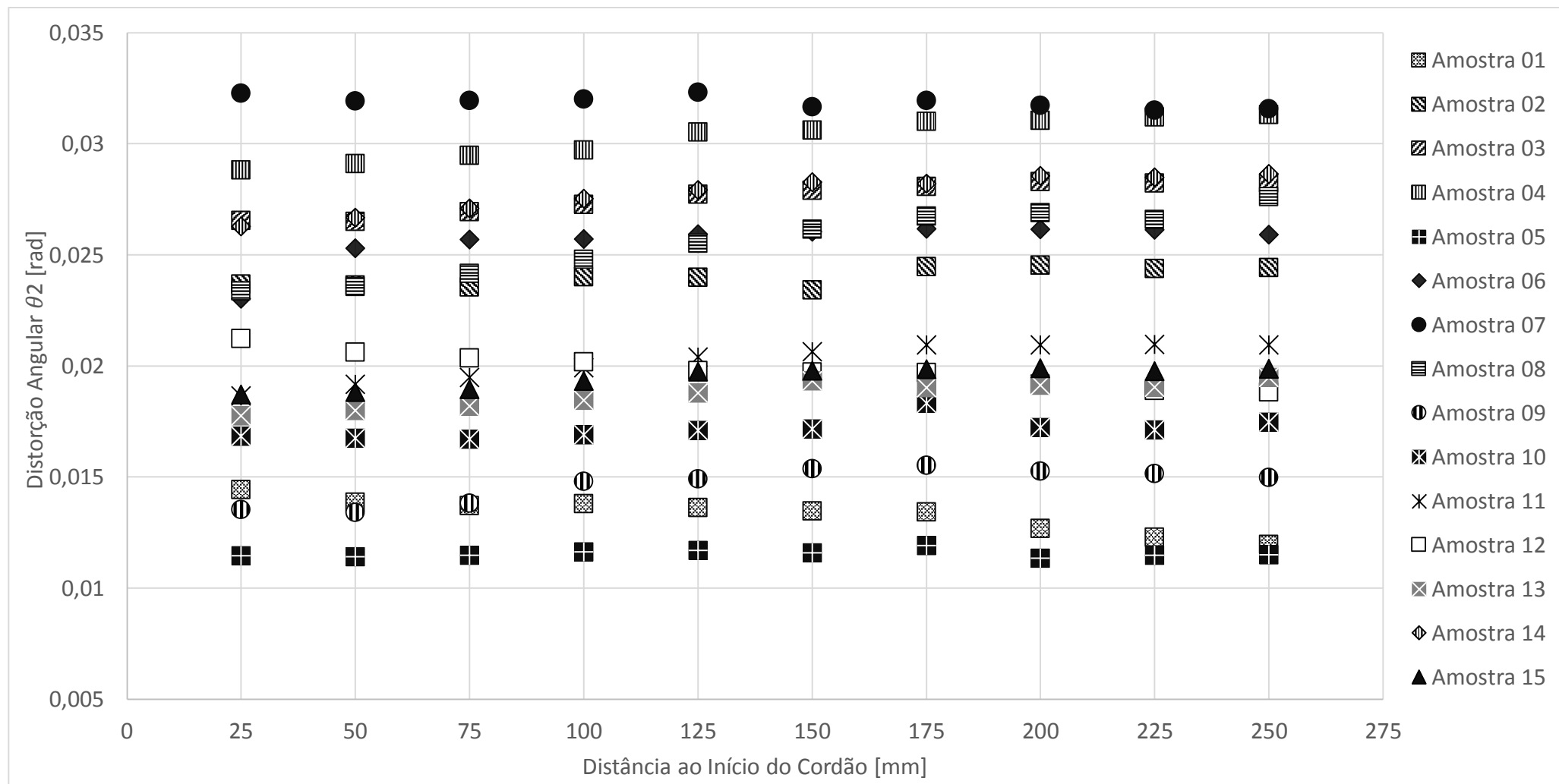


Figura D2- Distorção angular θ_2 em função da distância ao início do cordão.

APÊNDICE E

As Tabelas E1 até E6 trazem os valores de pico medido pelos termopares na Etapa A (Tabela E1) e na Etapa B (Tabela E2). As Tabelas E3 e E4 mostram os valores de temperatura de pico com mesma localização dos termopares utilizados nas Etapas A e B. Diferentes valores de temperatura de pico para o mesmo termopar (por exemplo termopar k1 da Etapa A e termopar k1 da Etapa B) ocorrem por o posicionamento variar devido à imprecisão do método de solda dos mesmos.

Tabela E1- Temperaturas de pico adquiridos pelos termopares do tipo K para a Etapa A do experimento.

