

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

ANÁLISE E PREVISÃO DA DISTORÇÃO ANGULAR NA SOLDAGEM DE JUNTAS
A TOPO EM AÇO ESTRUTURAL

Paulo Cezar Adamczuk
Engenheiro Mecânico

Porto Alegre
2017

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

ANÁLISE E PREVISÃO DA DISTORÇÃO ANGULAR NA SOLDAGEM DE JUNTAS
A TOPO EM AÇO ESTRUTURAL

Paulo Cezar Adamczuk
Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado na Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre

2017

ANÁLISE E PREVISÃO DA DISTORÇÃO ANGULAR NA SOLDAGEM DE JUNTAS
A TOPO EM AÇO ESTRUTURAL

TESE

Tese apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia de Mina, Metalúrgica e
Materiais - PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do Título de:

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

por

Paulo Cezar Adamczuk

Engenheiro Mecânico

2017

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

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

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

Dr. Giovanni Dalpiaz

Prof. Dr. Richard Thomas Lermen

Prof. Dr. Carlos Pérez Bergmann
Coordenador do PPGE3M

Dedico esta tese aos meus pais Theophilo Adamczuk (*in memoriam*) e Julia Adamczuk,
com toda minha gratidão.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Ivan Guerra Machado, pela orientação e irrestrita confiança depositada durante a realização deste trabalho.

À Universidade Tecnológica Federal do Paraná por disponibilizar afastamento em tempo integral.

Aos professores do LS&TC: Prof. Dr. José Antônio Esmério Mazzaferro, Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez e Prof^a. Dr^a. Cintia Cristiane Petry Mazzaferro.

À bolsista de iniciação científica Bianca Vieira Stragliotto, pelos valiosos auxílios prestados.

Aos bolsistas: Juliano Walter, Renan Pereira Alessio, Michele Cipolatto da Rosa e Felipe Giotti.

Aos colegas de pós-graduação do LS&TC, em especial Diego Aires de Freitas, Ianto Cáceres Leite Rocha, Roberto Gomes Moojen, Rafael Luciano Dalcin, Luis Gustavo de Andrade, William Hackenhaar, Dante La Porta, Anderson Dal Molin e Gustavo Teixeira.

Ao funcionário Luiz Henrique M. Zaniratti, pela amizade e auxílios técnicos prestados.

Em especial à minha namorada Samara Ernandes, pela companhia, auxílio e incentivo.

À minha família e aos amigos.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	I
LISTA DE TABELAS.....	IX
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS.....	XI
RESUMO.....	XIV
ABSTRACT	XVI
CAPÍTULO I	1
INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO II.....	8
REVISÃO DE LITERATURA.....	8
2.1 Tensões Residuais e Distorções.....	8
2.2 Principais Tipos de Distorções	15
2.2.1 Contração longitudinal	15
2.2.2 Contração transversal	16
2.2.3 Distorção angular.....	16
2.2.4 Flexão (arqueamento).....	20
2.2.5 Empenamento	21
2.3 Modelos Analíticos e Empíricos para a Previsão das Distorções	24
2.3.1 Modelos para previsão da contração transversal em juntas a topo.....	24
2.3.2 Modelos para previsão da contração transversal em juntas T soldas de filete	25
2.3.3 Modelos para previsão da contração longitudinal em juntas a topo.....	26
2.3.4 Modelos para previsão da distorção angular	26
2.3.4.1 Modelo proposto por Kuzminov	27
2.3.4.2 Modelo proposto por Okerblon para soldas “ <i>bead on plate</i> ”	28
2.3.4.3 Modelo proposto por Gray, Spence e North para juntas a topo	33
2.3.4.4 Modelo para previsão da distorção angular em soldas de filete	34
2.3.5 Modelos para cálculos da flexão longitudinal em juntas a topo.....	35
2.3.6 Modelos para cálculos da flexão longitudinal em vigas – Junta T	38

2.4	Predição da Distorção por Métodos Computacionais	40
2.4.1	Teoria termo-elasto-plástica	42
2.4.2	Teoria da deformação inerente	43
2.4.3	Método da contração de volume.....	46
2.5	Controle das Distorções	47
2.6	Distorção em Painéis Enrijecidos	51
2.7	Propriedades Termomecânicas do Material	53
CAPÍTULO III		55
MATERIAIS E MÉTODOS		55
3.1	Caracterização do Metal Base	55
3.2	Características Geométricas dos Corpos de Prova	57
3.3	Organização dos Experimentos	59
3.4	Condições de Soldagem	62
3.5	Procedimentos para Definição dos Parâmetros de Soldagem	64
3.6	Medições de Grandezas Físicas	68
3.6.1	Medição lineares das distorções	68
3.6.2	Equipamentos para medições dos parâmetros de soldagem.....	73
3.6.3	Medições das temperaturas.....	74
3.6.4	Sistema de aquisição de sinais de temperatura e deslocamento linear	76
3.7	Equipamentos Utilizados na Soldagem	77
3.8	Preparação e Soldagem dos Corpos de Prova	79
3.9	Sequência de Passes Grupos 2 e 4	83
CAPITULO IV		85
ESTRUTURAÇÃO DOS MÉTODOS DE PREVISÃO		85
CAPITULO V		88
MODELOS ANALÍTICOS COM BASE EM EVIDÊNCIAS EXPERIMENTAIS		88
5.1	Introdução	88
5.2	Modelos Analíticos Originados do Comportamento da Distorção Angular ao Longo dos Passes	88

5.2.1	Análise dos resultados experimentais e ajustes de relações analíticas da distorção angular em chapas de espessuras de 16 e 19 mm	89
5.2.1.1	Média da distorção angular ao longo dos passes relativa às quatro energias de soldagem em cada grupo.....	95
5.2.1.2	Comportamento da distorção angular ao longo dos passes para a menor energia de soldagem de cada grupo	99
5.2.1.3	Comportamento da distorção angular final com a energia de soldagem em cada grupo.....	100
5.2.2	Desenvolvimento de metodologia para previsão da distorção angular e definição de três modelos analíticos A, B e C.....	102
5.2.2.1	Comparação dos três modelos A, B e C	105
5.2.2.2	Etapas para implantação da metodologia proposta para o modelo B	109
5.2.2.3	Considerações finais	110
5.2.3	Conclusões.....	112
5.3	Métodos e Modelos Analíticos com Base no Modelo B	113
5.3.1	Desenvolvimento do modelo D	115
5.3.1.1	Análise da distorção angular ao longo dos passes em chapas de espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm para uma única energia de soldagem.....	119
5.3.1.2	Verificação da validade do modelo D	124
5.3.2	Desenvolvimento dos modelos E, F e G.....	127
5.3.2.1	Modelo E – análise da influência da energia de soldagem e da espessura da chapa	130
5.3.2.2	Modelo F – análise da influência da energia de soldagem e da área da seção transversal do chanfro.....	132
5.3.2.3	Modelo G – análise da influência da energia de soldagem e espessura da chapa	136
5.3.3	Avaliação dos modelos sob novas condições experimentais.....	137
5.3.3.1	Avaliação da influência dos parâmetros de soldagem nos modelos desenvolvidos	137

5.3.3.2	Influência da área do chanfro na distorção angular quando essa varia através do ângulo de chanfro – Definição do modelo H	138
5.3.4	Considerações finais	141
5.3.5	Conclusões.....	143
CAPÍTULO VI.....		144
ADEQUAÇÃO DE MODELO ANALÍTICO PARA PREVISÃO DA DISTORÇÃO ANGULAR BASEADO NO PARÂMETRO DE ENERGIA DE SOLDAGEM		144
6.1	Introdução	144
6.2	Fundamentação Teórica do Método Analítico Baseado no Parâmetro de Energia de Soldagem.....	145
6.3	Metodologia Proposta para Adequação do Método Analítico	148
6.3.1	Passos para implementação da metodologia proposta.....	150
6.4	Validação do Método Analítico Proposto.....	152
6.4.1	Comparação entre resultados experimentais e analíticos para a distorção angular ao longo dos passes	152
6.4.2	Comparação entre resultados experimentais e analíticos para a distorção angular final	157
6.5	Análise dos Resultados Experimentais em Função do Parâmetro E/h_i^2.....	160
6.6	Relação Entre o Parâmetro de Energia de Soldagem (E/h_i^2) e o Campo de Temperaturas na Direção da Espessura da Chapa	165
6.6.1	Análise teórica da influência da razão E/h_i^2 sobre os ciclos térmicos.....	165
6.6.2	Relações existentes entre a razão E/h_i^2 , o campo de temperaturas e a distorção angular para os experimentos realizados	168
6.7	Conclusões	174
CAPÍTULO VII.....		175
ANÁLISE DA DISTORÇÃO ANGULAR AO LONGO DOS PASSES AVALIANDO O COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO		175
7.1	Introdução	175
7.2	Análise das Diferenças de Temperatura na Direção da Espessura Utilizando os Ciclos Térmicos dos Experimentos	178

7.3 Análise da Influência Termomecânica na Distorção Angular Avaliada no Tempo	181
7.3.1 Comparação do comportamento termomecânico em três diferentes passes de um experimento com a mesma energia de soldagem	182
7.3.2 Comparação do comportamento termomecânico em um dado passe da sequência para três diferentes energias de soldagem do grupo 4	188
7.3.2.1 Comportamento transiente entre a temperatura média e a tensão de escoamento na direção da espessura.....	189
7.3.2.2 Comportamento transiente entre a diferença de temperatura e a tensão de escoamento na direção da espessura.....	192
7.4 Análise da Influência Termomecânica na Distorção Angular Considerando o Efeito da Velocidade de Soldagem	194
7.4.1 Efeito da velocidade de soldagem considerando a região atrás da solda	194
7.4.2 Efeito da velocidade de soldagem considerando ambas as regiões atrás e a frente da solda.....	197
7.5 Síntese dos Agentes Responsáveis pela Geração da Distorção Angular em Juntas a Topo com Chanfro.....	200
7.6 Influência do Ciclo de Aquecimento na Distorção Angular	203
7.7 Conclusões	205
CAPÍTULO VIII	207
CONCLUSÕES.....	207
CAPÍTULO IX.....	209
SUGESTÃO PARA FUTUROS TRABALHOS.....	209
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	210

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Principais formas de distorção, (MASUBUCHI,1996).	3
Figura 2 - (a) Pré-desalinhamento antes da soldagem com o valor do ângulo da distorção β que será produzido na soldagem e (b) Peças alinhadas e sem distorção angular após a soldagem.	4
Figura 3 - Comportamento das tensões e deformações plásticas durante a soldagem, segundo Radaj (2003).	8
Figura 4 - Modelo com três barras para explicar o efeito do ciclo térmico na solda, sendo que em (a) tensão térmica na barra central não excede o limite elástico, (b) tensão térmica na barra central excede o limite elástico (Adaptado de PILIPENKO, 2001).	10
Figura 5 - Distribuição típica das tensões longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y) em uma junta a topo de um aço de baixo carbono (MASUBUCHI, 1980).	11
Figura 6 - Distribuições de tensões ao longo da espessura (σ_z), normais ao plano da chapa (MASUBUCHI, 1980).	12
Figura 7 - Distribuição das tensões ao longo dos eixos (ARAUJO, 2012).	12
Figura 8 - Simulação da deformação provocada por um aquecimento local (CAMACHO, 2008).	13
Figura 9 - Perfil das contrações longitudinais e transversais em uma solda à topo (PILIPENKO, 2001).	16
Figura 10 - Detalhes geométricos da zona fundida com influência na distorção angular: b – largura do cordão; p - penetração, h– espessura da chapa.	18
Figura 11 - Distorção angular em função da espessura da chapa em um cordão de solda sobre a chapa (OKERBLON, 1950).	19
Figura 12 - Influência da posição da linha neutra da estrutura soldada no sentido do arqueamento (flexão).	21
Figura 13 - Influência das dimensões planas da chapa na força de contração, (YUSUKE, et al., 2007).	23
Figura 14 - Influência do procedimento de soldagem na força de contração (YUSUKE et al., 2007).	23
Figura 15 - Distorção angular em função da energia de soldagem (v), espessura da seção resistente (h) em diferentes velocidades de soldagem (v), (RADAJ, 1992).	28

Figura 16 - (a) Cordão de solda depositado sobre uma chapa plana; (b) modelo triangular da zona fundida para o metal base, (OKERBLON, 1950).	29
Figura 17 - Coeficiente de rigidez (k_r) em função da penetração relativa (p/h) para um aço estrutural, considerando a zona fundida como um modelo triangular e uma queda de temperatura de $\Delta T=1000$ °C.	30
Figura 18 - Influência da penetração relativa (p/h) no coeficiente de rigidez (k_r) e na distorção angular (β) para um aço estrutural, zona fundida do metal base sendo triangular, queda de temperatura de $\Delta T=1000$ °C, um coeficiente de expansão linear $\alpha=12.10^{-6}$ K ⁻¹ e uma razão $b/h=0,5$.	32
Figura 19 - Representação geométrica da soldagem multipasses para o modelo de Gray, Spence e North.	33
Figura 20 - Força de contração longitudinal (F) agindo no centro de gravidade (CG) da solda a uma distância (d) da linha neutra de uma junta soldada a topo.	35
Figura 21 - Flexão máxima (f_{max}) produzida pelo momento gerado pela força de contração aplicada à uma distância (d) da linha neutra da solda.	36
Figura 22 - Deflexão da linha neutra e raio de curvatura (R_c) de uma viga submetida a um momento fletor (M).	37
Figura 23 - Representação esquemática usada para determinar a flexão longitudinal máxima na viga devido à força de contração na solda.	39
Figura 24 - Flexão máxima produzida pelo momento gerado devido às forças de contração em torno da linha neutra (LN) da viga (SCHENK, 2011).	39
Figura 25 - Soldas balanceadas em torno da linha neutra, (TWI 034).	49
Figura 26 - (a) Soldagem de uma junta T com um efetivo momento que produz arqueamento, (b) Soldagem junta T com uma mesa adicional no topo e com momento nulo (SCHENK, 2011).	50
Figura 27 - Propriedades mecânicas de aço de baixo carbono em função da temperatura (DENG, MURAKAWA, 2008).	53
Figura 28 - Propriedades térmicas do aço de baixo carbono em função da temperatura (DENG, MURAKAWA, 2008).	54
Figura 29 - Microestrutura mostrando o sentido de laminação da chapa de 9,75 mm do aço ASTM A36.	56
Figura 30 – Microestrutura indicando o sentido de laminação para chapas de (a) 16 mm e (b) 19 mm para aço ASTM A36.	57

Figura 31 - Seção transversal dos corpos de prova dos grupos 1 e 3, espessuras 16 e 19 mm, respectivamente.	58
Figura 32 - Seção transversal para os corpos de prova de espessura de 9,75 mm para ângulos de chanfro de 30, 60 e 90 graus.	58
Figura 33 – Etapas em que os experimentos foram realizados com as principais características e objetivos.	61
Figura 34 – Oscilogramas mostrando os modos de transferência metálica que ocorreram nos experimentos, sendo (a) transferência globular experimento do grupo 3 com energia de soldagem de 0,9 kJ/mm e (b) transferência por curto circuito para o experimento do grupo 8 para o ângulo de chanfro de 90 graus.	63
Figura 35 - Sequência de passos utilizados para definir os parâmetros de soldagem.	66
Figura 36: Sistema de coordenadas adotado para padronização da medição.	68
Figura 37 - (a) Linhas pontilhadas passando por X1, X2 e X3 mostrando a posição das medições finais com o goniômetro localizadas na superfície inferior do corpo de prova e (b) detalhes da medição usando o goniômetro.	69
Figura 38 – Detalhes da medição final da distorção angular utilizando goniômetro.	69
Figura 39 – Posição do goniômetro mostrando o contato regular entre as superfícies das réguas e as superfícies das chapas.	70
Figura 40 – (a) Posicionamento do LVDT para os corpos de prova dos grupos 1-6 e (b) detalhes geométricos da relação entre o deslocamento linear z e a distorção angular acumulada $\beta_{a,i}$	71
Figura 41 - Curva de calibração do LVDT.	72
Figura 42 – Sistema de aquisição de parâmetros soldagem (corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame) da IMC.	73
Figura 43 – Posicionamento dos termopares na superfície superior e do LVDT, para os corpos de prova dos experimentos dos grupos 1 e 3 (espessuras de 16 e 19 mm).	74
Figura 44 – Termopares nos corpos de prova dos grupos 2 e 4, com T1, T2, T3 posicionados na superfície superior e T4, T5 e T6 na superfície inferior, sendo mostrados no (a) esquema da vista superior no plano XY e no (b) esquema de um corte transversal no plano YZ.	75
Figura 45 – (a) Esquema do sistema de aquisição de sinais com as devidas ligações e interfaces (Lynx, 2008) e (b) parte posterior dos sistema de aquisição mostrando os dois módulos com os devidos canais, onde foram ligados seis termopares tipo K e dois tipo S, além do LVDT, referente aos experimentos dos grupos 2 e 4.	76
Figura 46 – Fonte de potência utilizada na soldagem (Digiplus A7 450).	77

Figura 47 – Sistema automatizado de soldagem (Tartílope V4), sendo (a) manipulador de tocha, (b) gabinete de controle, (c) interface homem-máquina e (d) controle de posicionamento de tocha (LABSOLDA).	78
Figura 48 – Corpo de prova preparada para ser soldada (junta a topo).	79
Figura 49 – Sequência adotada na preparação e soldagem dos corpos de prova de cada experimento.	80
Figura 50 - Detalhes da montagem final dos experimentos, sendo (a) apoiados diretamente sobre a superfície plana da bancada (grupos 1, 3, 5, 6, 7 e 8) e (b) apoiados nas extremidades sobre cantoneiras (grupos 2 e 4).	81
Figura 51 - Detalhes do posicionamento do cobre junta, termopares e das cantoneiras para assentar o corpo de prova sobre a bancada.	82
Figura 52 – Visão geral do experimento montado com todos os equipamentos de soldagem e componentes para aquisição de sinais, aguardando a soldagem.	83
Figura 53 - Sequência dos passes com relação à seção transversal da junta para os experimentos do grupo 2 (16 mm).	84
Figura 54 - Sequência dos passes com relação à seção transversal da junta para os experimentos do grupo 4 (19 mm).	84
Figura 55 – Fluxograma da abordagem experimental para previsão da distorção angular.	86
Figura 56 – Fluxograma da abordagem analítica para previsão da distorção angular.	87
Figura 57 – Fluxograma relativo à Fase 1 da abordagem experimental a fim de definir a metodologia para previsão da distorção angular através do modelo B.	89
Figura 58 – Comportamento da distorção angular individual em função dos passes de solda realizados e das energias de soldagem $\beta_i=f(i, \beta)$ para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo 4.	91
Figura 59 – Comportamento da distorção angular acumulada em função dos passes de solda e das energias de soldagem $\beta_{a,i}=f(i, E)$ para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo 4.	94
Figura 60 – Média da distorção angular em função da sequência dos passes de solda, para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo (4).	97
Figura 61 – Comparação entre a média da distorção angular acumulada ($\beta_{m,a,i}$) e a distorção acumulada ($\beta_{a,i}$) para o experimento com a menor energia para (a) grupo 1 e (b) grupo 3.	99
Figura 62 – Distorção angular final (β_f) em função da energia de soldagem (E) para as chapas de espessura de 16 mm (grupo 1) e 19 mm (grupo 3 e 4).	101

Figura 63 – Geometria da junta a topo com chanfro em V usada na Eq. (43).	102
Figura 64 – Sequência de passos para implantação da metodologia proposta através dos modelos A, B e C.....	104
Figura 65 – Distorção angular final (β_f) em função do número de passes (N) para os três modelos propostos do grupo 1.....	106
Figura 66 – Distorção angular final em função da energia de soldagem de acordo com os modelos A, B e C para (a) grupo 1, (b) grupo 3 e (c) grupo 4.	108
Figura 67 – Deformação angular final (β_f) em função da energia de soldagem para as duas espessuras analisadas (16 mm e 19 mm – grupos 1, 3 e 4).	114
Figura 68 – Deformação angular final em função da energia de soldagem definida pelo modelo B para os grupos 1 e 3.	115
Figura 69 - Fluxograma referente a abordagem experimental para o desenvolvimento do modelo D.	116
Figura 70 – Deformação angular final em função da área da seção transversal do chanfro (espessuras 16 e 19 mm) para os intervalos de energia entre 0,6 a 2,4 kJ/mm, grupos 1 e 2.	117
Figura 71 - Distorção angular em função da sequência de passes de solda para espessura de 9,75 mm para energia de 0,43 kJ/mm.....	120
Figura 72 – Distorção angular em função da sequência de passes de solda para espessura de 12,75 mm para (a) experimento 1, (b) experimento 2, (c) média da deformação angular acumulada, onde EE – eixo da esquerda, ED – eixo da direita.	121
Figura 73 - Deformação angular final em função da energia de soldagem definida pelo modelo B para as espessuras de 9,75 mm (grupo 5); 12,75 mm (grupo 6); 16 mm (grupo 1) e 19 mm (grupo 3).	123
Figura 74 - Relação entre a distorção angular final (β_f) e a área da seção transversal do chanfro (A_c) para diferentes energias de soldagem - resultados originados do modelo B para as espessuras de 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm (grupos 1-4).....	125
Figura 75 – Relação entre a distorção angular e área da seção transversal do chanfro para 4 energias de soldagem – comparação entre o modelo B e D.	126
Figura 76 – Fluxograma relativo a etapa 3 da fase 2 referente à abordagem experimental com o objetivo de desenvolver os modelos E, F e G.....	128
Figura 77 – Deformação angular em função da espessura da chapa (h) para diferentes energias de soldagem (E), sendo as espessuras 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm e energias no intervalo entre 0,4 kJ/mm e 2,4 kJ/mm.	131

Figura 78 - Deformação angular em função da área da seção transversal do chanfro (h) e da energia de soldagem (E) para espessuras de 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm e energias no intervalo entre 0,4 kJ/mm e 2,4 kJ/mm.	132
Figura 79 – Comparação entre o modelo analítico F e os resultados experimentais do grupo 8 para os ângulos de 30, 60 e 90 graus.	139
Figura 80- Comportamento das diferenças das distorções angulares em função do ângulo do chanfro, determinadas a partir dos experimentos e o modelo F.	140
Figura 81 – Comportamento da distorção angular em função da espessura da chapa (h) para duas energias de soldagem ($E1$ e $E2$), de acordo com a Eq.(71). Fonte - adaptado de Okerblon (1950).	146
Figura 82 – Distorção angular (β) em função da razão E/h^2 (Wang et al., 2008).	147
Figura 83 - Geometria dos cordões de solda depositados sobre uma junta de topo com chanfro simples V usada no método proposto para prever a distorção angular.	149
Figura 84 - Parâmetros geométricos utilizados na determinação da espessura acumulada da solda, após cada cordão depositado (exemplo com três passes).....	149
Figura 85 - Distorção angular em função da sequência dos passes de solda (espessura acumulada) para grupo 1, utilizando as energias de soldagem (a) $E1 = 0,6$ kJ/mm, (b) $E2 = 0,8$ kJ/mm, (c) $E3 = 1,3$ kJ/mm e (d) $E4 = 2,3$ kJ/mm, onde EE - Eixo Esquerdo (β_i) e ED- Eixo Direito ($\beta_{a,i}$).	154
Figura 86 - Distorção angular em função da sequência dos passes de solda (espessura acumulada) para o grupo 3, utilizando as energias de soldagem (a) $E1 = 0,7$ kJ/mm, (b) $E2 = 0,9$ kJ/mm, (c) $E3 = 1,2$ kJ/mm e (d) $E4 = 2,5$ kJ/mm, onde EE - Eixo Esquerdo (β_i) e ED - Eixo Direito ($\beta_{a,i}$).	156
Figura 87 - Deformação angular (β_i) em função do parâmetro de energia de soldagem (E/h_i^2) para os experimentos do grupo 1.	161
Figura 88 - Deformação angular (β_i) em função do parâmetro de energia de soldagem (E/h_i^2) para os experimentos do grupo 3.	162
Figura 89 – Comparação entre o modelo analítico e experimental da deformação em função da razão E/h_i^2 para o experimento $E2 = 0,9$ kJ/mm – 12 passes – 19 mm (grupo 3).	163
Figura 90 – Sistema de coordenadas móveis para fonte de calor pontual com extração de calor tridimensional.	166
Figura 91 – Detalhes da coordenada onde é feita a análise do ciclo térmico $T(t)$ no passe 2 do experimento $E4$, grupo 4.	167

Figura 92 – Influência do parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 no ciclo térmico para energia de soldagem de 2500 J/mm, velocidade de soldagem 2,8 mm/s.	168
Figura 93 – Detalhes do posicionamento dos três termopares tipo K fixados na superfície inferior adjacente à raiz da solda e termopar tipo S arpoado na poça de fusão durante o passe de solda.	169
Figura 94 – Comportamento da temperatura máxima (T_{max}) na raiz da solda em função da sequência dos passes de solda para diferentes energias de soldagem nos experimentos do (a) grupo 2 e (b) grupo 4.	170
Figura 95 – Comportamento da temperatura máxima do ciclo térmico em função da razão E/h_i^2 para os experimentos do (a) grupo 2 e (b) grupo 4.	171
Figura 96 - Comportamento da temperatura máxima do ciclo térmico em função da razão E/h_i^2 para os experimentos do grupo 2 e grupo 4.	172
Figura 97 – Comportamento da temperatura em função do tempo para medidas realizadas na poça de fusão com o termopar tipo S nos passes 2, 4, 5 e 6 do experimento E3 do grupo 2.	176
Figura 98 – Médias das curvas de resfriamento utilizando termopar tipo S para os passes de enchimento em diferentes energias de soldagem para (a) grupo 2 e (b) grupo 4.	177
Figura 99 - Ciclos térmicos referentes aos termopares tipo S e K para os passes de enchimento do grupo 4 nos experimentos (a) E1 – 0,7 kJ/mm – 14 passes, (b) E3 – 1,2 kJ/mm – 9 passes e (c) E4 – 2,5 kJ/mm – 5 passes.	180
Figura 100 – Comportamento da tensão de escoamento em função da temperatura para um aço de baixo teor de carbono. (DENG, MURAKAWA, 2008).	181
Figura 101 – Influência dos ciclos de resfriamento na resistência mecânica do material e diferenças de temperatura entre termopar tipo S e K para (a) passe 2, (b) passe 3 e (c) passe 8; Eixo esquerdo - ciclos térmicos obtidos através de termopares S, K e valores médios; Eixo direito - tensão de escoamento para a temperatura média.	184
Figura 102 - Comportamento da tensão de escoamento em função da distância (d) atrás da poça de fusão, para os passes dois, três e oito do experimento E2 do grupo 4.	186
Figura 103 – Relação entre a diferença de temperatura e tensão de escoamento para o experimento E2 do grupo 4 para os passes 2, 3 e 4. Eixo esquerdo – diferença de temperatura em função do tempo; Eixo esquerdo – Tensão de escoamento em função do tempo.	187
Figura 104 – Comportamento da temperatura média ($T_m=(T_s + T_k)/2$) em função do tempo (eixo esquerdo) e comportamento da tensão de escoamento em função do tempo (eixo direito) para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4 e passe 3 da sequência.	190

Figura 105 – Comportamento das diferenças de temperatura em função do tempo (eixo esquerdo) e comportamento da tensão de escoamento em função do tempo (eixo direito) para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4 referente ao passe 3.	192
Figura 106 - Comportamento da diferença de temperatura (eixo esquerdo) e da tensão de escoamento (eixo direito) em função da distância (d) atrás da poça de fusão, para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4.	195
Figura 107 – Esquema indicando detalhes das convenções utilizadas na variável “Distância (d) atrás da poça de fusão”.	196
Figura 108 – Comportamento da tensão de escoamento em função da posição atrás da poça de fusão, experimentos E2 e E4 do grupo 4.	198
Figura 109 – Tensão de escoamento em função da distância da poça de fusão para o experimento E2 do grupo 4 nos tempos de 14 e 43 segundos.	199
Figura 110 – Esquema ilustrando a variação da seção resistente nos experimentos E2 e E4 do grupo 4, quando da deposição do terceiro passe.	200
Figura 111 – Síntese dos agentes responsáveis pela geração da distorção angular em juntas a topo com chanfro para o experimento E2 do grupo 4, passe 3 no instante de 14 segundos, onde (a) Diferenças de temperatura em função da posição atrás da poça de fusão, (b) Detalhes da variação das forças da geração da distorção e seção resistente e (c) Influência da temperatura média na resistência mecânica na direção da solda.	201
Figura 112 – Mecanismo básico de desenvolvimento da distorção angular mostrando os fenômenos básicos de contração e expansão.	203
Figura 113 – Ciclos térmicos determinados na direção da espessura da solda para a fim de indicar o processo de contração e expansão que ocorrem nessa direção.	204

LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Relação existente entre penetração relativa (p/h), coeficiente de rigidez e distorção angular para um aço estrutural, considerando queda de temperatura $\Delta T=1000$ °C, para uma razão $b/h=0,5$	31
Tabela 2 – Composição química para chapas de aço estrutural ASTM A36 com espessuras de até 19,05 mm (3/4”), (ASTM, 2014).	55
Tabela 3 - Composição química dos corpos de prova nas diferentes espessuras.	56
Tabela 4 – Classificações dos experimentos realizados, onde C x L x e (comprimento x largura x espessura), CP – corpo de prova, U – tensão, I – corrente, v_a – velocidade de alimentação do arame, \hat{A} – ângulo de chanfro, $0^{(a)}$ – variação da temperatura em 50, 100 e 120 °C, $8^{(30)}$ ($\hat{A}=30$ graus), $8^{(60)}$ ($\hat{A}=60$ graus), $8^{(90)}$ ($\hat{A}=90$ graus).	59
Tabela 5 - Propriedades mecânicas do metal de adição (ESAB, 2016)	64
Tabela 6 - Parâmetros de soldagens para os passes de raiz, U – tensão, I – corrente e v_a – velocidade de alimentação do arame, v - velocidade de soldagem, E – energia de soldagem.	65
Tabela 7 - Relação existente entre números de passes, velocidade de soldagem, energia de soldagem e deformação angular $\beta_{g1,m}$, $\beta_{g1,e1}$ e $\beta_{g1,(E)}$ para os experimentos do grupo (1)..	105
Tabela 8 – Distorção angular em função da área da seção transversal do chanfro para energias de soldagem entre 0,6 e 2,4 kJ/mm determinadas pela Eqs. (50) e (51).	117
Tabela 9 - Relação existente entre números de passes, velocidade de soldagem, energia de soldagem, deformação angular ($\beta_{g5,e1}$, $\beta_{g6,e1}$) para as espessuras de 9,75 mm (grupo 5) e 12,75 mm (grupo 6).	122
Tabela 10 – Distorção angular para as quatro espessuras (h) e suas respectivas áreas da seção transversal do chanfro (A_c) para energias no intervalo entre 0,4 e 2,4 kJ/mm, com incremento de 0,2 kJ/mm.	124
Tabela 11 – Comparação entre o modelo B e o modelo D, onde β_B – Distorção angular do modelo B; β_D – Distorção angular do modelo D e ε_D - Erro relativo do modelo D.....	127
Tabela 12 - Comparações entre os resultados experimentais e os modelos analíticos (E e F) para os grupos 1 e 3 (quatro energias de soldagem em cada grupo).	134
Tabela 13 - Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) para os grupos 2 e 4 (três energias de soldagem no grupo 2 quatro no grupo 4).	134

Tabela 14 – Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) em função das diferentes energias de soldagem para a espessura de 9,75 mm (grupo 5).....	135
Tabela 15 - Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) em função das diferentes energias de soldagem para a espessura de 12,75 mm (grupo 6).....	135
Tabela 16 – Erros (%) apresentados pelo modelo E modificado para as diferentes energias de soldagem para grupos 1, 3, 5 e 6.....	136
Tabela 17 – Comparação entre os resultados experimentais e os modelos analíticos (E, F e G) para o grupo 7, quando os parâmetros da corrente e da tensão elétrica diferem daqueles utilizados originalmente no desenvolvimento dos modelos.....	137
Tabela 18 – Comparação entre os resultados experimentais e o modelo analítico F para o grupo 8, quando a área do chanfro varia somente em função do ângulo e os parâmetros de soldagem diferem daqueles utilizados no desenvolvimento dos modelos.	139
Tabela 19 – Resumo das principais características dos modelos D, E, F e G para previsão das distorções angulares.	142
Tabela 20 – Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupo 1 e 2.	158
Tabela 21 - Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupos 3 e 4.....	158
Tabela 22 - Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupos 7 e 8.....	159
Tabela 23 – Parâmetros utilizados na Eq. (85) para calcular o ciclo térmico.	167
Tabela 24 – Espessura acumulada e quadrado da espessura acumulada para o terceiro passe dos experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4.....	194

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A	Área da seção transversal da estrutura soldada	mm ²
Â	Ângulo do chanfro	graus
A _c	Área total da seção transversal do chanfro usado nos modelos	mm ²
A _s	Área da seção transversal da solda	mm ²
A _p	Área da seção transversal de um passe qualquer	mm ²
A _{pr}	Área da seção transversal do passe de raiz	mm ²
A _{pe}	Área da seção transversal do passe de enchimento	mm ²
a _r	Abertura de raiz	mm
b	Largura do cordão	mm
c	Calor específico do metal	J.kg ⁻¹ .°C ⁻¹
C	Largura da estrutura soldada	mm
d	Diâmetro do arame	mm
d	Distância do centro de gravidade do cordão de solda até a linha neutra da estrutura (viga)	mm
dx	Variação diferencial na direção x	mm
dz	Deslocamento na direção z	mm
e	Erro absoluto	Rad
E	Energia de soldagem nominal	kJ.mm ⁻¹
E _{me}	Módulo de elasticidade do material	MPa
E _m	Energia de soldagem referente a mesa	J.mm ⁻¹
f _{max}	Flexão máxima na estrutura	mm
F	Força	N
h	Espessura da chapa	mm
h _a	Espessura da alma	mm
h _i	Espessura acumulada para o i-ésimo passe de solda (i=1, 2, ... N)	mm
h _m	Espessura da mesa	mm
h _{nariz}	Altura do nariz da solda	mm
h _r	Altura da seção resistente	mm
H _a	Altura da alma	mm
I	Momento de inércia da viga de uma seção qualquer	mm ⁴
I, I _e	Corrente elétrica e corrente elétrica nos passes de enchimento	A
I _m , I _a , I _s	Momento de inércia para mesa, alma e solda (teorema de Steiner)	mm ⁴
I _{total}	Momento de inércia total de uma viga	mm ⁴
k	Condutividade térmica do material	W.m ⁻¹ .K ⁻¹
K _e	Constante utilizada na equação analítica modificada	-
k _r	Coefficiente de rigidez da estrutura	-

k_s e k_d	Indutância de subida e descida	H
L	Comprimento total da solda	mm
L_b	Deformação (dilatação) térmica máxima	mm
L_m	Largura da mesa	mm
M	Momento fletor	N.mm
N	Número total de passes de solda	-
N_e	Número de passes de enchimento	-
p	Penetração da solda	mm
q	Potência térmica da fonte de calor	W
r	Coefficiente de correlação	-
R	Distância da fonte de calor (origem) até a coordenada onde se deseja determinar o ciclo térmico	mm
R_c	Raio de curvatura	mm
t	Tamanho/perna da solda	mm
t	Tempo	s
T	Temperatura	$^{\circ}\text{C}$
T_M	Temperatura média entre a superfície da poça de fusão e a superfície inferior	$^{\circ}\text{C}$
T_{\max}	Temperatura máxima do ciclo térmico	$^{\circ}\text{C}$
U	Tensão	V
v	Velocidade de soldagem	$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$
v_a	Velocidade de alimentação do arame	$\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$
v_e	Velocidade de soldagem no passe de enchimento	$\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$
w	Sistema de coordenada deslocando-se solidário a fonte de calor	mm
W	Módulo de resistência a flexão	mm^3
X	Eixo de soldagem	
X_i	Largura do cordão de solda do modelo analítico ($i=1, 2, \dots, N$)	mm
y_i	Altura do cordão para o modelo analítico adaptado ($i=2, \dots, N$)	mm
Y	Eixo transversal ao cordão de solda	mm
Z	Eixo na direção da espessura da chapa	mm
Z_{cg}	Posição do centro de gravidade da viga	mm
α	Coefficiente de dilatação térmico	K^{-1}
α	Difusividade térmica	$\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$
β	Distorção angular	rad
$\beta_{a,i}$	Distorção angular acumulada para o i-ésimo passe ($i=2, \dots, N$)	rad
$\beta_{B.(h)}$	Previsão da distorção angular pelo modelo B relativo as quatro espessuras h (9,75; 12,75; 16 e 19 mm)	rad
$\beta_D, \beta_E, \beta_F,$ β_G, β_S	Previsão da distorção angular através dos modelos D, E, F, G e S	rad
β_{exp}	Distorção angular experimental	rad
β_f	Distorção angular final	rad

$\beta_{g,e1}$	Distorção angular em função da sequencia dos passes para a menor energia de soldagem (e1) do grupo (modelo B)	rad
$\beta_{g,E}$	Distorção angular em função da energia de soldagem para um dado grupo experimental (g), relativo ao modelo E	rad
$\beta_{g,m}$	Distorção angular média em função da ordem sequencial de passes para um dado grupo experimental (g) relativo ao modelo A	rad
β_i	Distorção angular para o i-ésimo passe de solda	rad
β_M	Distorção angular para os modelos analíticos (D, E, F e G)	rad
$\beta_{m,i}$	Média da distorção angular para o i-ésimo passe de solda (i=1, 2, ..., N)	rad
$\beta_{m,a,i}$	Média da distorção angular acumulada para o i-ésimo passe (i=1, 2, ..., N)	rad
$\beta(A_c)_{e,m}$	Função principal para determinar a distorção angular em função da área do chanfro para uma energia média utilizada no modelo F.	rad
$\beta(A_c)_{D-e,m}$	Função principal para determinar a distorção angular em função da área do chanfro para uma energia média utilizada no modelo D	rad
$\beta(E)_{aux}$	Função auxiliar para determinar a distorção angular em função da espessura da chapa utilizada nos modelos E, F, G.	rad
$\beta(E)_{D-aux}$	Função auxiliar para determinar a distorção angular em função da espessura da chapa utilizada no modelo D.	rad
$\beta(h)_{e,m}$	Função principal para determinar a distorção angular em função da espessura da chapa utilizada nos modelos E, G.	rad
β_s	Distorção angular determinada através do modelo S (Satoh)	rad
ΔT	Variação de temperatura	$^{\circ}C$
ΔT	Diferença de temperatura entre os termopares tipo S e K	rad
Δ_T	Contração Transversal	mm
$\Delta_{T(L=200)}$	Contração transversal para comprimento da solda de L=200 mm	mm
$\Delta_{T(L)}$	Contração transversal para o comprimento total (L) da solda	mm
ε	Erro relativo dos modelos analíticos E, F e G em relação aos experimentos para as espessuras de 16 e 19 mm	%
ε_D	Erro relativo do modelo D em relação ao modelo B	%
ε_{mod}	Erro relativo modificado dos modelos analíticos E, F e G para os experimentos para as espessuras de 9,75 e 12,75 mm	%
ε_S	Erro relativo do modelo S em relação aos experimentos	%
ε_y	Deformação elástica	-
ε_T	Deformação térmica	-
η	Rendimento do processo de soldagem	%
ν	Coefficiente de Poisson	-
ρ	Densidade	$kg.m^{-3}$
σ_e	Tensão de escoamento do material	MPa

RESUMO

A aplicação do calor de forma não uniforme em estruturas soldadas origina distribuições de temperatura altamente transientes, produzindo tensões térmicas não uniformes que, por sua vez, geram deformações plásticas, tensões residuais e deformações permanentes (distorções). As distorções são desvios geométricos indesejáveis na estrutura, causando grandes perdas. Em chapas espessas soldadas a topo, com chanfro em V, o principal problema são as distorções angulares, principalmente quando a estrutura é soldada sem restrição e com múltiplos passes. Uma das formas mais eficientes de controle da distorção angular é prever o seu valor antes da soldagem.

Este trabalho teve como objetivo principal desenvolver métodos e modelos analíticos para previsão da distorção angular, os quais foram aplicados em juntas a topo em chanfro em V na soldagem multipasse. Para atingir tal objetivo, duas abordagens foram aplicadas. A primeira foi baseada em evidências experimentais e a segunda, em uma equação analítica disponível na literatura. Investigou-se, também, a relação existente entre a distorção angular e o comportamento termomecânico do material na junta soldada.

Nos experimentos realizados, utilizou-se corpos de prova constituídos de chapas de aço estrutural ASTM A36, soldadas pelo processo de soldagem ao arco elétrico com proteção por gás e eletrodo consumível (doravante neste texto denominado “MAG”), nas espessuras de 9,75; 12,75; 16,0 e 19,0 mm. Os experimentos foram reunidos em nove grupos, classificados de acordo com as dimensões dos corpos de prova, parâmetros da fonte (tensão e corrente), velocidade de soldagem, energias de soldagem e número de passes. Para os grupos 1-6, as distorções foram medidas ao longo dos passes através de LVDT – “*Linear Variable Differential Transformer*” (Transformadores Lineares Diferenciais Variáveis) - e, em todos os grupos, mediu-se a distorção final através de um goniômetro. Para investigar a relação entre a distorção angular e o comportamento termomecânico do material, termopares do tipo K e tipo S foram utilizados para obtenção dos ciclos térmicos.

