

# Análise da Influência da Espessura de Aba, Espessura de Alma e Energia de Soldagem sobre as Distorções Angulares em Juntas em Ângulo de Filete

Dante Gageiro La Porta Neto<sup>1</sup>, Arnaldo Ruben Gonzalez<sup>1</sup>, José Antônio Esmerio Mazzaferro<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS, Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas, Porto Alegre, RS, Brasil.

Recebido: 20 Abr., 2017

Aceito: 05 Jul., 2017

E-mails: dantela.porta@hotmail.com

(DGLPN), ruben@mecanica.ufrgs.br

(ARG), mazza@ufrgs.br (JAEM)

**Resumo:** Este trabalho utilizou metodologia proposta por teorias de Projeto de Experimentos para quantificar 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. A Análise de Variância identificou como significativos o efeito da energia de soldagem, da espessura da aba e a interação dos fatores energia de soldagem e espessura da aba. Observou-se menores distorções para a combinação de maior energia de soldagem e menor espessura de aba, e para menor energia de soldagem e maior espessura de aba. Adicionalmente, 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 temperatura atingida de 425 °C em ponto na superfície inferior da aba e paralelo à margem do cordão.

**Palavras-chave:** Distorção angular; Box-Behnken; GMAW.

## Analysis of the Influence of Flange Thickness, Web Thickness and Heat Input on Angular Distortions in Fillet Joints

**Abstract:** This work uses a methodology proposed by Experimental Design theories to quantify the effect of heat input, flange thickness and web thickness on angular distortion in welded T-joints by the MIG / MAG process with short-circuit transfer mode. The analysis of Variance identified as significant the effect of the heat input, the thickness of the flange and the interaction of the factors of heat input and thickness of the flange. Minimum distortions were observed for the combination of higher heat input and lower flange thickness, and for lower heat input and higher flange thickness. Additionally, it was demonstrated 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 a temperature reached of 425 °C in point in the lower surface of the flange and parallel to the edge of the weld bead.

**Key-words:** Angular distortion; Box-Behnken design; GMAW.

### 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 por produzir uniões confiáveis, estanques e resistentes, e redução de peso quando comparado a outros métodos de união.

É importante o entendimento dos efeitos causados pelo elevado fluxo de energia sobre a integridade funcional dos componentes soldados devido a alterações metalúrgicas e dimensionais que surgem como consequência desta energia imposta, 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, segundo Bracarense et al. (2005), ao final da operação a peça fica submetida a tensões residuais que podem ser da ordem do limite de escoamento do material. Segundo Okumura e Taniguchi (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 juntas soldadas, tema deste estudo, acabam por diminuir a



efetividade de produção, gera custos com retrabalhos, aumento no tempo de produção, diminuição da qualidade visual dos componentes, podendo afetar a resistência estrutural da junta.

Quando a eficiência de fabricação é considerada, o controle das distorções em etapas de projeto das juntas é preferível àquelas adotadas durante e pós-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 à ocorrência de diferentes modos de distorção para uma dada junta.

De acordo com Masubuchi (1980), três fundamentais alterações dimensionais, que ocorrem durante a soldagem, causam distorções em estruturas: 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 em contração transversal, contração longitudinal, distorção angular, distorção rotacional da peça em seu plano, flexão longitudinal e flambagem estrutural, ilustradas na Figura 1.

Diversos estudos numéricos e experimentais buscam compreender as variáveis envolvidas na geração das distorções durante e pós-processo de soldagem, para então desenvolver técnicas para reduzir seus efeitos. Dentre os modelos numéricos, diversos métodos propostos garantem boa aproximação dos resultados aliado à redução no tempo de análise quando comparado aos modelos termo-elasto-plásticos, que tratam o problema como transiente não linear e necessitam de elevados tempos de análise. Uma alternativa a este método é desacoplar o modelo em análise térmica seguida de análise mecânica, resultando em menor tempo de processamento.

Seo e Jang (1999) apresentaram um modelo para prever distorções em grandes estruturas, mediante o método de elementos finitos em combinação com a teoria de deformação inerente e observações experimentais, concluindo que a zona de deformação inerente é alterada pela restrição da junta, pelo módulo de elasticidade do material e aporte térmico (referente ao processo e parâmetros de soldagem). O método de deformação inerente, proposto por Ueda et al. (2012), assume que as distorções que ocorrem na soldagem estão concentradas em uma zona específica da junta, ocasionadas por expansões e contrações plásticas devido às altas temperaturas destas regiões envolvidas na soldagem, estabelecendo temperatura mínima atingida durante o aquecimento (ou temperatura crítica) para que ocorram deformações plásticas e assim distorções em juntas soldadas. Com valores da deformação inerente, pode-se calcular distorções e tensões residuais em estruturas complexas através de simples análise elástica. Jang et al. (2007) e Jang e Lee (2003) utilizaram método da deformação inerente para prever distorção de blocos com mais de um enrijecedor. De acordo com Liang e Murakawa (2014), as deformações inerentes podem ser obtidas via elementos finitos através de análise termo-elasto-plástica, ou experimentalmente via análise inversa demonstrada pelos autores. Wang et al. (2011) comprovaram que o método de deformações inerentes é eficiente para prever o comportamento de distorções em grandes estruturas, mostrando diferenças no modo e magnitude das distorções resultantes entre as formulações de pequenas e grandes deformações.

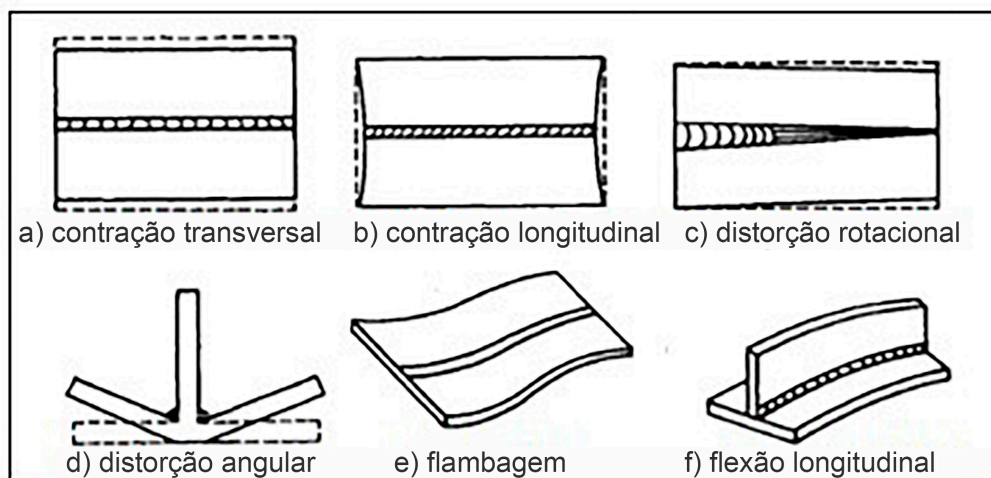


Figura 1. Tipos de distorção na soldagem (Masubuchi, 1980).

Okano et al. (2011) investigaram numericamente o efeito da distribuição de energia do arco elétrico na distorção angular em solda sobre a chapa realizada pelo processo TIG ao variar tensão, corrente e velocidade de soldagem. Tsai et al. (1999) trazem um estudo via elementos finitos sobre o mecanismo de distorção e o efeito da sequência de soldagem em estrutura painel de uso em módulos fabricado em chapas finas de alumínio. Deng et al. (2007) observaram através de comparações numérica e experimental de duas juntas de filete com diferentes espessuras de aba, que a distorção angular aumenta com a distância ao ponto inicial do cordão de solda. Embora o experimento tenha sido realizado com mesma energia de soldagem, os modelos analisados tiveram diferentes distorções angulares, concluindo que o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba é o principal fator que governa a distorção angular em juntas de filete. Neste sentido, o autor relaciona os valores de picos de temperatura à rigidez oferecida pela seção através da alteração das propriedades mecânicas. Ainda, cita a possível influência da contração do metal de solda na distorção angular. O método da “contração de volume” (*shrinkage volume approach*) proposto por Bachorski et al. (1999) assume que a principal força que rege a distorção é a contração do metal de solda desde altas temperaturas até a temperatura ambiente. Essas forças de contração são suportadas e absorvidas pelo material de base, surgindo então as distorções e tensões residuais, tendo como responsável uma deformação térmica constante e linear. Por adotar deformações elasto-plásticas e comportamentos não lineares como lineares, o modelo só é capaz de prever a distorção final, estimando valores de tensões residuais não condizentes com o real. Teng et al. (2001) empregaram um modelo numérico para investigar tensões e distorções em junta de filete de metal de base SAE 1020. Para as condições analisadas, observou-se que maiores espessuras de aba geram aumento das tensões residuais na margem do cordão de solda através do acréscimo na restrição interna ao movimento imposta pela seção. Com relação à penetração, o autor aponta que a maior penetração está relacionada com maiores energias, causando aumento na largura da zona afetada pelo calor (ZAC), menor variação de temperatura ao longo da espessura, menores tensões residuais e distorções angulares.