	Termopar k1	Termopar k2	Termopar k3	Termopar k4	Termopar k5	Termopar k6
AMOSTRA 01	<u>167,472674*</u>	558,43276	723,212134	112,607052	729,205977	107,215123
AMOSTRA 02	409,21463	331,76214	609,982197	86,971595	521,262825	87,252057
AMOSTRA 03	427,384501	383,825687	358,217287	79,839878	472,591859	80,867141
AMOSTRA 04	532,521065	427,470889	652,751514	92,892513	687,205346	92,696921
AMOSTRA 05	268,497744	220,823801	347,671015	56,374753	284,86663	57,428424
AMOSTRA 06	470,87548	360,323456	483,037118	81,817602	410,007683	81,597279
AMOSTRA 07	499,330285	427,344812	504,51694	107,01282	622,868548	173,120401
AMOSTRA 08	493,243444	362,86269	382,378232	76,090486	282,937543	70,199073
AMOSTRA 09	675,11791	454,337692	629,429339	91,93616	478,493149	84,936729
AMOSTRA 10	326,797277	277,703915	393,198061	74,572454	521,165975	85,232388
AMOSTRA 11	297,715736	257,082213	282,951173	62,637284	284,595387	61,124796
AMOSTRA 12	683,483275	426,891942	525,921092	106,373177	505,395243	106,008502
AMOSTRA 13	320,836795	<u>135,04727*</u>	616,692544	70,258491	385,553397	69,970219
AMOSTRA 14	423,3231	338,15403	413,33008	83,548666	473,079557	75,954857
AMOSTRA 15	346,773413	246,973131	298,325329	67,31987	362,548291	74,223784

Tabela E2- Temperaturas de pico adquiridos pelos termopares do tipo K para a Etapa B do experimento.

	Termopar k1	Termopar k2	Termopar k3
AMOSTRA 01	573,884194	398,644014	448,617803
AMOSTRA 02	305,473124	242,553055	326,599525
AMOSTRA 03	361,283548	215,631546	305,004108
AMOSTRA 04	416,37257	313,706703	393,121632
AMOSTRA 05	188,941088	152,179287	186,526362
AMOSTRA 06	321,462335	231,145538	403,9679
AMOSTRA 07	322,761691	309,062884	436,406669
AMOSTRA 08	359,835773	234,617858	246,404239
AMOSTRA 09	512,627437	230,184172	408,355287
AMOSTRA 10	259,430863	211,250083	270,927754
AMOSTRA 11	275,800229	199,34371	206,94413
AMOSTRA 12	419,933752	312,629199	340,629327
AMOSTRA 13	243,89637	207,400523	251,293803
AMOSTRA 14	360,109799	261,559015	311,126389
AMOSTRA 15	284,267509	177,094499	213,622845

Tabela E3- Temperaturas de pico adquiridos numericamente para a Etapa A do experimento.

	K1	K2	K3	K4	K5	K6
AMOSTRA 01	625,7100513	610,1926385	454,4615621	97,61028939	391,1371122	95,38787337
AMOSTRA 02	332,9913771	332,9913771	323,3326559	79,56450176	371,4270768	76,66859415
AMOSTRA 03	382,247066	339,1304755	303,7599407	72,53528133	324,1613029	69,99423116
AMOSTRA 04	460,048997	347,4436255	399,8715348	82,41828102	373,0197864	79,62110575
AMOSTRA 05	244,1326995	192,6472724	208,9419878	51,31019365	207,4323423	50,24132728
AMOSTRA 06	409,2314949	289,4059415	320,5218505	72,53545875	312,3425067	69,62325548
AMOSTRA 07	270,7032855	304,7292395	377,4465587	91,50220718	443,7588144	87,68726751
AMOSTRA 08	506,0944476	282,2565542	310,4132838	64,78341522	235,3333448	62,29066164
AMOSTRA 09	575,7509655	332,4876457	362,0587398	75,09937045	273,502322	74,29066633
AMOSTRA 10	307,7955685	244,7856737	274,5226347	67,8875216	352,4832129	66,50194388
AMOSTRA 11	314,5202998	200,4020754	221,4973362	53,44031244	188,0937574	51,51945911
AMOSTRA 12	610,4403709	370,4325974	413,8944968	86,64234603	380,1854903	82,92732376
AMOSTRA 13	291,2372999	229,3664029	294,6767368	63,07221962	247,1004966	60,73871682
AMOSTRA 14	407,2601121	278,0695803	262,2378248	71,71504323	193,5593327	69,34207959
AMOSTRA 15	345,8805544	219,1462816	214,2047414	59,39544363	268,1523747	59,79795431

Tabela E4- Temperaturas de pico adquiridos numericamente para a Etapa B do experimento.