Em relação à abordagem baseada em evidências experimentais, os métodos e modelos foram obtidos em duas fases. A primeira fase, fundamentou-se no comportamento da distorção angular ao longo dos passes, na qual utilizou-se os resultados dos experimentos dos grupos 1-4 (espessuras 16,0 e 19,0 mm) e verificou-se que, independentemente da energia de soldagem utilizada em cada grupo, a distorção angular em um passe qualquer apresentava o mesmo valor. Essa constatação levou à escolha de um modelo analítico

(modelo B), a partir do qual se definiu uma metodologia envolvendo análise experimental em que é possível extrapolar a previsão da distorção. A segunda fase da abordagem experimental decorreu da análise dos resultados obtidos dos grupos 1-6 (espessuras 9,75; 12,75; 16,0 e 19,0 mm). A partir da constatação de que a distorção angular possuía o mesmo comportamento linear em função da energia de soldagem para as quatro espessuras e, além disso, utilizando os resultados obtidos na primeira fase, desenvolveu-se metodologias próprias com a finalidade de obter modelos analíticos para previsão da distorção angular (modelos D, E, F e G). Esses modelos permitem prever a distorção angular em função da energia de soldagem e espessura da chapa ou alternativamente, através da área da seção transversal do chanfro, nos intervalos de [0,35; 2,5] kJ/mm e [9,75; 19,0] mm. O comparativo preliminar dos modelos com resultados experimentais mostrou que eles podem ser utilizados para previsão da distorção angular, bem como novos modelos podem ser obtidos a partir da metodologia desenvolvida.

Em relação à segunda abordagem, baseada na equação analítica para soldas “*bead on plate*” (deposição de cordão de solda sobre a superfície da chapa), o procedimento desenvolvido permitiu adequar a equação para prever a distorção angular em junta a topo com chanfro V. O método foi testado em diversas condições de soldagem, onde se observou concordância entre os resultados experimentais e analíticos para o valor final.

Os estudos envolvendo a análise termomecânica do material na região da solda mostraram que o comportamento observado da distorção angular ao longo dos passes, para diferentes energias de soldagem, pode ser explicado pelas diferenças de temperatura entre a superfície da poça de fusão e superfície inferior da chapa, na raiz da solda. Além disso, o estudo mostrou que comportamento da distorção angular é significativamente influenciado pelos fenômenos que agem na resistência à deformação da estrutura, ou seja, resistência mecânica do material e seção resistente à medida que os passes de solda são realizados.

ABSTRACT

Non-uniform heat application in welded structures produce transient temperature distributions, producing non-uniform thermal stresses, which in turn generate plastic deformations, residual stresses and permanent deformations (distortions). The distortions are undesirable geometric deviations in the structure, causing great losses. In thick plates, butt-welded (V-groove), the main problem is angular distortions, especially when the structure is welded without restriction and with multiple passes. One of the most efficient ways to control angular distortion is to predict its value before welding.

The main objective of this research was to develop analytical methods and models for the prediction of the angular distortion in butt joints (V-groove) in multipass welding. To achieve this goal, two approaches have been applied. The first was based on experimental evidence and the second on an analytical equation available in the literature. The relationship between the angular distortion and the thermo-mechanical behavior of the material in the welded joint was also investigated.

In the experiments, test specimens were made of ASTM A36 structural steel plates, welded by the process electric arc welding with gas protection and consumable electrode (hereinafter referred to as "MAG"), in the thicknesses of 9.75 ; 12.75; 16.0 and 19.0 mm. The experiments were grouped into nine groups, classified according to the dimensions of the specimens, welding parameters (voltage and current), travel speed, heat input and number of passes. For groups 1-6, the distortions were measured along the passes through LVDT - Linear Variable Differential Transformer - and, in all groups, the final distortion was measured through a goniometer. To investigate the relationship between angular distortion and thermomechanical behavior of the material, type K and type S thermocouples were used to obtain the thermal cycles.

In relation to the approach based on experimental evidences, the methods and models were obtained in two phases. The first phase was based on the angular distortion behavior along the passes, in which the results of the experiments of groups 1-4 (thicknesses 16.0 and 19.0 mm) were used and it was verified that, independently of the heat input used in each group, the angular distortion in any one pass had the same value. This finding led to the choice of an analytical model (model B), from which a methodology was defined involving experimental analysis in which it is possible to extrapolate the prediction of

angular distortion. The second phase of the experimental approach resulted from the analysis of the results obtained from groups 1-6 (thicknesses 9.75, 12.75, 16.0 and 19.0 mm). From the observation that the angular distortion had the same linear behavior as a function of the heat input for the four thicknesses and, in addition, using the results obtained in the first phase, methodologies were developed with the purpose of obtaining analytical models for prediction of angular distortion (models D, E, F and G). These models allow to predict the angular distortion as a function of the energy and of the plate thickness or alternatively, through cross-sectional area of the groove, in the intervals of heat input [0.35; 2.5] kJ/mm and of thickness [9.75; 19.0] mm. The preliminary comparative of models with experimental results showed that they can be used to predict angular distortion, as well as new models can be obtained from the methodology developed.

In relation to the approach based on the analytical equation for bead-on-plate welds, the developed methodology allowed to adapt the equation to predict the angular distortion in a V-groove butt weld. The method was tested in several welding conditions, where a good agreement was observed between the experimental and analytical results for the final value.

The studies involving the thermomechanical analysis of the material in the welded region showed that the observed the angular distortion behavior along the passes, using different heat input, can be explained by the differences in temperature between the surface of the fusion (fusing puddle) and the lower surface of the plate at the root of the weld. In addition, the study showed that angular distortion behavior is significantly influenced by the phenomena that act on the resistance to deformation of the structure, that is, mechanical strength of the material and section resistant as weld passes are performed.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Em função do ciclo de aquecimento e resfriamento localizado e não uniforme a que os materiais estão submetidos durante a soldagem, gera-se um campo elevado de temperaturas transientes. Este fenômeno térmico produz transformações microestruturais, expansões e contrações térmicas não uniformes, que são responsáveis por deformações plásticas, tensões residuais e deformações permanentes (RADAJ, 1992; CHENG, 2005).

As distorções geradas pela soldagem produzem imperfeições geométricas e representam quantitativamente o afastamento da superfície real em relação à superfície desejada, modificando, dessa forma, as dimensões e a geometria do conjunto soldado.

Os fenômenos físicos relevantes que influenciam na distorção angular em estruturas soldadas são:

- A contração do metal de solda, sendo, talvez, o fator mais importante;
- A expansão e contração não uniforme do metal base adjacente à solda;
- A deformação plástica produzida pelas tensões compressivas;
- O constrangimento interno da estrutura soldada;
- A restrição externa imposta à estrutura soldada.

Os principais problemas causados pela distorção nas estruturas soldadas são: desalinhamento dos componentes estruturais; imprecisões geométricas que interferem na qualidade estética e funcional do produto; dificuldade na automação de processos; redução da resistência estrutural, podendo, eventualmente, causar falhas nos componentes (AWANG, 2002; KIM, KANG e HAN, 2002; CHENG, 2005).

Além desses problemas, o tempo necessário para a correção dos defeitos aumenta o tempo e, conseqüentemente, os custos de fabricação. O aumento no tempo de fabricação compromete os prazos de entrega dos produtos, originando clientes insatisfeitos e, desse modo, perda de competitividade. Produtos com alto valor agregado exigem elevada precisão

dimensional de seus componentes. Assim, pequenos desvios na geometria de seus componentes, causados pela distorção, podem não ser tolerados. Por exemplo, excessivas distorções em componentes estruturais dos veículos não somente impedem os processos de montagem, como também reduzem a confiabilidade, a durabilidade e podem comprometer aspectos visuais (CHENG, 2005). Nos elementos estruturais dos automóveis as tolerâncias são restritivas. Segundo Chapple, Tahir e Jardine, (2013), em um típico chassi, a tolerância entre seus componentes deve ficar em +/- 0,5 mm.

A necessidade da alta produtividade nos estaleiros tem acelerado a automação nos processos produtivos e, conseqüentemente, um controle rígido nos processos de fabricação deve ser mantido. Por exemplo, na montagem dos blocos que compõem o navio, as deformações produzidas pela soldagem devem permanecer dentro de limites críticos para que as tolerâncias sejam mantidas dentro das especificações iniciais (SSC-453, 2008; JANG et al., 2007). Em países como Japão e Coréia do Sul, graças aos elevados níveis de controle nos processos de fabricação, os estaleiros possuem um alto grau de automação. Os desalinhamentos que ocorrem nos componentes soldados comprometem sua montagem posterior quando estes componentes fazem parte de estruturas maiores (GANNON, et al., 2010).

Com o objetivo de elevar a capacidade de carga dos veículos de transporte tem se buscado reduzir o peso dos componentes estruturais. Dessa forma, chapas de aço de menores espessuras e de maior resistência devem ser utilizadas. Além disso, a redução do peso das estruturas melhora a eficiência energética dos veículos de transporte e facilita a montagem por tratar-se de conjuntos mais leves. Porém, a redução da espessura dos componentes estruturais vem acompanhada do aumento considerável das distorções, aumentando os custos de fabricação necessários para endireitar a estrutura. (DYDO et al., 1999; LIGHTFOOT et al., 2007; DENG et al., 2011; KELLY, et al., 2009). Por exemplo, em casco e corpo de navios, o uso de chapas com espessuras entre 4 e 5 mm tem-se tornado cada vez mais comum. Por outro lado, na fabricação de trens e metrô as espessuras são ainda menores, ao redor de 2 mm (NAGY, 2012). Nessas situações, as menores distorções estão relacionadas a baixa rigidez da estrutura devido as menores espessuras das chapas.

Em navios, o empenamento reduz o desempenho hidrodinâmico resultando em menores velocidades e, conseqüentemente, no aumento do consumo de combustível. Outro efeito indesejado dos empenamentos é a amplificação do sinal do radar devido à

irregularidade das chapas, sendo esse um problema relevante em navios de guerra (NAGY, 2012).

A redução da resistência nas estruturas soldadas pode estar presente quando a estrutura tem flambagem inicial devido à distorção e, dessa forma, ao se aplicar uma carga adicional de trabalho, a resistência da estrutura ficará comprometida (OKERBLOM, 1958). Trovoado (2010) analisou a influência das distorções geométricas no comportamento estrutural de um navio tanque, avaliando a resistência ao colapso estrutural.

O grande esforço empreendido por diversos pesquisadores para minimizar o problema da distorção está diretamente relacionado com o aumento significativo de custos para correção dos defeitos. Na construção naval esse custo pode ser comparado com o valor real da soldagem das estruturas (PILIPENKO, 2001; OKERBLOM, 1958). Segundo Schenk (2011), as correções das distorções aumentam em 30% as necessidades de trabalho na indústria naval e podem representar um custo adicional de 200.000,00 EUR a 300.000,00 EUR. Estes dados referem-se a um navio fabricado pela companhia holandesa Damen Schelde. Na Alemanha, segundo dados levantados por Schenk (2011), o custo com a correção das distorções na indústria ferroviária no ano de 2008 foi de aproximadamente 6.250.000,00 EUR.

Entre os principais tipos de deformações que permanecem após a soldagem, podem-se citar: contração transversal e longitudinal, distorção rotacional, distorção angular, distorção de flexão (arqueamento) e distorção de flambagem (empenamento). Conforme mostra a Figura 1, as três primeiras ocorrem devido ao movimento do material no plano da chapa, enquanto que as três últimas ocorrem fora do plano original da chapa.

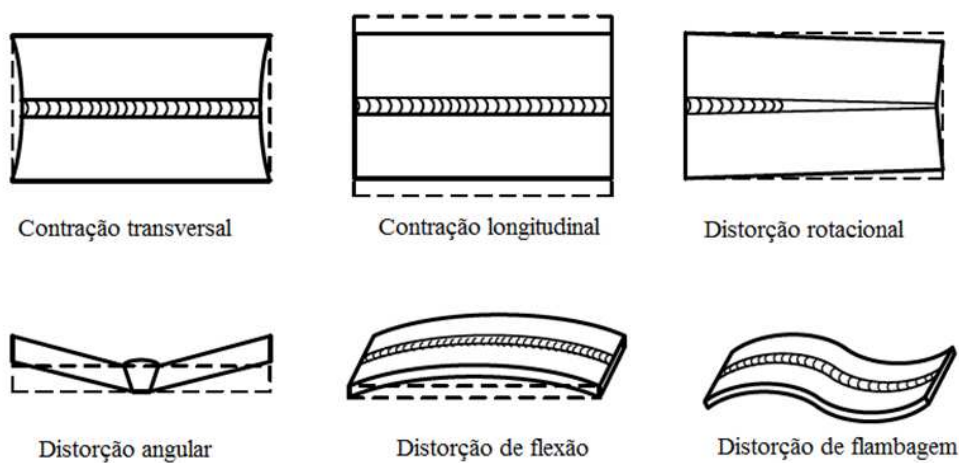


Figura 1 - Principais formas de distorção, (MASUBUCHI,1996).

Em chapas de maiores espessuras, soldadas a topo e com chanfro simples V, a distorção angular é a mais pronunciada entre os tipos de distorções. Isto ocorre devido ao maior número de passes realizados e a maior espessura da chapa (rigidez) que impede os outros tipos de distorções. Dessa forma, é imprescindível que providências sejam tomadas para o controle desse tipo de distorção.

Com relação a chapas espessas, soldadas a topo, existe uma série de técnicas de controle da distorção angular. Porém, segundo Pilipenko (2001), a mais eficiente é aquela que usa um pré-desalinhamento das chapas com o ângulo da distorção conhecido e que se anula durante a soldagem. A Figura 2-(a) mostra um esquema das chapas pré-desalinhadas, antes da soldagem, com ângulo de desalinhamento β conhecido, enquanto a Figura 2-(b) mostra as duas chapas alinhadas após a soldagem, sem qualquer distorção angular. Dessa forma, para aplicar a técnica do pré-desalinhamento, é imprescindível prever com antecedência a distorção angular final, sendo esse o tema desenvolvido no presente trabalho.

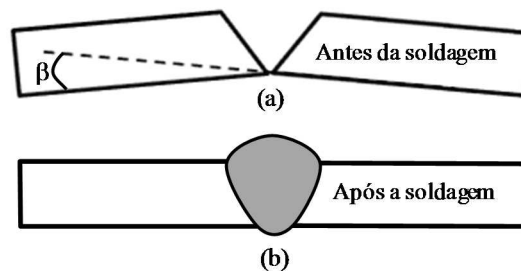


Figura 2 - (a) Pré-desalinhamento antes da soldagem com o valor do ângulo da distorção β que será produzido na soldagem e (b) Peças alinhadas e sem distorção angular após a soldagem.

Entre os métodos utilizados para previsão da distorção angular, podem-se citar: os experimentais, os analíticos e os numéricos. Os métodos experimentais tendem a serem os de maior custo, pois em cada nova condição de soldagem, um novo experimento deve ser realizado. Seus resultados, contudo, são os mais confiáveis. Já os numéricos, na maioria das vezes apresentam baixo custo. Entretanto, os resultados podem ser inexatos devido à elevada complexidade do modelamento físico do fenômeno da soldagem. Dessa forma, para certas condições específicas de soldagem, uma alternativa factível pode ser o uso de modelos analíticos disponíveis na literatura, ou ainda, o desenvolvimento de modelos mistos experimentais e analíticos, cujos resultados podem ser extrapolados para outras condições de soldagem. A principal vantagem destes últimos é a não necessidade de determinação do

campo de temperaturas, tensões térmicas e deformações plásticas que ocorrem nas regiões adjacentes à solda, tornando mais simples a análise do problema. Além disso, em muitos modelos mais elaborados, devem-se considerar as variações das propriedades térmicas e mecânicas que ocorrem com a temperatura, tornando, ainda, mais complexa a análise do problema.

Na maioria dos modelos analíticos disponíveis na literatura, a distorção angular é função direta da relação entre a energia de soldagem (E) e a espessura da chapa (h), mais especificamente da razão E/h . De modo específico para a distorção angular, esse termo assume a forma de E/h^2 , sendo também conhecido como parâmetros de energia de soldagem. Estudos sugerem que essa razão governa a distorção angular, pois ela controla os gradientes de temperatura e a rigidez estrutural da junta (resistência mecânica do material). Provavelmente, na soldagem multipasse, o comportamento da distorção angular ao longo dos passes também pode ser explicado por essa razão.

Métodos e modelos analíticos para prever a distorção angular também podem ser obtidos diretamente de resultados experimentais. Para isso, experimentos devidamente planejados e controlados devem ser realizados. Através desses experimentos, procura-se estabelecer relações funcionais existentes entre os efeitos da energia de soldagem, espessura da chapa, ângulo de chanfro e, parâmetros da fonte de soldagem sobre o comportamento da distorção angular. Uma vez que essas relações fiquem estabelecidas, então através de metodologias específicas, a serem desenvolvidas com base nos resultados obtidos, pode-se definir modelos analíticos que serão utilizados para prever a distorção angular em condições similares aos experimentos, ou até mesmo, extrapolar para outras condições. As metodologias desenvolvidas para obtenção dos modelos também podem ser aplicadas para obtenção de novos modelos de previsão, porém, em condições de soldagem diferentes das originalmente utilizadas.

Na soldagem multipasse, devido à necessidade de prever a distorção angular após cada passe, a determinação do valor final torna-se uma tarefa difícil, o que justifica a pouca ênfase que se tem observado na literatura sobre a investigação desse tema. Portanto, pela sua importância prática, devido às grandes perdas causadas por esse tipo de distorção, investigações buscando novas metodologias para previsão da distorção angular são plenamente justificáveis.

A presente investigação tem como objetivo principal desenvolver métodos e modelos analíticos para prever a distorção angular decorrentes da soldagem multipasse em

juntas a topo com chanfro em V, usando aço ASTM A36 pelo processo MAG. Para atingir tal objetivo, o problema é abordado de duas formas principais, conforme descrição que segue.

A primeira abordagem é fundamentada em evidências experimentais, onde a partir da análise do comportamento da distorção angular acumulada ao longo dos passes para diferentes energias de soldagem e espessuras, pretende-se desenvolver métodos que serão empregados para obtenção de modelos analíticos. Dessa forma, espera-se determinar equações que poderão ser usadas para prever a distorção angular em função das diferentes condições de soldagem, tais como: energias de soldagem, espessuras das chapas e área do chanfro. Além disso, os métodos desenvolvidos poderão ser aplicados para obter novas equações em outras condições de soldagem.

A segunda abordagem é baseada em uma equação analítica disponível na literatura, a qual, originalmente, foi desenvolvida para prever a distorção angular em soldas “*bead on plate*”, a qual depende essencialmente da razão de E/h^2 , onde E é a energia de soldagem e h é a espessura da chapa. Dessa forma, pretende-se desenvolver uma metodologia que permita adequá-la para previsão da distorção angular na soldagem multipasse em juntas a topo, considerando diferentes condições de soldagem, tais como: energias de soldagem, espessura das chapas, ângulo do chanfro e parâmetros da fonte de soldagem. Para validação do modelo, os resultados obtidos devem ser comparados com resultados experimentais para diferentes condições de soldagem.

Além dos dois objetivos específicos, relacionados com a previsão da distorção angular, o estudo também pretende:

- 1) Investigar o comportamento da distorção angular ao longo dos passes para diferentes energias de soldagem;
- 2) Investigar a influência da razão E/h^2 sobre o campo de temperaturas na direção da espessura da chapa e, além disso, verificar se existe relação entre o campo de temperatura e a distorção angular;
- 3) Investigar o comportamento termomecânico do metal de solda na direção da espessura da chapa ao longo dos passes para diferentes energias de soldagem, analisando, assim, a influência desse na distorção angular. Para tal propósito, deve-se avaliar na região do metal de solda, a influência das temperaturas transientes nas forças de contração e, além disso, na resistência mecânica do material. As forças de contração agem no sentido de

produzir a distorção angular, enquanto a resistência mecânica do material age no sentido de impedi-la;

- 4) Apresentar, através de um modelo resumido e esquematizado, os principais agentes responsáveis pela distorção angular em soldas a topo com chanfro;
- 5) Analisar brevemente a influência do ciclo de aquecimento nas forças que geram a distorção angular.

CAPÍTULO II

REVISÃO DE LITERATURA

2.1 Tensões Residuais e Distorções

Em uma junta soldada, os ciclos de aquecimento e resfriamento produzem expansão e contração que agem no metal de solda e em uma região restrita do metal base, adjacentes ao metal de solda, provocando complexos fenômenos físicos. Durante o aquecimento, as temperaturas são mais elevadas nas regiões próximas da poça de fusão e essas regiões tendem a expandir mais do que as regiões distantes da solda. Porém a expansão térmica próxima da solda é restringida pelo metal base adjacente que se encontra em temperaturas inferiores. Dessa forma, a expansão restringida induz tensões compressivas na região próxima da solda e, conseqüentemente, deformações plásticas compressivas ocorrem nessas regiões devido ao baixo limite de escoamento do material em elevadas temperaturas. Após a solidificação, o metal de solda tenta se contrair, mas é impedido pelo metal base que está mais frio. Assim, tensões elásticas de tração se desenvolvem no sentido longitudinal na solda e quando elas alcançam o limite de escoamento, o metal de solda deforma plasticamente.

A Figura 3 mostra o comportamento termomecânico das tensões térmicas que se desenvolvem na soldagem. Observa-se, pela Figura 3, que a região estreita na frente e ao lado da poça de fusão é aonde se desenvolvem as deformações plásticas compressivas e a região atrás da poça de fusão é aonde se desenvolvem as deformações plásticas trativas.

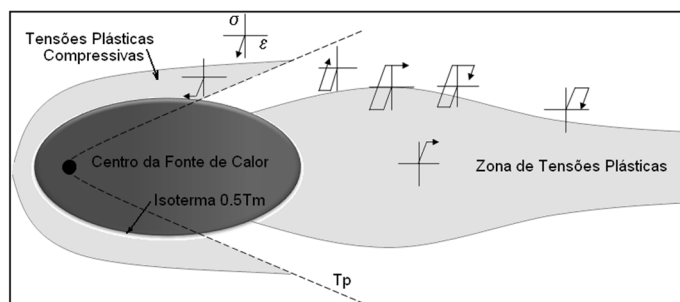


Figura 3 - Comportamento das tensões e deformações plásticas durante a soldagem, segundo Radaj (2003).

A linha pontilhada (Figura 3) separa as zonas de aquecimento e resfriamento, ou seja, à frente da linha, o metal está se expandindo e, atrás, se contraindo (NAGY, 2012; SCHENK, 2011; DYDO et al., 1999).

Na sequência do resfriamento até a temperatura ambiente, a contração do metal de solda prossegue. Porém, como a temperatura agora está mais baixa e o limite de escoamento mais elevado, essas contrações produzem apenas tensões residuais elásticas trativas no metal de solda e, para contrabalancear, tensões residuais de compressão no metal base adjacente à região soldada. Deformações plásticas trativas ocorrem, então, na zona de fusão e deformações plásticas compressivas, ao lado da zona de fusão em uma faixa. Deformações plásticas trativas têm relação direta com o grau de restrição da junta. Quanto maior o grau de restrição da junta, maiores serão essas deformações plásticas (CHENG, 2005). Durante o ciclo de resfriamento, o material mais frio impede a contração dessa região, causando tensões elásticas. Estas tensões elásticas ao redor da solda, com geração simultânea de tensões compressivas, resultam em distorção se elas excederem certos níveis (O'BRIEN, 2007).

Várias são as teorias que explicam o fenômeno físico das distorções. Segundo Masubuchi (1996), uma das causas da distorção é a deformação plástica adjacente à zona fundida, enquanto as temperaturas são elevadas e a tensão de escoamento é baixa. A grande diferença de temperatura entre o metal de solda e a metal base produz tensões residuais próximas da zona afetada pelo calor. Quando a solda inicia o resfriamento, o metal quente tenta contrair, sendo impedido pela parte fria do metal base. Isto causa tensão na linha de solda e compressão no metal base.

As tensões térmicas produzidas pelo ciclo térmico durante a soldagem têm dois efeitos principais: elas produzem distorção e/ou tensão residual. Além disso, a tensão residual pode causar trincas na solda (ZHOU, 1998). A restrição imposta ao conjunto soldado é que tende a reger a tensão residual. Componentes soldados com pouca restrição tendem a apresentar menores valores para tensões residuais e maiores distorções. Porém, quando de alguma forma o componente é restringido para impedir sua deformação, o mesmo passa a apresentar valores elevados de tensão residual.

Segundo O'Brien (2007), a distorção e a tensão residual são causadas pela deformação plástica compressiva na zona adjacente decorrentes da distribuição de temperatura elevada e não uniforme. Durante a soldagem a zona aquecida tenta expandir, mas é restringida pela região ao redor que está mais fria, causando nessa região um campo de compressão. Se durante o aquecimento as tensões térmicas geradas em um elemento são

menores que o limite elástico, então, após o resfriamento, esse retorna à situação original, ou seja, livre de qualquer tensão. Contudo, se durante o aquecimento o elemento sofreu uma deformação plástica compressiva, então, após o resfriamento, ele tende a alterar sua geometria proporcionalmente à quantidade de deformação plástica sofrida.

O modelo proposto por Gunnert e apresentado por O'Brien (2007) foi utilizado para explicar a origem das tensões residuais, das deformações plásticas e distorções. O modelo consiste de três barras com o mesmo comprimento e unidas em suas extremidades a duas chapas rígidas, conforme Figura 6.

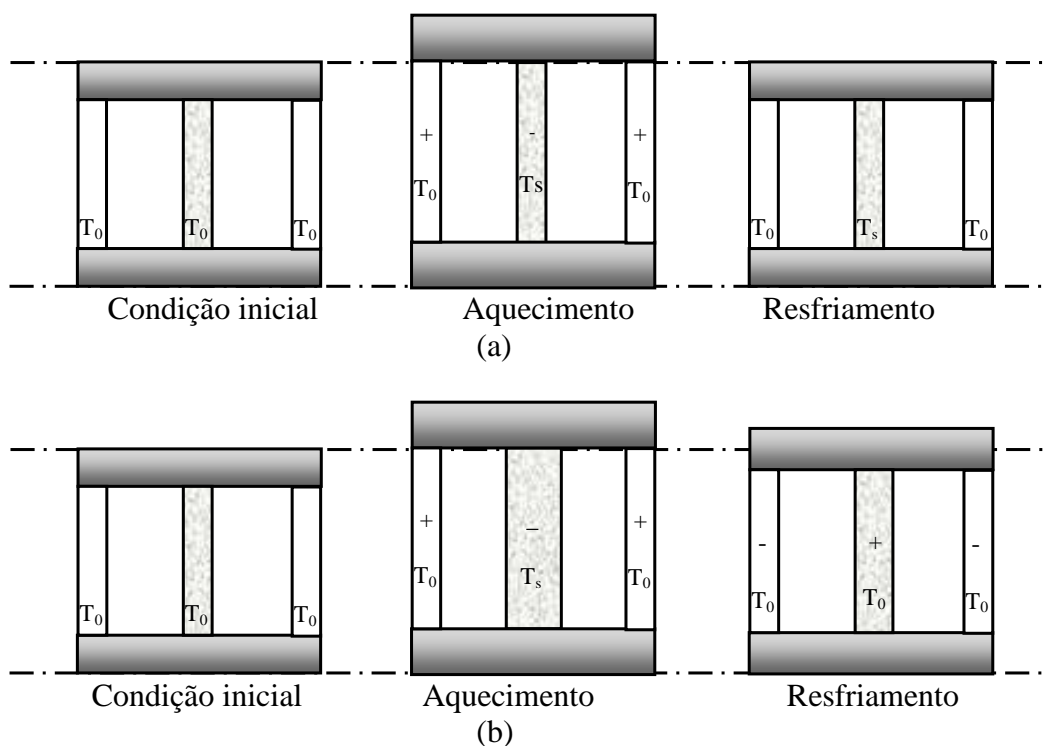


Figura 4 - Modelo com três barras para explicar o efeito do ciclo térmico na solda, sendo que em (a) tensão térmica na barra central não excede o limite elástico, (b) tensão térmica na barra central excede o limite elástico (Adaptado de PILIPENKO, 2001).

A barra central na Figura 6 é exposta a alta temperatura (T_s), simulando a zona próxima à solda. As duas barras laterais são mantidas a uma temperatura constante (T_0), representando a região fria. Em qualquer instante de tempo as barras terão o mesmo comprimento. O aquecimento na barra central tentará expandi-la, porém, as duas barras laterais não permitirão sua livre expansão, causando um aumento na tensão térmica compressiva (-) na barra central e tensão mecânica de tração (+) nas barras laterais. Se a

tensão térmica de compressão na barra central não ultrapassar o limite elástico do material, então a barra retorna ao mesmo estado inicial de tensão e deformação, estado livre (Figura 4-a). Entretanto, se durante o aquecimento as tensões térmicas produzidas na barra central ultrapassarem o limite elástico, a mesma sofrerá uma deformação plástica compressiva. Dessa forma, após o resfriamento, ela tende a mudar as dimensões proporcionalmente com a quantidade de deformação plástica sofrida (Figura 6-b). Todos os elementos têm agora diferentes tamanhos. Como resultado, tensão residual e deformação estão presentes no estágio final do componente. A tensão residual é o resultado do resfriamento da barra central que, ao tentar se contrair livremente, é impedida pelas barras laterais. Consequentemente, na barra central tem-se tensão de tração (região da solda), enquanto as barras laterais estão sujeitas à tensão compressiva (O'BRIEN, 2007; PILIPENKO, 2001).

Geralmente, a não uniformidade da distribuição de temperatura durante a soldagem de uma estrutura real causa tensões complexas em três dimensões. Isto significa que todos os elementos na estrutura expandem diferentemente nas três direções. Em muitos casos, pode-se considerar o efeito das tensões em duas direções (2D) ou até mesmo em uma direção (1D) (O'BRIEN, 2007). A Figura 5 mostra as distribuições de tensões longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y). As tensões longitudinais (σ_x) surgem devido à contração longitudinal (Figura 5). As tensões transversais surgem devido a contração transversal (Figura 5).

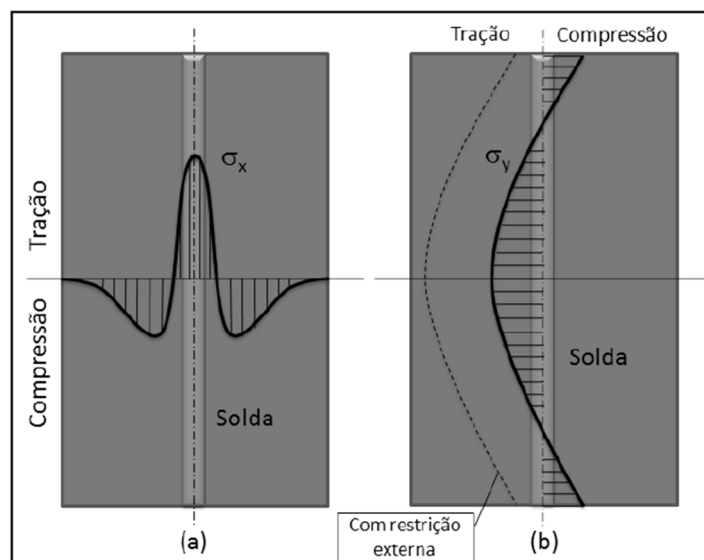


Figura 5 - Distribuição típica das tensões longitudinais (σ_x) e transversais (σ_y) em uma junta a topo de um aço de baixo carbono (MASUBUCHI, 1980).

Se a espessura da estrutura soldada for suficientemente elevada, podem surgir contrações ao longo da espessura e tensões normais ao plano da chapa (σ_z). A Figura 8 mostra a distribuição de tensões ao longo da espessura da chapa.

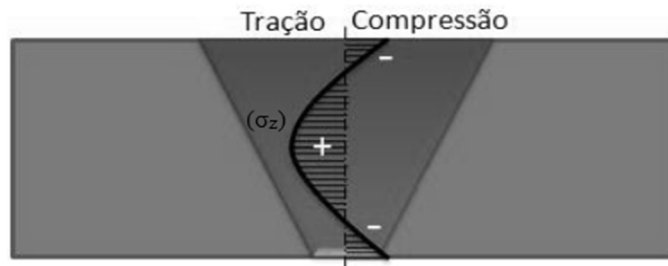


Figura 6 - Distribuições de tensões ao longo da espessura (σ_z), normais ao plano da chapa (MASUBUCHI, 1980).

Observa-se, pela Figura 7, que as tensões longitudinais e transversais não são constantes ao longo de seus eixos (x e y), tendo um formato parabólico.

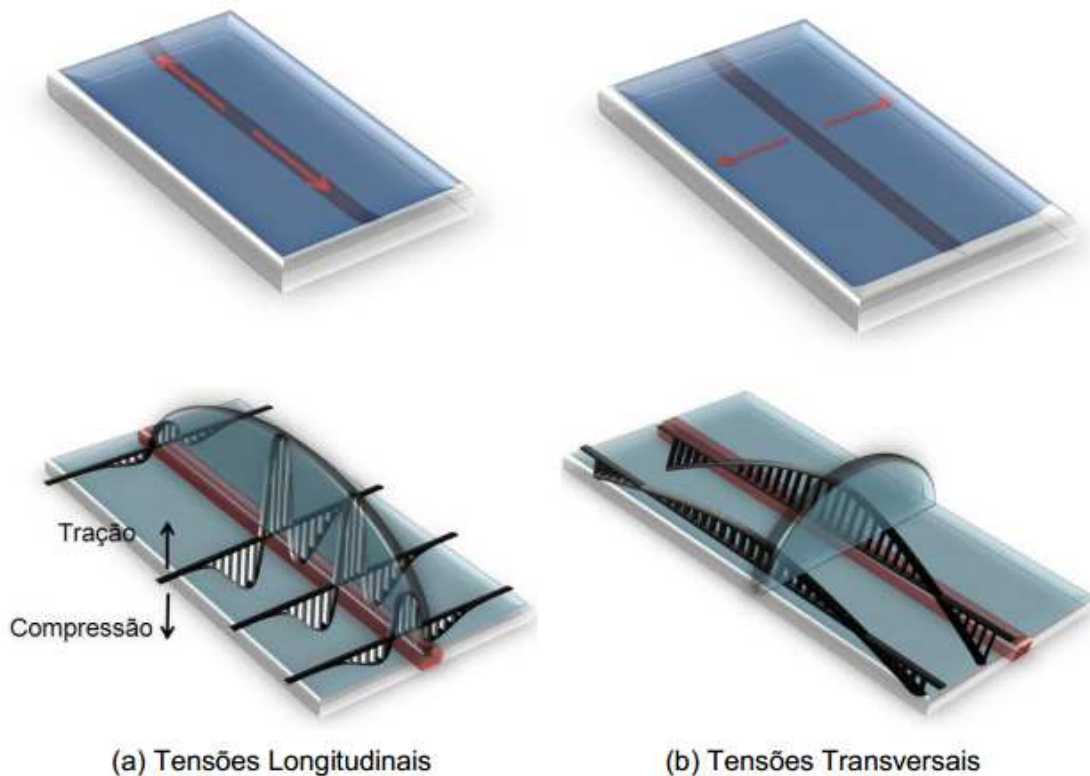


Figura 7 - Distribuição das tensões ao longo dos eixos (ARAUJO, 2012).

Pode-se, também, demonstrar o fenômeno físico das tensões residuais e distorção através do modelo constituído de um anel metálico de forma retangular, conforme Figura 8. O anel inicialmente aquecido na região do comprimento L_0 , Figura 8-(a), tende a se expandir

aumentando seu comprimento para L_1 , deformando o anel (Figura 8-(b)). Esta deformação depende da temperatura atingida pela parte quente e do grau de restrição da parte fria que tende a impedir a deformação. Na parte aquecida do anel são geradas tensões térmicas compressivas, enquanto que no lado oposto, tensões mecânicas trativas, as quais tendem a restringir a deformação. Se as tensões térmicas compressivas não superarem o limite elástico do material, o mesmo estará livre de qualquer deformação e tensão residual após o seu resfriamento. Porém, se a temperatura na parte aquecida for suficientemente elevada para que as tensões térmicas compressivas superem o limite de escoamento e a parte fria do anel possuir rigidez suficiente para restringir a expansão da parte quente obrigando ele a retornar à sua posição original (L_0), uma deformação plástica deverá ocorrer, conforme mostra a Figura 8-(c). Ao se resfriar, a contração reduzirá o comprimento de L_0 para L_2 ($L_2 < L_0$), deformando a estrutura como mostra a Figura 8-(d). Além disso, deverá surgir tensão residual trativa na região antes aquecida (inferior) e tensão residual compressiva na região superior que permaneceu fria.

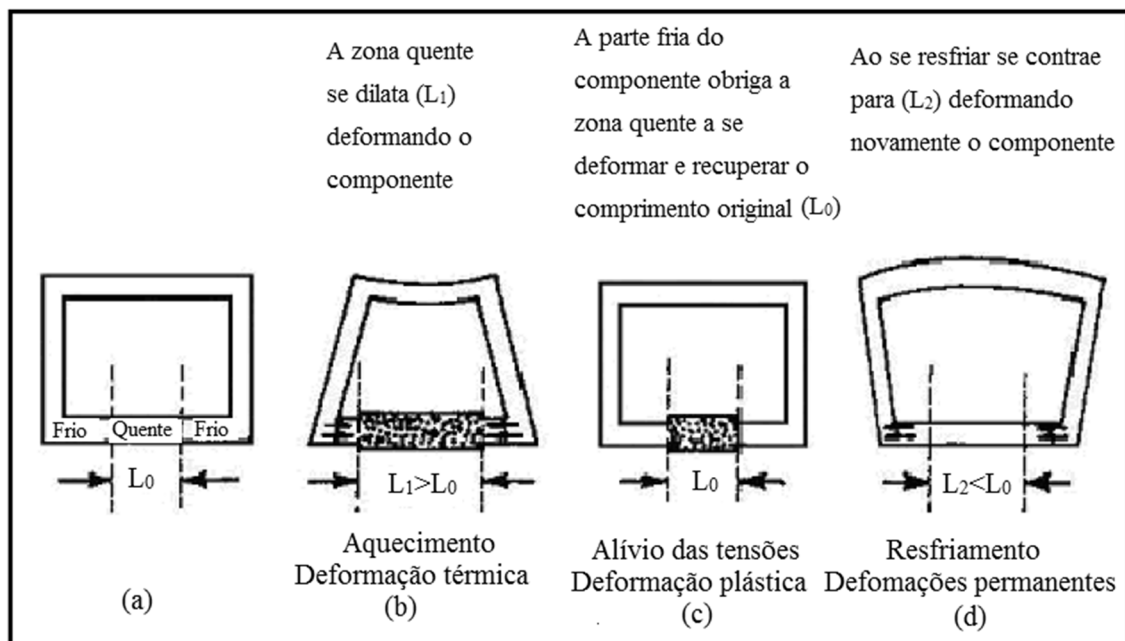


Figura 8 - Simulação da deformação provocada por um aquecimento local (CAMACHO, 2008).

Segundo Cheng (2005), a deformação plástica compressiva ao lado da região soldada é a força motriz da distorção e a rigidez estrutural age no sentido de impedi-la. Porém, se a deformação plástica trativa ocorre no metal de solda logo após a sua solidificação, a distorção final é reduzida. Esse fenômeno pode ser explicado utilizando a

Figura 8. Assim, se durante o resfriamento, quando a temperatura ainda estiver elevada e a rigidez da parte fria for suficientemente elevada, haverá, de início, deformação plástica trativa (estiramento) da parte quente reduzindo ou até impedindo completamente a distorção final. Essa rigidez estrutural pode ser imposta externamente através de componentes mecânicos (sargentos) ou através de reforços soldados na própria estrutura soldada. Dessa forma, a deformação plástica no metal de solda contribui para a redução da distorção final.

Na soldagem multipasses em juntas a topo, a deformação plástica trativa está presente no metal de solda logo após a sua solidificação e na seção resistente da região soldada em decorrência do passe anterior. Ambas têm relação com a deformação angular final da junta. No metal de solda, a deformação plástica trativa ocorre durante o resfriamento em temperaturas elevadas, como resultado da restrição imposta à junta. Enquanto a deformação plástica da seção resistente, relativa aos passes anteriores, ocorre devido à contração do metal de solda e à variação de temperatura através da espessura e está relacionada com a deformação angular da junta. Em uma junta sem restrição externa, o aumento da deformação plástica trativa no metal de solda logo após a sua solidificação é consequência direta do aumento da seção resistente da junta, reduzindo, dessa forma, a deformação plástica na mesma e, conseqüentemente, a distorção angular (PILIPENKO, 2001).

Em componentes soldados, as deformações plásticas trativas ocorrem na região soldada, quando o metal ainda está em temperaturas elevadas devido à baixa tensão de escoamento. A região quente, ao se contrair, é impedida pela região fria e, dessa forma, pode sofrer um estiramento se deformando permanentemente. Nesse caso, partes das tensões trativas devido à contração térmica são aliviadas pela deformação plástica. À medida que a temperatura diminui, a tensão de escoamento tende a aumentar e, ao atingir uma dada temperatura crítica para dado material, o escoamento não mais acontecerá. A partir dessa temperatura crítica até a temperatura ambiente, a contração do material resultará em tensões residuais, como descritos anteriormente.

Apesar desta breve introdução, deve-se estar ciente que os fenômenos físicos das distorções e tensões residuais são mais complexos do que foi apresentado. Além disso, em todas as situações de soldagem, os fenômenos das distorções e tensões residuais estarão presentes com diferentes intensidades, dependendo da situação.