Além de modelos para prever distorções, soluções para reduzi-las também são testadas numericamente. Mikami et al. (2009) utilizaram como metal de adição um arame de baixa de temperatura de transformação, observando menores distorções angulares quando comparado ao convencional por efeito volumétrico durante a solidificação. Sadat et al. (2012) comprovaram, via modelo numérico, o efeito do pré-aquecimento de uma junta de filete na distorção final da mesma, para diferentes valores de diâmetro de eletrodo e níveis de energia. Okumoto et al. (2000) investigaram a distorção angular em juntas de filete para diferentes metais de base, indicando a pressão necessária para corrigir tal distorção em razão da espessura da aba da junta através de um equipamento desenvolvido para tal aplicação. Deo e Michaleris (2003) estudaram a flambagem em juntas soldadas, mostrando que se as tensões residuais compressivas resultantes da soldagem (características para ponto distantes ao cordão de solda) forem maiores que a resistência à flambagem que a seção oferece (tensão crítica de flambagem estrutural), a estrutura apresentará esse modo de distorção. Ainda, através do método *Transient Thermal Treatment* (método utilizado para corrigir distorções através de aplicação manual de fonte de calor por tocha ou chama, o qual insere tensões de tração no local onde a energia é aplicada), é possível reduzir as tensões compressivas para valores inferiores ao valor crítico à flambagem. Nesse sentido, Wang et al. (2011) concluíram que o método *line heating* é eficiente no controle de magnitude das distorções.

Referindo-se às equações analíticas, Masubuchi (1980) relaciona a massa de metal de adição depositado por unidade de comprimento de cordão de solda, espessura da aba e distorção angular para o aço e o alumínio. Adamczuk et al. (2017) desenvolveram, mediante observações experimentais, uma metodologia para prever distorções angulares em junta de topo com chanfro em V para soldas multipasse. Farkas e Jármai (2007) propuseram um método para o cálculo de deflexão longitudinal de vigas de seção constante e variável, e cordões depositados excentricamente (excentricidade entre centro de massa do cordão de solda e centro de massa da junta), trazendo também formulações baseadas na mecânica elástica onde aproxima a tensão necessária para deformar a aba de forma a compensar a distorção causada pela soldagem. Satoh e Terasaki (1976), analisaram a distorção angular em soldas depositadas sobre a chapa com diferentes energias de soldagem e espessuras de chapa, e demonstraram que a distorção angular para materiais de mesma composição química e temperaturas iniciais podem ser comparadas através da relação  $Q/h^2$ , onde  $Q$  é a energia de soldagem [J/mm] (Equação 1-  $U$  tensão do arco elétrico [V],  $I$  é a corrente de soldagem [A] e  $v$  é a velocidade de soldagem [mm/s]) e “ $h$ ” é a espessura da chapa [mm]. Tratando-se de união de juntas de filete, a energia de soldagem dissipa-se por condução através da aba e alma. Cottrell (1953) indicou a relação que aproxima a parcela de energia conduzida pelas partes através das Equações 2 e 3 sem considerar as perdas para o ambiente, onde  $Q$  é a energia de soldagem imposta à junta [J/mm],  $Q_m$  é a parcela

da energia de soldagem conduzida pela aba,  $Q_a$  é a parcela da energia de soldagem conduzida pela alma,  $h_m$  é a espessura da aba [mm] e  $h_a$  é a espessura da alma [mm]:

$$Q = \frac{U \cdot I}{v} \quad (1)$$

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

$$Q_a = Q \cdot \frac{2h_a}{2h_a + h_m} \quad (3)$$

O planejamento de experimentos Box-Behnken é um projeto com três níveis fatoriais incompletos, obtido pela combinação de projetos  $2^2$  fatoriais blocados e contendo todas as combinações dos três fatores, podendo ser aplicado na metodologia da superfície de resposta (MSR) (Montgomery 2013). Considerando um experimento com três fatores e três níveis, são realizados 15 experimentos, sendo 12 relacionados às combinações de valores máximos ou mínimos de dois fatores, mais um fator em seu nível médio, e três ensaios considerando a combinação dos valores médios para os três fatores (ponto central). O projeto Box - Behnken não contém nenhum ponto nos vértices da região cúbica criada pelos limites superior e inferior para cada variável. Isso pode ser vantajoso quando os pontos nos vértices do cubo representam combinações de níveis de fator que são impossíveis de testar devido a restrições de processos físicos ou proibitivamente dispendiosas. Os “vértices perdidos” são úteis quando se deseja evitar a combinação de fatores nos valores extremos. Além disso, o projeto de experimentos Box-Behnken tem como benefício a relação que é gerada através de um modelo de regressão não linear quadrático, conforme a Equação 4, onde  $y$  é a variável-resposta,  $x_1$ ,  $x_2$  e  $x_3$  os fatores controláveis,  $\beta_0$  a intercepção e  $\beta_1$  a  $\beta_{33}$  os coeficientes de regressão.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{13} x_1 x_3 + \beta_{23} x_2 x_3 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{33} x_3^2 \quad (4)$$

O objetivo deste trabalho é avaliar a influência da espessura da aba, espessura da alma e energia de soldagem sobre a distorção angular em juntas de filete soldadas pelo processo MAG convencional, com modo de transferência metálica curto-circuito, buscando estabelecer condições de soldagem que resultem em mínima distorção angular. Para avaliação, procedeu-se a Análise de Variância das distorções angulares obtidas pela aplicação do projeto de experimentos Box-Behnken. Adicionalmente, através de um modelo numérico desenvolvido paralelamente a este estudo, buscou-se obter as temperaturas de pico para pontos próximos ao cordão de solda para verificar a relação entre o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba e a distorção angular em juntas em ângulo de filete.

## 2. Materiais e Métodos

No experimento foram utilizadas chapas de aço AISI A36 e a composição química se mostra na Tabela 1.

A soldagem dos corpos de prova foi feita pelo processo MAG convencional com corrente contínua e eletrodo positivo (CCEP) utilizando o robô *Yaskawa Motoman Robotics* modelo MA1400 para a condução da tocha MAG. 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 preliminarmente, visando dessa forma obter cordões de solda sem defeitos, com penetração de raiz, níveis aceitáveis de salpicos e

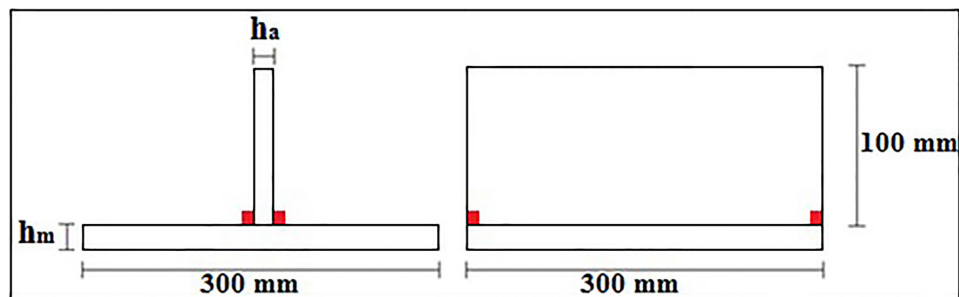
**Tabela 1.** Composição química ASTM A36 para chapas de espessura até 19,05 mm ( $\frac{3}{4}$ ”).

C máx %	Mn máx %	P máx %	S máx %	Si máx %	Cu max %
0,25	-	0,04	0,05	0,40	0,20

mordeduras (AWS D1.1 4.9.1.1 indica que a máxima profundidade de mordedura não deve ser maior que 1,00 mm). Foram monitorados os oscilogramas de tensão e corrente de soldagem com auxílio do Sistema de Aquisição Portátil SAP 4.01 (IMC Soldagem) e logo realizadas as macrografias dos corpos de prova.

Dois projetos de experimentos Box-Behnken (nomeados Etapa A e Etapa B do experimento) 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. Em cada Etapa são analisados três fatores utilizando o 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.

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 (distorção máxima) em gráficos da distorção angular em função da energia por espessura da aba ao quadrado próximo a  $10 \text{ J/mm}^3$ , de acordo com os estudos de Satoh e Terasaki (1976), aproximando a energia conduzida pela aba da junta pela Equação 2 proposta por Cottrell (1953). Assim, as dimensões gerais dos corpos de prova estão ilustradas na Figura 2, com espessuras da aba ( $h_m$ ) e alma ( $h_a$ ) 6,35 mm, 9,52 mm e 12,70 mm. Os corpos de prova (juntas de filete) foram preparados e ponteados para manter a ortogonalidade entre os componentes (aba e alma) e abertura de raiz nula.