	K1	K2	K3
AMOSTRA 01	686,7246494	482,9177068	511,3497961
AMOSTRA 02	358,4531278	292,5873842	361,7675433
AMOSTRA 03	400,4840411	320,3695996	314,1897314
AMOSTRA 04	459,629816	349,4260405	421,2035315
AMOSTRA 05	244,6154113	187,6885619	194,0394753
AMOSTRA 06	409,9541691	291,5815315	312,2023649
AMOSTRA 07	484,7645086	376,7089619	*
AMOSTRA 08	506,0394213	289,6743426	302,6948154
AMOSTRA 09	562,3330351	430,7323571	390,6816365
AMOSTRA 10	307,5526396	253,0476725	281,841127
AMOSTRA 11	319,2197413	238,6333549	225,9459687
AMOSTRA 12	619,0076206	382,8587117	397,4881215
AMOSTRA 13	300,8026469	243,2060831	267,4413287
AMOSTRA 14	414,0259665	286,0845926	318,4591502
AMOSTRA 15	203,885329	133,7520691	140,7421718

*NOTA: NÃO ANOTADO CORRETO POSICIONAMENTO DO TERMOPAR

Tabela E5- Comparação em percentual valores experimentais e valores do modelo numérico.

	Etapa A (%)						Etapa B (%)		
	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1	K2	K3
Amostra 01	<u>273,62*</u>	9,27	-37,16	-13,32	-46,36	-11,03	-19,66	-21,14	-13,98
Amostra 02	-18,63	0,37	-46,99	-8,52	-28,74	-12,13	-17,34	-20,63	-10,77
Amostra 03	-10,56	-11,64	-15,20	-9,15	-31,41	-13,45	-10,85	-48,57	-3,01
Amostra 04	-13,61	-18,72	-38,74	-11,28	-45,72	-14,11	-10,39	-11,39	-7,14
Amostra 05	-9,07	-12,76	-39,90	-8,98	-27,18	-12,51	-29,47	-23,33	-4,03
Amostra 06	-13,09	-19,68	-33,64	-11,34	-23,82	-14,67	-27,53	-26,15	22,72
Amostra 07	-45,79	-28,69	-25,19	-14,49	-28,76	-49,35	-50,19	-21,89	<u>-*</u>
Amostra 08	2,61	-22,21	-18,82	-14,86	-16,82	-11,27	-40,63	-23,47	-22,84
Amostra 09	-14,72	-26,82	-42,48	-18,31	-42,84	-12,53	-9,70	-87,13	4,33
Amostra 10	-5,81	-11,85	-30,18	-8,96	-32,37	-21,98	-18,55	-19,79	-4,03
Amostra 11	5,64	-22,05	-21,72	-14,68	-33,91	-15,71	-15,74	-19,71	-9,18
Amostra 12	-10,69	-13,23	-21,30	-18,55	-24,77	-21,77	-47,41	-22,46	-16,69
Amostra 13	-9,23	<u>69,84*</u>	-52,22	-10,23	-35,91	-13,19	-23,33	-17,26	-6,43
Amostra 14	-3,79	-17,77	-36,55	-14,16	-59,09	-8,71	-14,97	-9,38	-2,36
Amostra 15	-0,26	-11,27	-28,20	-11,77	-26,04	-19,44	-28,28	-24,47	-34,12

NOTA: TERMOPARES COM FALHA DURANTE ETAPAS DO EXPERIMENTO

As Tabela E6 traz os valores de temperatura de pico para os termopares k7, k8, k9 e k10, conforme Figura 5.15.

Tabela E6- Picos de temperaturas para pontos localizados conforme a Figura 5.15.

	k7	k8	k9	k10
Amostra 01	992,69	600,4	692,46	650,12
Amostra 02	890,16	332,16	356,1	354,25
Amostra 03	627,19	359,7	397,35	390,54
Amostra 04	669,49	408,82	457,74	441,27
Amostra 05	697,56	231,69	243,51	242,66
Amostra 06	695,26	371,38	408,15	398,38
Amostra 07	686,77	426,1	480,42	470,45
Amostra 08	726,41	451,53	505,5	485,71
Amostra 09	727,67	582,74	544,01	582,74
Amostra 10	611,5	282,99	305,49	304,19
Amostra 11	634,06	298,12	321,59	315,17
Amostra 12	754	536,71	621,54	589,32
Amostra 13	662,3	279,41	299,54	295,52
Amostra 14	718,82	376,05	412,3	401,72
Amostra 15	661,65	317,32	343,81	340,55

APÊNDICE F

Abaixo são apresentados os gráficos de distorção angular em função do PST aproximados por um polinômio de 5º grau.