2.2 Principais Tipos de Distorções

Formas diferentes de distorções podem estar presentes devido ao processo de soldagem, as quais podem influenciar a tolerância dimensional dos componentes. Todas as formas têm como causa principal o ciclo de aquecimento e resfriamento não uniforme, que geram tensões térmicas igualmente não uniformes e, como consequência, forças internas que, se não estiverem em equilíbrio, causam a deformação do componente até que o equilíbrio se estabeleça. Para O'brien (2007) todos os tipos de distorções estão relacionados com a contração do metal de solda durante o resfriamento. Porém, uma série de outros fatores pode influenciar na magnitude e no tipo de distorção. Portanto, conhecendo os principais fenômenos físicos envolvidos na origem, torna-se mais fácil adotar medidas preventivas (DYDO et al., 1999).

Distorção em uma estrutura soldada é uma mudança permanente na forma e/ou nas dimensões da estrutura. Conforme visto, seis diferentes tipos de distorção estão presentes em estruturas soldadas, contração longitudinal e transversal, distorção rotacional, distorção angular, flexão longitudinal (arqueamento) e distorção de flambagem. As três primeiras ocorrem devido ao movimento do material no plano da chapa, enquanto que a distorção angular, flexão longitudinal e distorção de flambagem (empenamento) ocorrem fora do plano original da chapa.

Contração longitudinal, transversal e distorção rotacional são causadas pelo movimento do material em direção à zona de solda. Se esse movimento é diferente no início e fim da solda então ocorre a distorção rotacional (NAGY, 2012).

Contração longitudinal e distorção por flexão longitudinal podem ser significantes em vigas longas do tipo T e I. Estas são comumente usadas na construção naval e outras formas e são soldados por soldas de filetes (CHENG, 2005).

2.2.1 Contração longitudinal

Se a seção transversal da estrutura soldada não resiste às forças de contração elástica, contração longitudinal deverá ocorrer na estrutura soldada reduzindo seu comprimento. A contração real não é constante ao longo da largura e do comprimento da chapa, como sugerem as equações e sim assume um perfil conforme mostrado na Figura 9.

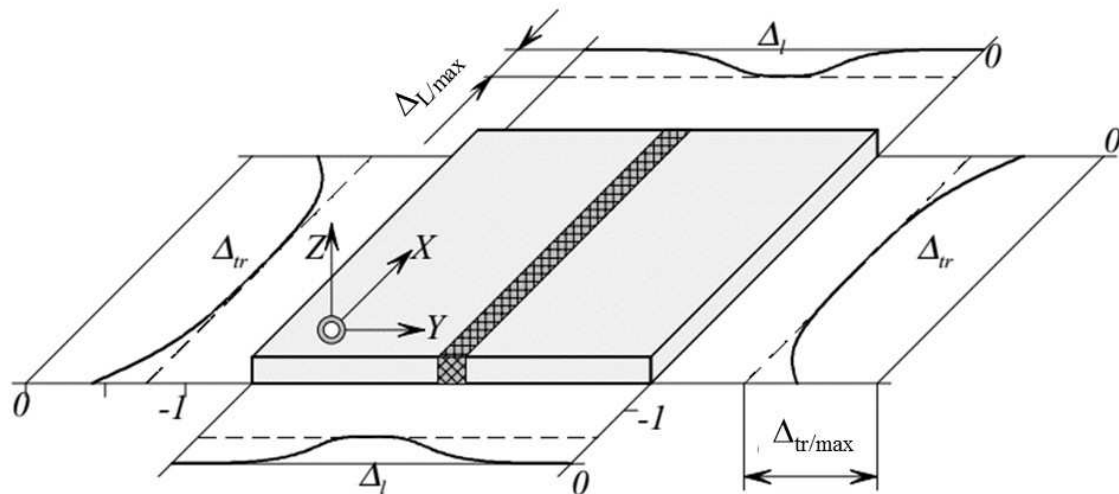


Figura 9 - Perfil das contrações longitudinais e transversais em uma solda à topo (PILIPENKO, 2001).

2.2.2 Contração transversal

A contração transversal é causada pelo movimento do material em direção à zona da solda. Segundo (CHENG, 2005) a maior parte da contração transversal de uma junta a topo deve-se ao metal de base. Durante a soldagem, o metal de base adjacente à solda expande. Porém, quando o metal de solda solidifica, o metal de base deve contrair e, esta contração é responsável pela maior parte da contração transversal. A contribuição do metal de solda na contração é cerca de 10% apenas.

2.2.3 Distorção angular

A distorção angular produz imprecisão geométrica que dificulta o processo de montagem posterior da estrutura e afeta a qualidade estética e funcional do componente. Consiste na rotação da estrutura em torno da linha da solda, sendo ocasionada pela distribuição de temperatura não uniforme através da espessura da chapa. Assim, durante o resfriamento da solda são produzidas tensões térmicas não uniformes na direção da espessura que causam a deformação permanente da estrutura (SCHENK, 2011; AWANG, 2002; Okerblon, 1950). Segundo Deng et al. (2007) o gradiente de temperatura através da espessura é a força propulsora que produz a distorção angular. Zhou (1995) mencionou que a distorção angular ocorre em uma junta a topo quando a contração transversal não é

uniforme na direção da espessura da chapa. Segundo Nagy (2012) a maior contração elástica no topo em relação à base produz a distorção angular. Segundo Deng et al. (2007) quando os gradientes de temperatura cessam, a distorção angular não mais aumenta. Além disso, se elevados gradientes de temperatura na direção da espessura estiverem combinados com uma temperatura elevada na superfície inferior da chapa (raiz da solda), elevadas distorções angulares tendem a ser produzidas. Elevadas temperaturas na superfície inferior reduzem a resistência do material e, portanto, tendem a contribuir com a distorção, desde que os gradientes de temperatura estejam presentes.

Em juntas a topo, a contração não uniforme ao longo da espessura da chapa está relacionada com a diferença de material depositado entre as faces superior e inferior e pelo aquecimento não uniforme através da espessura durante a soldagem (AWANG, 2002). A distorção angular nessas juntas aumenta com a espessura da chapa e com o ângulo de chanfro, pois maiores serão as variações nas quantidades de solda entre as duas superfícies e, conseqüentemente, maiores os gradientes das forças de contração durante a solidificação, (NAGY, 2012). Segundo O'Brien (2007), a deformação angular diminui na medida em que a soldagem se desenvolve. Esse fenômeno está diretamente relacionado ao aumento da rigidez da solda depositada. Em juntas a topo com chanfro em V, a distorção angular é a mais pronunciada entre todos os tipos de distorção, principalmente em chapas espessas. Restringir a deformação dos componentes durante a soldagem pode ocasionar elevadas tensões residuais e trincas (MURUGAN & GUNARAJ, 2005).

Pilipenko (2001) destaca que parte substancial da distorção angular ocorre quando o material está exposto a elevadas temperaturas (maiores do que 1000 °C no caso do aço) e termina antes da estrutura resfriar completamente. Portanto, se uma junta é restringida nessas temperaturas, o metal de solda sofre uma maior deformação plástica, reduzindo a distorção. No entanto, para Bachorski et al. (1999), a distorção angular em juntas soldadas à topo (chanfro V simples) ocorre quando o metal resfria abaixo de 800 °C devido à atuação das forças de contração linear.

TWI 034 analisou a influência do número de passes na distorção angular. Em juntas a topo com chanfro em simples V, um único passe depositado com uma grande quantidade de metal de solda produz menor distorção do que se a solda fosse realizada com um grande número de passes.

Para Pilipenko (2001), a magnitude da deformação angular em um cordão de solda depositado sobre uma chapa depende dos seguintes parâmetros: penetração relativa (p/h);

largura relativa do cordão (b/h); geometria do cordão; propriedades térmicas e mecânicas do metal base e metal de adição. A Figura 10 mostra detalhes da configuração geométrica de um cordão depositado sobre uma chapa.

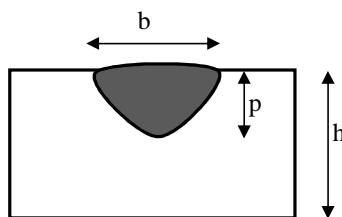


Figura 10 - Detalhes geométricos da zona fundida com influência na distorção angular: b – largura do cordão; p - penetração, h – espessura da chapa.

Segundo Kou (2003), a distorção angular aumenta com a espessura da chapa. Isto ocorre por causa do aumento da quantidade de metal de solda que aumenta as forças de contração. Além disso, para um mesmo ângulo de chanfro e mesma energia de soldagem, o número de passes aumenta com a espessura, contribuindo para o aumento da distorção angular.

Para Murugan e Gunaraj (2005) os fatores que contribuem para a deformação angular na soldagem de juntas a topo são: largura e profundidade da zona de fusão em relação à espessura da chapa; tipo de junta; a sequência de passes; propriedades termomecânicas do material e os parâmetros de soldagem.

Na soldagem multipasse de juntas a topo com chanfro simples-V e sem restrição externa, os principais fatores que contribuem no comportamento da distorção angular ao longo dos passes são: a área da seção longitudinal que resiste às forças de contração longitudinal; o campo de temperaturas transientes; os gradientes de temperatura através da espessura; e o módulo de elasticidade. Para uma mesma energia de soldagem, todos esses fatores se modificam na medida em que os passes de solda são realizados e, conseqüentemente, a magnitude da distorção angular também. Baseado em trabalhos de outros investigadores, Wang et al. (2008) analisaram a influência do parâmetro de energia de soldagem (E/h^2) na magnitude da distorção angular na soldagem “*bead-on-plate*” (deposição de cordão de solda sobre a superfície da chapa), onde E é a energia de soldagem e h espessura da chapa. A distorção angular é significativamente afetada pela mudança nesses dois parâmetros, pois ambos alteram o campo de temperaturas transientes, gradientes de temperatura através da espessura da chapa e a rigidez da chapa. Okano et al. (2011)

observaram que quando a energia de soldagem é baixa, a rigidez devido à espessura da chapa previne a distorção angular na soldagem “*bead-on-plate*”. Em contrapartida, quando a energia de soldagem é elevada, a temperatura na direção da espessura torna-se mais uniforme (baixos gradientes) e, portanto, a distorção é menor. A máxima distorção angular é produzida quando os gradientes de temperatura são elevados e a rigidez da chapa é baixa devido às temperaturas relativamente elevadas (baixa resistência mecânica). Nesse caso a temperatura mais elevadas na base da chapa (lado oposto da solda) é a principal causa de sua baixa rigidez. Resultado similar ao descrito por Okano et al. (2011) também foi obtido por Tian et al. (2014) quando da soldagem “*bead-on-plate*” através do processo a arco elétrico com proteção a gás e eletrodo sólido de tungstênio não consumível, denominado “TIG” (*Tungsten Inert Gas*). Para soldas “*bead on plate*”, com energia de soldagem constante, Okerblon (1950) relatou que a deformação angular apresenta um comportamento mostrado no gráfico da Figura 11.

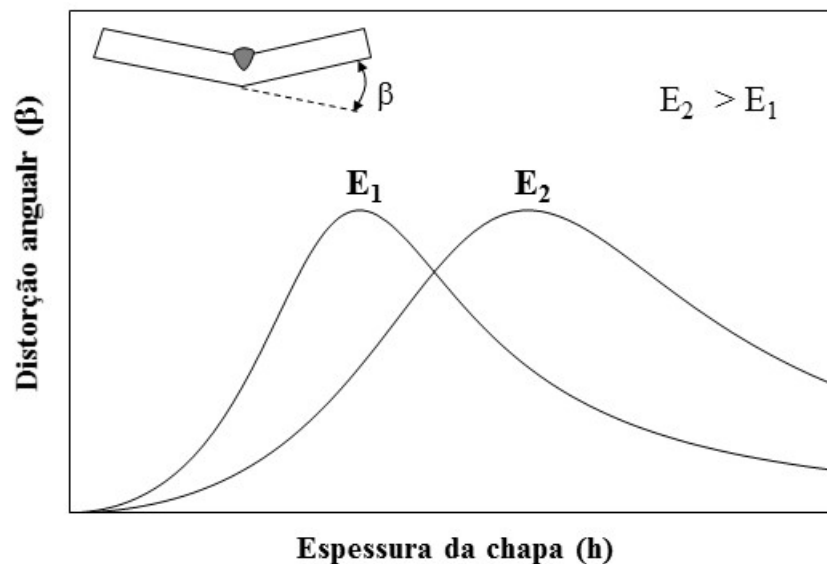


Figura 11 - Distorção angular em função da espessura da chapa em um cordão de solda sobre a chapa (OKERBLON, 1950).

Considerando a curva da energia de soldagem E_1 , observa-se, pela Figura 11, que a deformação angular é baixa para pequenas e elevadas espessuras. Em baixas espessuras esse fenômeno ocorre devido à temperatura apresentar comportamento uniforme na direção da espessura da chapa, enquanto que para elevadas espessuras, a maior rigidez impede uma maior deformação. A máxima deformação ocorre para espessuras médias. Aumentando a energia de soldagem de E_1 para E_2 desloca-se a curva em direção a maiores espessuras, reduzindo a deformação angular para pequenas espessuras e aumenta, assim, para espessuras

mais elevadas. Embora haja diferenças na forma geométrica do cordão depositado para as soldas “*bead-on-plate*” em relação às de junta a topo com chanfro simples V, em ambas o comportamento da distorção angular depende da energia de soldagem e da espessura. No entanto, em junta de topo com chanfro simples V, a distorção está relacionada com a espessura acumulada da solda, enquanto na “*bead-on-plate*”, com a espessura da chapa.

Em soldas de filete a causa da distorção angular é similar a das juntas a topo, ou seja, a contração não uniforme através da espessura das chapas gera um momento em relação ao eixo neutro do conjunto produzindo a distorção (AWANG, 2002). Isto ocorre porque o metal de solda, em maior volume, contrai mais no lado soldado da chapa. Distorção angular é menos evidente em chapas finas devido à pequena diferença de temperatura ao longo da espessura da chapa. À medida que a espessura da chapa aumenta, o diferencial de temperatura através da espessura da chapa aumenta e a distorção angular também. A distorção angular produz máximo deslocamento para espessuras moderadas, aproximadamente entre 3/8 (9,5 mm) e 3/4 (19,05 mm) polegadas. Para chapas de maiores espessuras, a superfície inferior permanece fria e fornece rigidez suficiente para resistir à distorção angular (DYDO et al., 1999).

2.2.4 Flexão (arqueamento)

O arqueamento é produzido por tensões de flexão induzidas pelas forças de contração longitudinal em cordões de soldas que não coincidem com o eixo neutro da estrutura (AWANG, 2002). Também pode ser causado pela distribuição de temperatura não uniforme através da espessura da chapa. Esse fenômeno produz, durante o resfriamento, uma tensão térmica de contração irregular ao longo da espessura que gera um momento de flexão da estrutura e, dessa forma, causa deformação permanente na estrutura soldada (SCHENK, 2011; PAZOOKI, 2014).

Dependendo da posição da linha neutra em relação à solda, a concavidade da viga pode estar voltada para cima ou para baixo. Se a solda estiver posicionada abaixo da linha neutra, a força de contração atuando diretamente na solda origina tensões compressivas abaixo da linha neutra e trativas acima dela, produzindo uma flexão com a concavidade voltada para cima. Se a solda estiver posicionada acima da linha neutra, o efeito será oposto. A Figura 12 mostra as duas situações em juntas T soldas de filete.

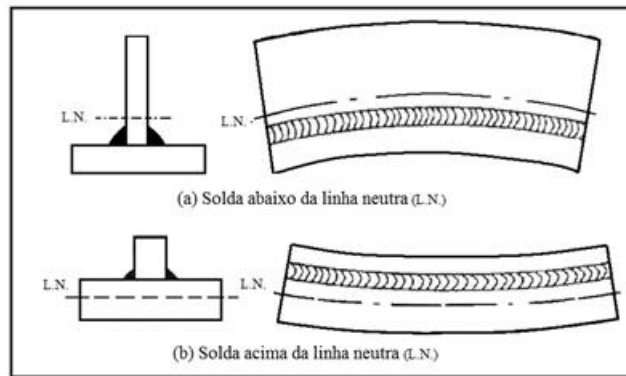


Figura 12 - Influência da posição da linha neutra da estrutura soldada no sentido do arqueamento (flexão).

2.2.5 Empenamento

Empenamento é uma das principais formas de distorção que ocorre em chapas de baixa espessura devido à sua baixa resistência. Forças compressivas longitudinais adjacentes à solda e que se desenvolvem para equilibrar as tensões residuais de tração na região da solda, produzem empeno quando essas forças excedem a resistência crítica. Essas deformações geralmente se desenvolvem repentinamente, resultado de apenas um pequeno aumento na tensão compressiva. Se a carga induzida pela tensão compressiva excede um valor crítico, chamada de carga crítica de empeno, o empeno ocorre. Dessa forma, empenamento pode ser considerado uma instabilidade estrutural que ocorre devido à tensão residual remanescente no processo de soldagem (DYDO et al., 1999).

Os fatores que afetam o empenamento podem ser divididos em duas categorias: fatores que afetam a força motriz para produzir o empeno (Carga de solda aplicada) e fatores que afetam a resistência ao empeno (Carga Crítica de empeno). A força motriz é desenvolvida pelo aquecimento diferencial, sendo que parâmetros primários de soldagem afetam essa força. Alternativamente, a rigidez estrutural do painel é afetada pela espessura da chapa, tamanho do enrijecedor, distância entre os enrijecedores, uso de restrições nas extremidades e tamanho do painel (DYDO et al., 1999). Para reduzir a força motriz, a quantidade de solda deverá ser a mínima necessária para garantir a resistência da junta, ou então, usa-se um processo com baixa energia de soldagem, tal como soldagem a laser.

O uso de aços de alta resistência reduz o peso dos equipamentos e instalações em geral. Dessa forma, as seções mais finas das chapas tendem a causar um maior empenamento

em estruturas soldadas, causando alteração dimensional e redução da integridade estrutural (DEO et al., 2003).

Segundo Schenk (2011), o empenamento é causado pela tensão compressiva que causa instabilidade em chapas finas. É caracterizada por uma falha repentina de um membro estrutural que está sujeito a elevadas tensões compressivas. É também descrita como uma instabilidade elástica. Outra característica deste modo de falha é que ele depende fortemente das condições de fronteira e ocorre repentinamente, isto é, com uma alta taxa de deformação, tão logo a carga crítica de empeno (*Critical Buckling load – CBL*) seja excedida.

O retrabalho para corrigir chapas que sofreram empeno é difícil, sendo executado manualmente e demandando um tempo considerável. Portanto, este tipo de distorção deve ser evitado, sempre que possível (YUSUKE, et al., 2007).

Quando da soldagem de chapas finas, a contração longitudinal da solda produz uma força de tendão (força de contração), gerando tensões compressivas no campo da chapa, adjacente à solda, que às vezes evoluem para o empenamento da chapa. Dessa forma, a força de contração é a principal causadora do empeno da chapa. O empenamento é também chamado de deformação fora do plano da chapa. Para prever as forças de contração Yusuke et al. (2007) fizeram uma série de estudos relacionando a energia de soldagem com a força de contração (*tendon force*), os quais foram avaliados em duas situações, geometria da chapa e procedimento de soldagem. Nesses estudos, a variação da energia de soldagem deveu-se pela variação da potência, mantendo constante a velocidade. Para prever as forças de contração utilizou-se a análise de elementos finitos usando o método termo-elasto-plástico. Em relação à geometria da chapa eles utilizaram três chapas planas, com uma espessura de 6 mm, nas quais se variou suas dimensões planas (largura e comprimento). Após as análises, concluíram que as dimensões da chapa não têm influência sobre a força de contração. Dessa forma, concluíram que pequenos modelos podem ser utilizados para prever a força de contração. Os estudos foram realizados utilizando soldas “*bead on plate*”. A Figura 13 mostra os resultados dos estudos.

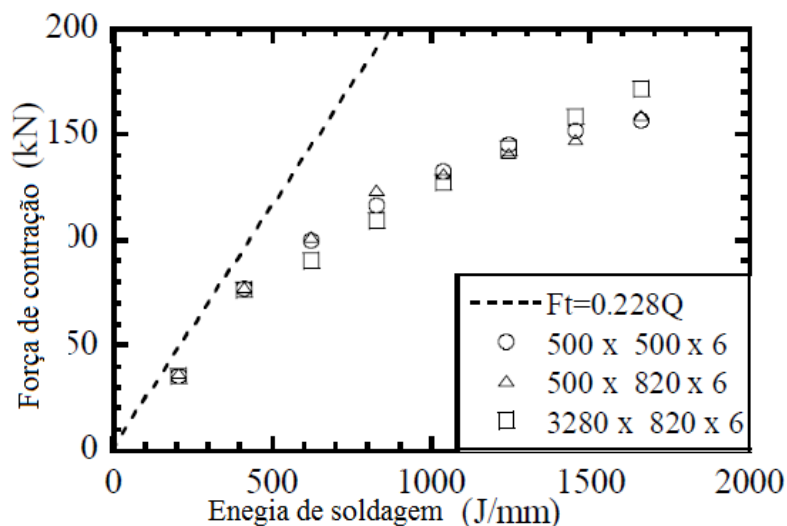


Figura 13 - Influência das dimensões planas da chapa na força de contração, (YUSUKE, et al., 2007).

Em relação aos procedimentos de soldagem, Yusuke et al. (2007) avaliaram a influência na sequência do cordão de solda, analisando a sequência contínua e intermitente em juntas T de filete. A dimensão da perna da solda foi mantida em 4 mm em todas as análises. Após análises usando elementos finitos, concluíram que a força de contração dependia somente da energia de soldagem e que a sequência, contínua ou intermitente, não tinha qualquer importância. Porém, como na soldagem intermitente, a energia de soldagem utilizada é menor, a força de contração também será. A Figura 14 mostra os resultados obtidos.

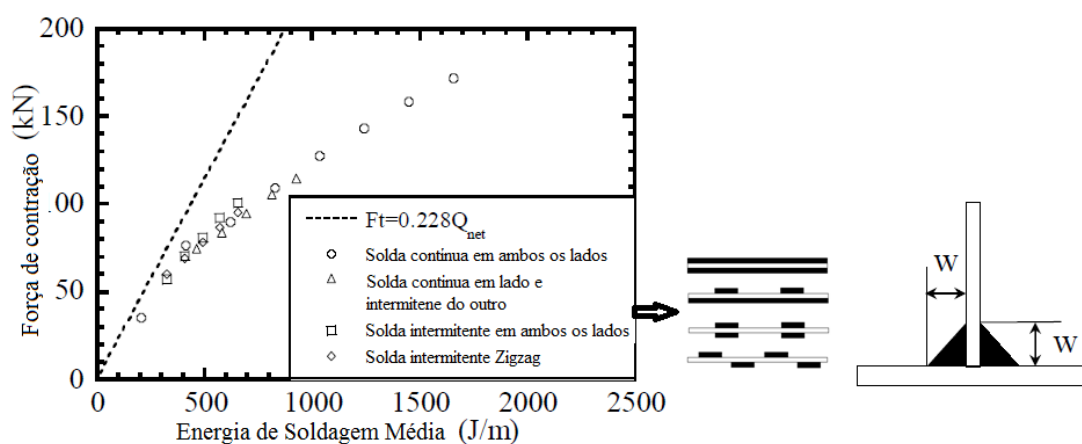


Figura 14 - Influência do procedimento de soldagem na força de contração (YUSUKE et al., 2007)

2.3 Modelos Analíticos e Empíricos para a Previsão das Distorções

A previsão das distorções através de modelos analíticos e empíricos pode ser uma alternativa viável para certas condições definidas de soldagem. Verhaeghe (1998) realizou uma revisão crítica dos principais modelos analíticos disponíveis na literatura para previsão da distorção na soldagem, os quais foram desenvolvidos por muitos pesquisadores nas últimas décadas. Os modelos foram desenvolvidos com base em informações teóricas e empíricas e nenhum deles é completamente aplicável. Portanto, eles devem ser usados somente em certas condições específicas de soldagem. A seguir, faz-se uma breve revisão de alguns dos métodos disponíveis na literatura.

2.3.1 Modelos para previsão da contração transversal em juntas a topo

Para determinar a contração transversal (Δ_T) Verhaeghe (1998) apresentou um modelo desenvolvido por Leggatt para um único passe dado pela Eq. (1). Pode-se observar que a contração transversal (Δ_T) em mm, depende da energia (E) de soldagem em J/mm e da espessura da chapa (h) em mm. O valor constante de 0,0035 é um valor médio para a relação $(1+\nu)\cdot\eta\cdot\alpha/(\rho\cdot c)$ de um aço estrutural, válida para uma faixa de temperatura entre 0 e 750 °C, onde, (ν) é o coeficiente de Poisson; $\eta=80$ é o rendimento considerado; (α) é o coeficiente de expansão linear dado por 1/K; (ρ) é a massa específica em kg/m³ e (c) é o calor específico em J/Kg.K. Este modelo considera que a penetração é completa. Pode-se observar pela análise desta equação que para uma mesma energia de soldagem, a contração transversal diminui com o aumento da espessura da chapa devido a maior resistência.

$$\Delta_T = 0,0035 \cdot \left(\frac{E}{h} - 50 \right) \quad (1)$$

Outro modelo para o cálculo da contração transversal foi desenvolvido por Blodgett (1963), conforme Eq. (2), onde (A_s) é a área da seção transversal da solda em mm² e (h) é a espessura da chapa em mm.

$$\Delta_T = 0,1 \cdot \frac{A_s}{h} \quad (2)$$

2.3.2 Modelos para previsão da contração transversal em juntas T soldas de filete

A contração transversal em soldas de filete pode ser determinada pelo modelo analítico dada pela Eq. (3), auxiliada pelas equações Eqs. (4)-(7). Estas equações foram proposta por Nakatani & Ohsawa (2002) que consideraram que a principal causa da distorção é a parcela de energia de soldagem extraída pelo mesa, dada por $E_m = E(2h_m / (2h_m + h_a))$, onde E_m é a energia de soldagem referente à mesa em J/mm; h_m e h_a são as espessuras da mesa e da alma respectivamente em mm; $\Delta_{T(L=200)}$ é a contração transversal para comprimento da solda de $L=200$ mm; $\Delta_{T(L)}$ é a contração transversal para o comprimento total (L) da solda em mm.

$$\Delta_{T(L)} = a \cdot \Delta_{T(L=200)} \quad (3)$$

$$a = \frac{\left[4 \tan^{-1} \left(\frac{L}{200} \right) + \left(\frac{L}{100} \right) \log \left(1 + \frac{40000}{L^2} \right) \right]}{3,74} \quad (4)$$

$$\frac{E_m}{h_m^2} \leq 6,27 \rightarrow \Delta_{T(L=200)} = 1,16 \times 10^{-3} \cdot \frac{E_m}{h_m} \quad (5)$$

$$6,27 < \frac{E_m}{h_m^2} \leq 20 \rightarrow \Delta_{T(L=200)} = \left[1,44 \times 10^{-4} \cdot \left\{ \left(\frac{E_m}{h_m^2} \right)^2 \cdot \frac{E_m}{h_m^2} \right\} + 0,0025 \right] \cdot h_m \quad (6)$$

$$\frac{E_m}{h_m^2} > 20 \rightarrow \Delta_{T(L=200)} = 2,85 \times 10^{-3} \cdot \frac{E_m}{h_m} \quad (7)$$

Pelas equações acima é possível verificar que quanto maior a relação (E_m/h_m) maior será a contração transversal.

2.3.3 Modelos para previsão da contração longitudinal em juntas a topo

Um dos modelos analíticos recomendado por Verhaeghe, (1999) para o cálculo da contração longitudinal em juntas soldadas a topo é dado pela Eq. (8). Observa-se, por esta equação, que a contração longitudinal (Δ_L) depende da energia de soldagem (q/v), da área da seção transversal A (seção resistente) e do comprimento L da chapa.

$$\Delta_L = 0,285 \cdot L \cdot \eta \cdot \frac{1}{A} \cdot \frac{\alpha}{\rho c} \cdot \frac{q}{v} \quad (8)$$

Onde, (η) representa o rendimento do processo; A é área da seção transversal da estrutura soldada em mm^2 ; (α) é o coeficiente de expansão linear ($1/\text{K}$); (ρ) é a densidade em kg/m^3 ; q é a potência do arco elétrico em Watts e v é a velocidade de soldagem em m/s .

2.3.4 Modelos para previsão da distorção angular

Entre as técnicas para controle das distorções angulares, pode-se citar: restrição da junta, procedimentos que produzem uma maior uniformidade de temperatura e pré-desalinhamento dos componentes a serem soldados [JUNG, 2003; TIAN et al., 2014]. De acordo com Pilipenko (2001), a técnica mais eficiente é aquela que utiliza um pré-desalinhamento usando um ângulo pré-definido. Dessa forma, a previsão da distorção angular antes da soldagem é essencial. Dentre os métodos utilizados para prever a distorção angular, os experimentais são os mais seguros quanto aos resultados obtidos. No entanto, apresentam custos elevados, pois devem ser realizados em condições reais de soldagem. Já os métodos computacionais apresentam baixo custo, porém, os resultados tendem a ser imprecisos, devido as distorções apresentarem alta sensibilidade às condições encontradas na soldagem (PILIPENKO, 2001). Além disso, a alta complexidade do fenômeno da soldagem e a não linearidade envolvida no comportamento térmico e estrutural, dificultam a aplicação dos métodos computacionais em algumas aplicações práticas de engenharia, como por exemplo, a soldagem (BARROSO et al. 2010). Assim, para condições de soldagem bem definidas, os métodos experimentais, estatísticos e analíticos podem ser uma alternativa viável para prever a distorção angular.

Métodos estatísticos auxiliados por experimentos têm sido utilizados para prever as distorções. Murugan e Gundaraj (2005) utilizaram um desses métodos para desenvolver modelos matemáticos, os quais correlacionam a distorção angular com parâmetros do processo de soldagem. Experimentos utilizando processo de soldagem “MAG”, com múltiplos passes, em juntas a topo, foram realizados a fim de estabelecer a relação entre as variáveis do processo e a distorção angular. Ramani e Velmurugan (2014) utilizaram um método estatístico com a finalidade de desenvolver um modelo matemático para prever a distorção angular em juntas a topo usando os parâmetros de processo de soldagem “MAG”.

Sudhakaran et al. (2012) propuseram um método para otimização dos parâmetros do processo de soldagem utilizando um modelo denominado “*particle swarm*” (enxame de partículas). O principal objetivo do modelo era minimizar a distorção angular em chapa de aço inoxidável pelo processo “TIG” (“*Tungstênio Inert Gás*” - processo a arco elétrico com proteção a gás e eletrodo sólido de tungstênio não consumível). Os experimentos foram conduzidos utilizando projeto de experimentos e um modelo matemático foi desenvolvido, o qual correlacionou os parâmetros do processo de soldagem com a distorção angular. Para o procedimento de otimização dos parâmetros, a distorção angular foi utilizada como função objetiva.

A seguir estão descritos alguns modelos encontrados na literatura para prever a distorção angular.

2.3.4.1 Modelo proposto por Kuzminov

Segundo Radaj (1992) a variedade de parâmetros com influência na distorção angular explica os diferentes resultados (modelos) encontrados na literatura para prever sua magnitude, sendo que a maioria desses modelos levam em consideração somente a energia de soldagem e a espessura da chapa. Um desses modelos desenvolvido por Kuzminov e apresentado por Radaj (1992), pode ser usado para prever a distorção angular de uma junta sem restrição, conforme Figura 15. Observa-se, pela figura, que a deformação angular depende da velocidade de soldagem (v), da energia de soldagem (E) e da espessura (h) da chapa ou cordão de solda para uma solda de um único passe.

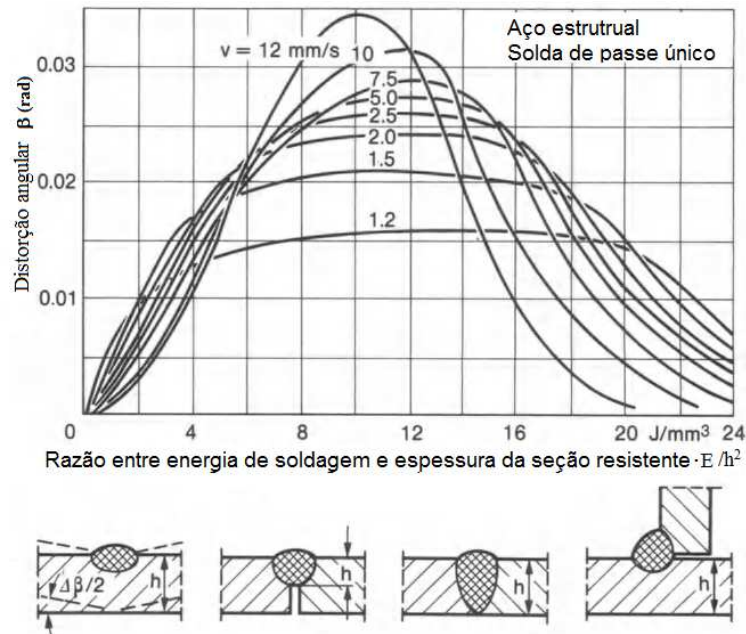


Figura 15 - Distorção angular em função da energia de soldagem (v), espessura da seção resistente (h) em diferentes velocidades de soldagem (v), (RADAJ, 1992).

De acordo com a Figura 15, este modelo pode ser aplicado para soldas de um único passe, nas seguintes situações: (1) soldas depositadas sobre uma chapa plana (*“bead on plate”*); (2) soldas à topo sem chanfro; (3) soldas à topo com chanfro; (4) soldas de filete. Observa-se, pelo gráfico da Figura 15, que a distorção angular varia em função da relação E/h^2 e da velocidade de soldagem. Dessa forma, pode-se verificar o comportamento da distorção angular em função da razão entre E/h^2 para 12 velocidades diferentes. Para uma dada velocidade constante, o comportamento da distorção angular apresenta uma curva semelhante ao de uma parábola, principalmente em velocidades de soldagem elevadas. Nota-se, ainda, que a distorção angular máxima permanece aproximadamente constante para os intervalos intermediários de E/h^2 e, além disso, à medida que a velocidade aumenta, esse intervalo diminui e a distorção angular máxima aumenta. Pode-se observar, ainda, que para velocidades de soldagem superiores a 2,5 mm/s, as máximas deformações estão situadas no intervalo entre 8 a 15 J/mm^3 para a razão E/h^2 .

2.3.4.2 Modelo proposto por Okerblon para soldas *“bead on plate”*

Okerblon (1950) desenvolveu um modelo geral para análise da distorção angular, partindo de um cordão de solda depositado sobre uma chapa plana (*“bead on plate”*) de espessura (h), conforme a Figura 16-(a). O método considera que a zona fundida, abaixo do

cordão de solda, possui uma forma geométrica triangular, com penetração (p) e uma largura (b), conforme indica a região do triângulo da Figura 16-b. Nesse modelo, as distorções angulares têm como principal causa as contrações térmicas não uniformes ao longo da profundidade de penetração (p) da solda. Portanto, a deformação térmica máxima (L_b) irá ocorrer no topo da superfície, abaixo do cordão de solda, dado por ($L_b = \alpha \cdot b \cdot \Delta T$), onde (ΔT) é a variação da temperatura durante o resfriamento e (α) é o coeficiente de expansão linear, enquanto que no limite da zona fundida, a contração térmica será nula. Dessa forma, a contração deverá variar entre os limites de zero e (L_b).

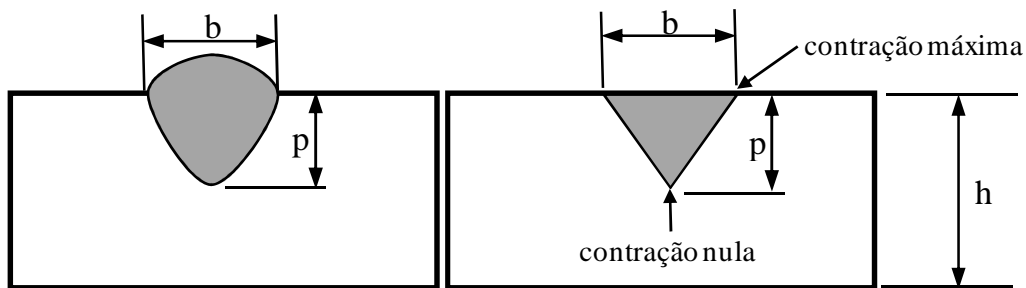


Figura 16 - (a) Cordão de solda depositado sobre uma chapa plana; (b) modelo triangular da zona fundida para o metal base, (OKERBLON, 1950).

No desenvolvimento do modelo proposto, Okerblon (1950) levou em consideração uma série de fatores (variáveis) para a análise do problema, entre os quais: geometria da zona fundida, espessura da chapa, rigidez da estrutura, contrações térmicas e outros. Como resultado final do modelo proposto, esse pesquisador obteve as Eqs. (9) e (10), as quais podem ser utilizadas para obter uma estimativa da distorção angular em soldas “*bead on plate*” que possuem uma zona fundida de formato triangular.

$$\beta = \frac{p}{h} \cdot \frac{b}{h} \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \left[3(1 - k_r^2) - 2 \cdot \frac{p}{h} (1 - k_r^3) \right] \quad (9)$$

Na Eq. (9), (k_r) representa o coeficiente de rigidez da estrutura que é determinado pela Eq. (10). Analisando a Eq. (10), observa-se que ela é uma função de segundo grau e a sua solução consiste em determinar os valores das raízes de (p/h). O coeficiente de rigidez (k_r) está diretamente relacionado com a resistência que a estrutura oferece à distorção angular e, conseqüentemente, com a deformação plástica trativa que ocorre na região da solda. Elevados valores de (k_r) representam maior rigidez da estrutura à distorção angular e, dessa

forma, maior deformação plástica trativa (estiramento) deverá ocorrer na região da solda, ou seja, alívio das tensões térmicas.

$$\left(\frac{p}{h}\right)^2 - 2\frac{(1-k_r^2)}{(1-k_r^3)}\left(\frac{p}{h}\right) + \frac{(1-k_r) - \frac{\sigma_y/E}{\alpha\Delta T}}{1-k_r^3} = 0 \quad (10)$$

Pela Eq. (10) é possível observar que o grau de rigidez (k_r) depende da penetração relativa (p/h) e da relação entre as deformações relativas, ou seja, $\varepsilon_y/\varepsilon_T$, onde ε_y é a deformação no limite elástico, dada por $\varepsilon_y = \sigma_y / E$; e ε_T é a deformação térmica dada por $\varepsilon_T = \alpha\Delta T$. Sendo que (σ_y) é o limite de escoamento, (E_{me}) é o módulo de elasticidade e (α) é o coeficiente de expansão linear.

A partir da Eq. (10) é possível determinar a relação existente entre a penetração relativa (p/h) e o coeficiente de rigidez (k_r). Considerando um aço estrutural e uma queda de temperatura de $\Delta T=1000$ °C, obtém-se um valor de aproximadamente 0,1 para a relação $\varepsilon_y / \varepsilon_T$. Variando a penetração relativa (p/h) no intervalo entre 0 e 0,7 e computando os valores da rigidez k_r , determinou-se o gráfico da Figura 17.

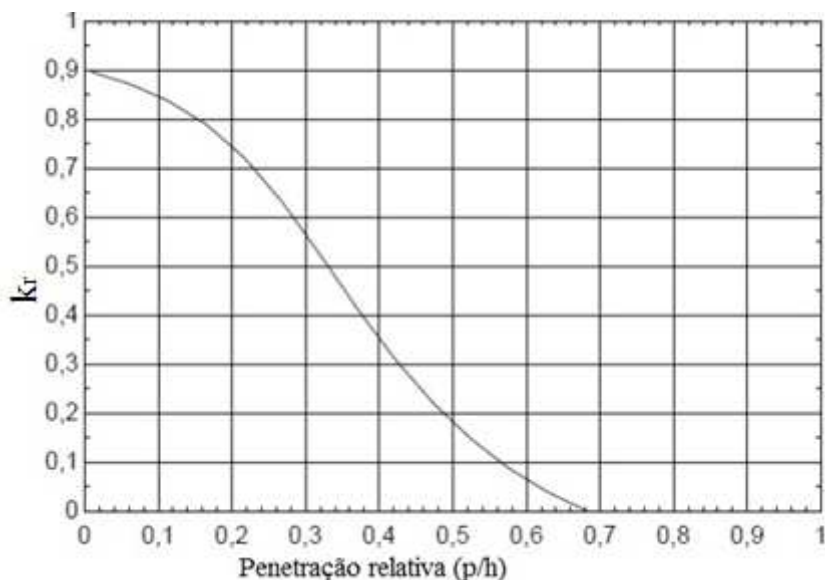


Figura 17 - Coeficiente de rigidez (k_r) em função da penetração relativa (p/h) para um aço estrutural, considerando a zona fundida como um modelo triangular e uma queda de temperatura de $\Delta T=1000$ °C.

Observa-se, pelo gráfico da Figura 17, que o coeficiente de rigidez diminui com o aumento da penetração relativa. Portanto, para uma espessura da chapa (h) constante, o aumento da penetração tende a reduzir a rigidez, favorecendo a distorção angular. Por esse gráfico, observa-se ainda que, para valores de $p/h \approx 0,7$ a rigidez é mínima e, portanto, tem-se um ponto de máxima distorção.

Utilizando os mesmos dados usados para determinar o gráfico da Figura 17, determinaram-se os valores do coeficiente de rigidez (k_r) pela Eq. (10) e distorção angular através da Eq. (9) para cinco valores da penetração relativa (p/h), conforme Tabela 1. Para determinar a distorção angular na Eq. (9), considerou-se que o valor da razão entre (b/h) se manteve constante e igual a 0,5 e o valor do coeficiente de expansão linear $\alpha = 12 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$.

Tabela 1: Relação existente entre penetração relativa (p/h), coeficiente de rigidez e distorção angular para um aço estrutural, considerando queda de temperatura $\Delta T = 1000 \text{ }^\circ\text{C}$, para uma razão $b/h = 0,5$.