**Figura 2.** Dimensões gerais dos corpos de prova. Em vermelho, posições onde os corpos de prova foram ponteados.  $h_a$  = espessura da alma;  $h_m$  = espessura da aba.

A variação da energia de soldagem 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 aproximadamente 25,10 V (SAP) e velocidade de alimentação de arame em 6 m/min, resultando em corrente média de 219 A (SAP). Portanto, através da Equação 1, utilizou-se como energia de soldagem 1860 J/mm, 1385 J/mm e 910 J/mm. Durante a soldagem dos corpos de prova, foi utilizado o sistema desenvolvido pela IMC para verificação dos parâmetros elétricos de soldagem, assegurando os níveis de energias conforme planejado. A Tabela 2 mostra os valores dos níveis dos fatores empregados.

**Tabela 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): $E (x_3)$	910	1385	1860

Na Tabela 3 se apresenta a sequência de soldagem dos corpos de prova aleatorizada de acordo com a combinação dos níveis dos fatores controláveis.

As distorções angulares das juntas soldadas foram medidas com um sistema automatizado de medição por coordenadas (MMC) ZEISS® CONTURA G2 nas seguintes etapas: a) depois do ponteamto das chapas, prévia à realização dos cordões de solda; b) após a realização do primeiro cordão de solda (Etapa A do experimento-segundo a sequência apresentada na Tabela 3); c) depois de realizado o segundo cordão de solda (Etapa B do experimento-segundo

**Tabela 3.** Sequência e combinação dos fatores de acordo com o projeto de experimentos Box-Behnken para a soldagem dos corpos de prova.

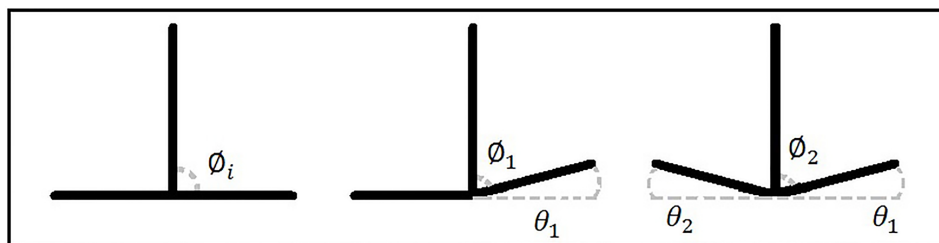
Sequência	Espessura da Aba [mm]	Espessura da Alma [mm]	Energia de Soldagem[J/mm]
1	6,35	9,525	1860
2	12,7	9,525	1860
3	9,525	9,525	1385
4	9,525	12,7	1860
5	12,7	9,525	910
6	9,525	9,525	1385
7	9,525	6,35	1860
8	6,35	9,525	910
9	6,35	12,7	1385
10	12,7	6,35	1385
11	9,525	12,7	910
12	6,35	6,35	1385
13	12,7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

a sequência apresentada na Tabela 3). A MMC pertence ao Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF – UFRGS) exibida na Figura 3c, que segundo o fabricante conta com um volume de medição de 1000 x 1200 x 600 mm e tolerância de medição de  $\pm 1,9 \mu\text{m}$ . Através do mapeamento pelo apalpador e armazenamento das coordenadas de 6 linhas na aba da junta (linhas de cor azul na Figura 3a) e duas linhas na alma (linhas de cor vermelho na Figura 3a), é possível, através de relações geométricas, a obtenção da distorção decorrente do processo de soldagem.



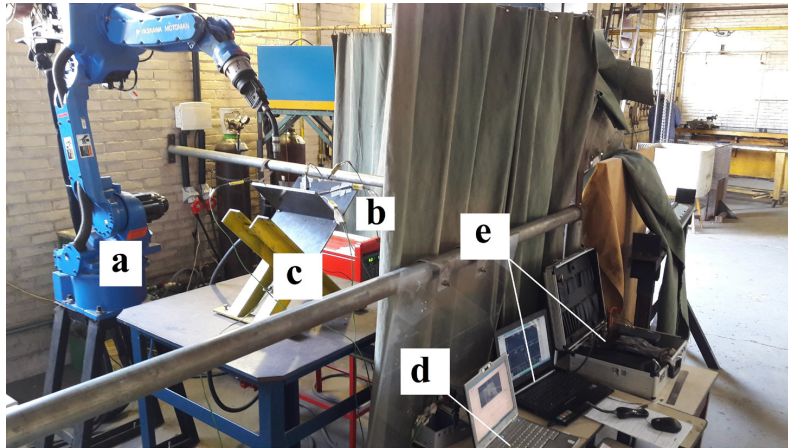
**Figura 3.** (a) em azul e vermelho se mostra as linhas de mapeamento de coordenadas dos corpos de prova; (b) e (c) medições sendo realizadas.

Os ângulos são medidos em cada uma das três etapas e estão ilustrados na Figura 4, onde  $\theta_n$  refere-se à distorção angular da aba, e  $\phi_n$  ângulo formado entre alma e aba medido pelo lado do cordão 01.



**Figura 4.** Ângulos  $\theta$ -distorção angular da aba,  $\phi$ -ângulo entre alma e aba medido pelo lado do cordão 01.

As amostras foram soldadas na posição de soldagem plana (1F) com a utilização de um suporte 45 graus, conforme ilustrado na Figura 5, com mesmo sentido de deslocamento para ambas as Etapas do experimento. 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 o gás de proteção Ar + 25%CO<sub>2</sub> 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 5.** Ambiente e instrumentação de análise. (a) robô *Motoman*; (b) fonte de soldagem; (c) corpo de prova em resfriamento; (d) sistema de aquisição do ciclo térmico; (e) sistema SAP de aquisição.

Uma vez realizada a Etapa A do experimento na sequência mostrada pela Tabela 3, foram medidas as distorções angulares  $\theta_1$  das amostras. Para realizar a Etapa B do experimento, aplicou-se novamente o projeto de experimentos Box-Behnken com os fatores da Tabela 3, logo mediu-se as distorções angulares  $\theta_2$ , conforme procedimento ilustrado na Figura 3 e Figura 4.

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 de filete de aço ao carbono, as variáveis respostas definidas foram: distorção angular  $\theta_1$  rad e distorção angular  $\theta_2$  rad. Na Tabela 4 encontram-se os objetivos para a otimização da característica desejada.

**Tabela 4.** Objetivo das Variáveis Resposta.

Variável Resposta	Objetivo / alvo
Distorção angular $\theta_1$ rad	Minimizar
Distorção angular $\theta_2$ rad	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 obtidos 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.

### 3. Resultados e Discussão

Na Tabela 5 se apresentam os valores medidos de distorção angular  $\theta_1$  e  $\theta_2$ , e ângulo formado entre alma e aba da junta, medido conforme apresentado na Figura 4.

Tabela 5. Matriz do Planejamento do Experimento Box-Behnken e valores da distorção conforme Figura 4.

Sequência	Fatores			Variáveis Respostas				
Amostra	$h_m$ (mm)	$h_a$ (mm)	$Q$ (J/mm)	Distorção $\theta_1$ rad	Distorção $\theta_2$ rad	$\varnothing_i$ [graus]	$\varnothing_1$ [graus]	$\varnothing_1$ [graus]
1	6,35	9,525	1860	0,00842818	0,01347661	89,98	89,78	89,75
2	12,70	9,525	1860	0,02243878	0,02342773	89,91	88,52	88,88
3	9,525	9,525	1385	0,02345590	0,02790275	90,02	88,69	88,85
4	9,525	12,70	1860	0,02779867	0,03062448	90,17	88,56	88,53
5	12,70	9,525	910	0,01010429	0,01159573	90,00	89,16	89,58
6	9,525	9,525	1385	0,02601156	0,02604898	90,14	88,70	88,87
7	9,525	6,35	1860	0,02824656	0,03167002	90,29	89,49	89,21
8	6,35	9,525	910	0,01917912	0,02616694	89,91	88,94	88,99
9	6,35	12,70	1385	0,01366460	0,01538258	88,93	89,09	89,16
10	12,70	6,35	1385	0,01503091	0,01716930	90,20	89,42	89,78
11	9,525	12,70	910	0,01861854	0,02064571	89,74	88,69	88,78
12	6,35	6,35	1385	0,01497773	0,01973984	89,7	89,23	88,95
13	12,70	12,70	1385	0,01298547	0,01934465	89,94	88,94	89,18
14	9,525	9,525	1385	0,02418632	0,02828393	90,33	88,99	89,13
15	9,525	6,35	910	0,01654010	0,01979515	90,28	89,45	89,89

Nota:  $\varnothing_i$  - ângulo inicial entre aba e alma;  $\varnothing_1$  - ângulo entre aba e alma após depositar cordão 01;  $\varnothing_2$  - ângulo entre aba e alma após depositar cordão 02.