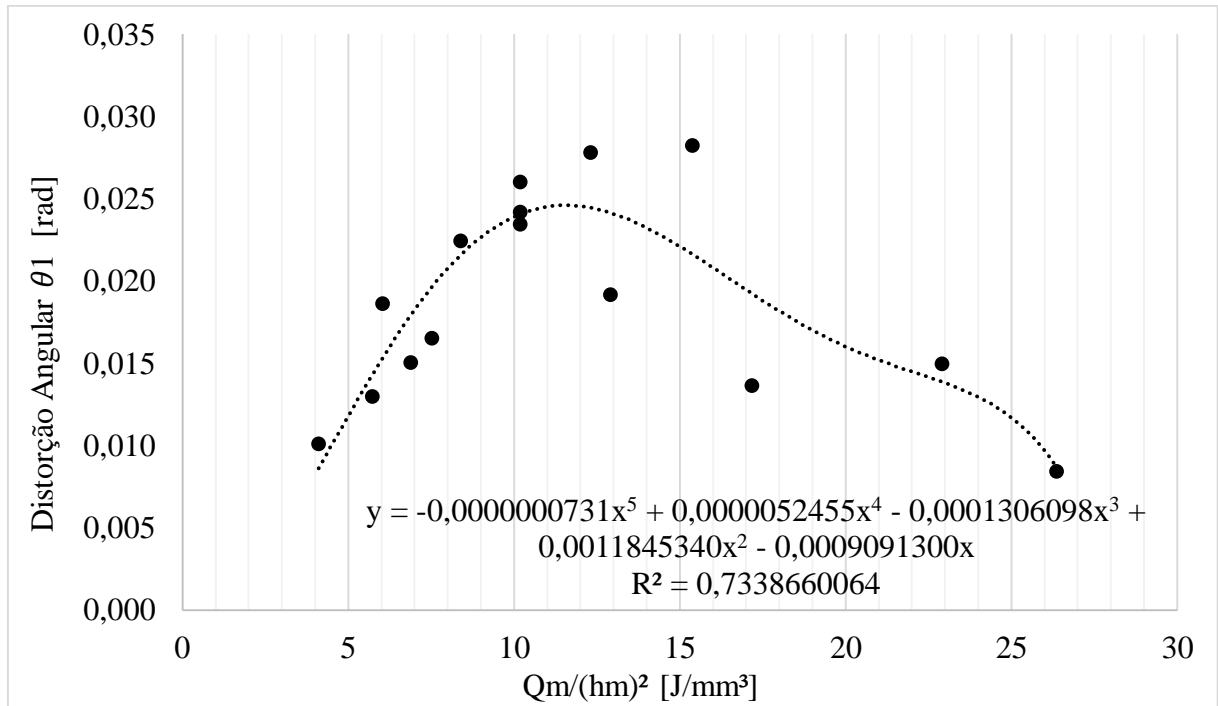


Figura F1- Distorção angular θ_1 em função do parâmetro PST aproximado por polinômio de 5º grau.

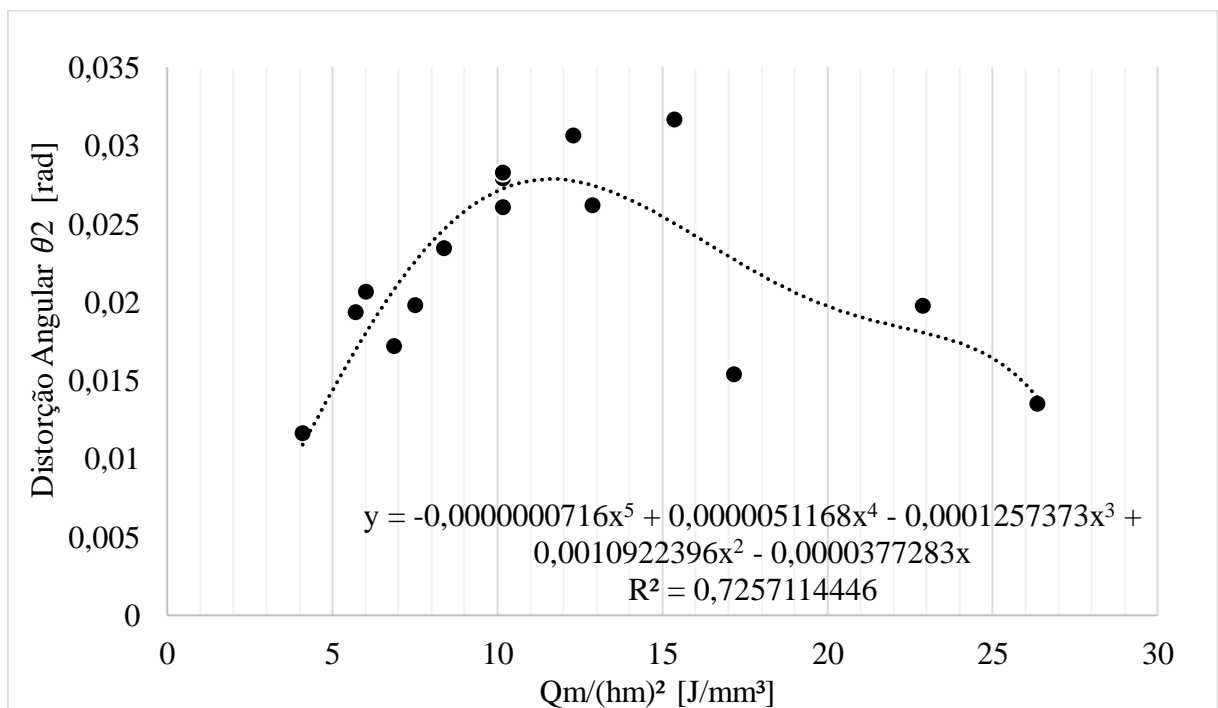


Figura F2- Distorção angular θ_1 em função do parâmetro PST aproximado por polinômio de 5º grau.