Penetração relativa (p/h)	Coeficiente de rigidez (k_r)	Distorção angular (Rad $\times 10^{-3}$)
0,1	0,8476	0,46
0,2	0,776	1,2
0,3	0,5657	2,787
0,4	0,3523	4,5
0,5	0,1814	5,7

Os resultados da Tabela 1 encontram-se representados na Figura 18, onde é possível verificar a influência da penetração relativa (p/h) no coeficiente de rigidez (k_r) e na distorção angular (β). Por este gráfico, pode-se verificar, também, a influência da rigidez na distorção angular.

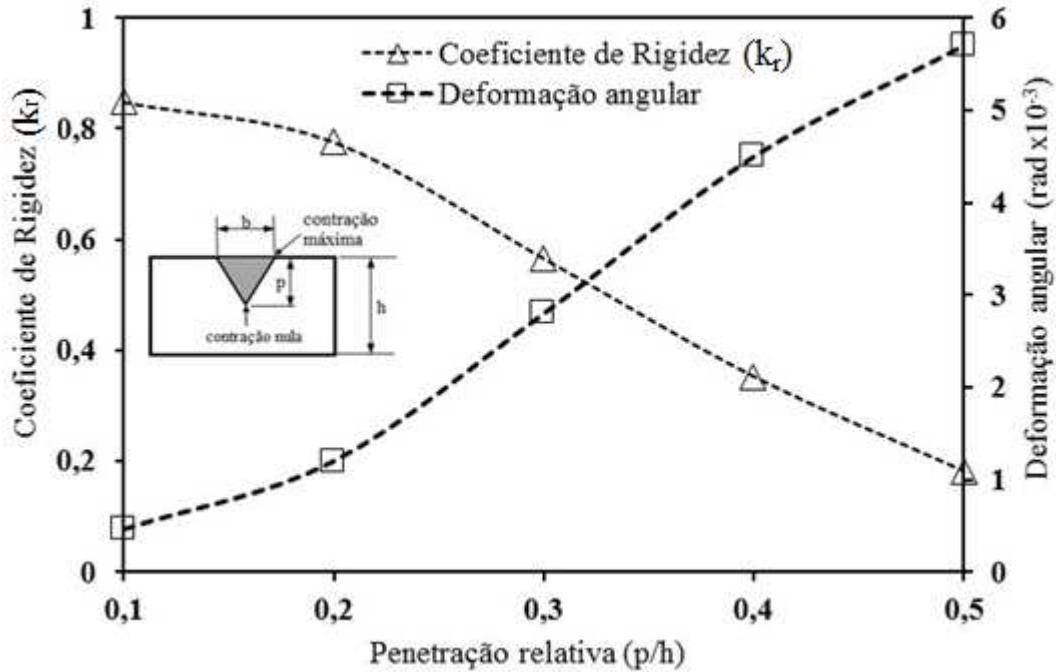


Figura 18 - Influência da penetração relativa (p/h) no coeficiente de rigidez (k_r) e na distorção angular (β) para um aço estrutural, zona fundida do metal base sendo triangular, queda de temperatura de $\Delta T=1000$ °C, um coeficiente de expansão linear $\alpha=12 \cdot 10^{-6}$ K⁻¹ e uma razão $b/h=0,5$.

Pode-se observar, pela Figura 18, que à medida que a penetração relativa aumenta, ocorre uma redução do coeficiente de rigidez e, conseqüentemente, maiores serão os valores das distorções angulares. Deve-se ressaltar, ainda, que quando a penetração relativa (p/h) for superior a 0,7, a distorção angular no modelo passa a diminuir. Esse fenômeno está diretamente relacionado com a maior uniformidade térmica através da espessura, quando se tem elevados valores de penetração.

Embora o modelo proposto apresente limitações para prever as distorções angulares em condições reais, ele pode ser utilizado para demonstrar a influência dos principais fatores nestas.

Para zonas fundidas diferentes da triangular, tais como do tipo parabólico e retangular, outros modelos foram desenvolvidos e encontram-se disponíveis em Okerblon, (1950).

2.3.4.3 Modelo proposto por Gray, Spence e North para juntas a topo

Verhaeghe (1998) apresentou um modelo desenvolvido por Gray, Spence & North, o qual pode ser utilizado para prever a distorção angular em juntas à topo, conforme Eq. (11). Esta equação somente pode ser usada para um único passe ou passe de raiz. Nela, a variação da temperatura (ΔT) deve ser de 1000 °C e o coeficiente de expansão linear α utilizado foi de 12×10^{-6} . Pode-se observar que a distorção angular aumenta proporcionalmente com o aumento da razão entre a largura do cordão (b) e a penetração (p).

$$\beta = \tan^{-1} \left(\alpha \cdot \Delta T \cdot \frac{b}{p} \right) \quad (11)$$

Se a contração do metal de solda é restringida de alguma forma, como no caso da penetração parcial, onde o metal não fundido evita a contração da solda como no caso da soldagem multipasse, a deformação angular para cada passe pode ser determinada pela Eq. (12). Esta equação relaciona os seguintes fatores: penetração da solda (p), a largura do cordão (b), a altura da seção resistente (h_r), e o módulo de resistência à flexão (W). Os dados geométricos utilizados na Eq. (12) encontram-se representados Figura 19.

$$\beta = \frac{p \cdot b \cdot h_r}{2 \cdot W} \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \left(0,94 - \frac{1}{3} \cdot \frac{p}{h_r} \right) \quad (12)$$

O módulo de resistência à flexão por unidade de comprimento (W), referente à seção resistente da solda, é dado por ($W = h_r^2 / 6$). A Eq. (12) somente é válida para $p/h_r > 0,25$ e a razão entre a deformação elástica e a térmica ($\sigma_y \cdot E / \alpha \cdot \Delta T$) deve estar compreendida entre 0,05 e 0,2.

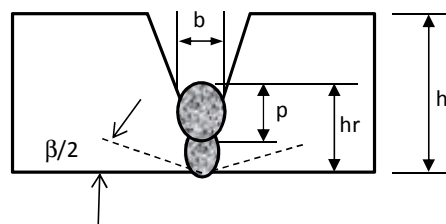


Figura 19 - Representação geométrica da soldagem multipasses para o modelo de Gray, Spence e North.

Os modelos (Eqs. (11) e (12)) são válidos apenas para soldas curtas ou em velocidades de soldagem elevadas, ou seja, quando o calor é entregue simultaneamente sobre o comprimento total. Para soldas longas e com baixas velocidades de soldagem, devem-se multiplicar as Eqs. (11) e (12) por um fator 3. A grande dificuldade do modelo referente à Eq. (12) reside na determinação da penetração (p) de cada passe de solda, o que torna difícil a sua aplicação prática.

Pelo modelo apresentado na Eq. (12), o metal de solda depositado previamente proporciona uma restrição aos passes posteriores, reduzindo a amplitude da distorção à medida que a solda ocorre. Segundo O'Brien (2007) na soldagem de juntas à tope, a distorção tende a diminuir progressivamente com a solda. Isto pode ser explicado pelo aumento da rigidez à medida que a soldagem se desenvolve.

2.3.4.4 Modelo para previsão da distorção angular em soldas de filete

Segundo Awang (2002) a análise da distorção angular em soldas de filete é similar à distorção angular de soldas em juntas a tope, ou seja, a contração não uniforme através da espessura da mesa produz um momento M sobre o eixo neutro da mesa.

Para o cálculo das distorções angulares em soldas de filete, Nakatani e Ohsawa (2002) utilizaram a Eq. (13), juntamente com as Eqs. (14)-(16). Neste caso, a distorção angular é produzida somente pela parcela de energia referente à extração de calor pela mesa (E_m), sendo determinada pela relação ($E_m = E \cdot (2h_m / (2h_m + h_a))$), onde h_m e h_a são as espessuras da mesa e da alma respectivamente. Na Eq. (13), β_L é a distorção angular em radianos para o comprimento total da solda, $\beta_{(L=200)}$ é a distorção angular para um comprimento da solda $L=200$ mm determinado pela Eq. (15) ou (16) e b é o fator de correção para o comprimento total L da solda em mm. Nestas equações, a energia de soldagem referente à mesa (E_m) deve estar em J/mm e o termo (ν) é o coeficiente de Poisson.

$$\beta_L = b \cdot \beta_{(L=200)} \quad (13)$$

$$b = \frac{\left[8 \tan^{-1} \left(\frac{L}{120} \right) + (1 + \nu) \left(\frac{L}{60} \right) \log \left(1 + \frac{14400}{L^2} \right) \right]}{8,82} \quad (14)$$

$$\frac{E_m}{h_m^2} \leq 6,27 \rightarrow \beta_{(L=200)} = 1,44 \times 10^{-3} \frac{E_m}{h_m^2} \quad (15)$$

$$\frac{E_m}{h_m^2} > 6,27 \rightarrow \beta_{(L=200)} = 0,1061 \cdot \left\{ \frac{E_m/h_m^2}{\left\{ (E_m/h_m^2 - 6,16)^2 + 73,6 \right\}} \right\} \quad (16)$$

2.3.5 Modelos para cálculos da flexão longitudinal em juntas a topo

Para demonstrar o fenômeno da flexão em juntas soldadas a topo, Okerblon (1950) propôs um modelo simplificado utilizando a teoria clássica da mecânica dos sólidos. Considerando inicialmente uma solda realizada em uma junta a topo com chanfro em V, conforme Figura 20.

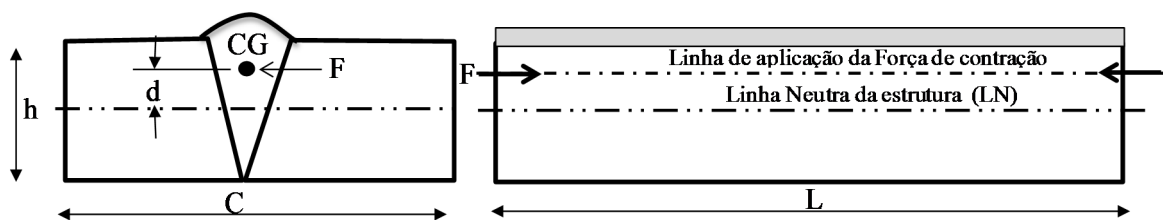


Figura 20 - Força de contração longitudinal (F) agindo no centro de gravidade (CG) da solda a uma distância (d) da linha neutra de uma junta soldada a topo.

A força (F) decorrente da contração longitudinal atua no centro de gravidade do cordão a uma distância (d) da linha neutra da estrutura, que por consequência, produz um momento M. Este momento pode flexionar a estrutura se a mesma não tiver rigidez suficiente, e, portanto, uma flexão máxima (f_{max}) no centro da estrutura será produzida, conforme Figura 21.

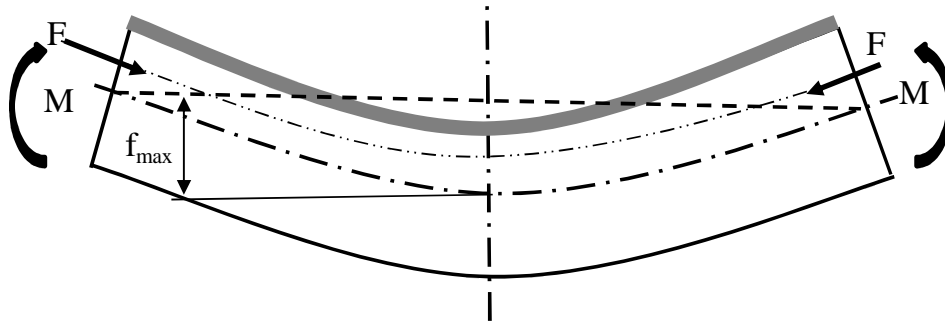


Figura 21 - Flexão máxima (f_{\max}) produzida pelo momento gerado pela força de contração aplicada à uma distância (d) da linha neutra da solda.

A força de contração (F) na solda pode ser determinada pela Eq. (17), onde, (A_s) é a área da seção transversal da solda; (E_{me}) é o módulo de elasticidade; (α) é o coeficiente de expansão linear do metal e (ΔT) é a queda de temperatura.

$$F = A_s \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (17)$$

O momento (M) produzido pela força de contração (F) da solda aplicada no centro da solda a uma distância (d) da linha neutra da estrutura é pela Eq. (18).

$$M = F \cdot d \quad \rightarrow \quad M = A_s \cdot E \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot d \quad (18)$$

Considerando uma viga sujeita à flexão pura, a mesma se encurva assumindo a forma de um arco, conforme Figura 22. A curvatura da superfície neutra pode ser expressa pela Eq. (19) (BEER & JOHNSTON, 1995), onde (R_c) é o raio de curvatura, (M) é o momento fletor, (E_{me}) é o módulo de elasticidade, ($I = C \cdot h^3 / 12$) é o momento de inércia da seção transversal da junta soldada, onde C e h são a largura e altura da viga respectivamente.

$$\frac{1}{R_c} = \frac{M}{EI} \quad (19)$$

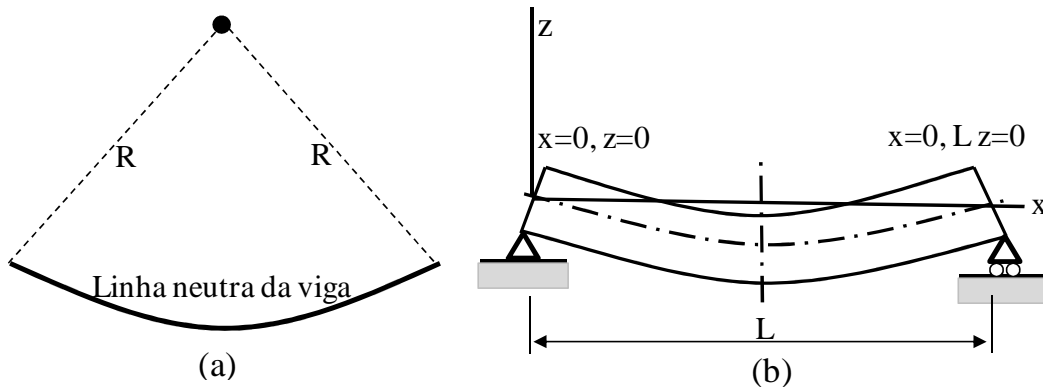


Figura 22 - Deflexão da linha neutra e raio de curvatura (R_c) de uma viga submetida a um momento fletor (M).

A equação diferencial que rege o comportamento da linha elástica, segundo Beer e Johnston, (1995) é dada pela Eq. (20).

$$\frac{d^2z}{dx^2} = \frac{1}{R_c} = \frac{M(x)}{EI} \quad (20)$$

A solução da equação diferencial (Eq. (20)) para um momento fletor (M) constante é dada pela Eq. (21), para as condições nas extremidades, ou seja: $z(x=0) = z(x=L) = 0$.

$$z(x) = \frac{1}{R_c} \cdot x \cdot (L - x) \quad (21)$$

Resolvendo a Eq. (21) no centro da viga, em $x=L/2$, obtém-se a flexão máxima (f_{max}), dada pela Eq. (22).

$$z\left(x = \frac{L}{2}\right) = f_{max} = \frac{M}{EI} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (22)$$

Substituindo o momento fletor (M) e momento de inércia ($I = C \cdot h^3 / 12$), chega-se na Eq. (23), onde (C) é largura da estrutura soldada, (h) a espessura da chapa, (A_s) área da seção transversal, (α) coeficiente de expansão linear, (ΔT) é a redução da temperatura e (d) é a distância entre o centro de gravidade da solda e o eixo neutro da estrutura.

$$f_{\max} = 1,5.L^2 \cdot \frac{A_s \cdot d \cdot \alpha \cdot \Delta T}{Ch^3} \quad (23)$$

Analisando a Eq. (23), observa-se que a flexão diminui com as reduções do comprimento da solda (L), da área da seção transversal da solda (A_s), com a distância (d) e, ainda, com o aumento da espessura (h) e do comprimento (C) da chapa. Ressalta-se que o aumento da espessura da chapa (h) tem a maior influência na redução da flexão.

Outras dois modelos similares foram apresentadas por Verhaeghe (1998) e também podem ser utilizadas para o cálculo da flexão máxima em juntas a topo. O primeiro modelo foi desenvolvido por Horst Pflug, Eq. (24) e, o segundo, por Okerblon, conforme equação (25).

$$f_{\max} = 9830 \frac{d \cdot A_s}{EI} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (24)$$

$$f_{\max} = 235 \eta \frac{d \cdot E}{EI} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (25)$$

Observa-se que as Eqs. (24) e (25) são semelhantes. Na Eq. (24) a análise utiliza a área da seção da solda (A_s), enquanto que na Eq. (25) a análise utilizou a energia de soldagem. Esses dois parâmetros têm efeitos semelhantes na geração das distorções em geral.

2.3.6 Modelos para cálculos da flexão longitudinal em vigas – Junta T

O fenômeno físico que causa a deflexão em vigas é similar ao apresentado para as juntas a topo, ou seja, se a solda não estiver posicionada na linha neutra da viga, ou ainda, se a viga não apresentar uma rigidez suficiente, poderá ocorrer deflexão dessa viga dependendo da área da seção transversal da solda.

A fim de determinar o modelo analítico para prever o arqueamento em uma junta T, soldas de filete, considerar o esquema da Figura 23. Nesta figura são apresentados todos os detalhes que são relevantes para determinar o problema da flexão máxima, tais como: cordões de solda em ambos os lados; centro de gravidade (CG) da solda, onde atua a força

de contração longitudinal (F); a linha neutra (LN) da viga; a distância (d) entre o ponto de aplicação da força de contração e a linha neutra da viga.

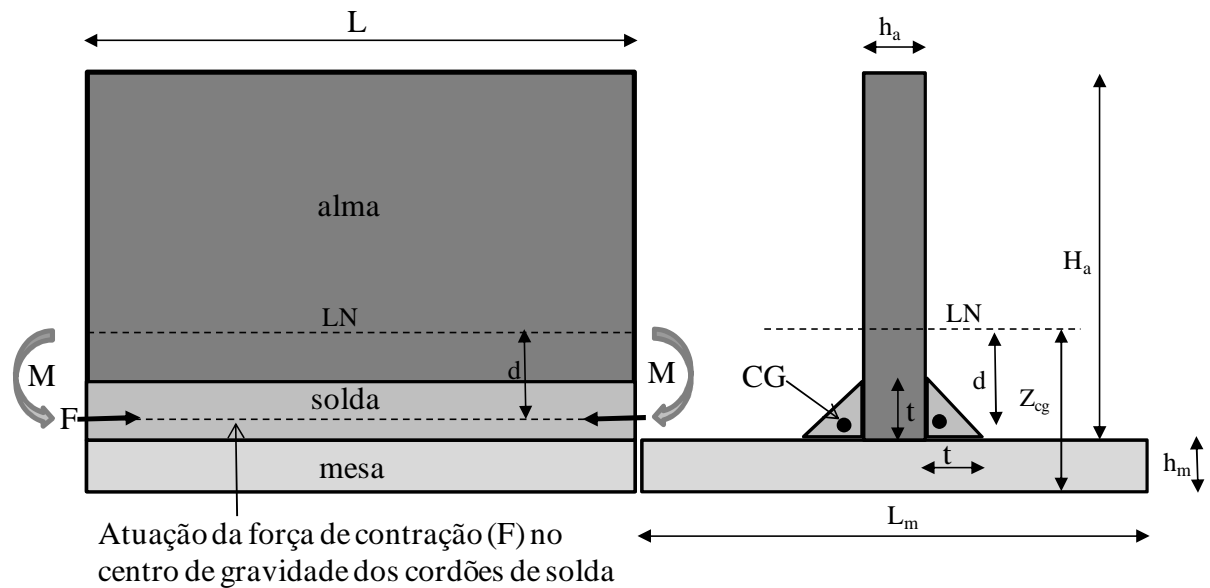


Figura 23 - Representação esquemática usada para determinar a flexão longitudinal máxima na viga devido à força de contração na solda.

A deflexão máxima depende principalmente da rigidez da viga e da posição da solda em relação ao eixo neutro da viga. Na Figura 24 apresentou-se o esquema da viga, com a máxima flexão (f_{max}) em seu centro, a qual é gerada pelo momento (M) (força de contração F em relação ao eixo neutro da viga d).

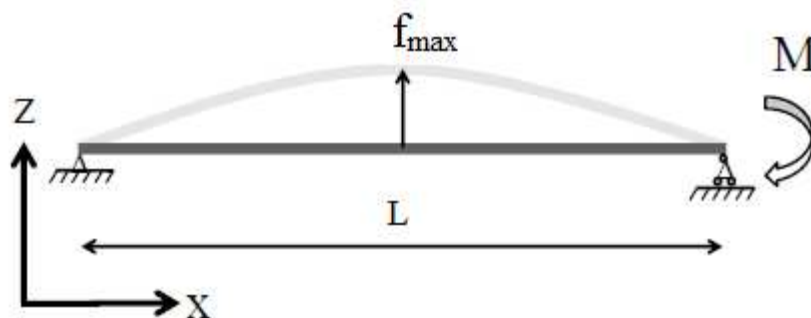


Figura 24 - Flexão máxima produzida pelo momento gerado devido às forças de contração em torno da linha neutra (LN) da viga (SCHENK, 2011).

A flexão máxima da viga (f_{max}) produzida pela contração do metal de solda pode ser determinada pela Eq. (26). Esta equação foi determinada utilizando os mesmos procedimentos de cálculo usados na junta a tope, para maiores detalhes consultar Schenk

(2011). O momento de inércia da viga utilizado para o cálculo da deflexão é dado por $I_{total} = I_m + I_a + I_s$, onde I_m , I_a , I_s são os momentos de inércia da mesa, alma e solda respectivamente, determinados a partir do teorema de Steiner. Nesta equação (t) é o tamanho da solda, (h_m) e (h_a) são as espessuras da mesa e da alma, (Z_{cg}) é a posição do centro de gravidade da estrutura em relação a base (superfície inferior), (L) é o comprimento da solda, (L_m) é a largura da mesa, H_a é a altura da alma e (d) é a distância do centro de gravidade da solda até a linha neutra da viga ($d = Z_{cg} - (h_m + t/3)$).

$$f_{max} = \frac{t^2 \cdot d}{L_m \cdot h_m^3 + h_a \cdot H_a^3} \cdot \frac{L^2}{8} \quad (26)$$

Analisando a Eq. (26), pode-se concluir que para reduzir a flexão produzida pela soldagem de um material qualquer em soldas de filete junta T, pode-se atuar da seguinte forma: (1) reduzir a área da seção transversal ($A_s=t^2$) da solda; (2) reduzir a distância (d) do centro de gravidade à linha neutra; (3) aumentar a rigidez da estrutura através do momento de inércia, ampliando preferencialmente o valor de H_a (altura da alma), pois este tem o maior impacto no momento de inércia. O acréscimo do comprimento (L) da estrutura, também tem efeito significativo na flexão.

2.4 Predição da Distorção por Métodos Computacionais

Muitos métodos e aproximações foram desenvolvidos nas últimas décadas para predição das distorções produzidas em estruturas soldadas. Segundo O'brien, (2007) podem-se separar esses métodos em duas áreas específicas. A primeira, utilizando métodos analíticos, teóricos e experimentais. A segunda, mais avançada e complexa, baseada em métodos computacionais, as quais consideram os vários aspectos físicos da soldagem.

Com o avanço dos computadores, uma série de métodos computacionais baseados em elementos finitos surgiu e se desenvolveu a partir dos meados dos anos de 1970 e, dessa forma, contribuiu para melhorar o entendimento e o controle das distorções (O'BRIEN, 2007). Para Bachorski et al. (1999) o uso da simulação computacional tem um grande potencial para reduzir os custos de fabricação de estruturas soldadas, pois permitem de forma antecipada prever as distorções. Além disso, possibilitam escolher os parâmetros de

soldagem mais adequados, a fim de reduzir ao mínimo as distorções. Porém, embora esses métodos apresentem um grande potencial de simular os fenômenos das distorções, eles se caracterizam por serem de difícil aplicação, pois os fenômenos físicos envolvidos na soldagem são de natureza complexa, dificultando a sua efetivação. Segundo Masubuchi (1996), essa complexidade surge devido aos seguintes fatores: (1) energia térmica concentrada com movimentação da fonte térmica; (2) deformação plástica em regiões adjacentes e na solda; (3) acúmulo do erro no resultado final, em consequência da série de passos de que se necessita para a solução do problema. Para O'Brien, (2007), a análise das distorções usando elementos finitos envolve uma complexidade adicional se comparada com a tradicional mecânica estrutural. Essa complexidade está relacionada com os seguintes fatores: (1) propriedades térmicas e mecânicas dos materiais que variam com a temperatura; (2) elevados gradientes de temperatura, os quais apresentam comportamento transiente; (3) elevados gradientes de tensões térmicas, também de comportamento transiente; e (4) grandes deformações em chapas finas. Especificamente, o limite de escoamento em temperaturas elevadas tem importância fundamental na produção das deformações plásticas que causam as deformações. Além disso, as transformações de fase micro estruturais aumentam ainda mais o grau de complexidade (FRANCIS, 2011). Portanto, a modelagem do fenômeno físico e a solução do problema geralmente são de difícil solução.

Entre os métodos computacionais utilizados para estudar ou prever as distorções através de elementos finitos, pode-se citar: o termo-elasto-plástico, o método da teoria da deformação inerente e o método da contração de volume. O primeiro método é considerado o mais completo, tendo sido amplamente estudado e completamente compreendido. Porém, apresenta como desvantagem um elevado tempo computacional, dificultando a sua aplicação na simulação de grandes estruturas. Segundo Wang et al. (2013), o método termo-elasto-plástico através da análise de elementos finitos é, na atualidade, amplamente aceito e confiável para estruturas simples e de menores tamanhos, para as quais o tempo computacional é reduzido. Portanto, a fim de reduzir o tempo computacional, desenvolveram-se os outros dois métodos. Um destes métodos é o da teoria da deformação inerente, o qual apresenta bons resultados, tanto em relação à redução do tempo computacional quanto na simulação para prever o fenômeno real das distorções.

Na análise das distorções utilizando elementos finitos, geralmente são necessárias duas etapas. A primeira é relacionada à análise térmica a fim de determinar o campo de temperaturas transiente, enquanto que a segunda se refere à análise estrutural, com a finalidade de determinação das tensões residuais e distorções. Para realização da segunda

etapa, é necessário determinar o campo de temperatura transiente, os quais são os responsáveis pelas tensões térmicas transientes e, conseqüentemente, pelas deformações plásticas que causam as distorções e tensões residuais, as quais permanecem no material após a soldagem.

Na seqüência, são descritos, brevemente, trabalhos relevantes realizados por diversos pesquisadores usando os principais métodos de elementos finitos, com o objetivo de prever ou minimizar os efeitos das distorções e tensões residuais.

2.4.1 Teoria termo-elasto-plástica

Long et al. (2009) investigaram as distorções e as tensões residuais induzidas em juntas a topo para chapas finas usando o processo de soldagem MAG. O processo de soldagem utilizado para a modelagem do comportamento térmico e estrutural foi realizado através da análise termo-elasto-plástica MEF (Métodos de Elementos Finitos). Através do estudo realizado, os pesquisadores obtiveram a previsão do campo de temperatura, zona de fusão, zona afetada pelo calor (ZAC), bem como a contração longitudinal e transversal, a distorção angular e a tensão residual. Além disso, eles concluíram que a velocidade de soldagem e a espessura da chapa têm efeitos consideráveis sobre as distorções e tensões residuais.

Souto et al. (2015) propuseram três métodos de tensionamento térmico transiente a fim de minimizar a distorção fora do plano para as juntas em T de filete. Esses pesquisadores aplicaram a abordagem termo-elasto-plástica pelo MEF para a simulação do processo físico. Segundo eles, esses métodos podem ser utilizados para reduzir as distorções fora do plano, sendo que a ação do tensionamento térmico deve agir longe da solda ou sobre a linha neutra do conjunto soldado.

Manurung et al. (2013) investigaram o efeito da seqüência de soldagem sobre a distorção angular utilizando MEF auxiliado por experimentos. A investigação foi realizada sobre juntas T (soldas de filete) utilizando chapas de aço com baixo teor de manganês, as quais foram soldadas pelo processo “MAG”. A simulação foi realizada usando o software comercial denominado “*SYSWELD*”, o qual permite simular os mais complexos processos de soldagem. A simulação foi validada através de experimentos realizados e a segunda seqüência escolhida mostrou menor distorção angular.

Gannon et al. (2010) investigaram a influência de quatro sequências de soldagem na magnitude da tensão residual e da distorção sobre chapas enrijecidas (junta T) usadas na construção de cascos de navios. O MEF usando o software comercial “ANSYS” foi utilizado para simular o comportamento termo-elasto-plástico da tensão residual e da distorção, sendo que os resultados obtidos da simulação foram comparados com os experimentais, os quais apresentaram boa concordância. A sequência de soldagem do centro para a periferia em X (cruzado) foi a que produziu as menores distorções angulares.

Tian et al. (2014) desenvolveram um modelo utilizando redes neurais para prever a distorção angular e a contração transversal produzida na soldagem “*bead on plate*” sobre chapas de aço inoxidável usando o processo de soldagem TIG. O modelo de redes neurais foi comparado com o termo-elasto-plástico usando o MEF e também com experimentos realizados. Nesse trabalho, os pesquisadores também investigaram a influência dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente e velocidade de soldagem) sobre as distorções transversais e angulares. Os resultados revelaram que a distorção angular aumenta com a energia de soldagem até atingir um valor máximo, mas diminui com o aumento adicional da energia de soldagem. A pesquisa mostrou, ainda, que a rede neural pode prever com precisão as distorções transversais e angulares. Assim, esse modelo pode ser usado para selecionar parâmetros adequados de soldagem, objetivando controlar a distorção final.

2.4.2 Teoria da deformação inerente

A análise das distorções e tensões residuais induzidas pela soldagem em estruturas complexas exige um elevado tempo computacional. Assim, alguns métodos usando o MEF foram desenvolvidos a fim de reduzir o tempo requerido. Geralmente a análise usando esses métodos é realizada em duas etapas. Na primeira, realiza-se uma análise termo-elasto-plástica na região da solda e adjacências onde a deformação plástica está presente, enquanto que na segunda etapa, desenvolve-se uma análise linear elástica a partir dos dados obtidos da primeira etapa a fim de calcular a distorção angular final e tensão residual. Os principais métodos utilizando essa abordagem são os seguintes: 1) Deformação inerente e métodos das forças equivalentes; 2) Análise da distorção baseada na plasticidade e 3) Método de contração de volume.

Apesar do aumento rápido da capacidade dos computadores, a simulação na soldagem demanda elevado tempo computacional e grande espaço para armazenamento de

dados. Portanto, no caso de grandes estruturas com elevada complexidade, a análise de problemas variando no tempo (transientes) e não lineares, tornam-se de difícil resolução. Assim, a determinação das tensões residuais e distorções, através da simulação da teoria termo-elasto-plástica usando o método de elementos finitos inviabilizam-se. Para simplificar, então, o problema do elevado tempo computacional, Ueda, et al., (2012) desenvolveram um método chamado de teoria da deformação inerente. Segundo Jang et al. (2007) a deformação inerente refere-se às deformações plásticas acumuladas que se formam na estrutura, decorrentes do processo de soldagem, as quais são a causa principal das distorções e tensões residuais. Assim, o método utilizando a teoria da deformação inerente pode ser dividido em duas fases. Na primeira fase deve-se realizar a análise termo-elasto-plástica na região da solda a fim de determinar a deformação inerente, enquanto que, na segunda fase, deve-se realizar a análise linear elástica para determinar as tensões residuais e distorções finais. Segundo Pilipenko (2001) a deformação inerente (deformação plástica acumulada) pode ser considerada a origem para ambos os problemas, a tensão residual e a distorção produzida pela soldagem. Se a deformação inerente é conhecida, a tensão residual e a deformação podem ser estimadas com base na análise linear elástica usando o método de elementos finitos, ao invés de utilizar os métodos complexos da análise termo-elasto-plástica envolvendo toda a estrutura.

Deng et al., (2011) utilizaram o método da deformação inerente para prever a distorção produzida pela soldagem de chapas finas em um grande painel enrijecido. Para a previsão da distorção final, esses pesquisadores utilizaram o Método dos Elementos Finitos (MEF) no campo linear elástico, usando como condição de contorno a deformação inerente (deformação plástica) calculada em um estágio inicial. Segundo esses pesquisadores, o método MEF no campo elástico, não somente pode ser usado para estimar a deformação de uma grande e complexa estrutura no estágio de projeto, mas também pode ser empregado para escolher os parâmetros e procedimentos de soldagem durante o estágio da manufatura para se ter as menores distorções e tensões residuais.

Segundo Jang et al. (2007), na teoria da deformação inerente, uma série de passos são necessários para determinar as distorções finais. No primeiro deles, deve-se realizar a análise térmica com o objetivo de determinar a máxima temperatura na região da solda, aonde ocorrem as deformações plásticas. No segundo passo, deve-se determinar o grau de restrição da junta que representa o nível de resistência contra a deformação térmica da região soldada. Para isso é necessário conhecer a rigidez da área da solda e das regiões afastadas. No terceiro passo, deve-se calcular a deformação inerente (deformação plástica acumulada)

utilizando a temperatura máxima e o grau de restrição. No quarto passo devem-se determinar as deformações finais. Para isso, utilizam-se as deformações plásticas determinadas no passo três.

Luo et al. (1997) demonstraram a formação da deformação plástica (deformação inerente) utilizando um modelo constituído por uma barra e uma mola presa na extremidade da barra, sendo que a mola atua como uma restrição elástica para a deformação da barra. Nesse modelo, a magnitude da deformação plástica está diretamente relacionada com a temperatura máxima atingida na barra e com o nível de restrição imposto pela mola. Assim, a rigidez elevada da mola, conjugada com elevada temperatura da barra, produz elevada deformação plástica da barra e vice-versa.

Seo e Jang (1999) propuseram um novo método para previsão das distorções na soldagem envolvendo a teoria da deformação inerente. Nesse novo método, eles combinaram procedimento experimental, analítico e numérico. A teoria da deformação inerente foi utilizada para determinar a deformação plástica na região de solda usando o MEF. De acordo com esses pesquisadores, a junta soldada é dividida em três partes: região soldada, região de redução na resistência do material (região “*soft*”) e região de metal de base. A região soldada é onde ocorrem as deformações plásticas, as quais permanecem após a soldagem (região de deformação inerente). Na região “*soft*” ao redor da região de deformação inerente, as propriedades são alteradas, mas não ocorrem deformações plásticas. Na região do metal de base, as propriedades do material podem ser consideradas inalteradas e permanecem no regime elástico.

Barsoum et al. (2015) avaliaram e compararam três diferentes abordagens da teoria da deformação inerente para previsão das distorções em soldas de filete sobre juntas T. Os resultados das deformações inerentes foram comparados com a análise elasto-plástica e com resultados experimentais, os quais apresentaram boa concordância.

Khurram e Shehzad (2012) aplicaram a teoria da deformação inerente e o método das cargas equivalentes para a previsão das tensões residuais e as distorções na soldagem de juntas a topo. A teoria da deformação inerente foi utilizada para determinar as deformações plásticas, enquanto que o método das cargas equivalentes através da análise linear elástica foi conduzido objetivando determinar as distorções e tensões residuais, ambas utilizando o MEF. A principal vantagem do método da deformação inerente é que ele requer apenas análise elástica para prever as distorções finais na soldagem. Porém, ainda assim, a análise

termo-elasto-plástica é necessária para determinar as deformações plásticas, contudo, em uma região restrita a solda.

Jung e Tsai (2004) investigaram a relação existente entre as deformações plásticas acumuladas e a distorção angular sobre chapas finas em juntas T e soldas de filete. Esse problema foi resolvido por procedimento numérico e consistindo de dois estágios. No primeiro estágio, a deformação plástica acumulada na região da solda e arredores foi determinada usando a análise termo-elasto-plástica. No segundo estágio, a distorção angular foi calculada através da análise linear elástica utilizando como base os resultados da deformação plástica obtidos no primeiro estágio.

2.4.3 Método da contração de volume

O método para prever a distorção baseado na contração de volume (*Shrinkage Molume Method*) é uma técnica de modelamento usando elementos finitos no campo elástico-linear. Este método supõe que a contração térmica linear da solda, resfriada desde uma temperatura elevada até uma temperatura ambiente, é a principal força que produz a distorção. Tem como vantagem a não necessidade de determinar o campo de temperatura transiente e mudanças microestruturais, reduzindo significativamente o tempo computacional. A solução com o uso de elementos finitos no campo elástico-linear permite, então, o modelamento de grandes e complexas estruturas soldadas. A contração térmica de um volume de controle é impedida pelo metal adjacente, resultando na formação de forças internas. A acomodação das forças de contração até o restabelecimento do equilíbrio causa a deformação da estrutura. Para o aço carbono, a temperatura inicial geralmente considerada, é de 900 °C, representando o ponto em que o limite de elasticidade do aço é ainda um valor muito insignificante. Deformação térmica linear ($\alpha \cdot \Delta T$) é imposta aos elementos do metal de solda que são resfriados de uma temperatura superior até a temperatura ambiente, os quais distorcem elasticamente o conjunto soldado. Nesse método, a deformação produzida na faixa de temperatura de 900 a 1500 não é considerada, pois acima de 900 °C o módulo de elasticidade do aço é muito baixo. Além disso, o ciclo térmico de aquecimento do processo de soldagem é também ignorado (BACHORSKI et al., 1999).

2.5 Controle das Distorções

Os métodos de controle das distorções são baseados nos mecanismos básicos que as originam. Portanto um conhecimento prévio dos fenômenos físicos relacionados com as distorções torna-se imprescindível para obter um controle eficiente. Muitos métodos têm sido usados na indústria para reduzir as distorções, porém deve-se considerar que alguns desses métodos podem elevar o nível das tensões residuais, o que pode tornar-se um problema. Além disso, a seleção adequada do método tem relação direta com o tipo de distorção que se pretende controlar (PAZOOKI, 2014).

Segundo Bhatti (2015) as distorções dependem de uma combinação de vários fatores, tais como: geometria da junta, energia de soldagem, sequência de soldagem e nível de restrição. Para Verhaeghe (1998) os principais fatores que afetam as distorções são: (1) o estado inicial de tensão; (2) o constrangimento imposto à junta soldada, (3) as propriedades termomecânicas do material; (4) parâmetros e sequências de soldagem e (5) projeto da junta soldada.

Segundo Pilipenko (2001) existem três técnicas principais de controle das distorções: 1) reduzir a zona deformada plasticamente; 2) compensar a deformação plástica compressiva durante o estágio de aquecimento e a deformação plástica de tração durante o estágio de resfriamento ou após a solda ter sido completada e (3) compensar a deformação da soldagem por desalinhamentos antes da soldagem. Para reduzir a deformação plástica, esse pesquisador recomenda as seguintes medidas: manter uma temperatura mais uniforme possível na estrutura soldada, reduzir a quantidade de metal de solda, reduzir a energia de soldagem e introdução adicionais de sumidouros de calor.

Para Zhou (1998), a distorção em conjuntos soldados depende de três parâmetros fundamentais:

- 1) Estruturais: os parâmetros estruturais compreendem a geometria da estrutura, as espessuras das chapas e o tipo de junta.
- 2) Materiais: em relação aos parâmetros dos materiais incluem-se a natureza do material base e do metal de adição.
- 3) Parâmetros de fabricação: fazem parte deste, os processos de soldagem, os parâmetros de soldagem e os procedimentos de soldagem adotados. Os parâmetros de soldagem referem-se à tensão elétrica, corrente elétrica, velocidade de soldagem, pré-aquecimento, temperatura de interpasse, etc. Já os procedimentos de soldagem dizem respeito à

sequência de soldagem, número de passes, uso de restrições, solda balanceada em relação à linha neutra, pré-ajustagem da junta, ponteamto, entre outros.

Segundo Dydo et al. (1999) as técnicas para controle da distorção na soldagem podem ser classificadas dentro de três classes: (1) Melhora do controle de métodos presentes na manufatura; (2) Modificação do projeto; (3) estabelecimento de novos processos e ou práticas de soldagem.

Métodos de soldagem que permitam uma distribuição mais uniforme de temperatura são utilizados para o controle das distorções, tais como a soldagem intermitente. O aquecimento não uniforme é uma das principais causas da distorção nos componentes soldados. Portanto, métodos que permitam uma distribuição mais uniforme de temperatura reduzirão as distorções. Entre eles, pode-se citar o preaquecimento dos componentes a serem soldados e a soldagem intermitente (TWI 034). A sequência de soldagem também é uma técnica muito empregada no controle das distorções. Dois exemplos dessa técnica é a soldagem com passe de retrocesso e passe intercalado. Em ambos os casos, os cordões de solda devem ser de comprimento curto na direção oposta à progressão geral (TWI 036).

Cabral (2011) estudou a influência da sequência, direção e uso do passe reverso nas distorções geradas no processo de soldagem pelo processo MAG. Dentre as variáveis analisadas, a que tem maior importância é a direção de soldagem, que está diretamente ligada aos níveis de restrição do painel teste. As sequências tiveram pouco efeito nas distorções, sendo que os passes reversos foram os que tiveram a menor distorção, porém são muito improdutivos quando comparados aos painéis confeccionados com um passe único.

A energia de soldagem é um dos modos mais fáceis de minimizar quase todos os tipos de distorções. Isto pode ser feito usando altas velocidades de soldagem, menor quantidade de metal de adição ou reduzindo a potência do arco elétrico (SCHENK, 2011). Técnicas de soldagem mecanizadas que combinam altas taxas de deposição e altas velocidades de soldagem têm um maior potencial para prevenir distorções (TWI 036). Segundo O'brien (2007) corrente elétrica e velocidade de soldagem são fatores relacionados e o aumento da corrente é diretamente proporcional ao aumento da distorção. Contudo, quando o aumento da corrente produz uma maior penetração, a distorção tende a ser menor. Esse fato foi comprovado por Murugan e Gunaraj (2005) na soldagem multipasse de juntas a topo.