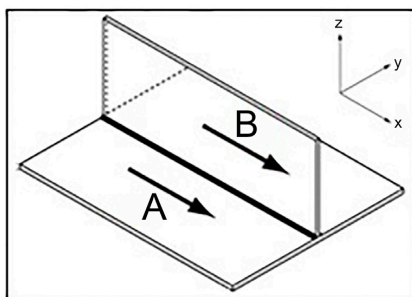


Figura 6. Etapas do Experimento: Etapa A (Soldagem do cordão 01) e Etapa B (Soldagem do cordão 02). Setas indicam sentido de soldagem.

Na Figura 7 se apresenta os valores obtidos das distorções angulares  $\theta_1$  e  $\theta_2$  da aba em gráficos de barras.

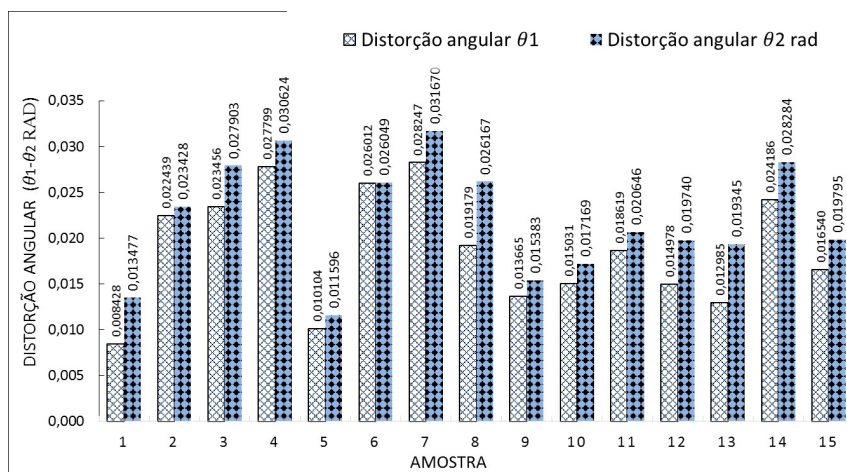


Figura 7. Valores observados das distorções angulares  $\theta_1$  e  $\theta_2$  (rad) para cada combinação de fatores da Tabela 4.



Observa-se maiores distorções angulares das abas nas amostras soldadas na Etapa B do experimento, com ângulos de distorção variando entre 0,00842818 [rad] e 0,02824656 [rad] para  $\theta_1$ , e 0,01159573 [rad] 0,03167002 [rad] para  $\theta_2$ . Percebe-se ainda na Tabela 5 que o ângulo  $\varnothing$  (Figura 4) 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.

Para avaliar o efeito dos fatores principais ( $h_m$ ,  $h_a$  e Q) e suas interações sobre a distorção angular  $\theta_1$  e  $\theta_2$  foi aplicada a análise de variância (ANOVA) para cada variável-resposta (distorção angular) apresentada na Tabela 5. 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 foram processados através do software Minitab®, para realizar a ANOVA e determinar a influência dos fatores e/ou interações sobre as respostas, distorção angular  $\theta_1$  e distorção angular  $\theta_2$ , 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.

### 3.1. Distorção angular $\theta_1$ (rad)

Na Tabela 6, a partir da ANOVA dos fatores principais e interações, pode observar-se que a aba, a energia de soldagem e a interação entre esses fatores são significativos (valor-p < 0,05) sobre a distorção angular  $\theta_1$ .

**Tabela 6.** Análise de Variância dos fatores Espessuras da Aba e da Alma, e Energia de Soldagem sobre a distorção angular  $\theta_1$  rad.

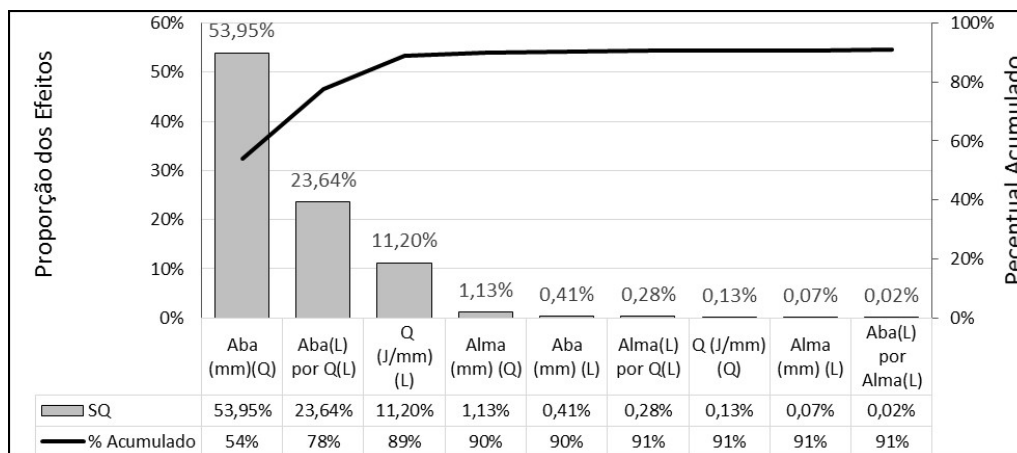
Fator	SS	df	MS	F	valor-p	Significância	Proporção %
Aba (mm)(L)	0,000002322	1	0,000002322	1,3400	0,366604	Não-Signif.	0,41
<b>Aba (mm)(Q)</b>	<b>0,000304081</b>	<b>1</b>	<b>0,000304081</b>	<b>175,492</b>	<b>0,00565</b>	<b>Significativo</b>	<b>53,95</b>
Alma (mm)(L)	0,000000373	1	0,000000373	0,2154	0,688176	Não-Signif.	0,07
Alma (mm)(Q)	0,000006352	1	0,000006352	3,6658	0,195633	Não-Signif.	1,13
<b>E (J/mm)(L)</b>	<b>0,000063113</b>	<b>1</b>	<b>0,000063113</b>	<b>36,4242</b>	<b>0,026373</b>	<b>Significativo</b>	<b>11,20</b>
E (J/mm)(Q)	0,000000711	1	0,000000711	0,4101	0,587498	Não-Signif.	0,13
Aba(L) por Alma(L)	0,000000134	1	0,000000134	0,0774	0,807007	Não-Signif.	0,02
<b>Aba(L) por E(L)</b>	<b>0,000133234</b>	<b>1</b>	<b>0,000133234</b>	<b>76,8925</b>	<b>0,012757</b>	<b>Significativo</b>	<b>23,64</b>
Alma(L) por E(L)	0,000001596	1	0,000001596	0,9209	0,438512	Não-Signif.	0,28
Lack of Fit	0,000053554	3	0,000017851	10,3024	0,089766		
Pure Error	0,000003465	2	0,000001733				
Total SS	0,000563614	14					

Nota: Fator (unidade)(grau); (L) Efeito linear; (Q) Efeito quadrático.

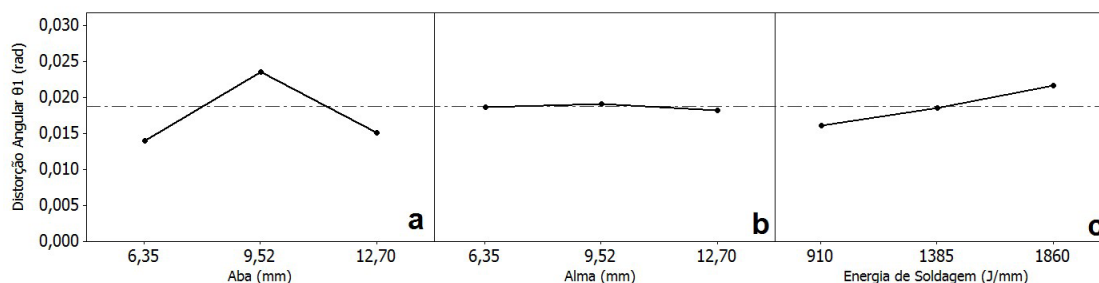
Na Figura 8 se mostra a proporção dos efeitos dos fatores principais e interações, que pode ser interpretada como o efeito da variação do fator principal e a interação sobre a resposta (distorção angular  $\theta_1$ ). É possível observar que o fator espessura da aba (termo quadrático) desempenha a maior 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  $\theta_1$ , totalizando aproximadamente 90% dos efeitos.

As Figuras 9a-c mostram a média aritmética das distorções angulares  $\theta_1$  observadas para a Etapa A do experimento em função da variação dos níveis dos fatores principais.