APÊNDICE G

As Figuras G1 até G3 mostram as superfícies de resposta gerada através da Equação de Regressão (Equação 5.1) para a combinação de energia de soldagem e espessura de aba identificados pela ANOVA como interação significativa na distorção angular θ_1 para espessura de aba 6,35 mm (Figura G1), 9,525 mm (Figura G2) e 12,70 mm (Figura G3). Esses gráficos serão utilizados na seção para gerar os gráficos de contorno mostrados nas Figura 5.5 e Figura 5.9.

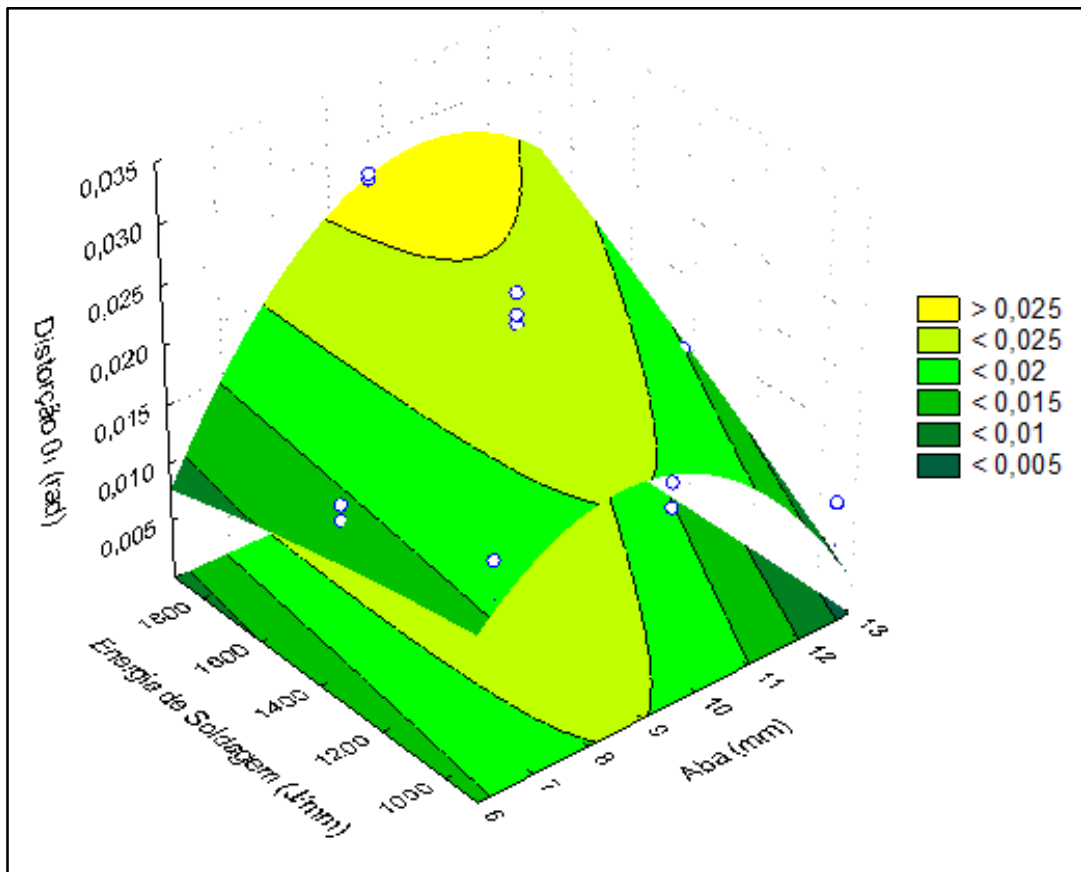


Figura G1- Efeito da interação Espessura da Aba x Energia de Soldagem (Aba = 6,35 mm) sobre a distorção angular θ_1 .