No caso da soldagem multipasse, a menor energia de soldagem nem sempre garante a menor distorção angular. Nesse caso, é preferível usar uma maior energia de soldagem com o menor número de passes possíveis (TWI 034).

Manter o volume de metal de solda o mínimo necessário, além de reduzir os custos com o metal de adição, também contribui com a redução da distorção (PILIPENKO, 2001). Isto inclui o uso adequado do reforço, ângulo de chanfro e abertura de raiz. Soldas a topo com grande penetração e sem chanfro, feitas com passe único, possuem pouca distorção. Com a redução do volume de metal de solda, as forças de contração do metal, que são as causadoras da distorção, reduzem significativamente.

A contração da solda pode ser utilizada de forma benéfica para o controle das distorções. Para isto devem-se utilizar técnicas de montagem, chanfros adequados, soldas de duplo filete e soldas balanceadas em torno do eixo neutro. Uma técnica de montagem que usa esse princípio no controle da distorção é aquela em que a junta é disposta com um ângulo diferente daquele do projeto, de tal forma que, ao realizar a soldagem, a força de contração posiciona o conjunto no ângulo desejado (TWI 035; PILIPENKO, 2001). Nesse caso, é necessário que a exata magnitude da distorção seja antes prevista.

Outra forma de usar as forças de contração favoravelmente no controle das distorções é através de soldas balanceadas em torno do eixo neutro. Dessa forma, minimiza-se o efeito do momento gerado pela força de contração em relação ao eixo neutro e, conseqüentemente, a distorção produzida. A escolha de uma seqüência de soldagem adequada pode ser aplicada para balancear as tensões térmicas ao redor do eixo neutro do conjunto soldado, conforme Figura 25.

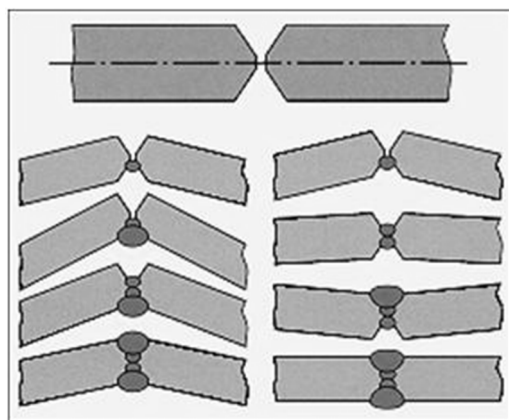


Figura 25 - Soldas balanceadas em torno da linha neutra, (TWI 034).

A Figura 26 mostra o posicionamento da linha neutra da estrutura em relação ao posicionamento dos cordões de solda e a influência no momento gerado decorrente das forças de contração. A Figura 26-b mostra uma viga onde a solda foi balanceada em relação ao eixo neutro resultando, portanto, em momento nulo; enquanto a Figura 26-a mostra a solda não balanceada, produzindo um momento não nulo e, conseqüentemente, distorção de flexão.

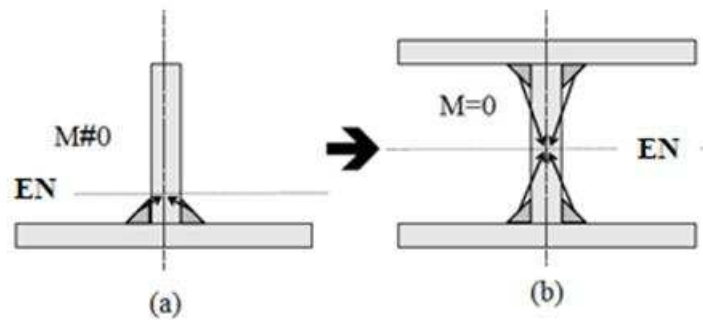


Figura 26 - (a) Soldagem de uma junta T com um efetivo momento que produz arqueamento, (b) Soldagem junta T com uma mesa adicional no topo e com momento nulo (SCHENK, 2011).

Os efeitos das forças de contração podem ser reduzidos realizando soldas o mais próximo da linha neutra. Dessa forma, pequenos momentos são gerados e as distorções serão reduzidas (TWI 034). No projeto de estruturas, onde se utiliza juntas em T, esta técnica pode ser aplicada para controle das distorções.

Também é possível controlar a distorção mantendo o equilíbrio de forças presentes na estrutura soldada, ou seja, as forças de contração da solda devem ser balanceadas com outras forças. Em grandes estruturas soldadas, se a mesma for suficientemente rígida, ela produzirá forças necessárias para anular o efeito da contração (LINCOLN ELECTRIC). Porém, em estruturas menores e menos rígidas pode-se fazer uso de restrição durante a soldagem, tais como: gabaritos e fixadores, grampos flexíveis e ponteamto. Porém, nesses casos deve-se prevenir o aparecimento de trincas, devido à alta concentração de tensão residual na junta (TWI 035).

Práticas construtivas podem ser aplicadas com a finalidade de aumentar a rigidez das estruturas e, com isso, ter maiores controles sobre a distorção. Segundo O'Brien, (2007) o aumento da rigidez da estrutura durante a soldagem é um fator muito importante que deve ser levado em consideração para prevenir a distorção das estruturas soldadas.

Segundo Cabral (2011) a posição mais favorável para a eficiência operacional na soldagem é a posição plana, auxiliando também na redução das distorções. Portanto, na fase de projeto devem-se desenvolver dispositivos padronizados para realização da soldagem nessa posição.

O'Brien (2007) fez uma série de estudos práticos verificando como alguns fatores contribuem na magnitude e na direção da distorção em estruturas soldadas. O estudo foi realizado em chapas finas aplicadas na indústria automobilística. Nesse estudo, os principais tipos de distorções avaliados foram: contração longitudinal e transversal, distorção angular e arqueamento longitudinal. Na fase inicial de sua pesquisa ele buscou determinar o perfil de cada um dos modos de distorção estudado. Em seguida, analisou a influência da velocidade de soldagem e da espessura da chapa na magnitude da distorção. Inicialmente seu estudo foi direcionado para soldagem “*bead on plate*” e, posteriormente, juntas a topo. O objetivo principal do estudo da soldagem “*bead on plate*” foi entender o fenômeno da distorção.

Na soldagem de juntas a topo, o aumento da espessura das chapas contribui para a redução das distorções. Isto pode ser observado principalmente em três formas de distorções: contração longitudinal, transversal e arqueamento (flexão). Essa redução da distorção tem duas causas. A primeira está relacionada com o aumento da seção transversal ou longitudinal e, conseqüentemente, no aumento do momento da inércia da seção, resultando em uma maior capacidade das chapas resistirem aos esforços induzidos pelo processo de soldagem. A segunda relaciona-se com o acréscimo da espessura, o qual aumenta o volume de metal que está disponível na extração de calor (O'BRIEN, 2007).

2.6 Distorção em Painéis Enrijecidos

Painéis enrijecidos são constituídos de chapas principais sobre as quais são soldados pequenos reforços no sentido longitudinal e transversal formando uma estrutura em forma de uma grade, sendo utilizados principalmente em estruturas navais. Essa técnica de fabricação é utilizada em chapas finas a fim de aumentar a rigidez da estrutura e, além disso, ela pode ser utilizada para o controle das distorções, quando for selecionada uma sequência de soldagem. Nesses painéis, as distorções preponderantes são as que ocorrem fora do plano, tais como: empenamento, flexão (arqueamento ou flambagem) e distorção angular. Se a sequência da soldagem dos painéis não for planejada adequadamente poderá haver distorção

excessiva por empenamento na chapa principal quando forem soldados os enrijecedores no sentido longitudinal (DYDO et al. 1999).

Para reduzir a distorção de empenamento em painéis enrijecidos Dydo et al. (1999) sugerem: os reforços devem ser soldados com soldas de filetes, preferencialmente intermitentes; reduzir a energia de soldagem; utilizar a técnica de construção chamada “caixa de ovos” (grade); aumentar a espessura do painel, ou aplicar uma técnica conhecida como tensionamento térmico. Para esses autores, a técnica mais eficiente é através do controle da energia de soldagem, que pode ser realizada das seguintes formas:

- Manter a quantidade de solda sempre a mínima necessária;
- Utilizar processos mecanizados que auxiliam a manter o tamanho da solda dentro das necessidades mínimas;
- Utilizar arames tubulares (“*metal core ou flux core*”) que aumentam a taxa de deposição quando comparados com os arames sólidos e, dessa forma, reduzem a energia de soldagem;
- Usar altas velocidades de soldagem para reduzir a energia de soldagem;
- Melhorar o ajuste da junta, pois esse procedimento ajuda a manter a quantidade de solda o mínimo necessário.

Outra forma de diminuir as distorções é executar alterações na fase de projeto da estrutura soldada através da utilização de métodos analíticos, empíricos ou numéricos para prever com antecedência as distorções produzidas. Muitas vezes, com simples alterações no projeto, as distorções são reduzidas significativamente. Deve-se ter em mente que até a experiência adquirida em projetos anteriores pode ser utilizada para alterações no projeto. O simples controle de parâmetros presentes na manufatura, ou modificações no projeto, pode não ser suficiente para controle das distorções. Desse modo, modificações nos processos ou práticas de soldagem devem ser consideradas. Para controle do empeno em painéis reforçados Dydo et al. (1999) recomendam o uso de processos com baixa energia de soldagem, tais como: laser, preaquecimento controlado; tensionamento térmico; soldagem em ambos os lados simultaneamente; sequências ótimas de soldagem; soldagem dos reforços longitudinais e transversais antes para depois serem soldados na chapa base (“*egg-crate*” - reforços soldados na forma de caixa de ovos). O uso de tensionamento térmico tem a inconveniência de aumentar a distorção angular. Na soldagem de painéis reforçados esses pesquisadores fazem as seguintes recomendações para reduzir as distorções: aumentar as

espessuras das chapas, aumentar a altura dos reforços longitudinais, redução da distância entre reforços longitudinais, usar soldas intermitentes e redução da quantidade de solda.

2.7 Propriedades Termomecânicas do Material

Em função dos elevados ciclos térmicos, gerados na região soldada e regiões adjacentes à solda, a análise das distorções apresenta um grau de complexidade elevada. Isto porque as propriedades mecânicas e térmicas dos materiais podem apresentar significativas variações em função da temperatura. A Figura 27 apresenta o comportamento das propriedades mecânicas com a variação da temperatura de um aço com baixo teor de carbono.

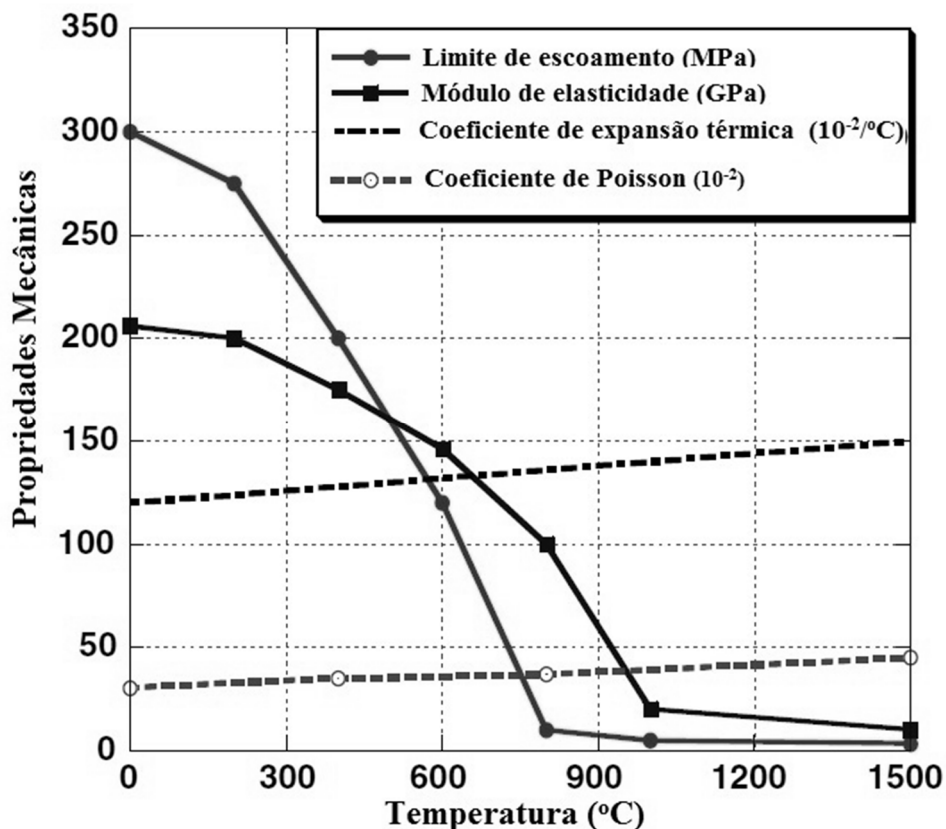


Figura 27 - Propriedades mecânicas de aço de baixo carbono em função da temperatura (DENG, MURAKAWA, 2008).

Através da Figura 27 se observa que o limite de escoamento e o módulo de elasticidade diminuem com a temperatura, enquanto o coeficiente de expansão térmica aumenta. Nota-se, ainda, que a tensão de escoamento é a propriedades que sofre a maior influência da temperatura. Em temperaturas próximas de 900 °C apresenta um limite de

escoamento próximo de zero. Essa baixa tensão de escoamento em elevadas temperaturas contribui de forma significativa na geração das deformações plásticas, tensões residuais e deformações permanentes na estrutura.

As propriedades térmicas em função da temperatura para o aço de baixo carbono estão apresentadas na Figura 28. Observa-se, pela figura, que o calor específico e a condutibilidade térmica são mais sensíveis às mudanças de temperatura.

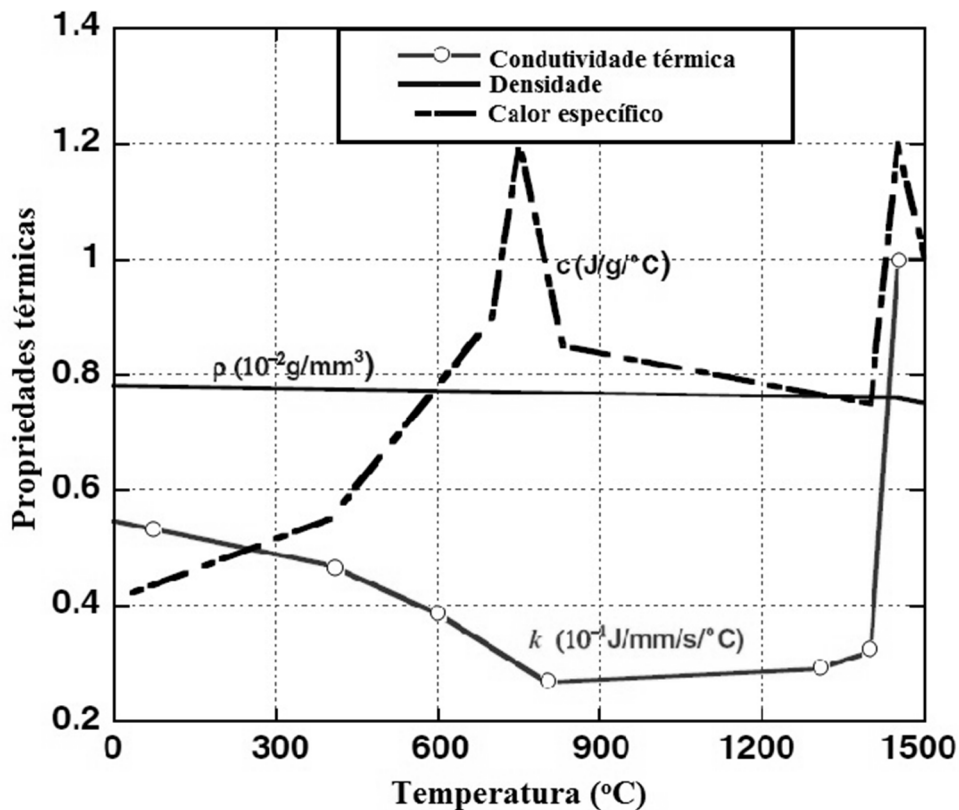


Figura 28 - Propriedades térmicas do aço de baixo carbono em função da temperatura (DENG, MURAKAWA, 2008).

Estes gráficos (Figura 27 e Figura 28) mostrando o comportamento das propriedades térmicas e mecânicas com a temperatura são úteis principalmente quando se pretende realizar a simulação computacional dos processos térmicos e mecânicos resultantes da soldagem. Dessa forma, tem-se maior precisão nos resultados finais da simulação.

CAPÍTULO III

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Caracterização do Metal Base

O material escolhido para realização desta pesquisa foi o aço estrutural ASTM A36, cuja composição química deve permanecer dentro dos limites definidos por essa norma (ASTM, 2014). Para chapas com espessuras de até 19,05 mm (3/4”) a norma define que os valores devem ser os contidos na Tabela 2. A norma ASTM-A36 estabelece, basicamente, a composição química (C, Si, Mn, P, S e Cu) e as propriedades mecânicas (resistência mecânica, limite de escoamento e alongamento) desse aço.

Tabela 2 – Composição química para chapas de aço estrutural ASTM A36 com espessuras de até 19,05 mm (3/4”), (ASTM, 2014).

Elemento químico	Teor (%)
C (% máxima)	0,25
Si (% máxima)	0,4
Mn (%)	Não exigido
P (% máxima)	0,04
S (% máxima)	0,05
Cu (% mínima quando o cobre no aço é especificado)	0,2

Para as diferentes espessuras dos corpos de prova utilizados nesta pesquisa, a análise química para os elementos prescritos pela norma ASTM-A36 resultou nos valores da Tabela 3.

Tabela 3 - Composição química dos corpos de prova nas diferentes espessuras.

Elemento químico	Espessuras (mm)		
	9,75	16	19
C (%)	0,174	0,15	0,15
Si (%)	0,0117	0,380	0,217
Mn (%)	0,692	0,949	0,702
P (%)	0,0092	0,0027	0,0011
S (%)	0,00810	0,0056	0,0076
Cu (%)	0,0167	<0,01	0,011

Para evitar qualquer interferência da laminação na distorção, as chapas foram soldadas mantendo o sentido de laminação transversalmente ao cordão de solda. A

Figura 29 e a Figura 30 mostram a microestrutura orientada no sentido de laminação dos corpos de prova para as diferentes espessuras. Os corpos de prova para realização das micrografias foram obtidos da região central na direção da espessura da chapa. O ataque para revelar a microestrutura foi realizado através de Nital 10%.

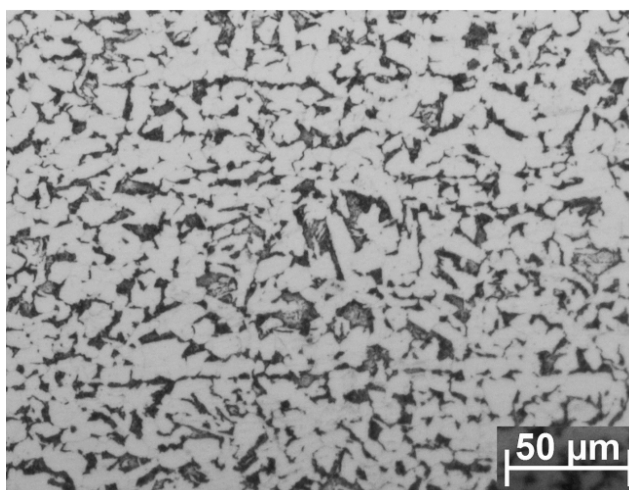


Figura 29 - Microestrutura mostrando o sentido de laminação da chapa de 9,75 mm do aço ASTM A36.

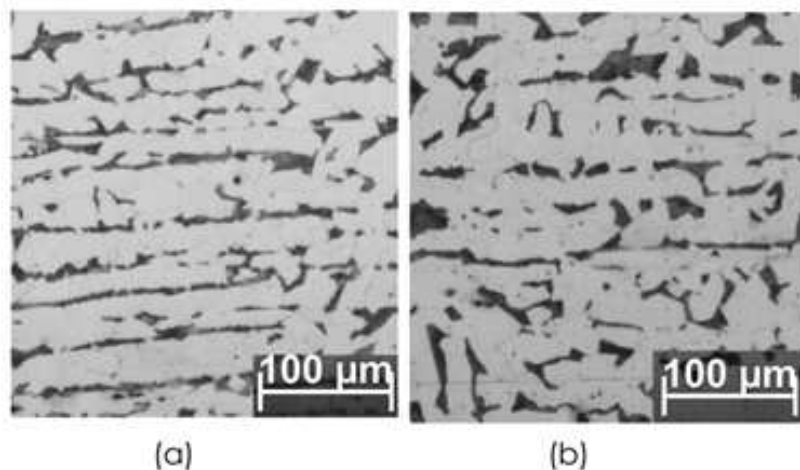


Figura 30 – Microestrutura indicando o sentido de laminação para chapas de (a) 16 mm e (b) 19 mm para aço ASTM A36.

Conforme pode ser visto pela Figura 29 e Figura 30, a microestrutura do aço ASTM A36 é composta de ferrita e perlita. As fotos foram tiradas na linha de centro dos corpos de prova.

3.2 Características Geométricas dos Corpos de Prova

Nesta investigação utilizou-se quatro diferentes espessuras de chapas, ou seja, 9,75 mm; 12,75 mm; 16,0 mm e 19,0 mm, as quais possuem um comprimento de 400 mm. Em relação à largura de cada chapa, utilizou-se três diferentes larguras: 100 mm, 140 mm e 150 mm. Todas as soldas foram realizadas sobre juntas a topo, utilizando chanfro simples V, com uma abertura de raiz de 1,2 mm e altura de nariz de 2 mm. As dimensões das chapas foram escolhidas de modo a obter material (massa) suficiente para gerar dados relevantes com relação à distorção. Corpos de prova de tamanho reduzido poderiam modificar as taxas de resfriamento da solda, alterando, conseqüentemente, a dinâmica das distorções.

Como exemplo, apresenta-se na Figura 31 as características geométricas da seção transversal de parte dos corpos de prova de espessura de 16 e 19 mm.

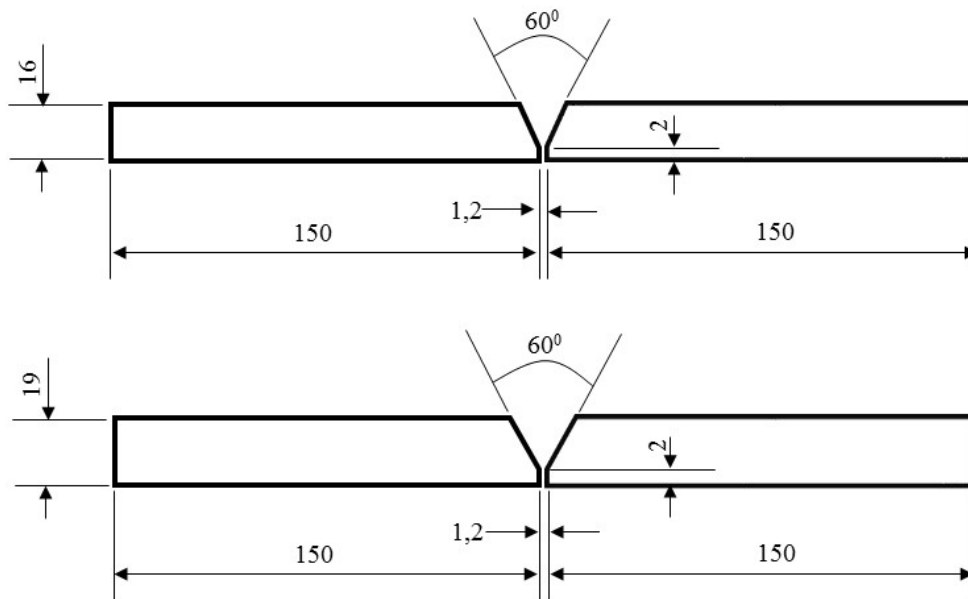


Figura 31 - Seção transversal dos corpos de prova dos grupos 1 e 3, espessuras 16 e 19 mm, respectivamente.

Na Figura 32 encontram-se detalhes da geometria da seção transversal de parte dos corpos prova de espessura de 9,75 mm. Pela Figura 32, observa-se que, nestes corpos de prova foram utilizados três ângulos de chanfro (30, 60 e 90 graus).

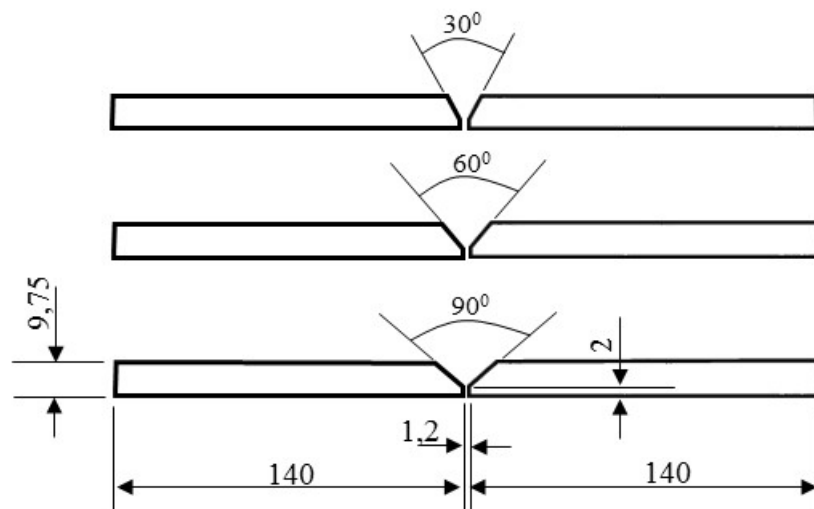


Figura 32 - Seção transversal para os corpos de prova de espessura de 9,75 mm para ângulos de chanfro de 30, 60 e 90 graus.

3.3 Organização dos Experimentos

Por conveniência, classificou-se os experimentos em nove grupos principais, conforme Tabela 4. Nessa tabela, tem-se para cada grupo: as dimensões dos corpos de prova; o número de corpos de provas utilizado; os parâmetros de soldagem da fonte de potência (tensão - U, corrente - I e velocidade de alimentação do arame - v_a); as velocidades de soldagem (v); o número de passes (N) e as correspondentes energias de soldagem (E). Os parâmetros da fonte (U, I e v_a), velocidades de soldagem (v) e energia de soldagem (E) da Tabela 4 referem-se aos passes de enchimento. Os parâmetros da fonte de potência (U, I e v_a) foram adquiridos durante a soldagem e representam seus valores médios. Os procedimentos para definição dos parâmetros de soldagem, encontram-se descritos detalhadamente na seção 3.5, tanto para os passes de enchimento quanto para o passe de raiz.

Tabela 4 – Classificações dos experimentos realizados, onde C x L x e (comprimento x largura x espessura), CP – corpo de prova, U – tensão, I – corrente, v_a – velocidade de alimentação do arame, $0^{(a)}$ – variação da temperatura em 50, 100 e 120 °C, \hat{A} – ângulo de chanfro, $8^{(30)}$ ($\hat{A}=30$ graus), $8^{(60)}$ ($\hat{A}=60$ graus), $8^{(90)}$ ($\hat{A}=90$ graus).

Grupos	Dimensões (mm) C x L x e	Nº de CP	Parâmetros da fonte			Velocidades de soldagem – v (mm/s)				Número de passes - N				Energias de soldagem – E (kJ/mm)						
			U	I	v_a	v_1	v_2	v_3	v_4	N_1	N_2	N_3	N_4	E_1	E_2	E_3	E_4			
$0^{(a)}$	400 x 300 x 16	3	25	275	7,7	-	-	5,0	-					6				-	1,3	-
1	400 x 300 x 16	4	25	275	7,7	11,0	8,0	5,0	3,0	13	9	6	4		0,6	0,8	1,3	2,3		
2	400 x 200 x 16	4	25	275	7,7	-	8,0	5,0	3,0	-	9	6	4			0,8	1,3	2,3		
3	400 x 300 x 19	4	25	275	7,7	9,7	7,6	5,5	2,8	14	12	9	5		0,8	0,9	1,2	2,5		
4	400 x 200 x 19	4	25	275	7,7	9,7	7,6	5,5	2,8	14	12	9	5		0,7	0,9	1,2	2,5		
5	400 x 300 x 9,75	1	25	287	7,8	16,8	-	-	-	5	-	-	-		0,43	-	-	-		
6	400 x 300 x 12,7	2	26	265	8,4	14,5	-	-	-	9	-	-	-		0,47	-	-	-		
7	400 x 280 x 9,75	6	22	163	3,4	8,5	6,0	3,0	-	6	5	3	-		0,4	0,6	1,1	-		
$8^{(30)}$	400 x 280 x 9,75	1	22	163	3,4	8,5	-	-	-	4	-	-	-		0,4	-	-	-		
$8^{(60)}$	400 x 280 x 9,75	2	22	163	3,4	8,5	-	-	-	6	-	-	-		0,4	-	-	-		
$8^{(90)}$	400 x 280 x 9,75	2	22	163	3,4	8,5	-	-	-	11	-	-	-		0,4	-	-	-		

Com exceção do grupo 8, onde utilizou-se corpos de provas com três diferentes ângulos de chanfro (30, 60 e 90 graus), nos demais grupos, utilizou-se sempre o ângulo de 60 graus.

Os experimentos do grupo 0 (zero) foram utilizados com o objetivo de verificar a influência da temperatura de interpasse da distorção angular. As temperaturas testadas foram de 50 °C, 100 °C e 120 °C, nas quais utilizou-se os mesmos parâmetros de soldagem. Nesse grupo, realizou-se apenas um experimento para cada temperatura testada.

Nos experimentos dos grupos 1-4, utilizou-se quatro diferentes energias de soldagem em cada grupo, obtendo-se assim quatro diferentes números de passes. A exceção foi o grupo 2, no qual o experimento com a menor energia E1 não foi realizado. Nesses grupos (1-4), manteve-se constante os parâmetros da fonte de potência (U, I, v_a), variando as energias de soldagem através da velocidade de soldagem, sendo que nos grupos 1 e 2, utilizou-se um conjunto comum de quatro velocidades de soldagem e nos grupos 2 e 3, outro conjunto de quatro velocidades. A diferença do grupo 1 em relação ao grupo 2 reside na largura dos corpos de prova, o mesmo acontecendo do grupo 3 para o grupo 4. Pode-se observar ainda, que nesses grupos, realizou-se apenas um experimento para cada energia de soldagem, com exceção da energia E2 do grupo 2, em que dois experimentos foram realizados.

Nos grupos 5 e 6 utilizou-se somente uma energia de soldagem para cada grupo, sendo que no grupo 5 utilizou-se somente um experimento e no grupo 6, dois experimentos.

No grupo 7 utilizou-se três energias de soldagem, as quais variaram através da velocidade de soldagem, mantendo-se constante os parâmetros da fonte.

No grupo 8 utilizou-se somente uma energia de soldagem para três diferentes ângulos de chanfro (30, 60 e 90 graus). Para o ângulo de chanfro de 30 graus, um experimento foi realizado, sendo dado 4 passes. No ângulo de 60 graus, dois experimentos foram realizados, tendo sido dado 6 passes em cada experimento. Por fim, para o ângulo de 90 graus, dois experimentos foram realizados, tendo sido dados 11 passes em um experimento e 12 passes em outro.

A fim de atingir os objetivos propostos, os experimentos, referentes aos grupos indicados na Tabela 4, foram realizados em seis etapas, conforme detalhes da Figura 33. Nesta figura, encontram-se resumidas as principais características para cada uma das etapas:

- Os grupos experimentais utilizados em cada uma das etapas;
- O número de energias testadas em cada grupo;
- Os ângulos de chanfro;
- As temperatura de interpasse;

- Se a medição da distorção angular foi realizada ao longo dos passes e/ou somente no final;
- Os objetivos almejados em cada uma das etapas (principais e secundários).

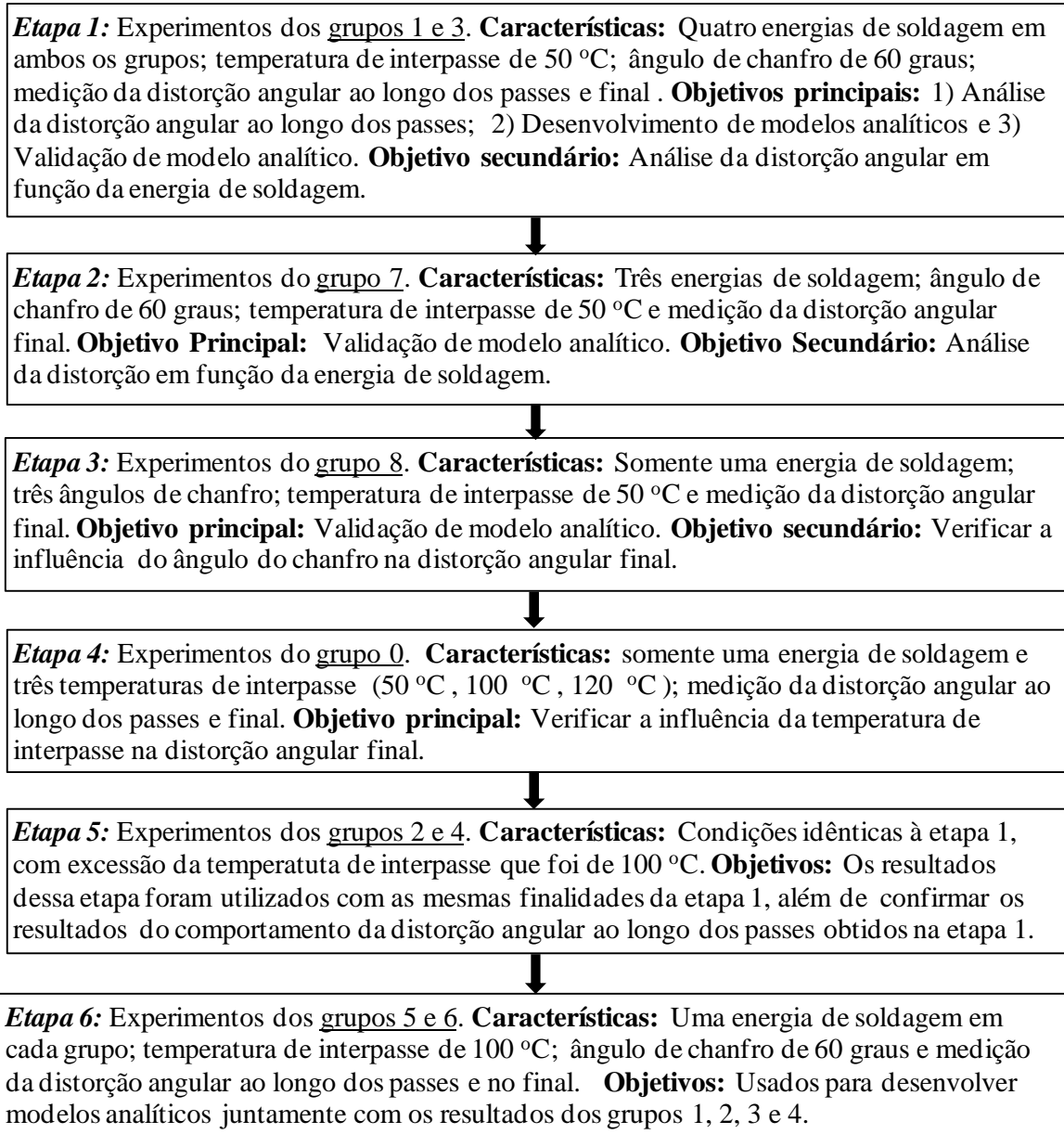


Figura 33 – Etapas em que os experimentos foram realizados com as principais características e objetivos.

Conforme Figura 33, para os experimentos realizados até a etapa 3, a temperatura de interpasse foi mantida em 50 °C, enquanto que nos experimentos dos grupos 2, 4, 5 e 6, relativos às etapas 5 e 6, a temperatura de interpasse foi mantida em 100 °C. Essa mudança na temperatura de interpasse deveu-se aos experimentos realizados no grupo 0, onde

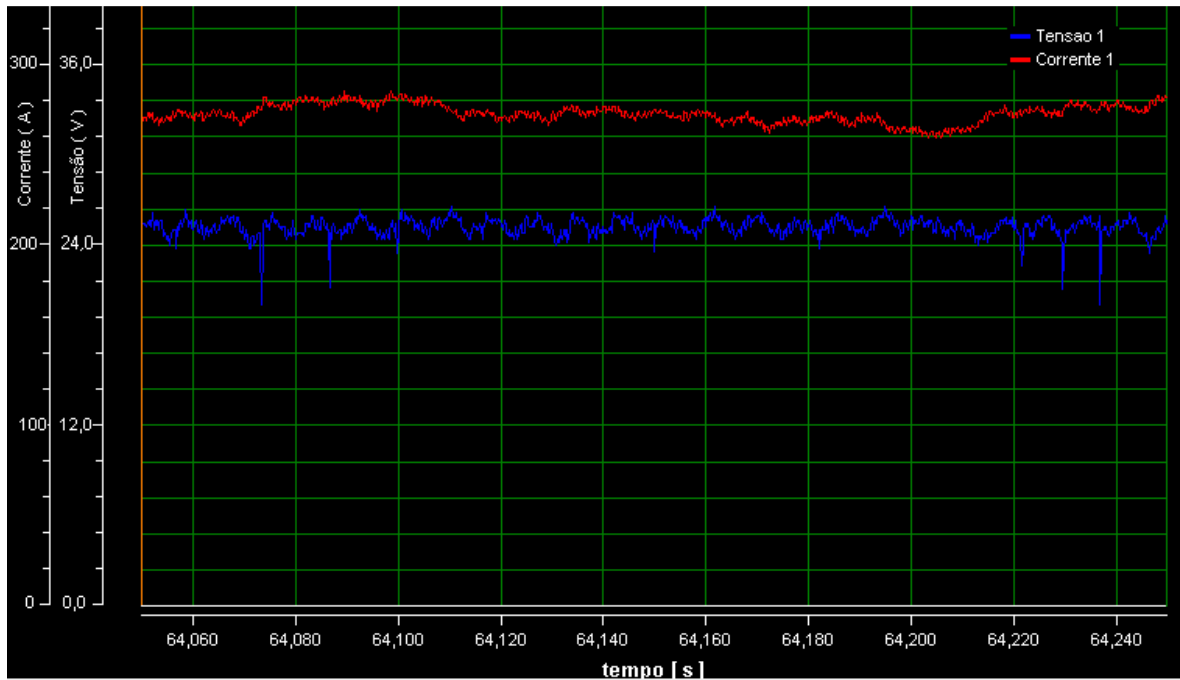
constatou-se que o uso de temperaturas de interpasse de até 120 °C não interferiu na distorção angular, tanto ao longo dos passes quanto na distorção angular final.

Pela Figura 33 pode-se verificar que os experimentos realizados em certas etapas foram utilizados com múltiplos propósitos. Por exemplo, na etapa 1 (grupos 1 e 3), utilizou-se os experimentos de cada grupo para: 1) analisar o comportamento da distorção ao longo dos passes; 2) desenvolvimento de modelos analíticos para previsão da distorção angular; 3) validação de modelo analítico disponível na literatura para previsão da distorção angular; e 4) análise da influência da energia de soldagem no comportamento da distorção angular. Porém, deve-se ter em mente que o objetivo principal do trabalho foi a previsão da distorção angular. Pela Figura 33 pode-se verificar que os experimentos relativos às etapas 1 e 5 apresentam basicamente as mesmas características e mesmos objetivos. As diferenças residem na largura dos corpos de prova e na temperatura de interpasse.

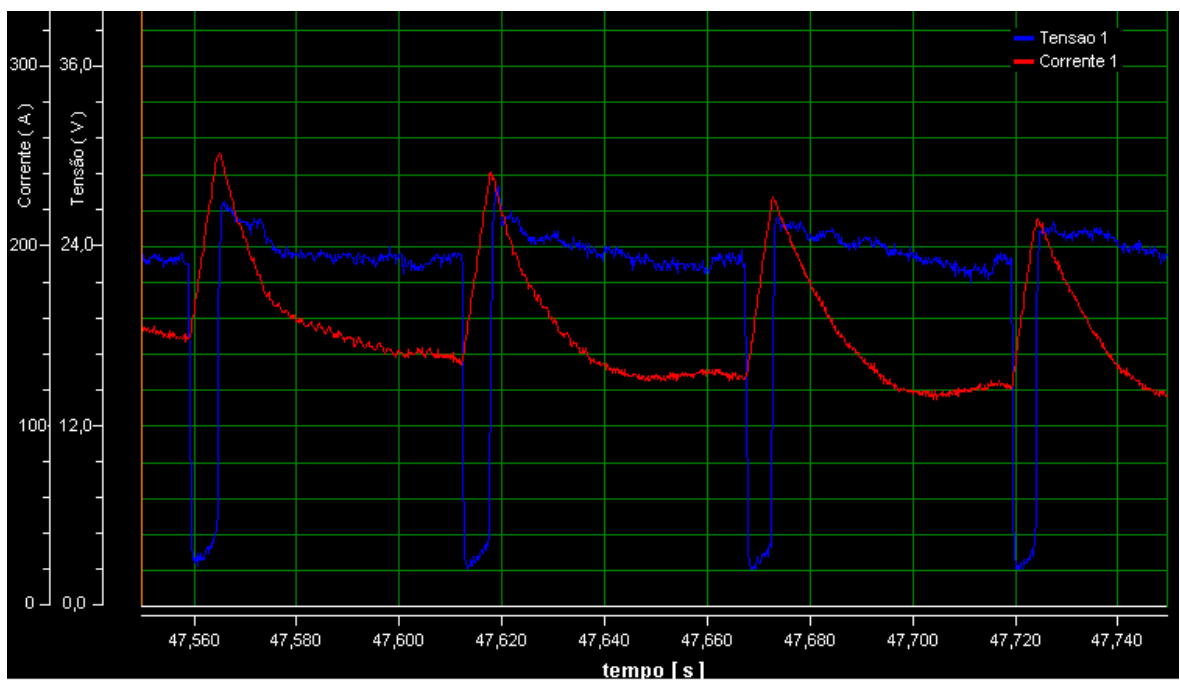
Parte das seis etapas definidas na Figura 33 surgiu em decorrência dos resultados obtidos na primeira etapa, como é o caso específico das etapas 5 e 6. Além dos objetivos descritos brevemente em cada uma das etapas, os resultados dos experimentos das etapas 1 e 5 também foram utilizados para explicar o fenômeno físico do comportamento da distorção angular.