Na Figura 9a, 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  $\theta_1$  observadas. Quando este nível é alterado do médio (9,525 mm) para o alto (12,70 mm), observa-se uma diminuição no valor da resposta (distorção angular  $\theta_1$ ).



**Figura 8.** Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular  $\theta_1$  rad.



**Figura 9.** Gráficos dos efeitos principais dos fatores controláveis (a- espessura da aba; b- espessura da alma; c- energia de soldagem) versus distorção angular  $\theta_1$  para a Etapa A do experimento.

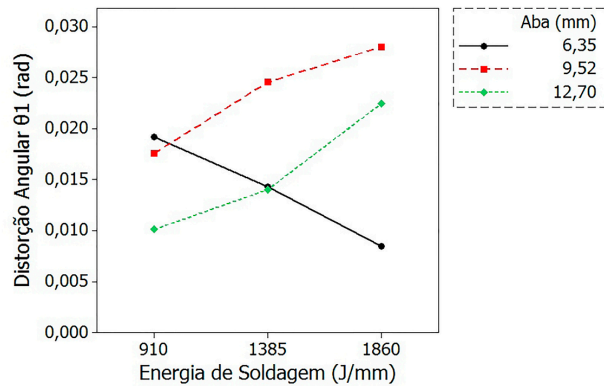
A magnitude deste comportamento demonstra que a variação na espessura da aba possui efeito significativo sobre a resposta. A ANOVA indica que a espessura de aba possui efeito quadrático sobre a distorção angular  $\theta_1$ .

A Figura 9b mostra o efeito da variação da espessura da alma ( $h_a$  - mm) na média aritmética da distorção angular  $\theta_1$  das amostras. Observa-se que a espessura da alma não tem efeito significativo sobre a distorção angular  $\theta_1$ , que pode ser verificado no valor-p > 0,05 da Tabela 6.

A Figura 9c demonstra que a variação da energia de soldagem (Q - J/mm) possui relação linear com a resposta (distorção angular  $\theta_1$ ), observando que, para as condições estudadas, o aumento na energia de soldagem causa maiores valores de distorções angulares  $\theta_1$ . Portanto, o fator energia de soldagem possui efeito significativo (valor-p < 0,05) segundo a ANOVA com relação linear na resposta.

Visando obter menores distorções angulares em juntas de filete, através da Figura 9 podemos concluir que este objetivo 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 aba. Porém, como observado na Tabela 6, 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.

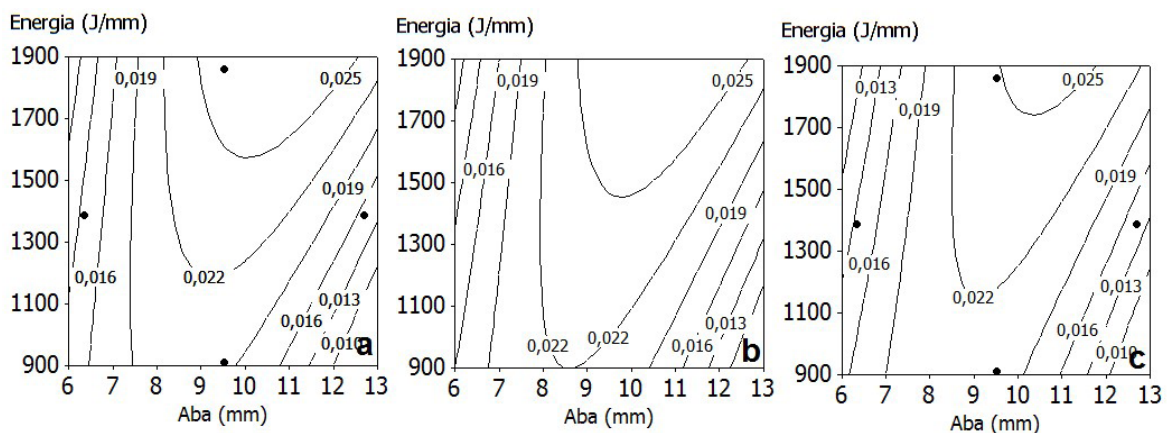
A Figura 10 apresenta o gráfico da média aritmética da distorção angular  $\theta_1$  em função da interação ( $h_m$  [mm] por Q [J/mm]) determinada a partir da Tabela 6 da ANOVA. Pode-se analisar que:



**Figura 10.** Distorção angular  $\theta_1$  rad em função da interação significativa - espessura da aba por energia de soldagem.

- 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  $\theta_1$  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  $\theta_1$ , conforme as Figuras 11a-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 11b se observa a maior área de distorção máxima ( $\theta_1 > 0,025$  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 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 11.** Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular  $\theta_1$  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.

A interação da espessura da aba e energia de soldagem ( $h_m$  e Q) pode ser observada nas Figuras 11a-c ao fixar em um determinado valor de energia e observar os valores de distorção angular  $\theta_1$  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.

### 3.2. Distorção angular $\theta_2$ [rad]

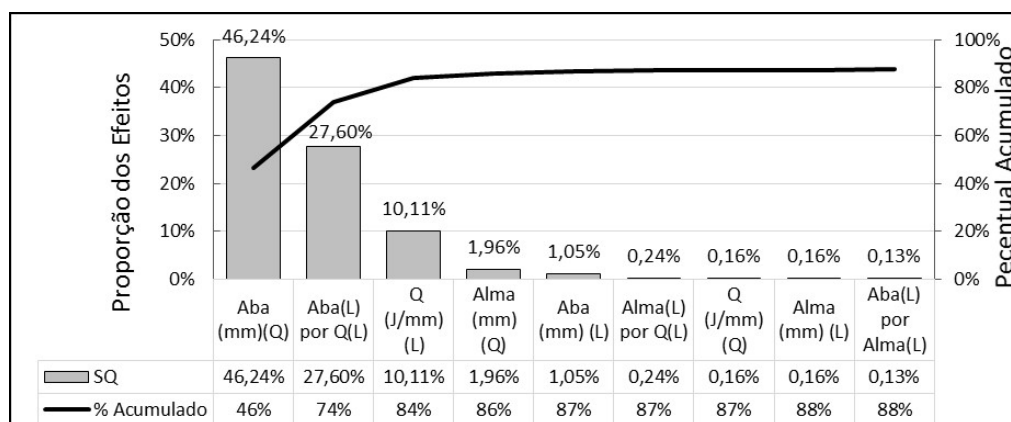
Na Tabela 7 se apresenta a ANOVA da distorção angular  $\theta_2$ . Da mesma forma que a Etapa A do experimento, os fatores espessura da aba e energia de soldagem têm efeitos significativos sobre a distorção angular  $\theta_2$ , bem como a interação desses fatores.

**Tabela 7.** Análise de Variância dos fatores Aba, Alma e Energia de Soldagem sobre a distorção angular  $\theta_2$ .

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
<b>Aba (mm)(Q)</b>	<b>0,000251914</b>	<b>1</b>	<b>0,000251914</b>	<b>176,2295</b>	<b>0,005627</b>	<b>Significativo</b>	<b>46,24</b>
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
<b>E (J/mm)(L)</b>	<b>0,000055100</b>	<b>1</b>	<b>0,000055100</b>	<b>38,5462</b>	<b>0,024975</b>	<b>Significativo</b>	<b>10,11</b>
E (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
<b>Aba(L) por E(L)</b>	<b>0,000150336</b>	<b>1</b>	<b>0,000150336</b>	<b>105,1696</b>	<b>0,009375</b>	<b>Significativo</b>	<b>27,60</b>
Alma(L) por E(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: (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), e contribuem com aproximadamente 84,00% sobre a distorção angular  $\theta_2$ . O gráfico de Pareto da Figura 12 mostra a contribuição de cada fator e interações na distorção angular  $\theta_2$ , e no eixo vertical secundário o percentual acumulado.



**Figura 12.** Gráfico de Pareto para a proporção dos efeitos dos fatores e interações do projeto de experimentos sobre a distorção angular  $\theta_2$ .

A Figura 13 mostra o gráfico dos efeitos principais dos fatores  $h_m$ ,  $h_a$  e Q sobre a distorção angular  $\theta_2$ . A tendência mostrada nas Figuras 9a-c é mantida nos gráficos da Figura 13, porém com maiores valores de distorção angular  $\theta_2$ .