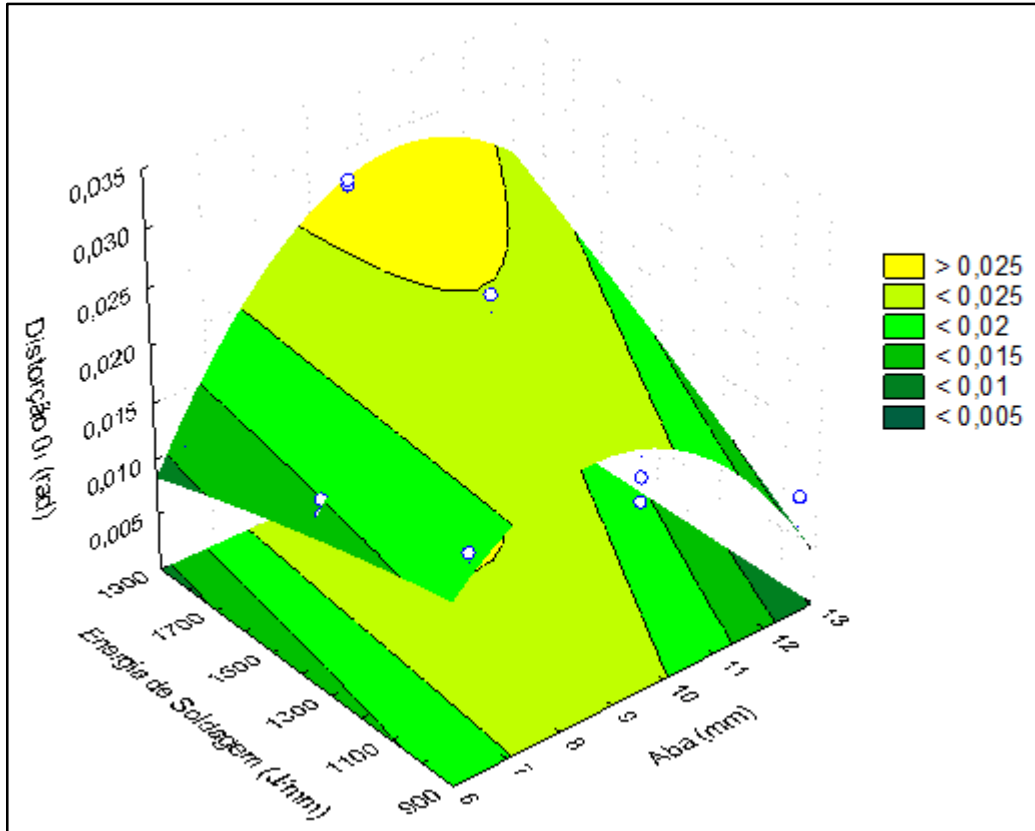


Figura G2- Efeito da interação Aba x Energia de Soldagem (Alma = 9,525 mm) sobre a distorção angular θ_1 .

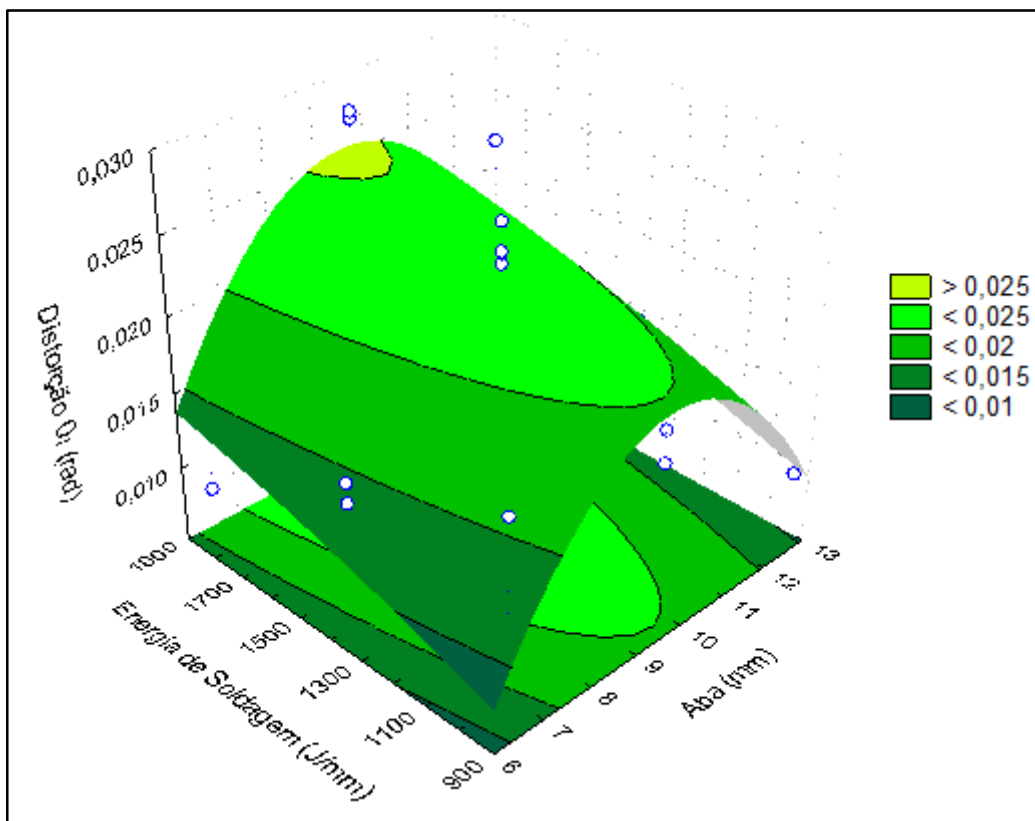


Figura G3- Efeito da interação Espessura da Aba x Energia de Soldagem (Alma = 12,70 mm) sobre a distorção angular θ_1 .