3.4 Condições de Soldagem

Os corpos de prova foram soldados usando o processo de soldagem MAG na posição plana. O modo de transferência metálica nos grupos 1-6 foi globular, podendo, ocasionalmente, ter sido aerossol, enquanto nos experimentos 7 e 8, a transferência metálica foi curto circuito. A Figura 34 mostra os dois oscilogramas com os modos de transferência metálica que ocorreram nos experimentos, sendo a globular na Figura 34 – (a) e curto circuito na Figura 34 – (b). O modo de transferência globular na Figura 34 – (a) refere-se ao oitavo passe do experimento do grupo 3, energia de soldagem de 0,9 kJ/mm, usando uma tensão e corrente média de 25 V e 275 amperes respectivamente. Já o modo de transferência por curto circuito, diz respeito ao oitavo passe do experimento do grupo 8, para ângulo de chanfro de 90 graus, para uma tensão e corrente média de 22 V e 163 amperes respectivamente.



(a)



(b)

Figura 34 – Oscilogramas mostrando os modos de transferência metálica que ocorreram nos experimentos, sendo (a) transferência global experimento do grupo 3 com energia de soldagem de 0,9 kJ/mm e (b) transferência por curto circuito para o experimento do grupo 8 para o ângulo de chanfro de 90 graus.

As seguintes condições foram empregadas: distância bico de contato peça, 20 mm para os passes de raiz e 18 mm para os passes de enchimento; ângulo de ataque do arame de 75 graus negativo (puxando). Como gás de proteção utilizou-se uma mistura de 90% de Argônio e 10% de CO₂, com uma vazão de 15 l/min. Utilizou-se arame maciço AWS ER70S-6 (diâmetro de 1,2 mm) como metal de adição. Segundo dados do fabricante do arame, as propriedades mecânicas e o respectivo alongamento estão apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 - Propriedades mecânicas do metal de adição (ESAB, 2016).

Metal de Adição	Tensão de Escoamento (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Alongamento (%)
AWS ER70S-6	440	540	25

A fim de manter as condições de soldagem similares em todos os experimentos, manteve-se uma temperatura de interpasse de 50 °C nos experimentos dos grupos 1, 2, 7 e 8 e de 100 °C nos experimentos 3, 4, 5 e 6. Embora nos grupos 3, 4, 5 e 6 tenha-se utilizado uma temperatura de interpasse superior aos grupos 1, 2, 7 e 8, essa elevação não interferiu nos resultados das distorções. A questão da influência da temperatura de interpasse foi avaliada através do grupo 0 (zero), onde constatou-se que o uso de temperaturas de interpasse de 50 °C, 100 °C e 120 °C não tinham influência na distorção. As temperaturas de interpasse foram alteradas de 50 °C para 100 °C a fim de reduzir o tempo de espera entre passes. Dessa forma, o tempo de soldagem do corpo de prova foi reduzido consideravelmente. Os dados de temperatura de interpasse foram obtidos usando um termopar do tipo K, fixado na superfície superior do corpo de prova, a uma distância de 75 mm da borda do chanfro.

3.5 Procedimentos para Definição dos Parâmetros de Soldagem

Nesta seção, descreve-se como foram definidos os seguintes parâmetros de soldagem utilizados nos experimentos:

- Tensão (U) e corrente elétrica (I);
- Velocidade de alimentação do arame (v_a);
- Velocidade de soldagem (v);
- Energia de soldagem nominal (E);
- Número de passes teóricos (N).

Os parâmetros de soldagem referentes à fonte de potência foram definidos a partir de testes preliminares, antes da soldagem definitiva dos corpos de prova.

Inicialmente, definiu-se os parâmetros para o passe de raiz, de tal forma a obter penetração completa. Visto que a abertura de raiz (a_r) e altura de nariz (h_{nariz}) permaneceram constantes, utilizou-se, então, a mesma energia de soldagem em todos os experimentos. Dessa forma, os mesmos parâmetros de soldagem foram utilizados em todos os experimentos para o passe de raiz. Os parâmetros programados na fonte e que mantiveram o arco elétrico estável foram: velocidade de alimentação do arame de 8 m/min e tensão de 26 V. Para estes parâmetros, a velocidade de soldagem que permitiu uma penetração completa foi de 10,5 mm/s. A Tabela 6 mostra os parâmetros de soldagem médios adquiridos durante a soldagem dos corpos de prova. Pode-se observar que os valores são inferiores aos programados na fonte: tensão 10 V e velocidade do arame 0,3 m/min. Como a DBCP (Distância Bico de Contato Peça) do passe de raiz é maior que a dos passes de enchimento, a corrente nesse caso foi 10 amperes inferior.

Tabela 6 - Parâmetros de soldagens para os passes de raiz, U – tensão, I – corrente e v_a – velocidade de alimentação do arame, v - velocidade de soldagem, E – energia de soldagem.

U (Volts)	I (A)	v_a (m/min)	v_r (mm/s)	E (kJ/mm)
25	265	7,7	10,5	0,6

Determinou-se a energia de soldagem através da Eq. (27), onde U é a tensão elétrica em volts (V), I é a corrente elétrica em amperes (A) e v é a velocidade de soldagem em mm/s. Considerou-se o rendimento do processo de soldagem em 100 % ($\eta=1$) para todos os experimentos.

$$E = 10^{-3} \frac{U \cdot I}{v} \quad (27)$$

A definição dos parâmetros de soldagem, para os passes de enchimento, seguiu os passos indicados pela Figura 35.

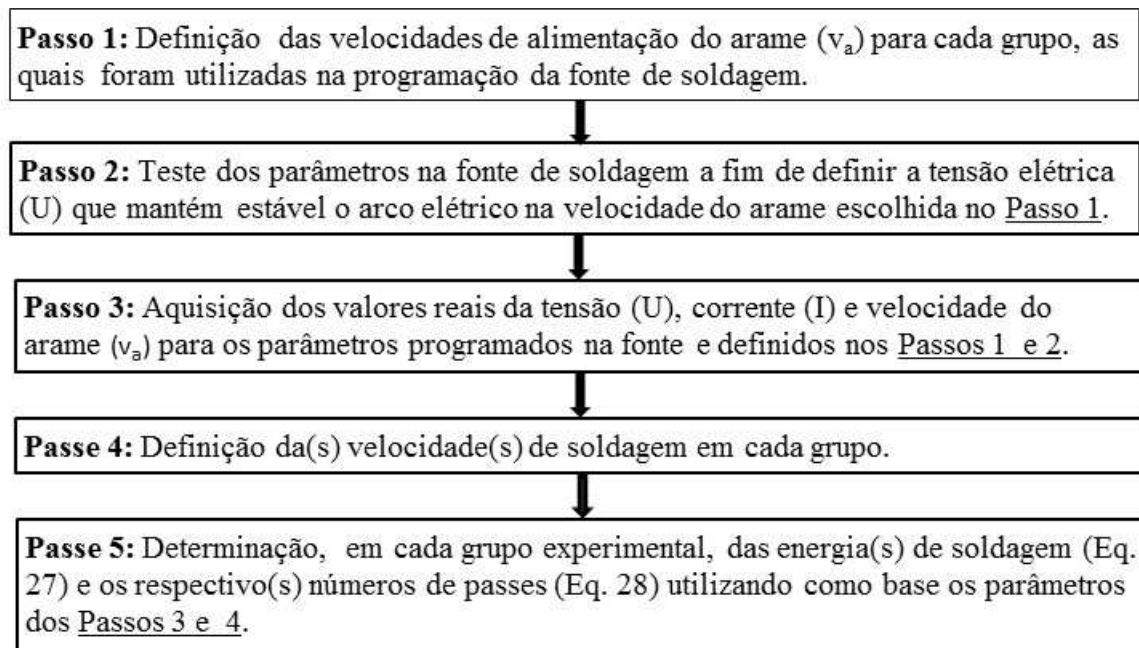


Figura 35 - Sequência de passos utilizados para definir os parâmetros de soldagem.

Em relação à velocidade de alimentação do arame (v_a) (passo 1), adotou-se os seguintes valores:

- Grupos 0, 1, 2, 3 e 4 → $v_a=8$ m/min;
- Grupos 5 e 6 → $v_a=8,5$ m/min;
- Grupos 7 e 8 → $v_a=3,5$ m/min.

Com base, então, nas velocidades de alimentação do arame, realizou-se alguns testes a fim de definir os demais parâmetros da fonte, tais como: tensão elétrica e indutância de subida e descida, respectivamente. Assim, para as velocidades de alimentação do arame definidas no passo 1 e para indutâncias de subida $k_s=50$ H e descida $k_d=50$ H, as tensões programadas na fonte de soldagem foram:

- Grupos 0, 1, 2, 3 e 4 → $U= 26$ volts;
- Grupos 5 e 6 → $U=28$ volts;
- Grupos 7 e 8 → $U =24$ volts.

A partir da definição inicial dos parâmetros de soldagem a serem programados na fonte de potência (passos 1 e 2), realizou-se, então, novos testes a fim de obter os parâmetros reais da tensão, corrente e velocidade de alimentação do arame, conforme definido no passo

3. Para tal finalidade utilizou-se um sistema de aquisição de sinais que será descrito na sequência deste trabalho. Os valores utilizados nesta investigação foram os valores médios dos parâmetros obtidos da fonte de soldagem. Com base nos parâmetros reais e, a partir da definição das velocidades de soldagem (passo 4), calculou-se, então, as energias de soldagem nominais através da Eq. (27) e, conseqüentemente, a previsão do número de passes (passo 5) de cada uma das energias através da Eq. (28). A equação para prever o número de passes (Eq. (28)) foi deduzida com base nos dados geométricos da junta e parâmetros de soldagem, buscando o enchimento completo da junta, a qual deve contemplar a área do chanfro e um acréscimo de 20% para área de reforço.

$$N = \frac{1,2 \cdot (a_r \cdot h + \tan(\hat{A}/2) \cdot (h - h_{\text{nariz}})^2) - 16,67 \cdot ((\pi \cdot d^2)/4) \cdot (v_a/v_r)}{16,67 \cdot ((\pi \cdot d^2)/4) \cdot (v_a/v_e)} + 1 \quad (28)$$

Conforme se pode verificar através da Eq. (28), o número de passes (N) depende dos parâmetros geométricos do chanfro (a_r , h , h_{nariz} , \hat{A}) e dos parâmetros de soldagem (v_a , v_r , v_e). Nesta equação, a_r é a abertura de raiz em mm, (h) é a espessura da chapa, (h_{nariz}) é a altura de nariz em mm, (\hat{A}) é o ângulo do chanfro em graus, (d) é o diâmetro do arame em mm, (v_a) é a velocidade de alimentação do arame m/min, (v_r) é a velocidade de soldagem para o passe de raiz e (v_e) é a velocidade de soldagem para os passes de enchimento em mm/s. Além disso, a constante 1,2 que multiplica o termo entre parênteses refere-se ao acréscimo de 20% sobre a área do chanfro e a constante de 16,67 é usada para a conversão das unidades correspondentes à velocidade de alimentação do arame de m/min para mm/s.

Uma vez que nos experimentos realizados dentro de cada grupo, a tensão (U) e a corrente (I) permaneceram constantes, a energia de soldagem variou somente com a velocidade de soldagem. Portanto, visto que o diâmetro do arame (d) e a corrente permaneceram constantes, a velocidade de alimentação do arame também permaneceu constante em todos os experimentos, pois ela é função direta da corrente e do diâmetro $v_a=f(I,d)$.

Os parâmetros médios de soldagem (corrente elétrica, tensão elétrica e velocidade de alimentação do arame) adquiridos durante a soldagem para os passes de enchimento, bem como as velocidades, número de passes, e energias de soldagem foram aqueles apresentados na Tabela 4 (seção 3.3). Nos grupos em que se utilizou mais de uma energia de soldagem (grupos 1, 2, 3, 4 e 7), a variação desta deu-se pela mudança da velocidade de soldagem (v), enquanto os demais parâmetros (tensão e corrente) foram mantidos constantes.

3.6 Medições de Grandezas Físicas

Para atingir os objetivos propostos nesta investigação, as seguintes medições foram realizadas:

- Distorções através das medidas dos deslocamentos lineares em uma das chapas;
- Parâmetros de soldagem relativos à tensão, corrente e velocidade do arame;
- Temperaturas dos termopares.

3.6.1 Medição lineares das distorções

A fim de padronizar a medição das deformações e facilitar a apresentação dos resultados, adotou-se o sistema de coordenadas cartesianas com a origem localizada no ponto indicado pela Figura 36. A origem do sistema de coordenadas está localizada no centro do cordão e coincide com o início da solda útil no corpo de prova. O sentido da soldagem está indicado pelo eixo coordenado X.

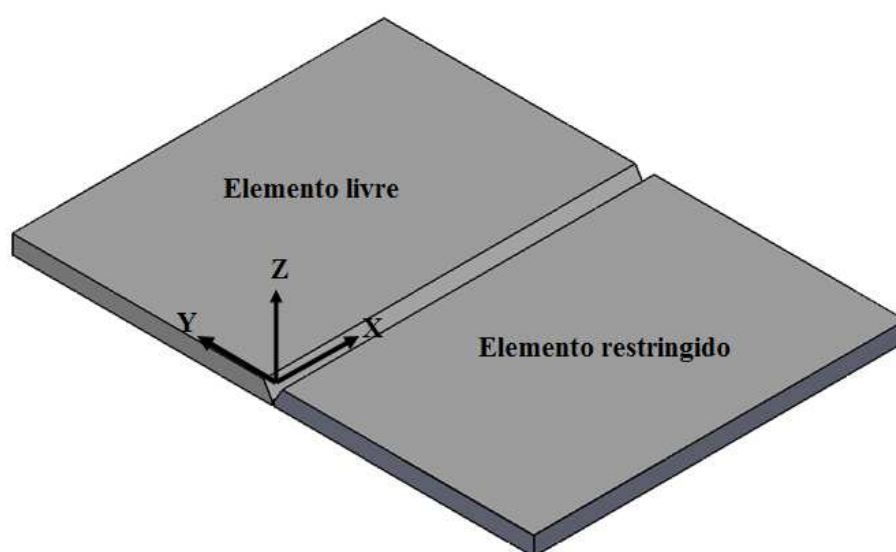


Figura 36: Sistema de coordenadas adotado para padronização da medição.

Nos corpos de provas dos grupos 1-6, as deformações angulares durante a soldagem foram medidas indiretamente usando um LVDT - “*Linear Variable Differential Transformer*” (Transformadores Lineares Diferenciais Variáveis), da marca HBM, modelo WA/50MM-L. A fim de confirmar os valores finais das distorções angulares obtidos com o LVDT (distorção acumulada), realizou-se medições após a soldagem usando um goniômetro

com resolução de 5 minutos. Além disso, utilizou-se o goniômetro nos corpos de prova dos grupos 7 e 8, onde mediu-se somente a distorção angular final. A Figura 37-(b) mostra a localização das três medições através do goniômetro. As medições foram realizadas na superfície inferior da chapa, usando como referência as três linhas pontilhadas que passam pelos pontos X1, X2 e X3 no centro da linha da solda. A Figura 37-(a) mostra detalhes da medição realizada na posição X1.

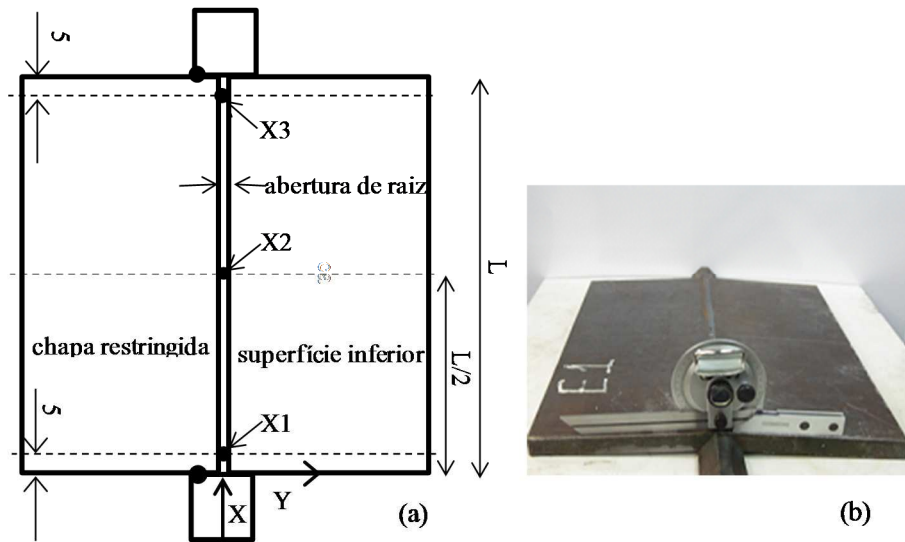


Figura 37 - (a) Linhas pontilhadas passando por X1, X2 e X3 mostrando a posição das medições finais com o goniômetro localizadas na superfície inferior do corpo de prova e (b) detalhes da medição usando o goniômetro.

A Figura 38 mostra detalhes da medição da distorção final através de goniômetro realizada na superfície inferior da peça soldada.

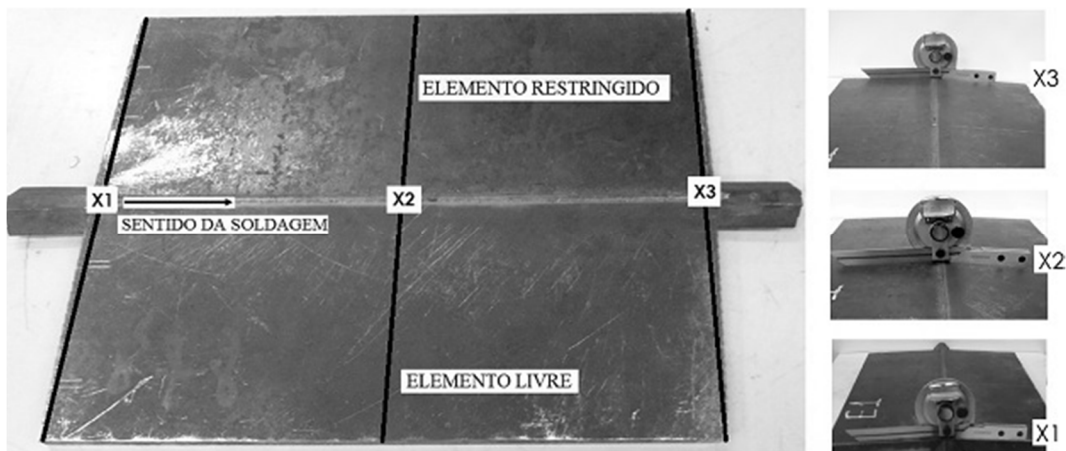


Figura 38 – Detalhes da medição final da distorção angular utilizando goniômetro.

Antes de realizar a medição, os corpos de prova foram esmerilhados para retirar o excesso de penetração na região onde o goniômetro foi posicionado, de modo que as superfícies das duas réguas do goniômetro ficassem em contato uniforme com as duas superfícies das chapas do corpo de prova, conforme Figura 39.



Figura 39 – Posição do goniômetro mostrando o contato regular entre as superfícies das réguas e as superfícies das chapas.

Para as medições realizadas durante a soldagem, posicionou-se o LVDT a uma distância L_e da linha longitudinal da solda, conforme Figura 40, sendo que para permitir medições corretas, apenas restringiu-se a chapa oposta à posição do LVDT. A distorção angular acumulada até o i -ésimo passe ($\beta_{a,i}$) em radianos foi determinada através da Eq. (29), onde L_e é a distância do centro do cordão de solda à posição do LVDT (antes da distorção) e z é a distorção linear acumulada após cada passe (Figura 40). Os valores de L_e foram medidos em cada experimento, mas de maneira geral os valores para os grupos 1, 3, 5 e 6 ficaram entre 120 e 130 mm e para os grupos 2 e 4 entre 95 e 98 mm.

$$\beta_{a,i} = \frac{\pi}{180} \cdot \arctan\left(\frac{z}{L_e}\right) \quad (29)$$

A distorção angular em um i -ésimo (β_i) passe foi determinada através da equação $\beta_i = \beta_{a,i} - \beta_{a,(i-1)}$ onde $\beta_{a,i}$ e $\beta_{a,(i-1)}$ são as distorções angulares acumuladas do passe atual e anterior, respectivamente. Deve-se ressaltar a importância que a medição ao longo dos passes teve nesta investigação, pois a partir desses valores, obteve-se os modelos analíticos

para a previsão das distorções angulares. Dessa forma, cuidados foram tomados quanto ao posicionamento do LVDT no experimento, tais como, o posicionamento da haste do LVDT, o qual deve ser normal à superfície plana da chapa (90 graus) antes de iniciar a solda e a medição correta da distância L_e .

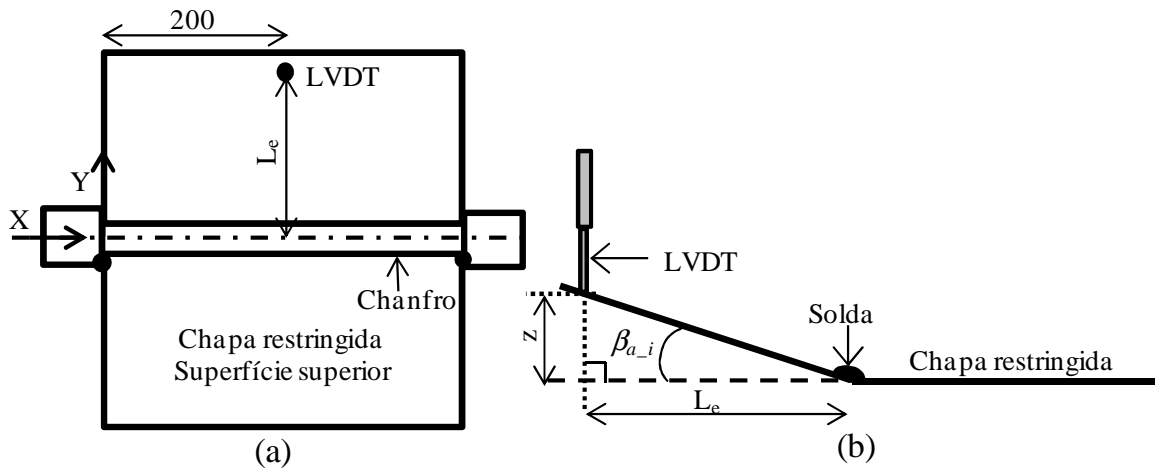


Figura 40 – (a) Posicionamento do LVDT para os corpos de prova dos grupos 1-6 e (b) detalhes geométricos da relação entre o deslocamento linear z e a distorção angular acumulada $\beta_{a,i}$.

O LVDT utilizado para medir as distorções ao longo dos passes possui um deslocamento nominal de 50 mm. O instrumento apresenta respostas lineares para o sinal de tensão entre 0,5 e 10 V. Dessa forma, o instrumento foi calibrado nessa faixa de tensão, com uma amplitude de deslocamento máxima da haste de 50 mm.

A calibração do LVDT foi realizada utilizando uma régua de precisão e com a haste do LVDT estendida, de tal forma que a tensão mínima de 0,5 V coincidia com o zero da escala da régua. Deslocando, então, a haste de 5 em 5 mm e registrando os respectivos valores para a posição e a tensão, obteve-se o gráfico da Figura 41.

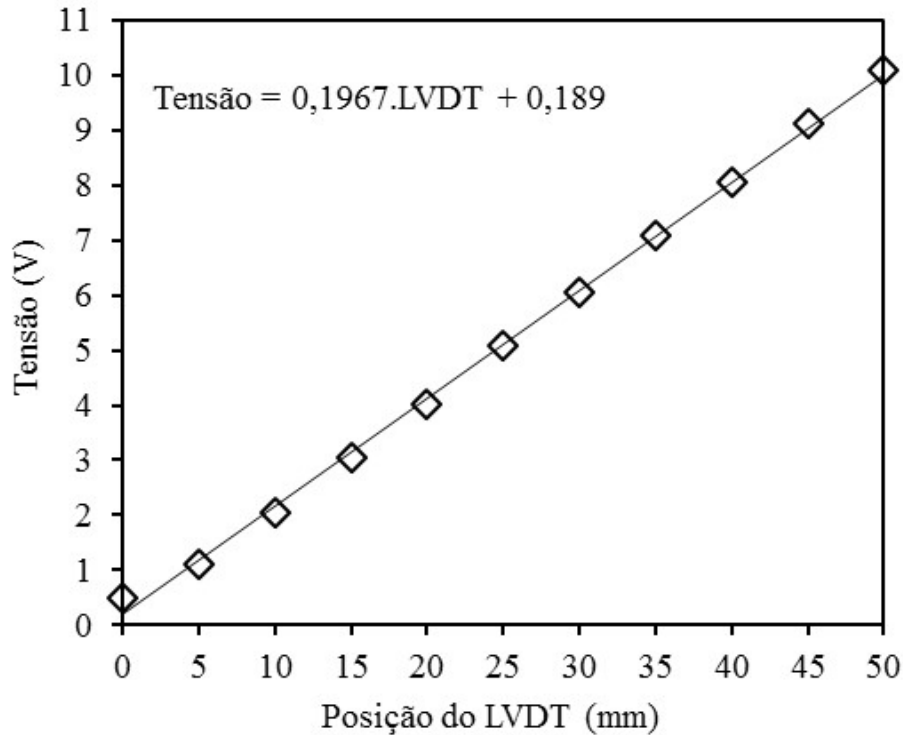


Figura 41 - Curva de calibração do LVDT.

Pode-se observar pela Figura 41 que a relação existente entre a tensão e o deslocamento apresenta comportamento linear, na faixa de tensão entre 0,5 e 10 V, o que já era esperado. Ajustando uma equação linear obtém-se o coeficiente linear $\Delta V/\Delta z=0,1967$ V/mm, onde ΔV representa a variação de tensão elétrica e Δz representa a variação linear do LVDT. Pode-se observar que, caso fosse excluído o ponto inicial (0,5 V; 0 mm), a qualidade do ajuste melhoraria obtendo, assim, um valor de $\Delta V/\Delta z=0,2$ V/mm.

Para determinação das incertezas nas medições, os instrumentos podem ser ensaiados, comparando suas medidas com valores padrões (blocos padrões) e, assim, as incertezas podem ser associadas a esses valores. Dessa forma, usando-se blocos padrões, determinou-se, de forma simplificada, a incerteza nas medições com o LVDT. Por questões de simplificação foram desprezadas as incertezas dos blocos padrões, bem como a influência da temperatura. Utilizando-se de métodos estatístico considerou-se apenas os fatores aleatórios presentes nas medições. Os blocos padrões que foram utilizados possuem as seguintes dimensões em mm: 1,01; 1,05; 1,1; 1,2; 1,3; 1,4; 1,5; 1,6; 1,7; 1,8; 1,9; 2; 3; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10; 20. Foram realizadas 150 medições dentro do domínio em que as medidas estavam presentes durante os experimentos (0 a 30 mm). Inicialmente determinou-se o desvio “ d_i ” de cada medida, resultante da diferença entre o valor medido pelo LVDT (mm)

e o valor da medida do bloco padrão, conforme Eq. (30), onde, (L_{bp}) é a medida de um dado bloco padrão mm (valor esperado); (L_{lvdt-i}) é o valor da medida do bloco padrão medido pelo LVDT e $i=1\dots N$, com $N=150$.

$$d_i = L_{lvdt-i} - L_{bp} \quad (30)$$

Calculando a estimativa do desvio padrão “ S_L ”, através da Eq. (31), obteve-se um valor de 0,035 mm para os desvios das medidas.

$$s(L) = \sqrt{\frac{1}{(N-1)} \sum_{i=1}^n (L_{lvdt-i} - L_{bp})^2} \quad (31)$$

Pela Eq. (29) converteu-se o desvio padrão linear “ S_L ” para radianos “ S_β ”, pois as deformações foram avaliadas nessa unidade. O valor resultante para o desvio padrão angular é de $2,7 \times 10^{-4}$ rad.

3.6.2 Equipamentos para medições dos parâmetros de soldagem

Com o objetivo de determinar os valores da energia de soldagem e o número de passes de cada experimento, os parâmetros de soldagem relativos à tensão, corrente e velocidade de alimentação do arame foram imprescindíveis para realização deste trabalho. Dessa forma, para obter tais parâmetros, utilizou-se o sistema de aquisição SAP - V 4.01, produzido pela empresa IMC Soldagem, conforme Figura 42.



Figura 42 – Sistema de aquisição de parâmetros soldagem (corrente, tensão e velocidade de alimentação de arame) da IMC.

3.6.3 Medições das temperaturas

Para obtenção dos ciclos térmicos utilizou-se termopares do tipo K e tipo S. Os do tipo K foram soldados diretamente na superfície das chapas do metal base, utilizando para tal um banco de capacitores. Os termopares do tipo S foram arpoados diretamente na poça de fusão, durante a soldagem no centro da solda. Utilizaram-se termopares somente nos experimentos dos grupos 1-4 e grupo 7 e 8, pois os dados adquiridos desses termopares seriam suficientes para investigar a relação entre a distorção angular e o comportamento termomecânico.

Nos experimentos dos grupos 1 e 3, utilizou-se termopares apenas na superfície superior e superfícies laterais da chapa livre que sofreu deformação. A Figura 43 mostra o esquema com o posicionamento dos termopares na superfície superior da chapa livre

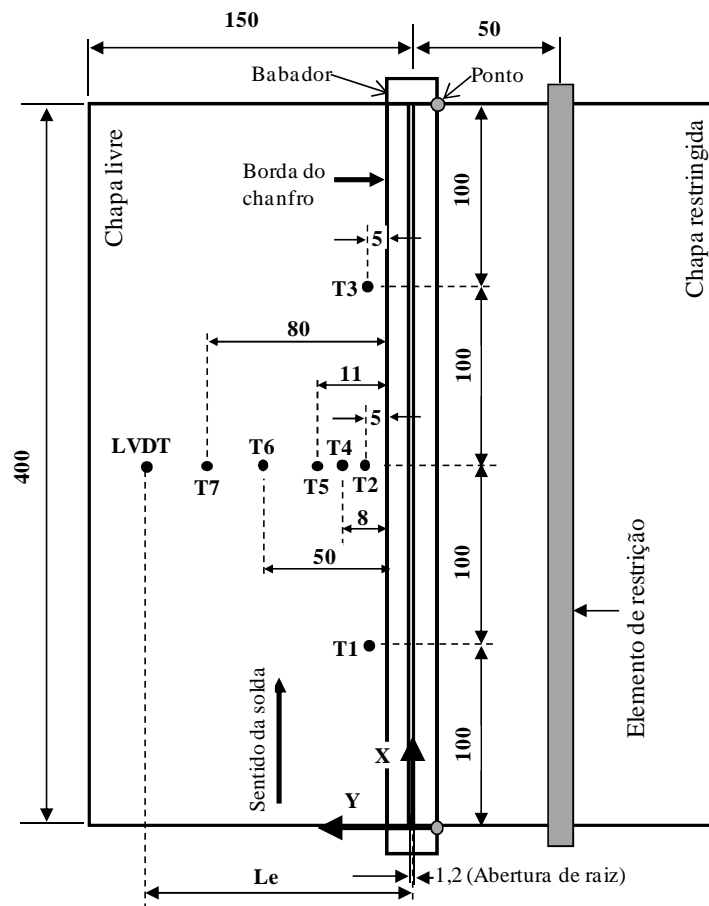


Figura 43 – Posicionamento dos termopares na superfície superior e do LVDT, para os corpos de prova dos experimentos dos grupos 1 e 3 (espessuras de 16 e 19 mm).

Nesses experimentos (grupos 1 e 3), o termopar T6 foi utilizado para controlar a temperatura de interpasse em 50 °C. Além disso, na Figura 43 é possível verificar a posição

do LVDT e outros detalhes do corpo de prova. Observa-se, pela figura, que os três termopares T1, T2 e T3 foram utilizados para adquirir o ciclo térmico no sentido longitudinal à solda, enquanto que os termopares T2, T4, T5, T6 e T7 foram utilizados para obter os dados no sentido transversal à solda.

A Figura 44 mostra o posicionamento dos termopares nos corpos dos grupos 2 e 4, sendo que na Figura 44-(a) é possível verificar a distribuição dos termopares no plano XY, enquanto que na Figura 44-(b), no plano YZ (seção transversal).

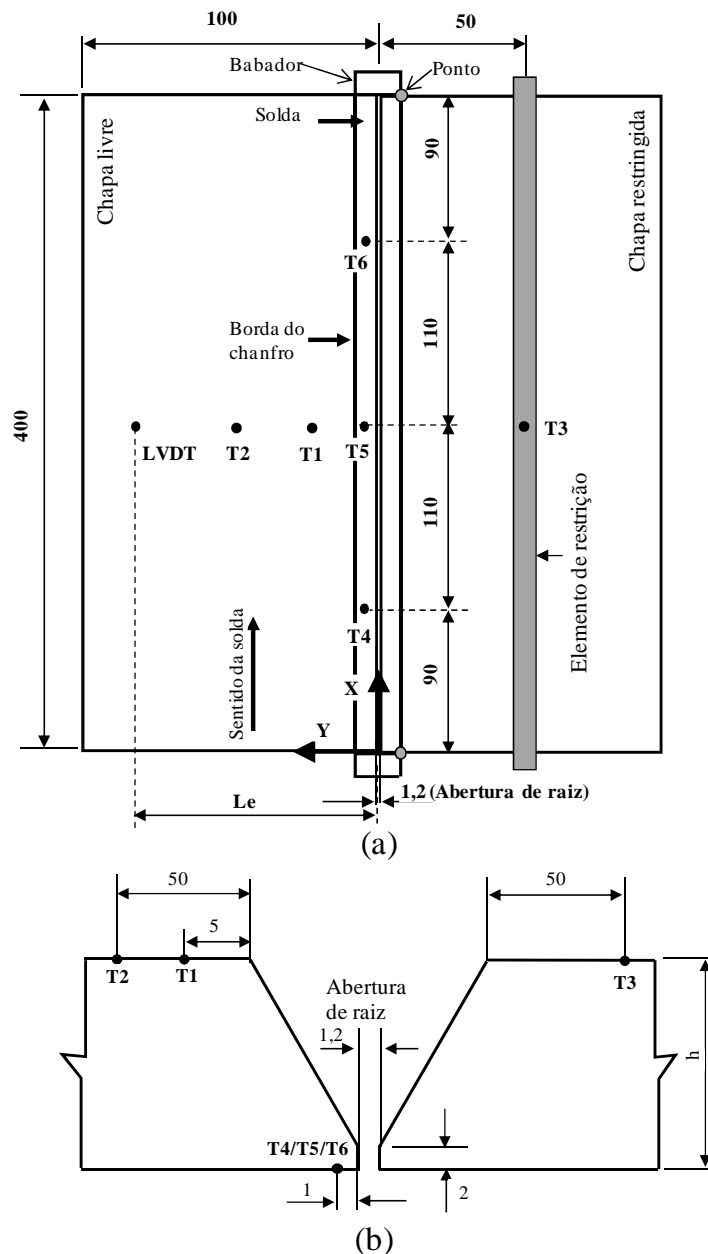


Figura 44 –Termopares nos corpos de prova dos grupos 2 e 4, com T1, T2, T3 posicionados na superfície superior e T4, T5 e T6 na superfície inferior, sendo mostrados no (a) esquema da vista superior no plano XY e no (b) esquema de um corte transversal no plano YZ.

Conforme Figura 44, para os grupos 2 e 4, além da aquisição dos ciclos térmicos na superfície superior, obteve-se na superfície inferior da chapa, na região adjacente à borda da raiz da solda (T4, T5 e T6). A necessidade dos ciclos térmicos na superfície inferior deveu-se à constatação de que a distorção é causada pelos gradientes de temperatura na direção da espessura da chapa, sendo que os gradientes de temperatura foram determinados utilizando os termopares tipo S na poça de fusão e tipo K na superfície inferior. Além disso, nesses grupos, reduziu-se os termopares na superfície superior, excluiu-se os termopares da superfície laterais e inclui-se um termopar na chapa restringida para auxiliar a monitorar a temperatura de interpasse. Os termopares utilizados para monitor a temperatura de interpasse foram T2 e T3. Ambos estão a 50 mm da borda do chanfro, sendo que um foi posicionado na chapa livre e o outro na chapa restringida.

3.6.4 Sistema de aquisição de sinais de temperatura e deslocamento linear

Os sinais de temperatura e deslocamento linear utilizando termopares e LVDT foram obtidos através do sistema de aquisição de dados ADS2000 da Lynx. Este sistema possui 02 módulos com 16 canais para cada módulo. A Figura 45 mostra os detalhes deste sistema, sendo que na Figura 45-(a) é mostrada a interface de comunicação entre o sistema de aquisição e o computador, onde os dados obtidos foram armazenados para posterior análise. Na Figura 45-(b) mostram-se as ligações dos cabos dos sensores nos devidos canais para obtenção dos sinais de termopares e LVDT para os experimentos dos grupos 2 e 4.

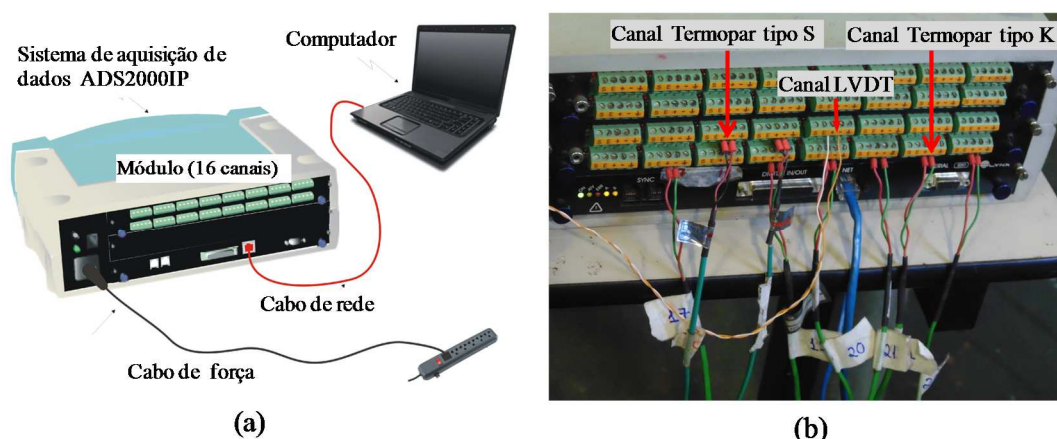


Figura 45 – (a) Esquema do sistema de aquisição de sinais com as devidas ligações e interfaces (Lynx, 2008) e (b) parte posterior dos sistema de aquisição mostrando os dois módulos com os devidos canais, onde foram ligados seis termopares tipo K e dois tipo S, além do LVDT, referente aos experimentos dos grupos 2 e 4.

3.7 Equipamentos Utilizados na Soldagem

Para a soldagem dos corpos de prova pelo processo MAG, utilizou-se a fonte de soldagem Digiplus A7 450, produzido pela empresa IMC Soldagem, conforme Figura 46. Este equipamento possibilita a soldagem de uma grande variedade de processos de soldagem a arco elétrico.



Figura 46 – Fonte de potência utilizada na soldagem (Digiplus A7 450).

A soldagem foi realizada pelo processo automatizado, utilizando o sistema denominado Tartilope V4, fabricado pela SPS (Sistemas e Processos de Soldagem). Este sistema é composto basicamente de quatro módulos principais, sendo eles (Figura 47): manipulador de tocha (a), gabinete de controle (b), interface homem-máquina (c) (tela *touchscreen*) e o controle de posicionamento de tocha (d).

O controle de posicionamento de tocha (Figura 47-d) tem a função de executar o comando para a movimentação rápida da tocha até a posição desejada. Essa movimentação pode ocorrer nos quatro eixos (X, Y, Z e angular) do manipulador de tocha (Figura 47-a), sendo acionado através de oito botões, dois para cada eixo, sendo um para o sentido positivo e outro para o sentido negativo. O eixo X corresponde ao deslocamento linear do manipular da tocha sobre os trilhos. Esse dispositivo possui ainda dois botões que são utilizados

conjuntamente para iniciar o processo de soldagem, um para acionamento do motor do manipulador de tocha na direção do eixo X (eixo de soldagem) e, o outro, para acionamento da fonte de soldagem. Para desabilitar o sistema durante a soldagem, existe um botão de emergência que interrompe a fonte de soldagem e o motor do manipulador de tocha na direção do eixo X.



Figura 47 – Sistema automatizado de soldagem (Tartilope V4), sendo (a) manipulador de tocha, (b) gabinete de controle, (c) interface homem-máquina e (d) controle de posicionamento de tocha (LABSOLDA).