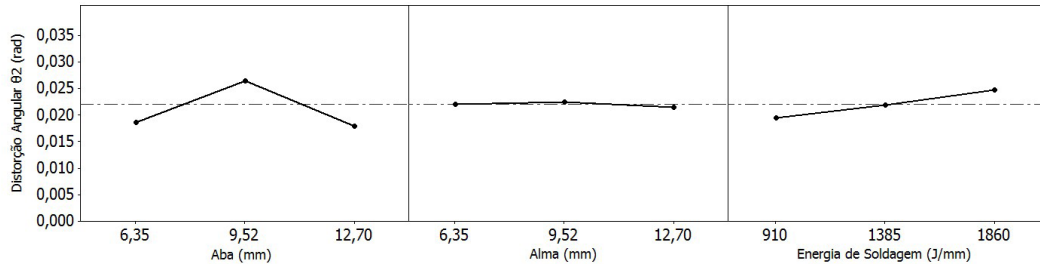


Figura 13. Gráficos dos efeitos dos fatores  $h_m$ ,  $h_o$  e  $E$  sobre a distorção angular  $\theta_2$ .

Igualmente à análise realizada para a distorção angular  $\theta_1$ , 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 14.

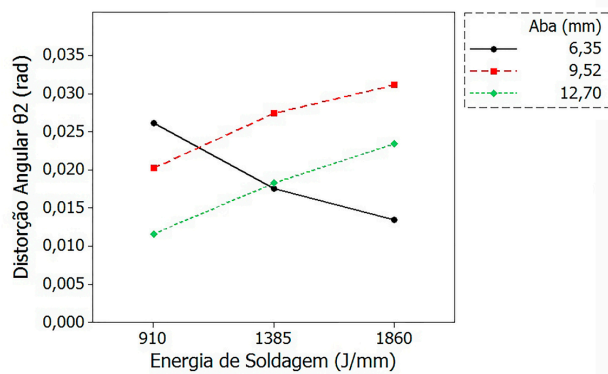


Figura 14. Distorção angular  $\theta_2$  em função da interação espessura da aba por energia de soldagem x significativa.

Menores valores de distorções angulares  $\theta_2$  foram observadas para espessura de aba igual a 12,70 mm e 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; para energia 1860 J/mm, menores distorções angulares para espessura de aba igual a 6,35 mm.

As Figura 15a-c apresentam os gráficos de contorno de superfície para a distorção angular  $\theta_2$  para espessuras de alma igual a (a) 6,35 mm, (b) 9,52 mm 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. Valores mínimos de distorção angular podem ser obtidos na combinação de  $h_m =$  máximo e  $Q =$  mínimo ou  $h_m =$  mínimo e  $Q =$  máximo, independentemente da espessura da alma.

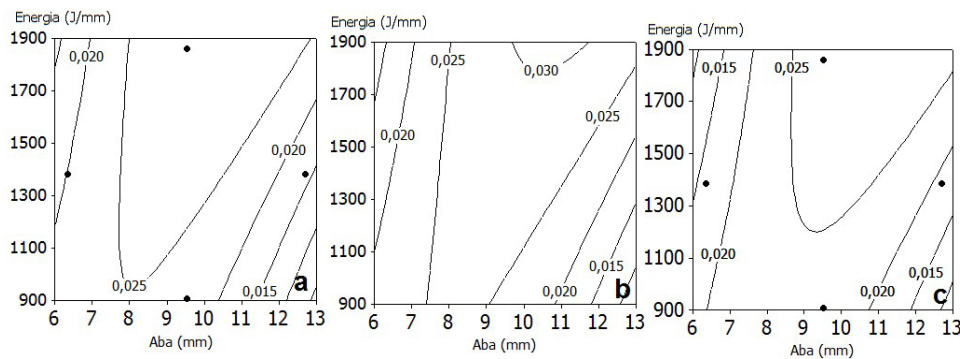


Figura 15. Gráficos de contorno da superfície de resposta da distorção angular  $\theta_2$  para interação significativa energia de soldagem x espessura da aba para espessura de alma (a) 6,35 mm; (b) 9,52 mm; e (c) 12,7 mm.

Ao comparar os gráficos da Figura 15 aos gráficos da Figura 11 referente à distorção angular  $\theta_1$ , percebe-se que as áreas de distorção ampliaram-se e que o módulo das distorções angulares mínimas e máximas aumentaram para  $\theta_2$ , o que é demonstrado na Figura 7.

### 3.3. Equação de regressão

As distorções angulares  $\theta_1$  e  $\theta_2$  resultantes da aplicação em sequência da matriz de experimentos Box-Behnken (Tabela 2) serão aproximados por um polinômio de segundo grau e três variáveis, conforme a Equação 5:

$$\theta_n = \beta_0 + \beta_1 h_m + \beta_2 h_a + \beta_3 Q + \beta_4 h_m h_a + \beta_5 h_m Q + \beta_6 h_a Q + \beta_7 h_m^2 + \beta_8 h_a^2 + \beta_9 Q^2 \quad (5)$$

onde:

$\theta_n$  distorção angular [radianos] n = 1 para  $\theta_1$  ou n = 2 para  $\theta_2$ ;

Q energia de soldagem [J/mm];

$h_m$  espessura da aba [mm];

$h_a$  espessura da alma [mm];

$\beta_i$  coeficientes de regressão i = 0,1,2,...,9.

Na Tabela 8 se apresenta os coeficientes da Equação de Regressão para a distorção angular  $\theta_1$  e a distorção angular  $\theta_2$  em função dos fatores espessura da aba (mm), espessura da alma (mm) e energia de soldagem (J/mm).

**Tabela 8.** Coeficientes das Equações de Regressão para a distorção angular  $\theta_1$  e a distorção angular  $\theta_2$ .

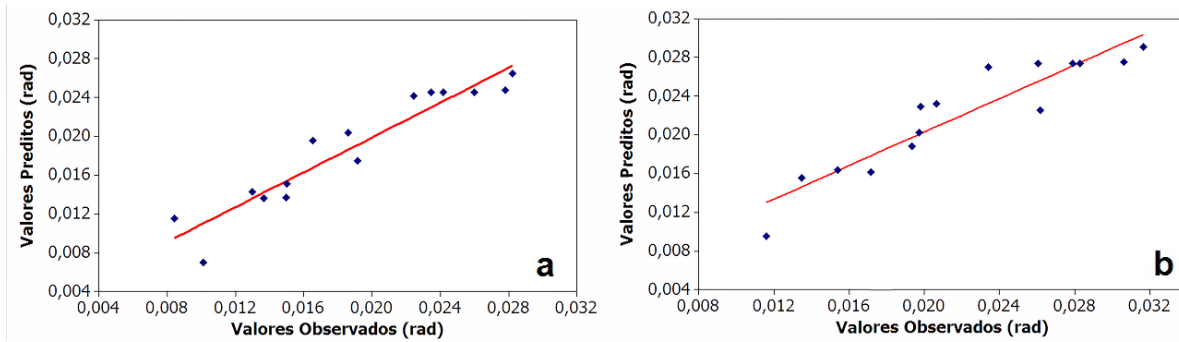
Coeficiente	Distorção angular $\theta_1$ rad	Distorção angular $\theta_2$ rad
$\beta_0$	-0,038503822	-0,003610109
$\beta_1$	0,012192054	0,008309019
$\beta_2$	0,003163597	0,001147306
$\beta_3$	-0,000021163	-0,000024244
$\beta_4$	-0,000018161	0,000162009
$\beta_5$	0,000003827	0,000004065
$\beta_6$	-0,000000419	-0,000000314
$\beta_7$	-0,000900240	-0,000819388
$\beta_8$	-0,000130111	-0,000123291
$\beta_9$	-0,000000002	-0,000000002

### 3.4. Valores observados e valores estimados

A relação entre os valores observados e os valores estimados a partir das Equações de Regressão da distorção angular  $\theta_1$  se mostra na Figura 16a e da distorção angular  $\theta_2$  na Figura 16b. 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  $\theta_1$  e  $R^2 = 0,8672$  para a distorção angular  $\theta_2$ .

### 3.5. Múltiplas respostas – Minimização da distorção angular

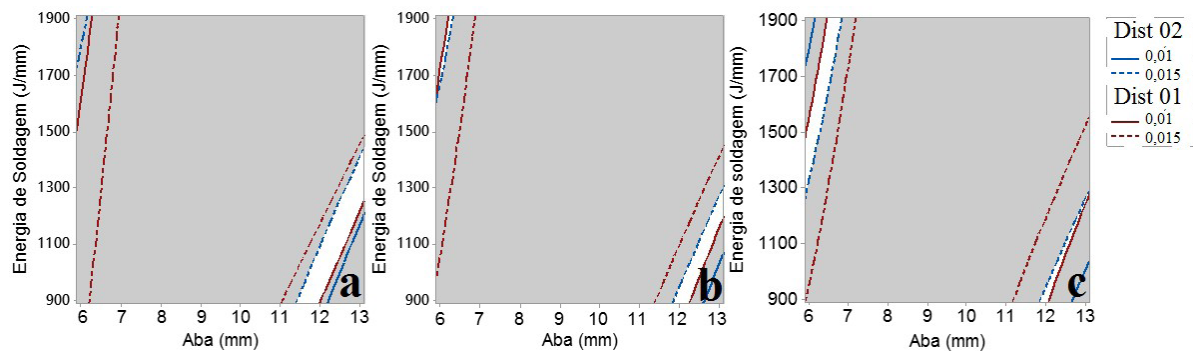
Quando o objetivo é obter o conjunto de condições do processo que forneça as múltiplas respostas estimadas alvo ou de interesse, os gráficos de contornos (gráficos presentes na Figura 11 e Figura 15) podem ser superpostos. O procedimento resumido para poder avaliar simultaneamente a múltiplas respostas 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



**Figura 16.** Relação entre os valores estimados a partir da Equação de Regressão e os valores observados. (a) distorção angular  $\theta_1$ ; (b) distorção angular  $\theta_2$ .