As Figuras G4 até G6 mostram as superfícies de resposta para os três fatores em estudo geradas através da Equação de Regressão (Equação 5.1) para a distorção angular θ_2 , para espessuras de alma 6,35 mm (Figura G4), 9,525 mm (Figura G5) e 12,70 mm (Figura G6).

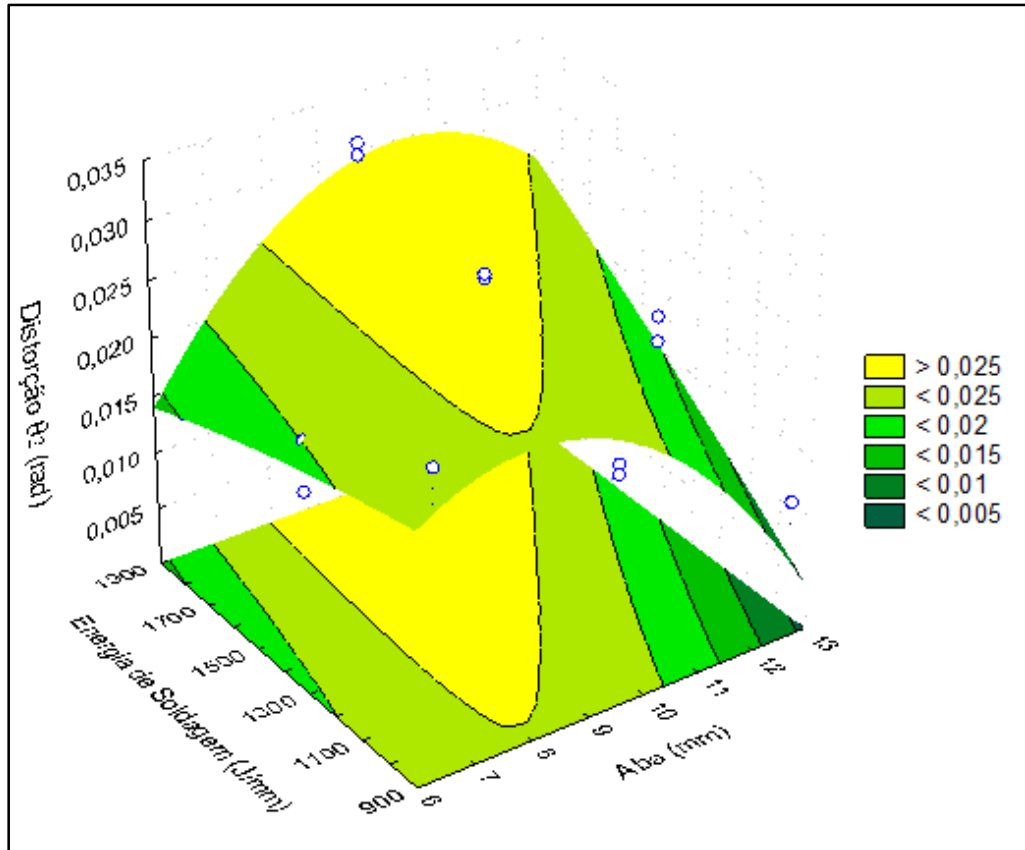


Figura G4- Efeito da interação Espessura da Aba x Energia de Soldagem (Alma = 6,35 mm) sobre a distorção angular θ_2 .