O gabinete de controle (Figura 47-b) possui todas as placas eletrônicas de isolamento, acionamento e controle do conjunto automatizado.

A interface homem-máquina (Figura 47-c) é onde se realiza a programação do movimento do manipulador de tocha, tais como: trajetória (linear ou tecimento), velocidade de soldagem, sentido da soldagem e outros. No caso específico dos corpos de provas que foram soldados, utilizou-se a seguinte programação: trajetória linear, velocidades de soldagem em cm/min, sentido do deslocamento positivo (+) de X e, por fim, finalizou-se a programação. O início da solda deu-se pelo controle de posicionamento de tocha.

3.8 Preparação e Soldagem dos Corpos de Prova

A presente investigação foi realizada no laboratório de soldagem e técnicas conexas (LS&TC). A Figura 48 mostra um dos corpos de prova preparado para ser soldado sob as condições geométricas definidas nesta investigação.



Figura 48 – Corpo de prova preparada para ser soldada (junta a topo).

A preparação e soldagem dos corpos de prova de cada experimento compreenderam basicamente as etapas descritas no fluxograma da Figura 49.

Quando da montagem dos corpos de prova na bancada de testes, o nivelamento e o alinhamento da junta em relação ao deslocamento linear da tocha foram imprescindíveis para obtenção de uma boa penetração no passe de raiz e uma solda regular em relação ao chanfro. Além disso, o nivelamento da peça reduz os erros na medição do deslocamento linear.

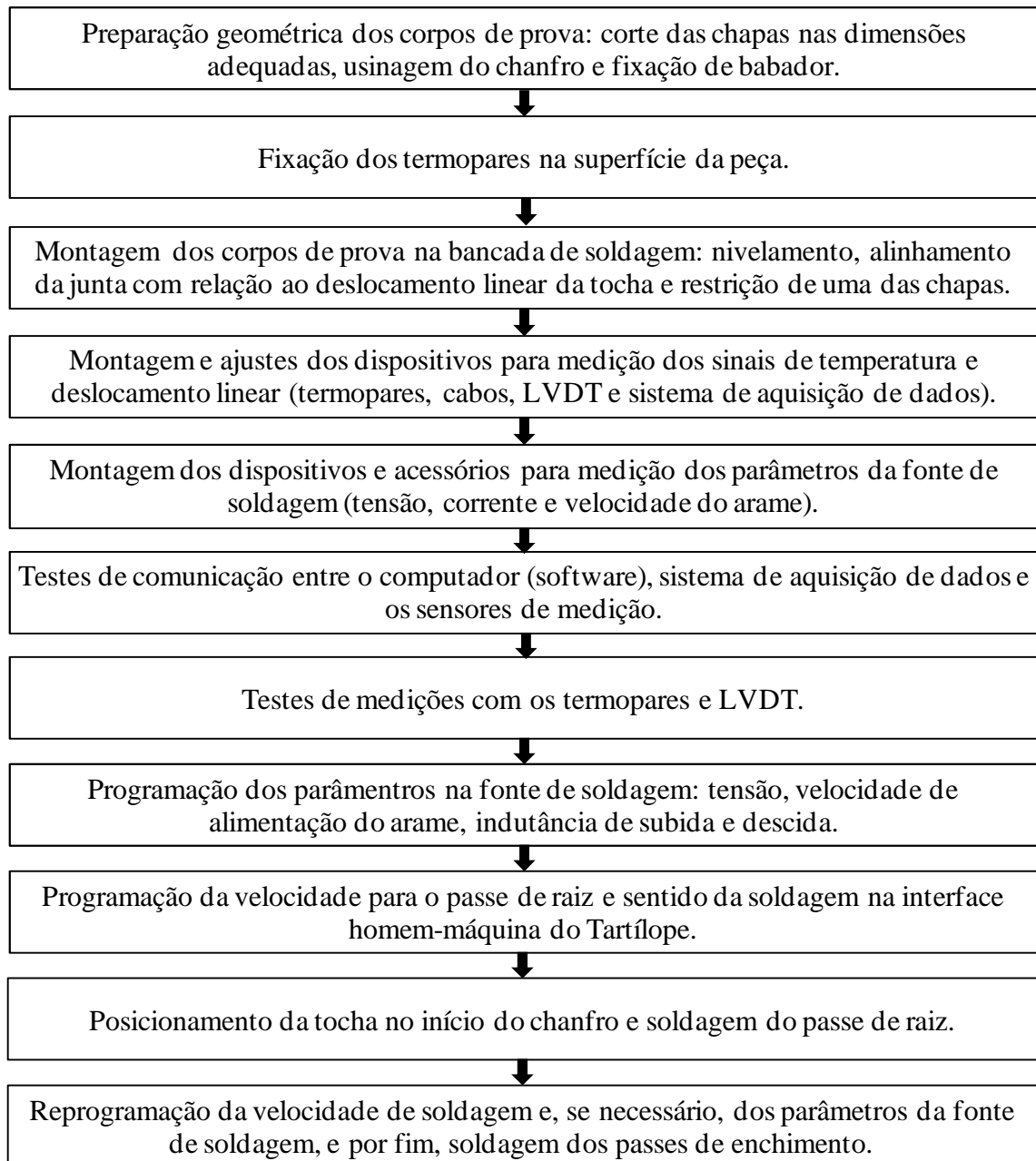


Figura 49 – Sequência adotada na preparação e soldagem dos corpos de prova de cada experimento.

A Figura 50 mostra dois experimentos (corpos de prova), montados e prontos para serem soldados, para as espessuras de 16 e 19 mm (grupos 1-4). Nestes experimentos, pode-se verificar os detalhes da montagem dos corpos de prova.

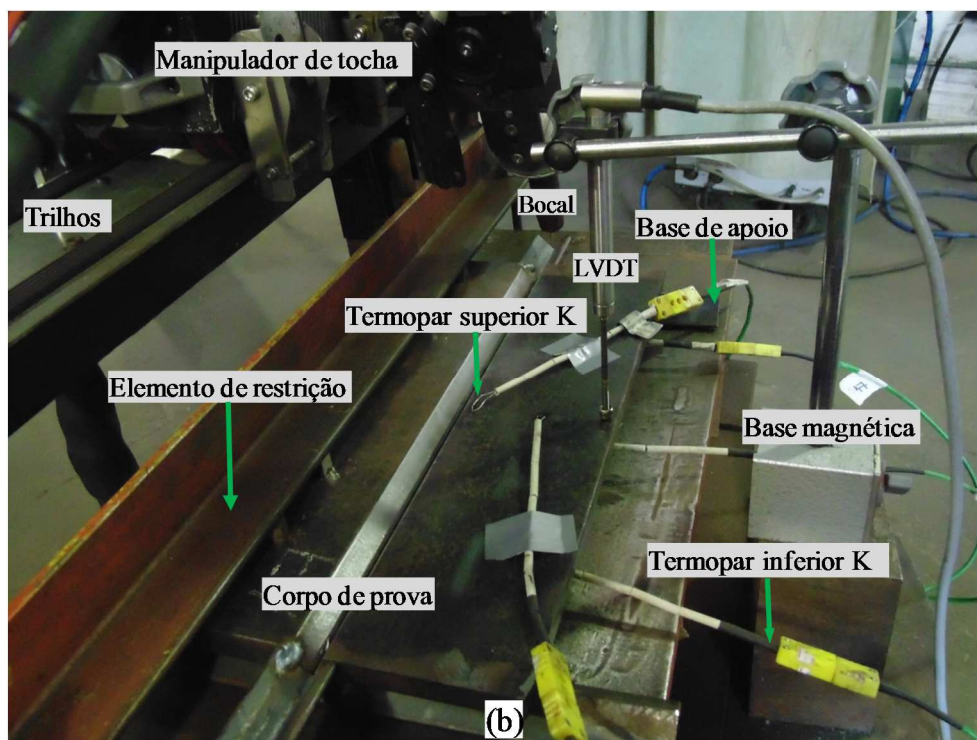
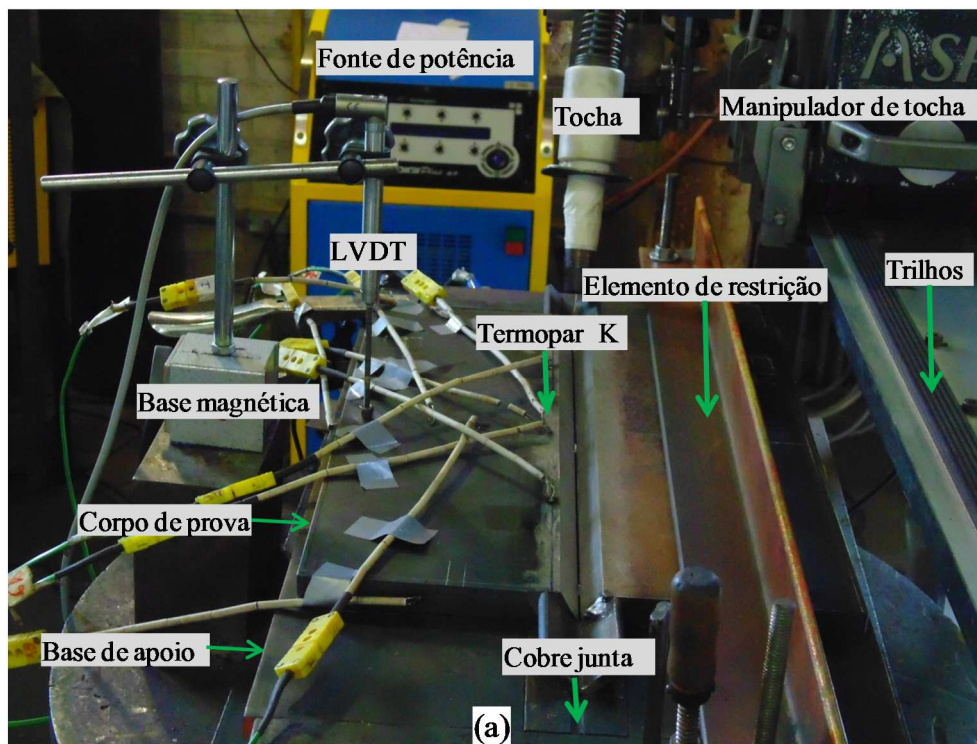


Figura 50 - Detalhes da montagem final dos experimentos, sendo (a) apoiados diretamente sobre a superfície plana da bancada (grupos 1, 3, 5, 6, 7 e 8) e (b) apoiados nas extremidades sobre cantoneiras (grupos 2 e 4).

Na Figura 50-(a), correspondente aos experimentos dos grupos 1 e 3, o corpo de prova apoiou-se diretamente sobre a superfície plana da bancada; enquanto que na Figura

50-(b), correspondente aos experimentos 2 e 4, apoiou-se apenas nas extremidades por duas cantoneiras pela necessidade de preservar os termopares fixados em sua superfície inferior. Por essas figuras, pode-se visualizar o posicionamento dos sensores de medição de temperatura (termopares) e deslocamento linear (LVDT) sobre o corpo de prova. É possível perceber, também, o paralelismo existente entre os trilhos e a linha central da junta, garantindo, dessa forma, o deslocamento linear da ponta do arame sobre a linha central da abertura de raiz, permitindo assim uma penetração completa no passe de raiz e uniformidade da solda.

Para evitar desalinhamentos e desnivelamentos e, conseqüentemente, erros de medidas e soldas irregulares, uma vez a peça posicionada sobre a bancada, ela não mais podia ser movimentada.

Para proteger os termopares posicionados na superfície inferior nos grupos 2 e 4, apoiou-se o corpo de prova nas extremidades através de duas cantoneiras. Dessa forma, para evitar o vazamento da solda, utilizou-se um cobre junta posicionado na abertura de raiz, em uma montagem similar a mostrada na Figura 51.

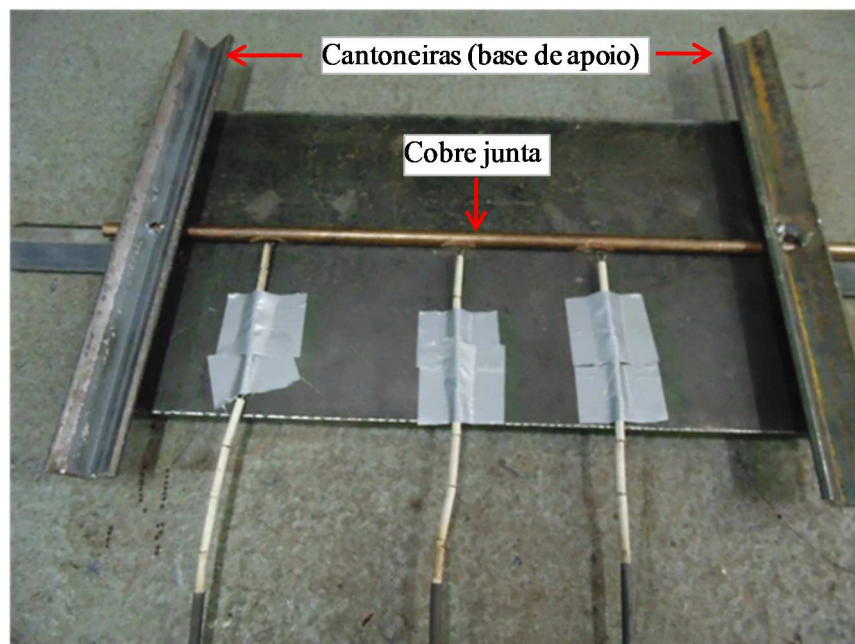


Figura 51 - Detalhes do posicionamento do cobre junta, termopares e das cantoneiras para assentar o corpo de prova sobre a bancada.

A Figura 52 mostra uma visão geral do experimento montado e pronto para ser realizado (soldado), onde se pode verificar: 1) o corpo de prova posicionado sobre a bancada de testes, devidamente instrumentalizado; 2) os dois sistemas de aquisição de sinais; 3) o

equipamento para a soldagem automatizado (Tartílope V4); e 4) a fonte de soldagem com o sistema de alimentação do arame.

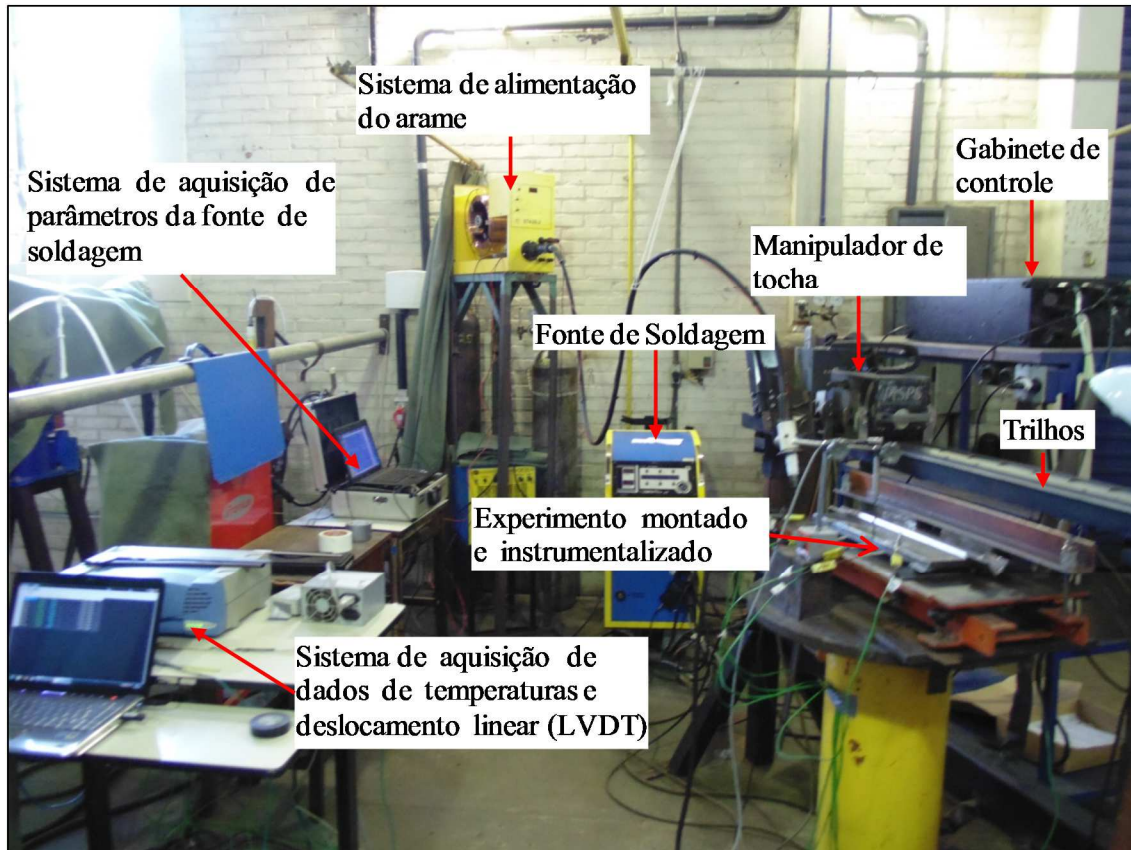


Figura 52 – Visão geral do experimento montado com todos os equipamentos de soldagem e componentes para aquisição de sinais, aguardando a soldagem.

3.9 Sequência de Passes Grupos 2 e 4

Nos experimentos realizados nesta investigação, os passes de solda foram depositados de forma aleatória com relação à seção transversal da junta. A Figura 53 mostra a ordem em que eles foram depositados para o grupo 2, enquanto a Figura 54 mostra para os experimentos do grupo 4. As geometrias dos passes apresentados nessas figuras foram determinadas durante a realização dos experimentos. Em relação à direção longitudinal da solda, todos os passes foram realizados em um único sentido, iniciando em $X=0$ e concluindo em $X=L$, onde L é o comprimento do corpo de prova.

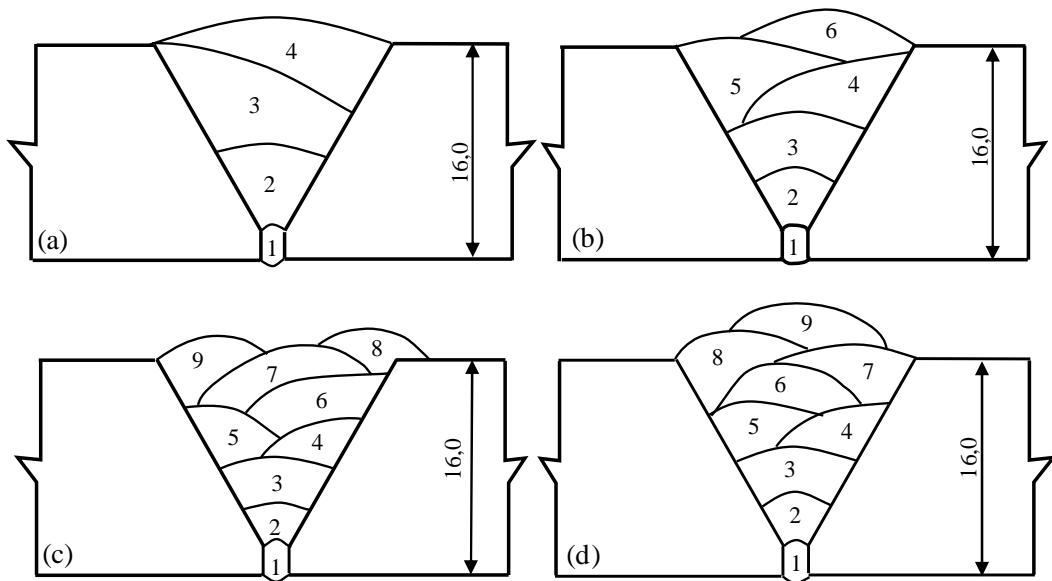


Figura 53 - Sequência dos passes com relação à seção transversal da junta para os experimentos do grupo 2 (16 mm).

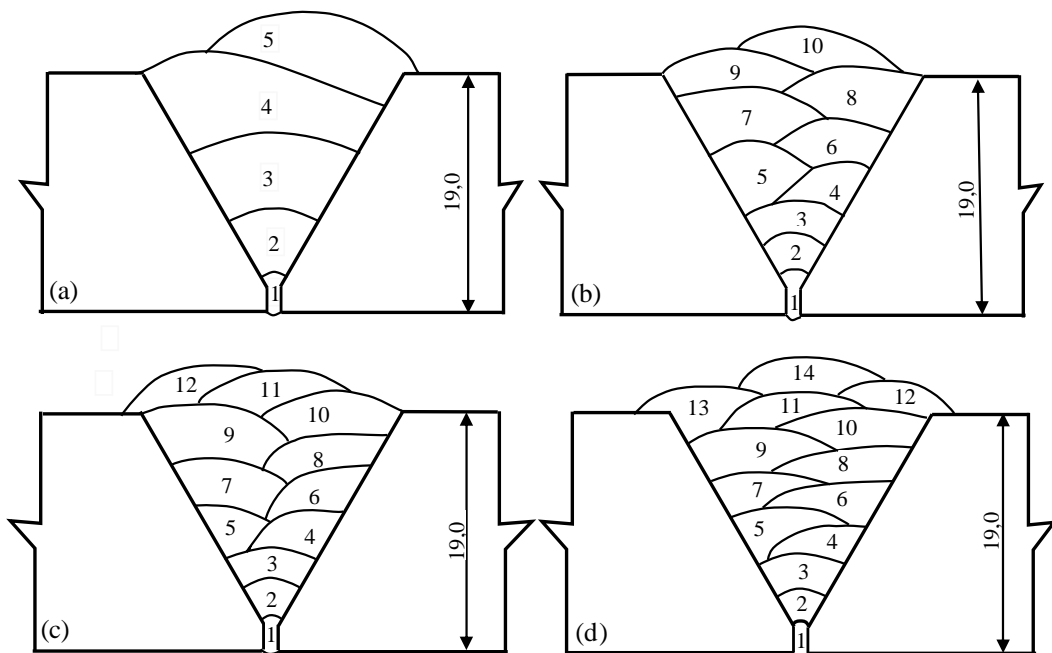


Figura 54 - Sequência dos passes com relação à seção transversal da junta para os experimentos do grupo 4 (19 mm).

CAPITULO IV

ESTRUTURAÇÃO DOS MÉTODOS DE PREVISÃO

Este capítulo teve como objetivo principal mostrar como foram organizados os métodos e modelos analíticos para previsão da distorção angular em juntas soldadas a topo com múltiplos passes, utilizando chapas de espessura de 9,75 mm, 12,75 mm, 16,0 mm e 19,0 mm abordados no CAPÍTULO V e CAPÍTULO VI. Abordou-se o problema de duas formas principais. A primeira, denominada “Abordagem Experimental” (CAPÍTULO V), desenvolvida de evidências experimentais, obtidas a partir das medições das distorções angulares dos experimentos realizados. A segunda, denominada “Abordagem Analítica” (CAPÍTULO VI), baseou-se em uma equação analítica disponível na literatura e por experimentos que foram utilizados para sua validação.

Na abordagem experimental, desenvolvida no capítulo V, modelos analíticos foram obtidos diretamente de investigações realizadas sobre os resultados experimentais, sendo essa abordagem realizada em duas fases (Fase 1 e Fase 2), conforme fluxograma mostrado na Figura 55.

Na fase 1 da abordagem experimental reuniu-se os experimentos em quatro grupos principais. Em cada grupo, quatro energias de soldagem foram testadas utilizando chapas com espessuras de 16 mm, para os grupos 1 e 2 e 19 mm para os grupos 3 e 4. A partir do comportamento da distorção angular observado ao longo dos passes, um modelo analítico relacionando a distorção angular com a energia de soldagem foi obtido para cada grupo (espessura), sendo esse denominado modelo B. Os resultados dessa primeira fase serviram de base para os demais modelos desenvolvidos na fase 2 da abordagem experimental.

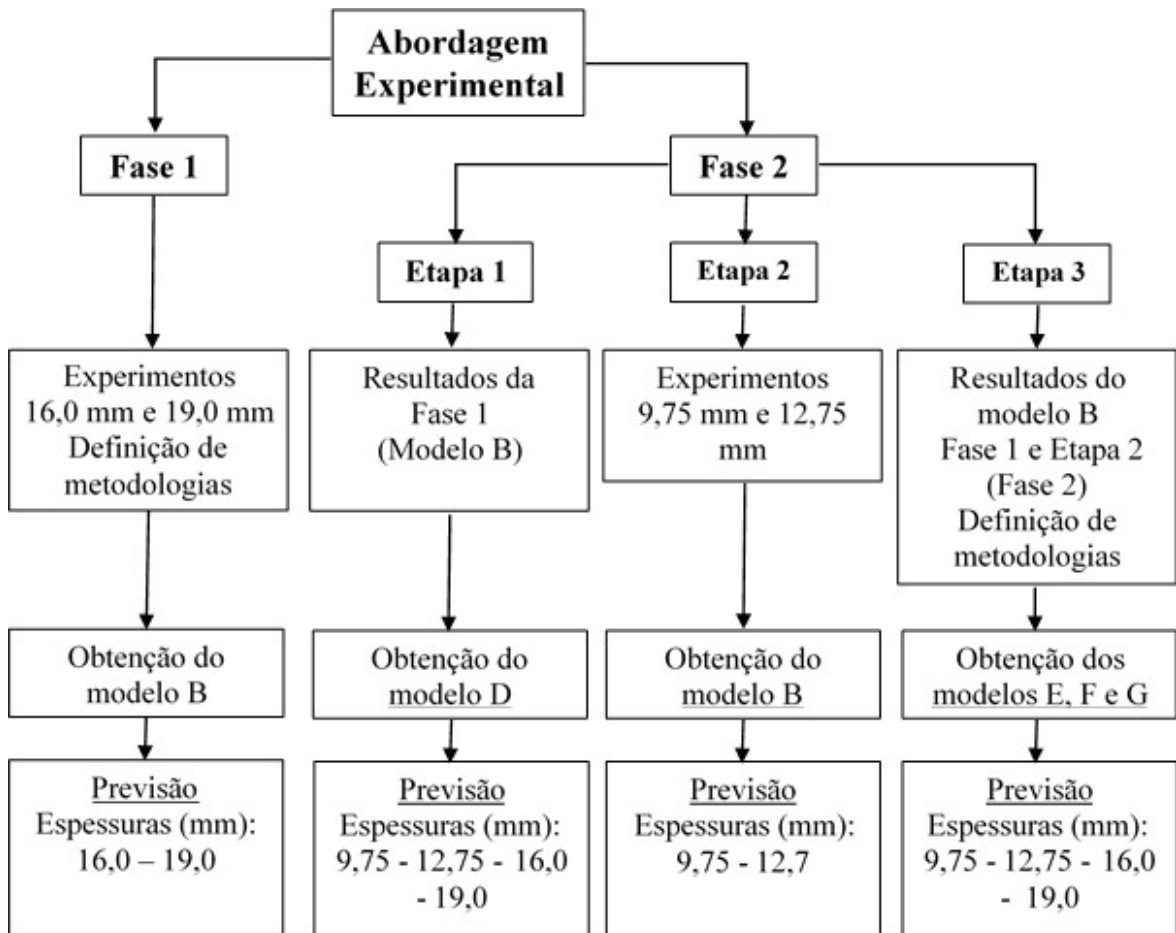


Figura 55 – Fluxograma da abordagem experimental para previsão da distorção angular.

A fase 2 da abordagem experimental, desenvolvida no CAPÍTULO V, foi dividida em três etapas (Figura 55). Na etapa 1, empregaram-se os resultados obtidos da fase 1, obtendo, assim, o modelo D. O propósito do modelo D é extrapolar a previsão para as espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm, além das espessuras de 16,0 e 19,0 mm.

Na fase 2 da etapa 2, realizaram-se experimentos em chapas de espessuras de 9,75 e 12,75 mm (Grupos 5 e 6), onde aplicou-se a mesma metodologia desenvolvida na fase 1, obtendo-se assim, o modelo B para essas duas espessuras. Os resultados obtidos nessa etapa (etapa 2) juntamente com os da fase 1 foram utilizados com dois objetivos principais: validação do modelo D e desenvolvimento dos modelos E, F e G.

Por fim, na etapa 3 da fase, desenvolveu-se os modelos analíticos com base nos resultados obtidos na fase 1 e etapa 2 da fase 2. Assim, os modelos desenvolvidos podem ser utilizados para prever a distorção com base em duas variáveis, sendo uma delas, a energia de soldagem e a outra, a espessura da chapa ou área da seção transversal do chanfro. Além dos três modelos desenvolvidos na etapa 3, propôs-se um quarto modelo, no qual considerou-

se também o efeito do ângulo do chanfro, além do efeito da energia de soldagem e área da seção transversal do chanfro (espessura da chapa).

Com relação à previsão da distorção angular utilizando a “Abordagem Analítica”, empregou-se uma equação disponível na literatura. Nessa equação, a distorção angular depende somente do parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 sendo E , a energia de soldagem e h_i , a espessura acumulada da solda. A Figura 56 mostra o fluxograma com as etapas da abordagem proposta, a qual será descrita no CAPÍTULO VI. A metodologia desenvolvida nessa seção possibilitou que uma equação analítica desenvolvida inicialmente para ser aplicada na previsão da distorção angular na soldagem “*bead on plate*” fosse modificada para aplicação em junta a topo com chanfro e multipasse. A metodologia proposta foi avaliada em diferentes energias de soldagem, espessuras e ângulos de chanfro. Para avaliar as espessuras e energias de soldagens, utilizou-se os experimentos dos grupos 1-4 (espessura de 16 e 19 mm) e grupo 7 (espessura de 9,75 mm), enquanto que para o ângulo de chanfro, utilizou-se os experimentos do grupo 8 (espessura de 9,75 mm). Nos grupos 1-4, além da distorção angular final, avaliou-se também a distorção angular ao longo dos passes.

Com base na abordagem analítica, na seção 6.5 avaliou-se também a relação existente entre o parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 e o campo de temperaturas medida na raiz da solda. Através dessa análise foi possível relacionar a equação analítica com a temperatura máxima. Assim, pode-se prever a distorção angular em função dessa temperatura máxima.

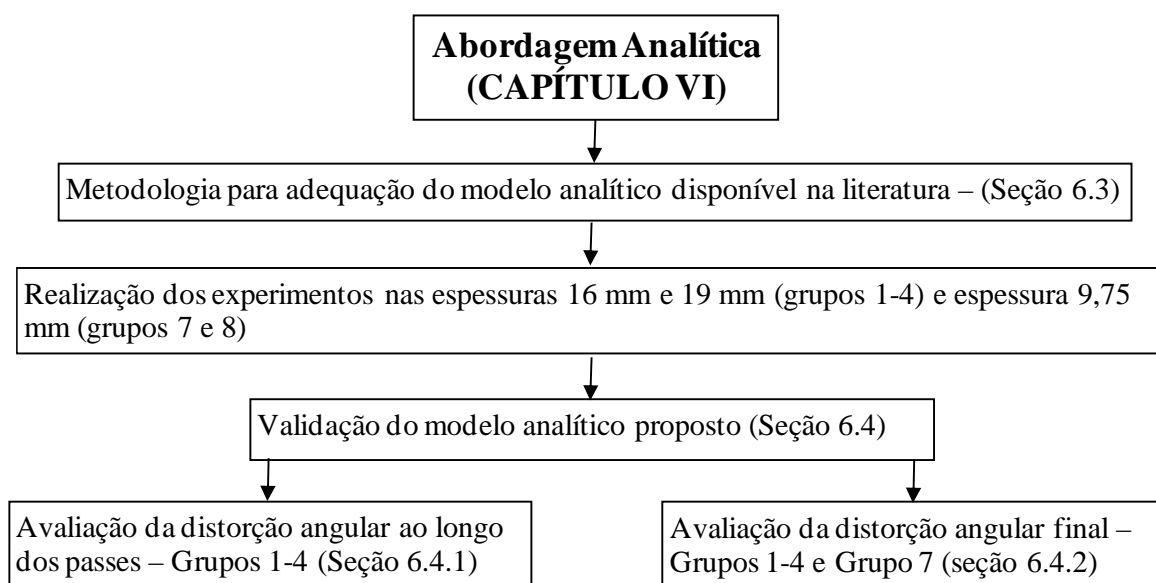


Figura 56 – Fluxograma da abordagem analítica para previsão da distorção angular.

CAPITULO V

MODELOS ANALÍTICOS COM BASE EM EVIDÊNCIAS EXPERIMENTAIS

5.1 Introdução

Nesta seção, apresentou-se e analisou-se os resultados das distorções angulares medidas ao longo dos passes referentes aos experimentos realizados. Além disso, com base nesses resultados, desenvolveu-se modelos analíticos para previsão da distorção angular. O desenvolvimento do trabalho segue o fluxograma indicado na Figura 55, sendo que a Fase 1 foi abordada na seção 5.2 e a Fase 2 na seção 5.3.

5.2 Modelos Analíticos Originados do Comportamento da Distorção Angular ao Longo dos Passes

Nesta seção desenvolveu-se os estudos relativos à Fase 1 da “Abordagem Analítica”, a qual foi dissertada seguindo a sequência do fluxograma da Figura 57. A partir dessa abordagem, três modelos analíticos (A, B e C) foram obtidos e, após avaliação, definiu-se o modelo B como sendo o mais adequado para previsão da distorção angular (seção 5.2.2). Com base nesse modelo, uma metodologia foi desenvolvida com o objetivo de aplicá-lo em outras condições de soldagem. Além disso, essa metodologia serviu de base para os demais modelos da abordagem analítica desenvolvidos na fase 2 (seção 5.3).

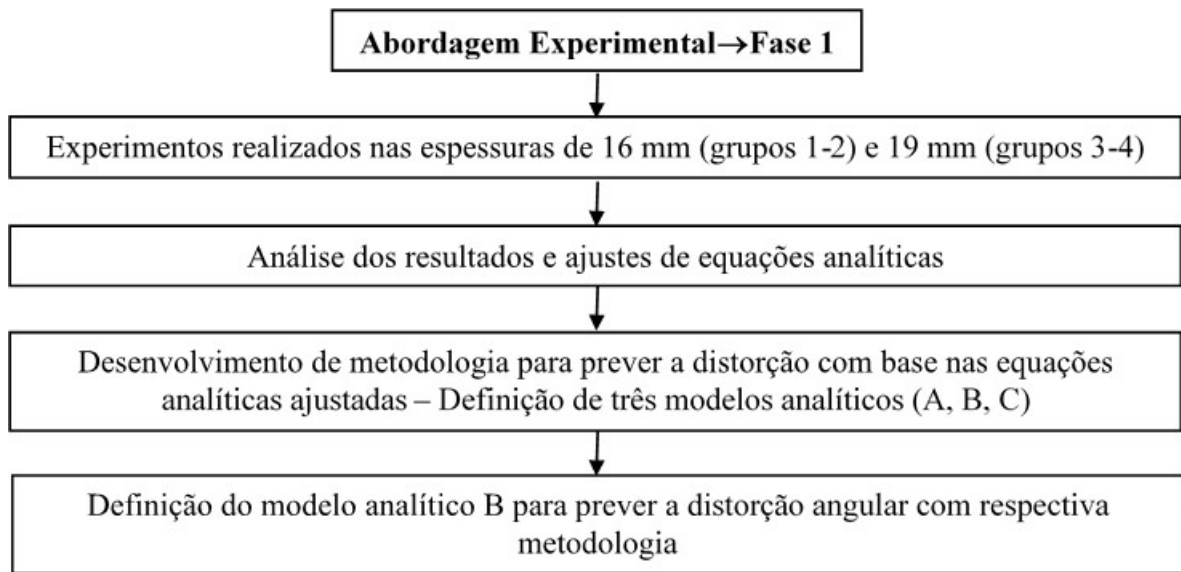
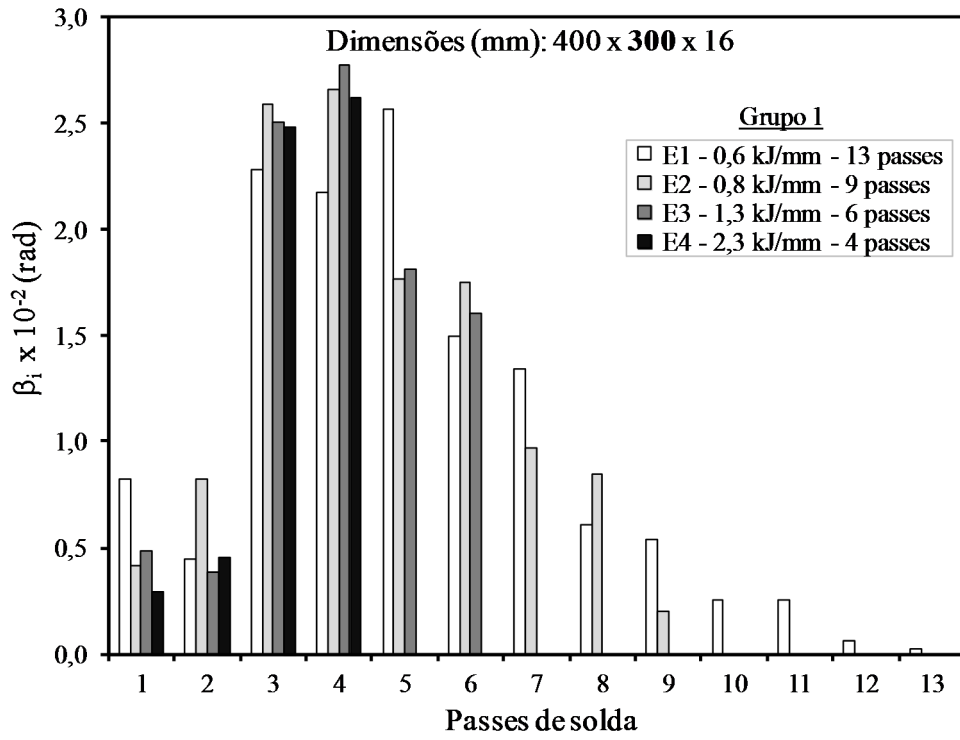


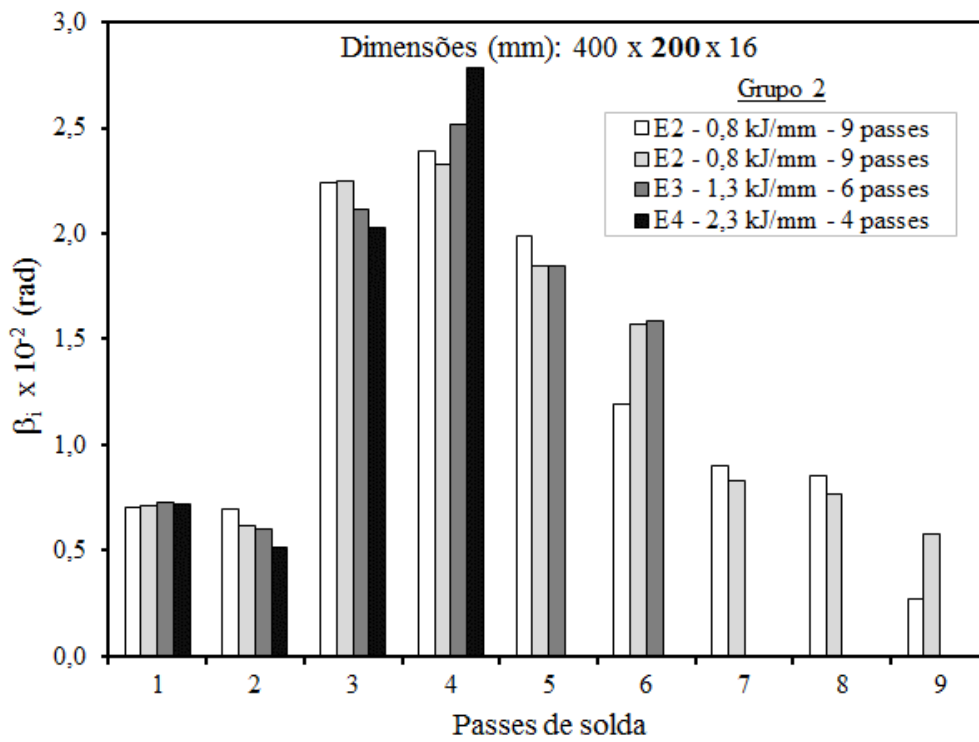
Figura 57 – Fluxograma relativo à Fase 1 da abordagem experimental a fim de definir a metodologia para previsão da distorção angular através do modelo B.