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 11 e 15, 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  $\theta_T = \theta_1 + \theta_2$  ( $\theta_n$  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 ( $\theta_T$ ) entre 0,020 e 0,030 rad estará situada na região não sombreada da Figura 17, pertencente ao intervalo 0,015 rad para os dois gráficos de superfície.



**Figura 17.** Gráficos de superposição distorção angular  $\theta_1$  e  $\theta_2$ : (a) alma 6,35 mm; (b) alma 9,525 mm e; (c) alma 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.

### 3.6. Gradiente de temperatura na espessura da aba versus distorção angular

Para analisar o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba, utilizou-se o modelo numérico desenvolvido por Conceição (2016) para simular o ciclo térmico referente à Etapa A do experimento. Os pontos de análise k1 e k2 foram posicionados longitudinalmente em uma distância de 150 mm do início do cordão de solda, e transversalmente conforme a Figura 18: ponto k1 na margem do cordão (superfície superior da aba) e o ponto k2 na superfície inferior da aba e alinhado com o ponto k1.

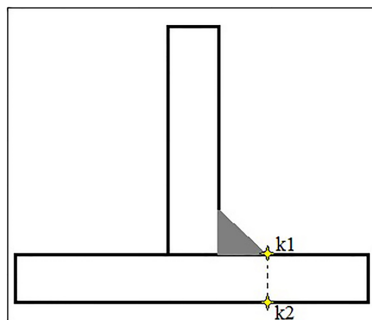


Figura 18. Posicionamento dos pontos k1 e k2 para análise do ciclo térmico das amostras.

O gráfico de barras apresentado na Figura 19 mostra os valores de pico de temperaturas para os pontos k1 e k2 resultantes da análise numérica. No mesmo gráfico, se mostra em marcadores pretos os valores da distorção angular  $\theta_1$  em radianos.

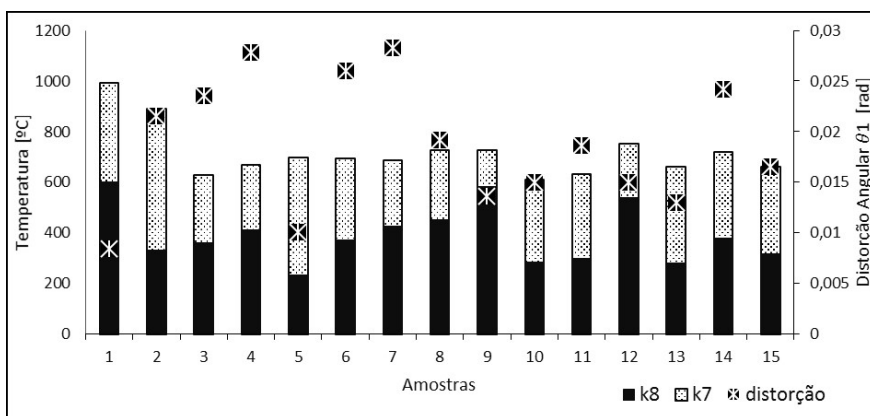


Figura 19. Temperaturas de pico nas superfícies inferior (barra sólida), superior (barra hachurada) e distorção angular devido à Etapa A do experimento (marcadores pretos) para as amostras de 1 a 15.

O gráfico da Figura 20 mostra as distorções angulares em função do gradiente de temperatura (diferença entre as temperaturas de pico em k1 e k2) na direção da espessura da aba das amostras a Etapa A do experimento. Devido às diferentes distorções angulares para valores próximos de gradiente de temperatura, não é possível definir uma relação entre os mesmos.

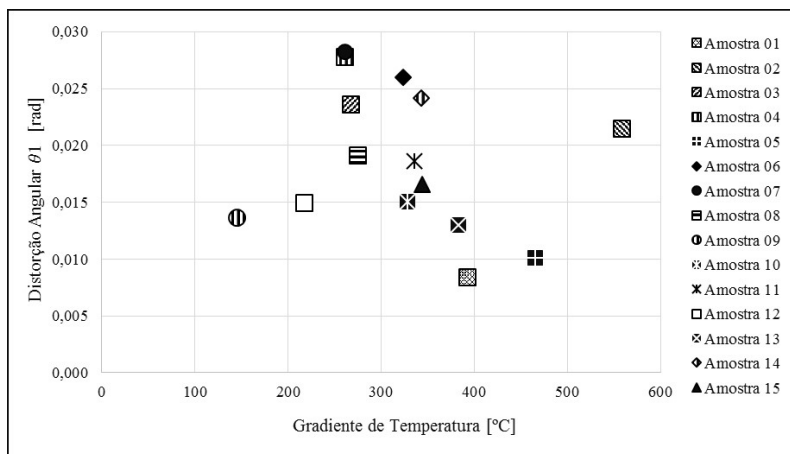


Figura 20. Gradiente de temperatura vs distorção angular  $\theta_1$ .



A Figura 21 mostra a distorção angular  $\theta_1$  em função da temperatura de pico alcançada nos pontos k1 e k2. 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 22. Para as temperaturas de pico das superfícies inferiores, se observa uma tendência de os valores máximos de distorções ocorrerem para temperaturas de pico próximas a 450 °C, exceto para as amostras 01, 09, 12 e 08.

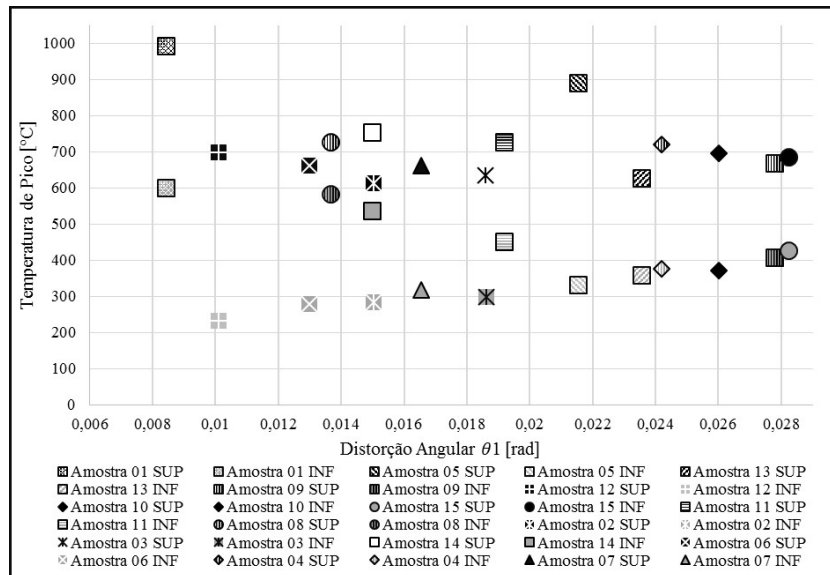


Figura 21. Temperaturas de pico nas superfícies inferiores (INF) e superiores (SUP) para as amostras de 1 a 15 em função da distorção angular  $\theta_1$ .

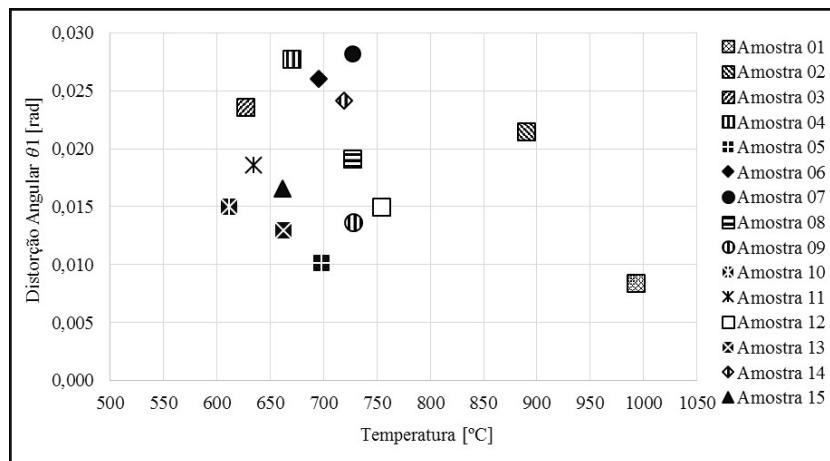


Figura 22. Temperaturas de pico das superfícies superiores das amostras em função da distorção angular  $\theta_1$ .