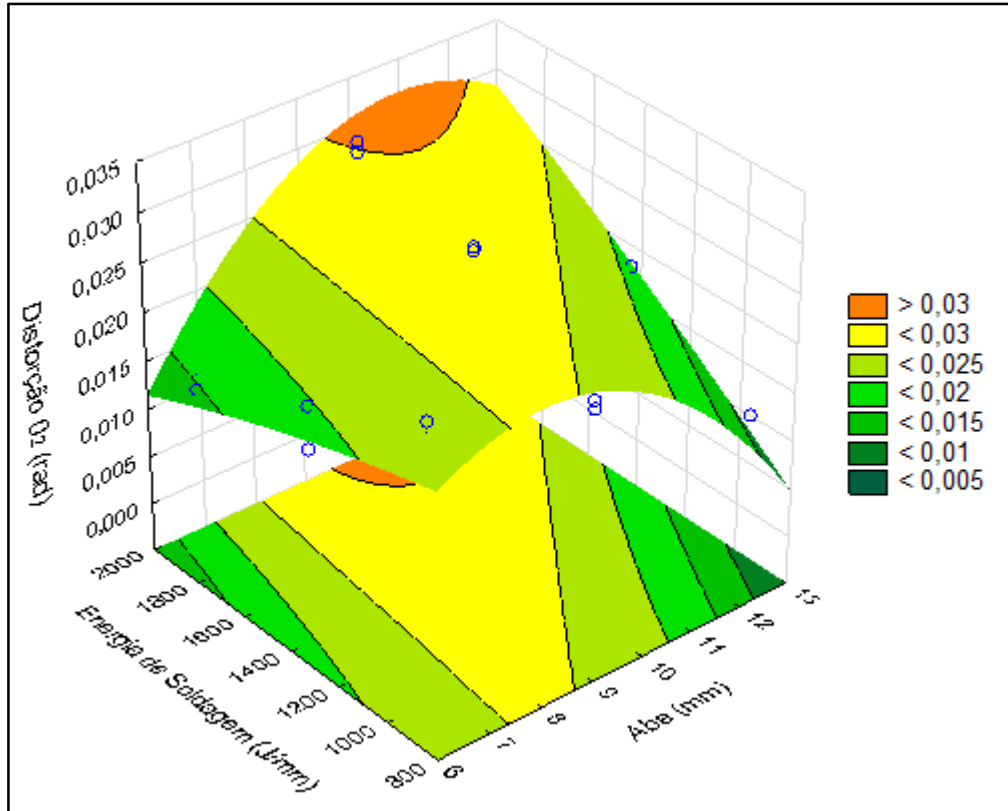


Figura G5- Efeito da interação Espessura da Aba x Energia de Soldagem (Alma = 9,525 mm) sobre a distorção angular θ_2 .

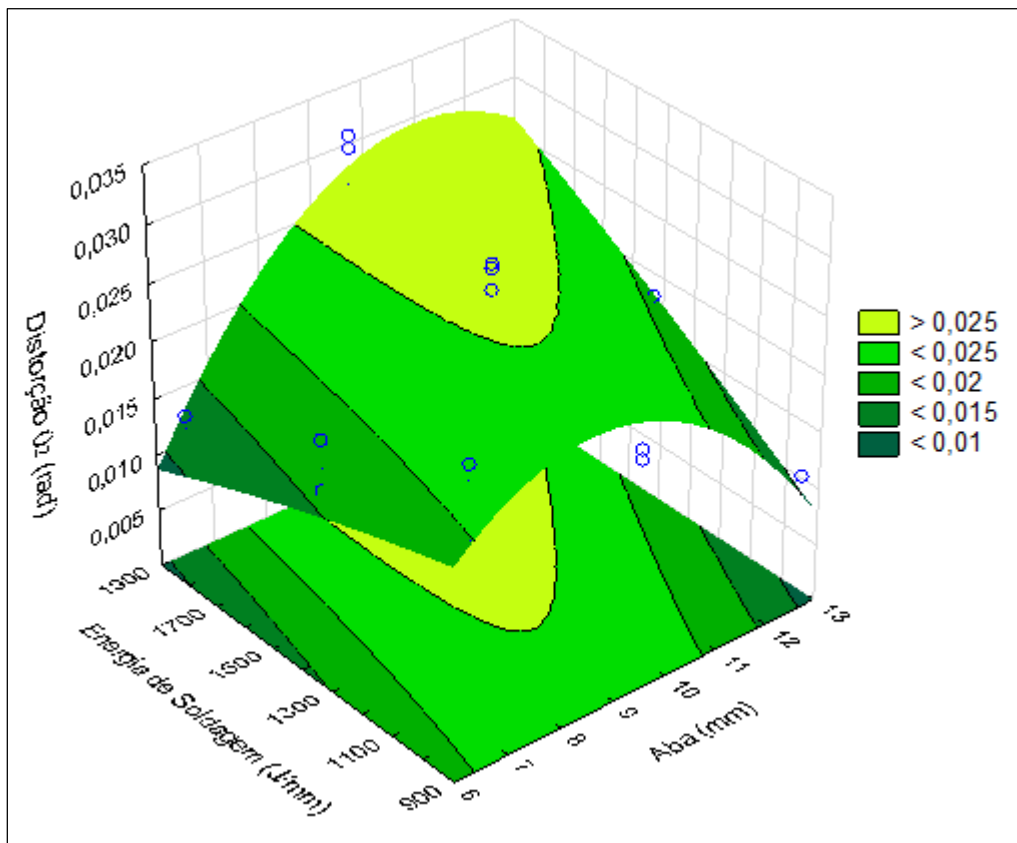


Figura G6- Efeito da interação Aba x Energia de Soldagem (Alma = 12,70 mm) sobre a distorção angular θ_2 .