A Figura 23 apresenta os valores de temperaturas de pico das superfícies inferiores para as amostras em função da distorção angular  $\theta_1$ : 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.

Através das Figura 20, Figura 22 e Figura 23 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 significativos foram a espessura da aba, energia de soldagem e sua interação, fatores

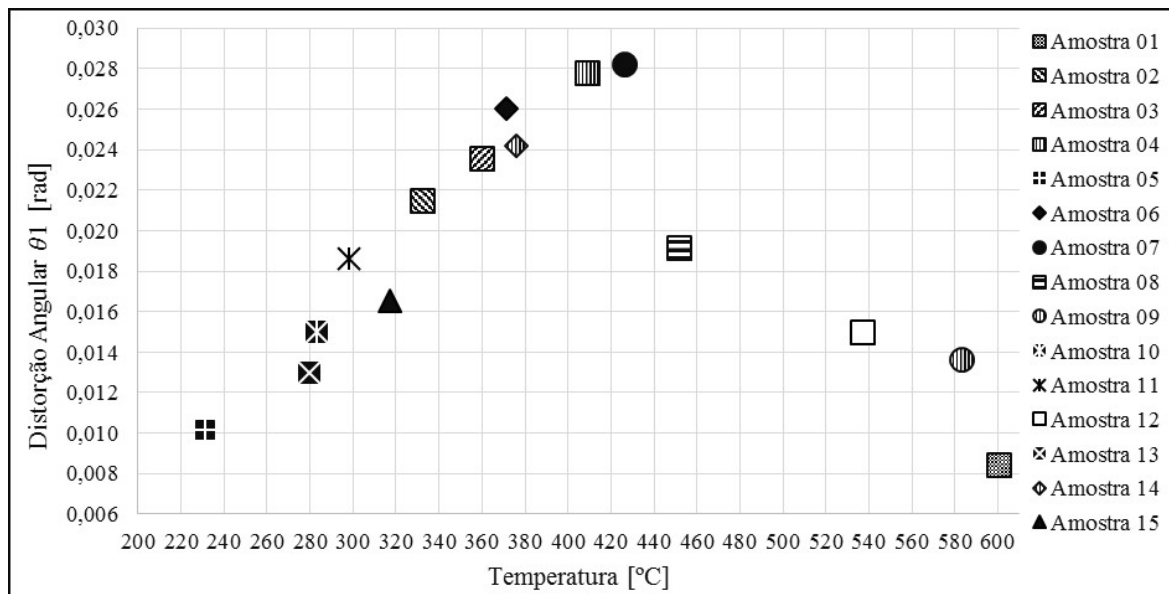


Figura 23. Temperaturas de pico das superfícies inferiores das amostras em função da distorção angular  $\theta_1$ .

que influenciam diretamente a temperatura máxima de pontos situados na superfície inferior da aba. Não se identificou relação entre o gradiente de temperatura na direção da espessura da aba e distorção angular das amostras. 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*) 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, o pré-aquecimento aplicado aumentou 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  $\theta_1$  e  $\theta_2$ , os gráficos da Figura 11 e Figura 15 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 consequentes 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.

## 4. 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:

- Através da ANOVA, concluiu-se 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;
- Maiores distorções angulares foram observadas para a Etapa B do experimento, com ângulos de distorção angular variando entre 0,00842818 rad e 0,02824656 rad para a Etapa A do experimento, e 0,01159573 rad 0,03167002 rad para a Etapa B 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;
- 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;
- 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 em ângulo 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.

## Referências

- Adamczuk PC, Machado IG, Mazzaferro JAE. Methodology for predicting the angular distortion in multi-pass butt-joint welding. *Journal of Materials Processing Technology*. 2017;240:305-313. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.10.006>.
- Bachorski A, Painter MJ, Smailes AJ, Wahab MA. Finite-element prediction of distortion during gas metal arc welding using the shrinkage volume approach. *Journal of Materials Processing Technology*. 1999;92-93:405-409. [http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00161-2](http://dx.doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00161-2).
- Bracarense AQ, Modenesi PJ, Marques JPV. Soldagem: fundamentos e tecnologia. 3. ed. Belo Horizonte: UFMG; 2005.
- Conceição JP. Análise da distribuição de temperatura e distorções em juntas de filete através do método dos elementos finitos [monografia]. Porto Alegre: Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul; 2016.
- Cottrell CLM. Controlled thermal severity cracking test simulates practical welded joints. *Welding Journal*. 1953;32:257-272.
- 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*. 2007;183(2-3):219-225. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.10.013>.
- Deo MV, Michaleris P. Mitigation of welding induced buckling distortion using transient thermal tensioning. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2003;8(1):49-54. <http://dx.doi.org/10.1179/136217103225008919>.
- Farkas J, Jármai K. Special cases of the calculation of residual welding distortions. *Welding in the World*. 2007;51(7-8):69-73. <http://dx.doi.org/10.1007/BF03266587>.
- Jang CD, Lee CH. Prediction of welding deformation of ship hull blocks. *Journal of Ship and Ocean Technology*. 2003;7(4):41-49.
- Jang CD, Ryu HS, Kim YT, Jo YC. Welding distortion analysis of hull blocks using equivalent load method based on inherent strain. In: *Proceedings of the 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures*; 2007; Houston, Texas, USA. Texas: American Bureau of Shipping; 2007.
- Liang W, Murakawa H. Predicting welding distortion in a panel structure with longitudinal stiffeners using inherent deformations obtained by inverse analysis method. *The Scientific World Journal*. 2014;2014:601417. PMID:25276856.
- Masubuchi K. Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences. Londres: Pergamon Press; 1980. (vol. 33).
- Mikami Y, Morikage Y, Mochizuki M, Toyoda M. Angular distortion of fillet welded T-joint using low transformation temperature welding wire. *Science and Technology of Welding and Joining*. 2009;14(2):97-105. <http://dx.doi.org/10.1179/136217108X382972>.
- Montgomery D. Design and analysis of experiments. 8. ed. New York: John Wiley & Sons; 2013.
- Myers RH, Montgomery DC, Anderson-Cook CM. Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments. 3. ed. New York: John Wiley & Sons; 2009.
- Myers RH, Montgomery DC. Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments. New York: John Wiley & Sons; 1995.
- Okano S, Mochizuki M, Toyoda M. Angular distortion reduction by in-process control welding using back heating source. *Materials Science Forum*. 2008;580-582:585-588. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.580-582.585>.
- 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*. 2011;55(5-6):93-100. <http://dx.doi.org/10.1007/BF03321299>.
- Okumoto Y, Yanai Y, Matsuzaki S. Angular distortion due to fillet welding and its straightening. *Journal of Ship Production*. 2000;16(2):90-96.

## Análise da Influência da Espessura de Aba, Espessura de Alma e Energia de Soldagem sobre as Distorções Angulares em Juntas em Ângulo de Filete

- Okumura T, Taniguchi C. Engenharia de soldagem e aplicações. Rio de Janeiro: Editora LTC; 1982.
- Sadat M, Rao S, Rao N. Modelling the effects of preheating on angular distortions in one sided fillet welds. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2012;55(2):578-583.
- Satoh K, Terasaki T. Effect of welding conditions on welding deformations in welded structural materials. *Journal of the Japan Welding Society*. 1976;45(4):302-308. <http://dx.doi.org/10.2207/qjjws1943.45.302>.
- Seo SI, Jang CD. A study on the prediction of deformations of welded ship structures. *Journal of Ship Production*. 1999;15(2):73-81.
- 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*. 2001;78(8):523-538. [http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161\(01\)00074-6](http://dx.doi.org/10.1016/S0308-0161(01)00074-6).
- Tsai CL, Park SC, Cheng WT. Welding distortion of a thin-plate panel structure. *A.W.S. Welding Journal*. 1999;78:156s-165s.
- Ueda Y, Murakawa H, Ma N. Welding deformation and residual stress prevention. Butterworth-Heinemann: Elsevier; 2012.
- Wang J, Rashed S, Murakawa H. Investigation of buckling deformation of thin plate welded structures. In: *Proceedings of the 21<sup>st</sup> International Offshore and Polar Engineering Conference*; 2011; Hawaii, USA. Mountain View: International Society of Offshore and Polar Engineers; 2011.