5.2.1 Análise dos resultados experimentais e ajustes de relações analíticas da distorção angular em chapas de espessuras de 16 e 19 mm

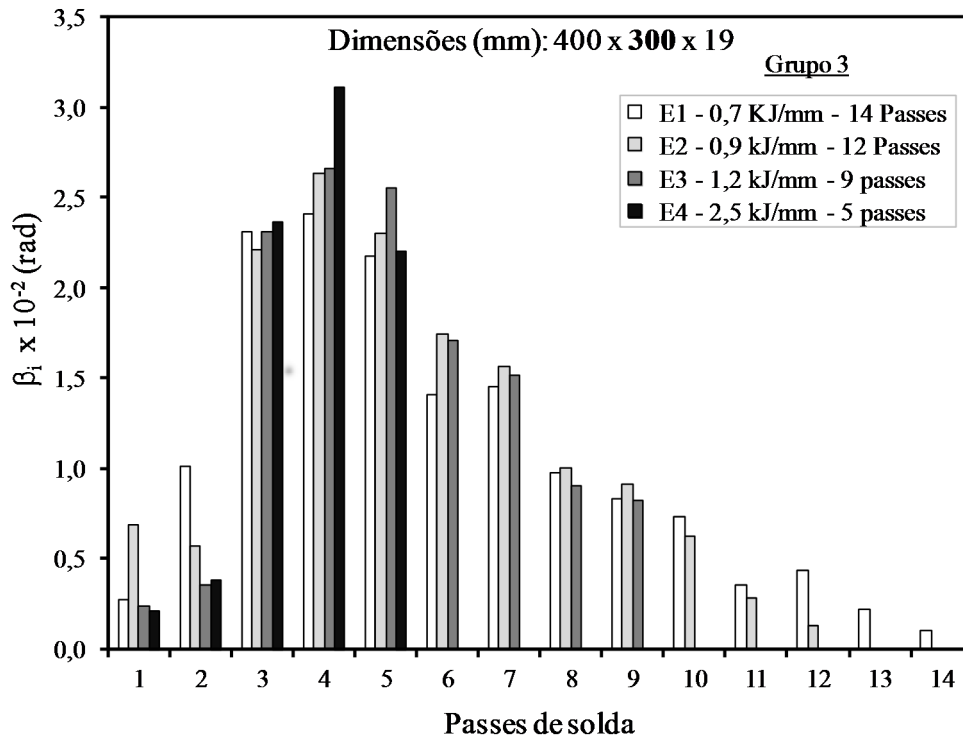
Esta seção apresenta os resultados da deformação angular em função da ordem sequencial dos passes e energia de soldagem ($\beta_i = f(i, E)$) para os experimentos dos grupos 1 a 4 (Figura 58), onde β_i é a deformação angular individual no i -ésimo passe e E é a energia de soldagem nominal.



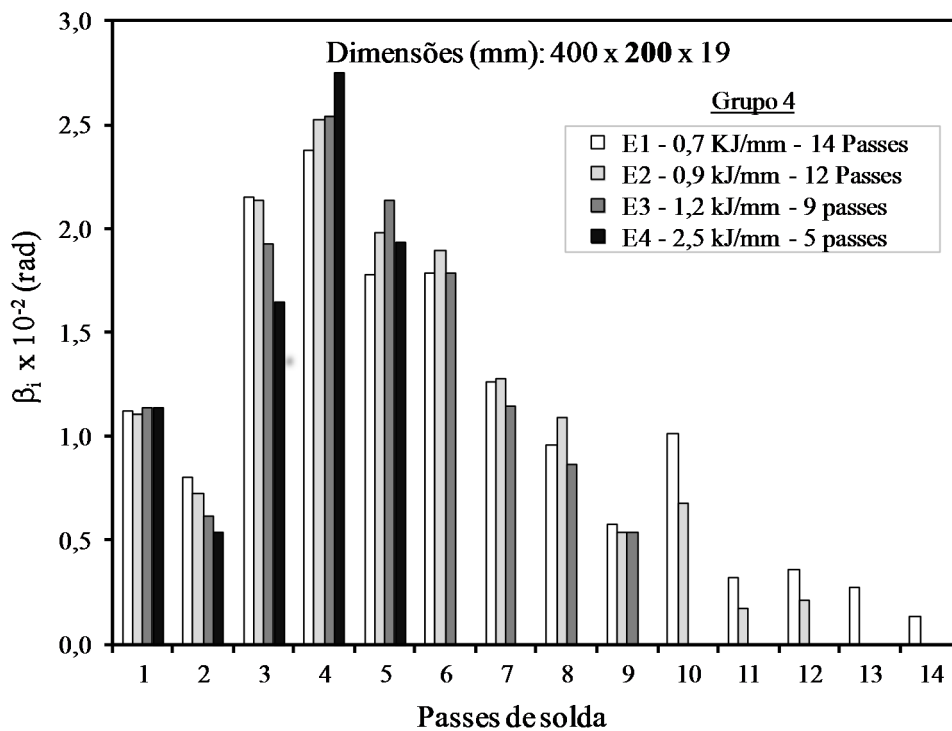
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 58 – Comportamento da distorção angular individual em função dos passes de solda realizados e das energias de soldagem $\beta_i=f(i, \beta)$ para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo 4.

Considerando os gráficos da Figura 58 (grupos 1-4), pode-se observar que as distorções angulares apresentaram comportamento similar. Este fenômeno provavelmente está relacionado ao aumento gradual da espessura da solda à medida que os passes foram depositados, causando mudanças no campo de temperaturas transientes, gradientes de temperatura e alteração na resistência mecânica do material.

Embora a resistência à deformação seja baixa nos dois passes iniciais, a distorção angular (β_i) apresentou baixa magnitude e valores aproximadamente iguais em um dado passe. É possível que esse fenômeno esteja relacionado com os baixos gradientes de temperatura na direção da espessura da chapa (solda). A baixa resistência à deformação está relacionada com a menor espessura da solda e com a baixa resistência mecânica do material. As variações das distorções angulares verificadas em um dado passe podem ser consideradas como fatores aleatórios do processo.

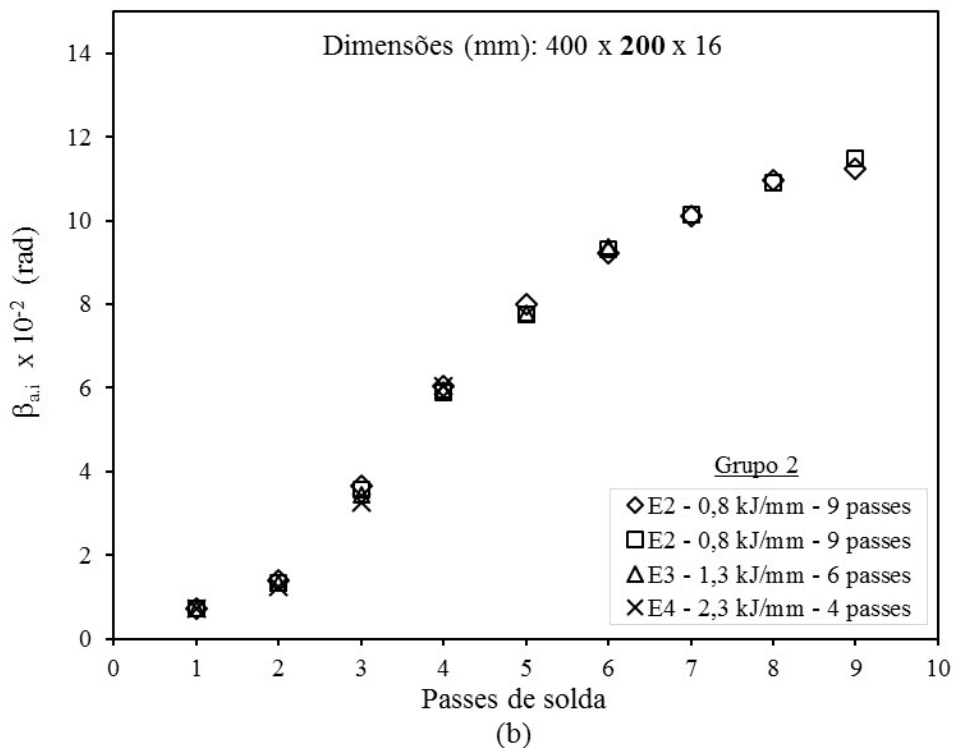
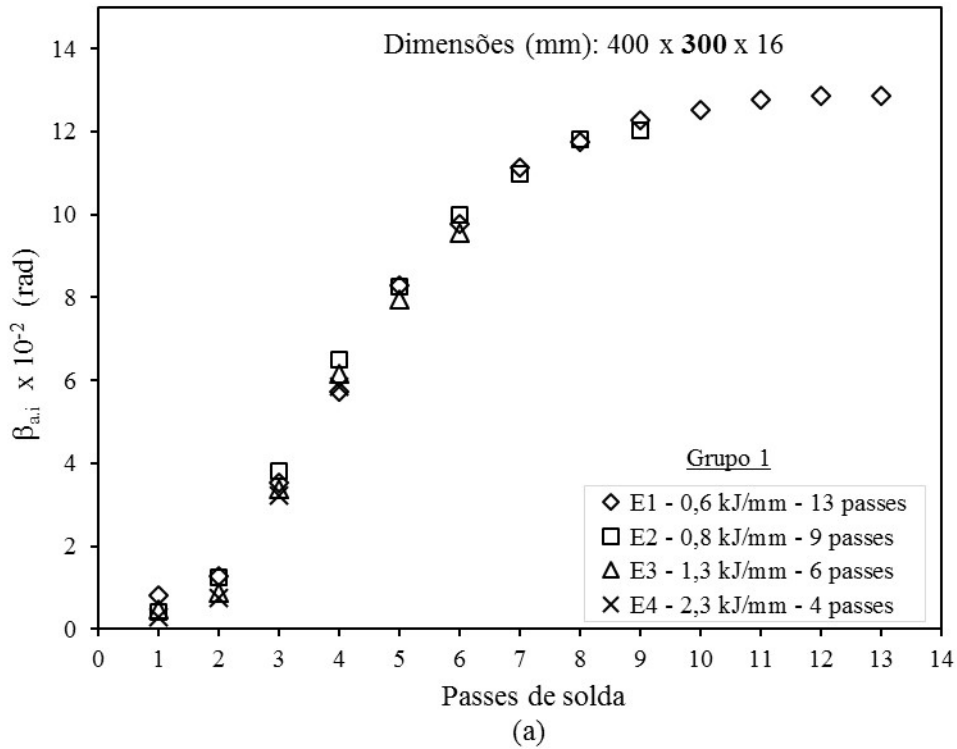
Um aumento significativo da distorção angular ocorreu no terceiro, quarto e quinto passes em relação aos dois passes iniciais (primeiro e segundo passe). Provavelmente esse aumento esteja associado ao aumento dos gradientes de temperatura na direção da espessura da chapa e com a baixa resistência mecânica do material devido às elevadas temperaturas na superfície inferior da chapa na raiz da solda. A relação dos gradientes de temperatura com a distorção será discutida detalhadamente no CAPÍTULO VII. A máxima distorção angular ocorreu predominantemente no quarto passe, com exceção do experimento E1 do grupo 1 que ocorreu no passe 5.

A partir do quinto passe, a distorção angular (β_i) decresceu progressivamente, reduzindo-se a valores insignificantes nos experimentos com elevado número de passes (baixa energia de soldagem). Esse fenômeno provavelmente esteja relacionado ao aumento gradual da espessura da solda que, por consequência, reduz a temperatura média na direção da espessura da chapa (solda), aumentando, assim, a resistência mecânica do material. Os efeitos combinados do aumento progressivo da espessura e da resistência mecânica do material aumentam a resistência à deformação à medida que os passes de solda são realizados (aumento gradual na rigidez e na resistência).

Conforme verifica-se através da Figura 58, a distorção angular, em qualquer passe analisado, apresentou aproximadamente o mesmo valor, independentemente da energia de soldagem utilizada no experimento. As variações nas distorções que ocorreram em um passe qualquer podem ser consideradas simplesmente erros aleatórios, inerentes ao processo experimental. Este fenômeno ocorreu nos quatro grupos e é possível que sua causa esteja

relacionada com o fato de que a razão entre as forças de contração e a resistência à deformação permanecem constante em um dado passe para as quatro energias utilizada.

Prosseguindo com a análise relativa aos grupos 1 a 4, na Figura 59 apresentou-se a distorção angular acumulada ($\beta_{a,i}$) em função dos passes realizados (i) e a energia de soldagem (E), ou seja, $\beta_{a,i}=f(i,E)$.



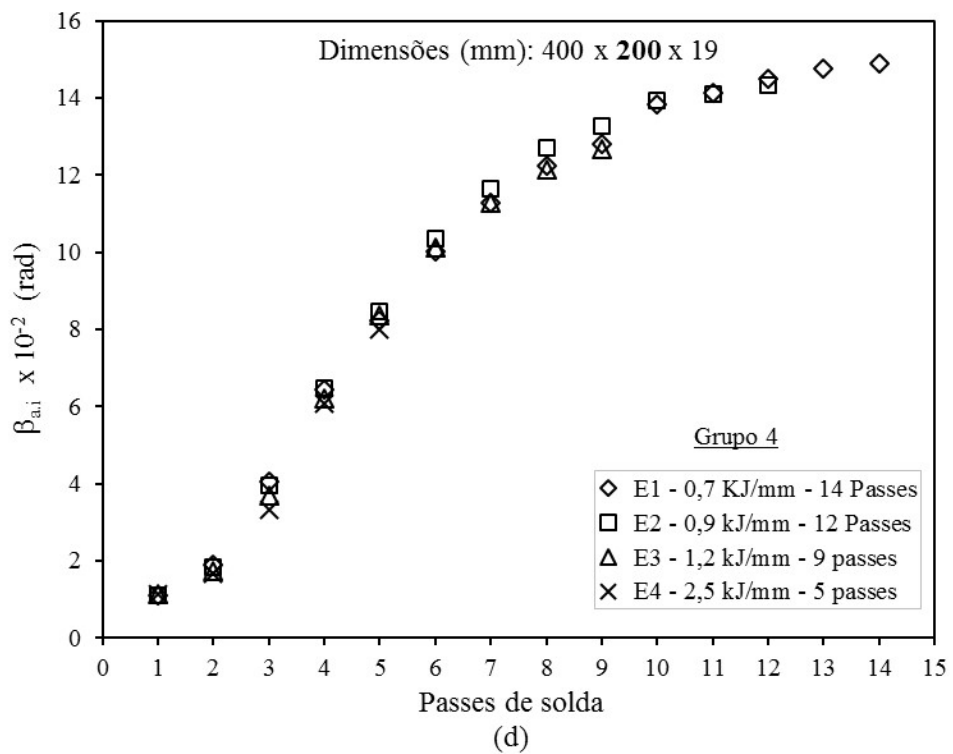
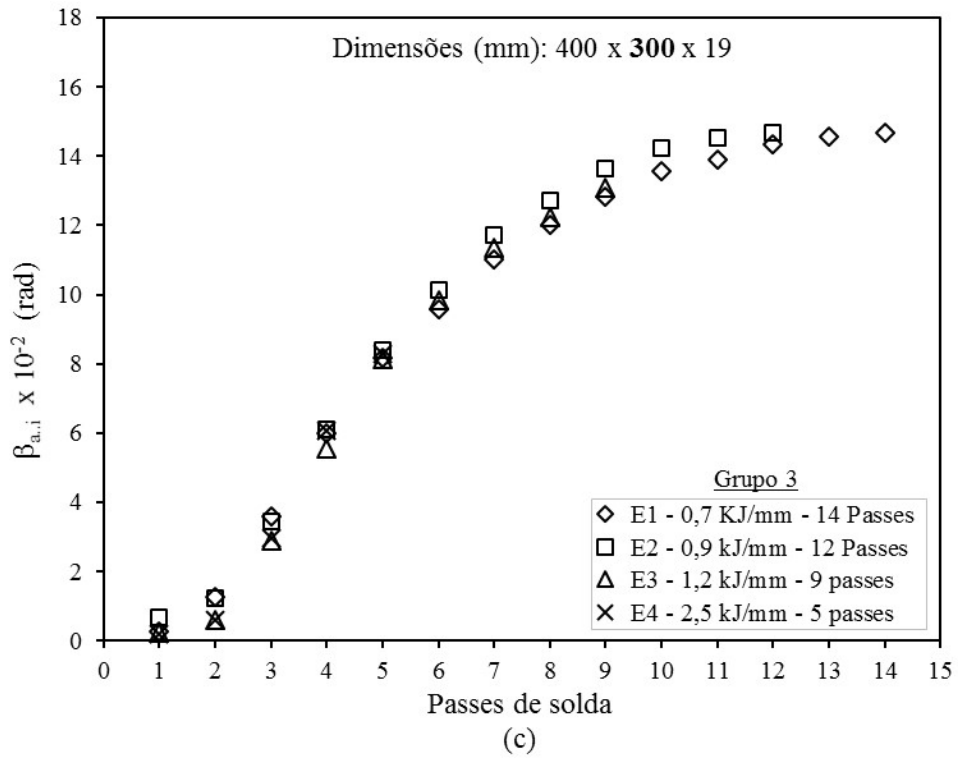


Figura 59 – Comportamento da distorção angular acumulada em função dos passes de solda e das energias de soldagem $\beta_{a,i}=f(i, E)$ para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo 4.

Visto que a distorção angular em um passe qualquer da sequência (β_i) apresentou aproximadamente a mesma magnitude, independentemente da energia de soldagem, assim também ocorreu com a distorção angular acumulada ($\beta_{a.i}$). Novamente, as variações nas distorções acumuladas que ocorreram em um passe qualquer (i), conforme constatadas na Figura 59, podem ser consideradas como fatores aleatórios. Dessa forma, pode-se verificar, através da Figura 59, que as curvas representando a distorção angular têm o mesmo comportamento ao longo dos passes (mesma curva de tendência). Esse comportamento observado foi utilizado para desenvolvimento de uma metodologia para prever a distorção angular.

5.2.1.1 Média da distorção angular ao longo dos passes relativa às quatro energias de soldagem em cada grupo

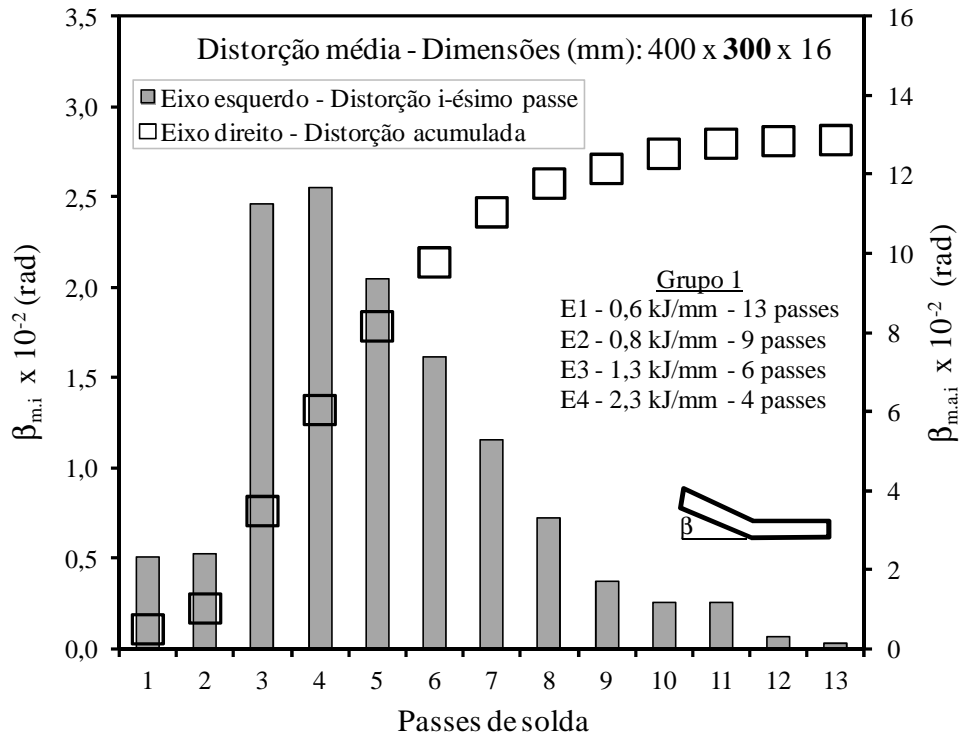
Uma vez que as distorções angulares (β_i e $\beta_{a.i}$) apresentaram valores aproximadamente iguais em um certo passe (i) da sequência, independentemente da energia de soldagem, o comportamento da distorção angular pode ser avaliado usando seus valores médios. Portanto, a média da distorção angular para o i -ésimo passe ($\beta_{m.i}$), bem como a média da distorção acumulada até o i -ésimo passe ($\beta_{m.a.i}$), podem ser determinadas pelas Eqs (32) e (33). Deve-se ressaltar que, para os últimos passes do experimento com a menor energia de soldagem de cada grupo, os valores da distorção média coincidem com os valores do experimento.

$$\beta_{m.i} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \beta_{i,j} \quad (32)$$

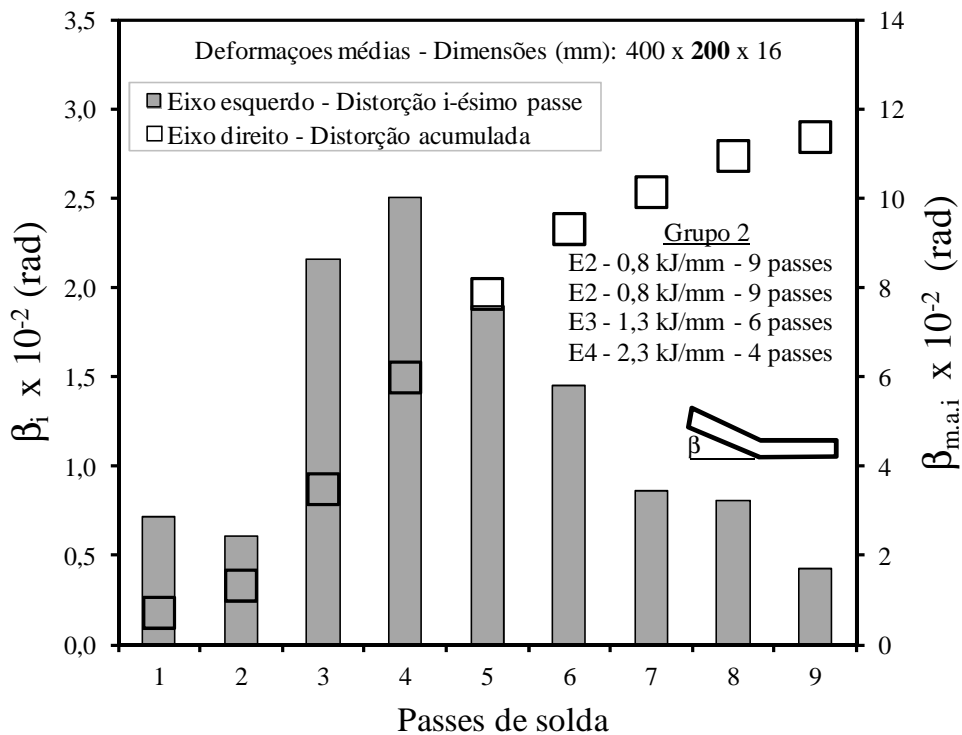
$$\beta_{m.a.i} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n \beta_{a.i} \quad (33)$$

Onde $i=[1, 2, \dots, N_p]$, sendo N_p o número total de passes para o experimento com a menor energia de soldagem do grupo analisado; $j=[1, 2, \dots, n]$ e n é o número de energias de soldagem no i -ésimo passe analisado. Assim, representando graficamente o comportamento da distorção angular média em função da sequência dos passes, obteve-se os gráficos da Figura 60. A distorção média individual em cada passe ($\beta_{m.i}$) foi representada por meio de

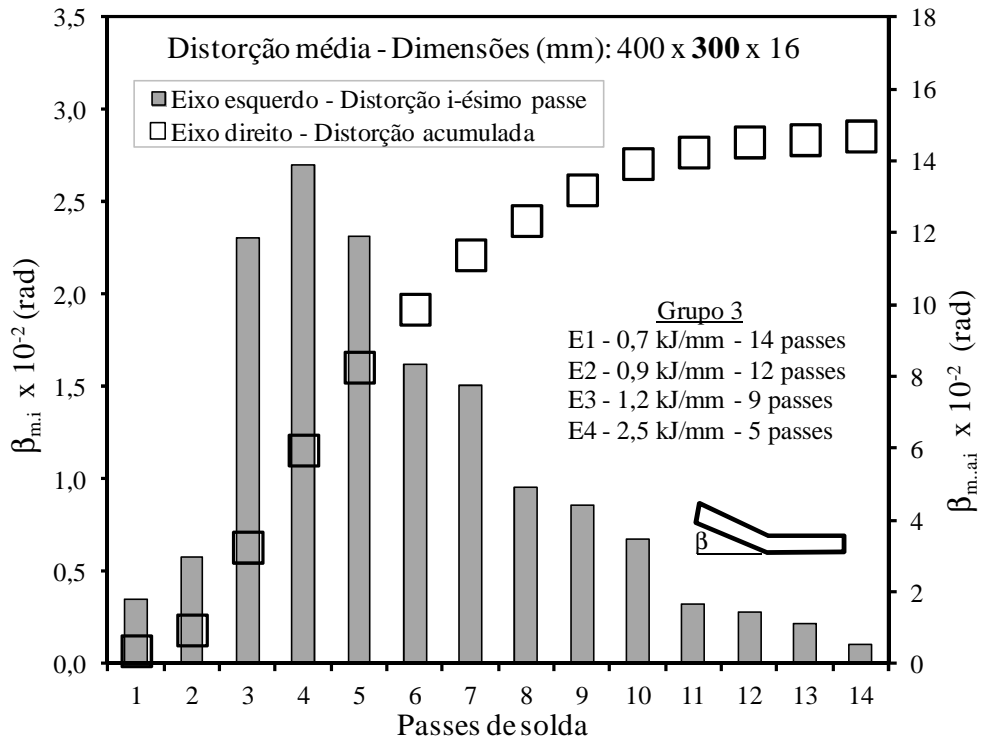
barras (eixo esquerdo) e a deformação angular média acumulada ($\beta_{m.a.i}$) por meio de marcadores (eixo direito), onde os índices m e a representam os valores médios e acumulados da deformação, respectivamente.



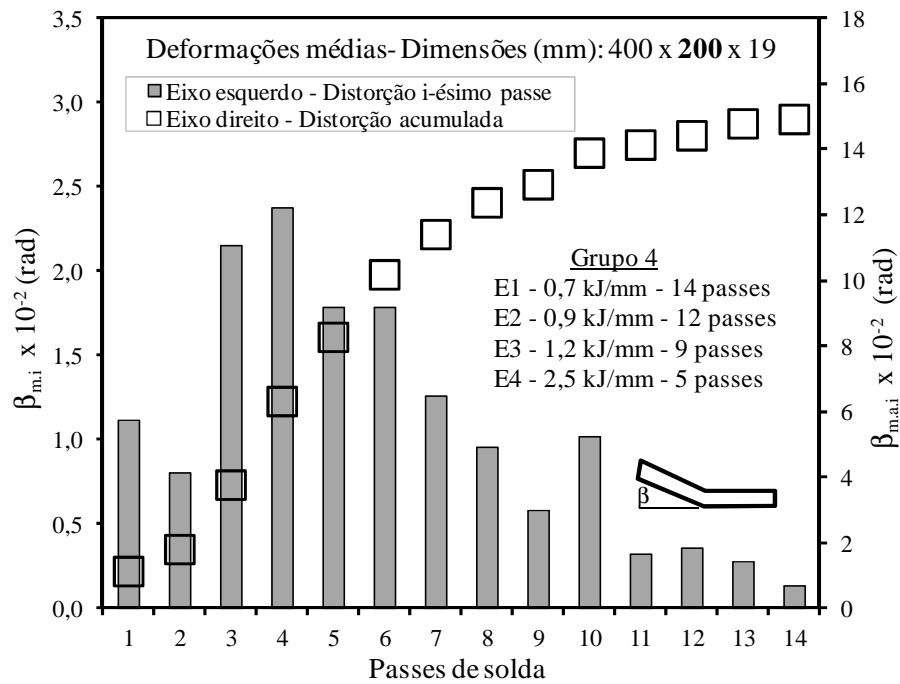
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 60 – Média da distorção angular em função da sequência dos passes de solda, para (a) grupo 1, (b) grupo 2, (c) grupo 3 e (d) grupo (4).

A fim de utilizar os resultados dos gráficos da Figura 60 no desenvolvimento de uma metodologia para prever a distorção angular, ajustou-se uma expressão analítica que melhor representa o comportamento da deformação angular média acumulada ($\beta_{m.a.i}$) em função dos passes de solda realizados (i). Por conveniência, na equação ajustada, fez-se $i=N$ e $\beta_{m.a.i}=\beta_{g.m}$. Assim, a relação funcional assume a seguinte forma: $\beta_{g.m}=f(N)$, onde N indica a variação do número de passes realizados em cada grupo e o índice g indica cada um dos quatro grupos ($g=1, 2, 3$ e 4). No grupo 1 e 2, N variou entre 4 e 13 passes, enquanto no grupo 3 e 4 variou entre 5 e 14 passes. O ajuste foi realizado excluindo-se o passe de raiz, pois sua energia de soldagem difere dos passes de enchimentos, obtendo-se, dessa forma, uma melhor correlação. Embora o passe de raiz possa interferir na distorção angular final, sua exclusão para realizar o ajuste da correlação não trouxe prejuízos aos modelos. O grupo 2 não foi utilizado pois o experimento com a menor energia de soldagem não foi realizado. A escolha da distorção acumulada para o desenvolvimento dos modelos deveu-se ao seu comportamento bem definido ao longo dos passes, facilitando, dessa forma, o ajuste das equações.

Além disso, conforme se observa na Figura 59 (a), (c) e (d), nos experimentos com baixas energias de soldagem ($E1=0,6$ kJ/mm e $E2=0,7$ kJ/mm), a distorção acumulada tem uma variação insignificante nos últimos passes; portanto, para melhorar a qualidade do ajuste, acrescentou-se três passes no final, mantendo neles a deformação do último passe, ou seja, neles, a deformação não está mais presente. As curvas foram ajustadas através do método dos mínimos quadrados. Já as equações analíticas, que melhor representam a relação entre a deformação angular e os passes realizados, são funções polinomiais de terceiro grau, conforme mostram Eqs. (34)-(36).

Os coeficientes de correlação de Person (r) obtidos para os três grupos foram $r=0,999$, indicando que as equações polinomiais de terceiro grau representam um excelente ajuste. Os índices $g1$, $g3$ e $g4$ presentes nas equações referem-se aos grupos 1, 3 e 4, respectivamente. Para o grupo 1, as equações são válidas no intervalo de passes $N= [2; 14]$, enquanto para os grupos 3 e 4, no intervalo de passes $N= [2; 15]$.

$$\beta_{g1.m} = 0,0083N^3 - 0,33.N^2 + 4,46.N - 6,8 \quad N=[2;14] \quad (34)$$

$$\beta_{g3.m} = 0,0056N^3 - 0,264.N^2 + 4,11.N - 6,55 \quad N=[2;15] \quad (35)$$

$$\beta_{g4.m} = 0,0047.N^3 - 0,23.N^2 + 3,673.N - 4,962 \quad N=[2;15] \quad (36)$$

5.2.1.2 Comportamento da distorção angular ao longo dos passes para a menor energia de soldagem de cada grupo

Para os diferentes grupos estudados na seção 5.2.1.1, a média da distorção acumulada ($\beta_{m.a.i}$) apresentou comportamento semelhante à deformação acumulada (β_i) do experimento com a menor energia e/ou maior número de passes, fato comprovado através dos resultados dos grupos 1 e 3, conforme Figura 61.

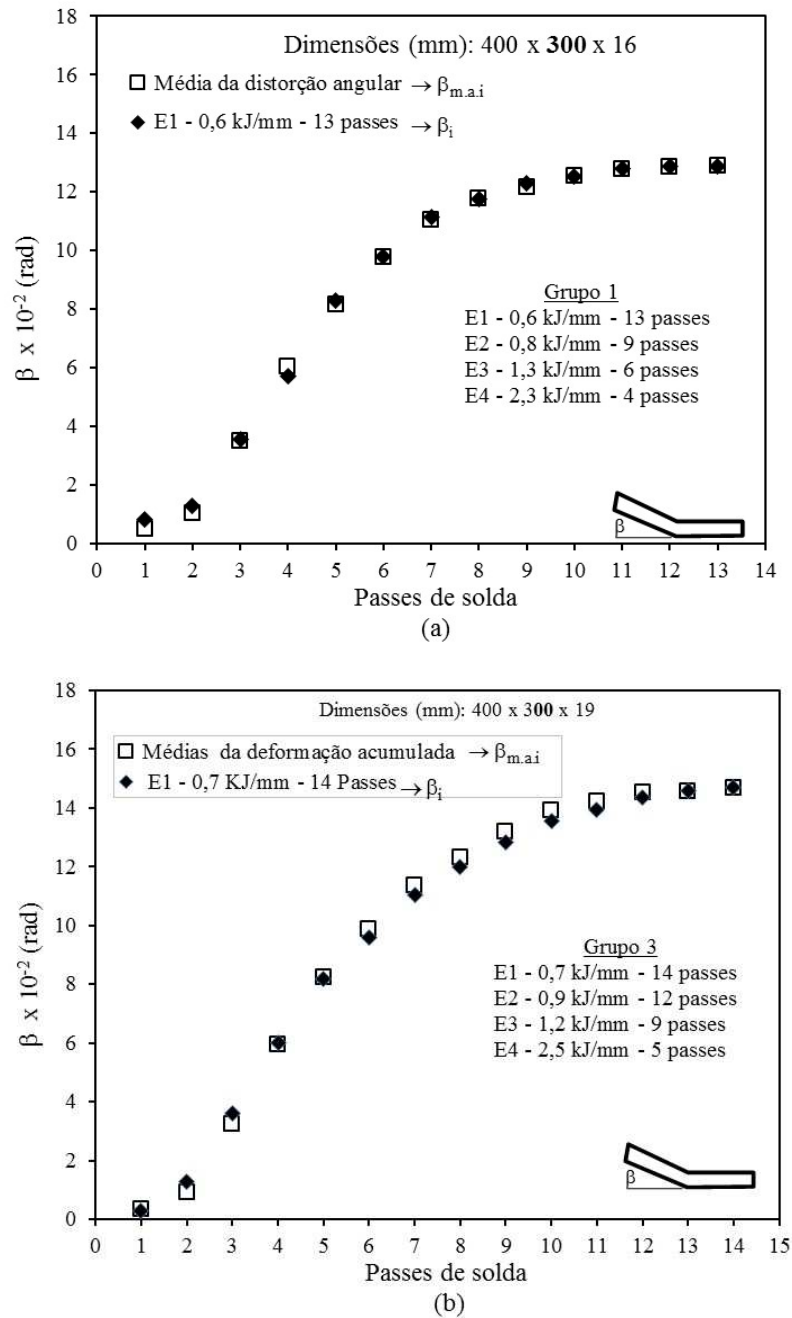


Figura 61 – Comparação entre a média da distorção angular acumulada ($\beta_{m.a.i}$) e a distorção acumulada ($\beta_{a.i}$) para o experimento com a menor energia para (a) grupo 1 e (b) grupo 3.

Da mesma forma que na seção 5.2.2.1, ajustou-se uma expressão analítica que melhor representa o comportamento da deformação angular acumulada em função do número de passes para o experimento de menor energia para os grupos de experimentos 1 2 e 3, respectivamente, ou seja, $\beta_{g,e1}=f(N)$. Novamente, a fim de melhorar a qualidade do ajuste, excluiu-se o passe de raiz e adicionaram-se três passes no final com a mesma distorção acumulada do último passe. Assim, as expressões obtidas, que melhor representam o comportamento da deformação angular, são funções polinomiais de terceiro grau, definidas pelas Eqs. (37)-(39). Os coeficientes de correlação (r) obtidos foram: $r_1=0,998$; $r_2= 0,999$ e $r_3=0,999$; indicando que as equações obtidas representam um excelente ajuste. Os índices $g1$, $g3$ e $g4$ referem-se aos grupos 1, 3 e 4, respectivamente e o índice $e1$ refere-se ao experimento com a menor energia de soldagem e maior número de passes em cada um dos grupos. Para o grupo 1, as equações são válidas no intervalo de passes $N= [2; 14]$, enquanto que, para os grupos 3 e 4, no intervalo de passes $N= [2; 15]$. O polinômio de terceira ordem é mais adequado quando a energia de soldagem é baixa (energia da soldagem $E \leq 0,7$ kJ/mm) e elevado número de passes. Nesses casos, a variação da distorção angular acumulada nos últimos passes torna-se insignificante. Na seção 5.2.2.1 estas equações serão comparadas com as Eqs. (34), (35) e (36).

$$\beta_{g1,e1} = 0,0078.N^3 - 0,32.N^2 + 4,336.N - 6,52 \quad N=[2;14] \quad (37)$$

$$\beta_{g3,e1} = 0,0045.N^3 - 0,222.N^2 + 3,654.N - 5,29 \quad N=[2;15] \quad (38)$$

$$\beta_{g4,e1} = 0,004.N^3 - 0,204.N^2 + 3,442.N - 4,314 \quad N=[2;15] \quad (39)$$

5.2.1.3 Comportamento da distorção angular final com a energia de soldagem em cada grupo

A Figura 62 exibe o comportamento da distorção angular final (β_f) em função da energia de soldagem (E) e espessuras das chapas (h) de 16 e 19 mm. Conforme Figura 62, a largura do corpo de prova, nesse caso, teve pouca influência na distorção (grupos 3 e 4). Porém, para corpos de prova com maiores larguras, é provável que este fator seja relevante, pois o aumento da espessura tende a aumentar o momento para rotacionar a chapa livre.

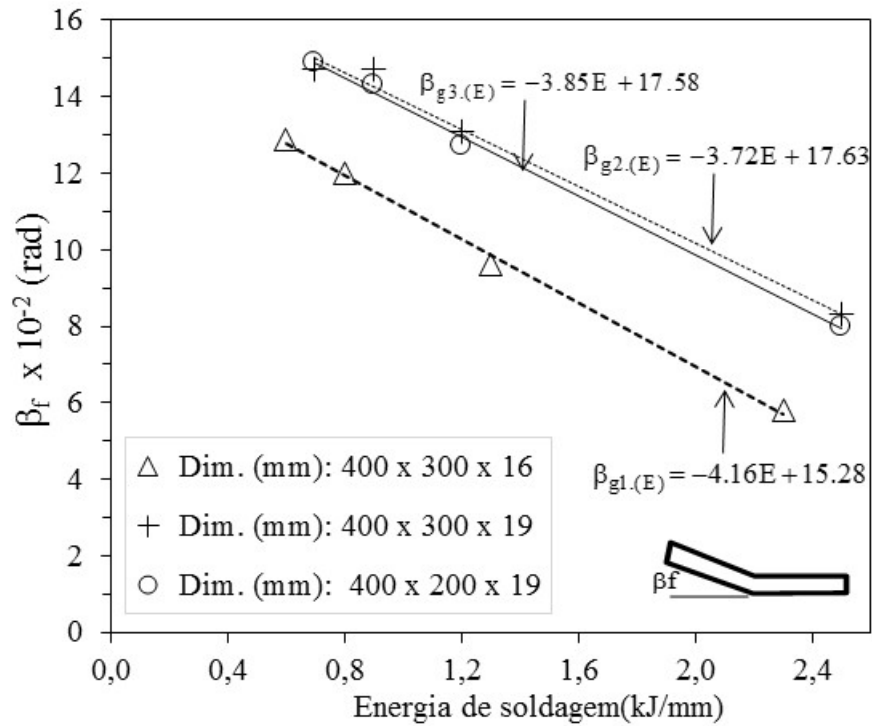


Figura 62 – Distorção angular final (β_f) em função da energia de soldagem (E) para as chapas de espessura de 16 mm (grupo 1) e 19 mm (grupo 3 e 4).

Baseado na análise da Figura 62, torna-se evidente que para ambas as espessuras a distorção angular apresentou uma tendência de queda linear. Portanto, uma equação linear ($\beta_f = a.E + b$) foi ajustada usando uma regressão linear simples para cada um dos grupos, conforme apresentado pelas Eqs. (40)-(42), onde a é coeficiente linear da reta e b o ponto aonde a reta intercepta o eixo vertical (β_f). Além disso, é possível notar que o coeficiente da reta ($\Delta\beta / \Delta E$) apresentou comportamento similar (retas ajustadas paralelas entre si).

$$\beta_{g1.E} = -4,16.E + 15,28 \quad E=[0,6; 2,3] \text{ kJ/mm} \quad (40)$$

$$\beta_{g2.E} = -3,72.E + 17,63 \quad E=[0,7; 2,4] \text{ kJ/mm} \quad (41)$$

$$\beta_{g4.E} = -3,85.E + 17,58 \quad E=[0,7; 2,4] \text{ kJ/mm} \quad (42)$$

5.2.2 Desenvolvimento de metodologia para previsão da distorção angular e definição de três modelos analíticos A, B e C

Baseado nos resultados obtidos nos experimentos e das análises realizadas nas seções 5.2.2.1, 5.2.2.2 e 5.2.2.3, uma metodologia para prever a deformação angular foi desenvolvida considerando os três grupos de equações analíticas, que ora serão denominados como modelos A, B e C. O modelo A emprega o conjunto de equações das seções 5.2.2.1, Eqs. (34)-(36), o modelo B utiliza as Eqs. (37)-(39), da Seção 5.2.2.2, enquanto que o modelo C usa as Eqs. (40)-(42) da Seção 5.2.2.3. O objetivo principal da metodologia proposta é verificar se os três modelos apresentam resultados semelhantes entre si e, além disso, indicar o mais adequado para prever a distorção angular.

Para a implantação da metodologia necessita-se estabelecer a relação existente entre o número de passes (N), parâmetros do processo de soldagem e os dados geométricos do chanfro. Os parâmetros do processo necessários são os seguintes: diâmetro do arame (d), velocidade de alimentação do arame (v_a) e o número de passes desejado para o chanfro (N). Os parâmetros geométricos necessários são: a abertura de raiz (a_r), a altura de nariz (h_{nariz}), a espessura da chapa (h) e o ângulo de chanfro ($\hat{A}=60^\circ$).

A área da seção transversal do chanfro (A_c) é composta pelas áreas do chanfro e reforço e pode ser calculada utilizando a Eq. (43) em conjunto com os dados geométricos mostrados na Figura 63. O fator 1,2 que multiplica todo o termo entre parênteses representa a área da seção transversal do reforço.

$$A_c = 1,2 \cdot \left(a_r \cdot h + \tan\left(\frac{\hat{A}}{2}\right) \cdot (h - h_{nariz})^2 \right) \quad (43)$$

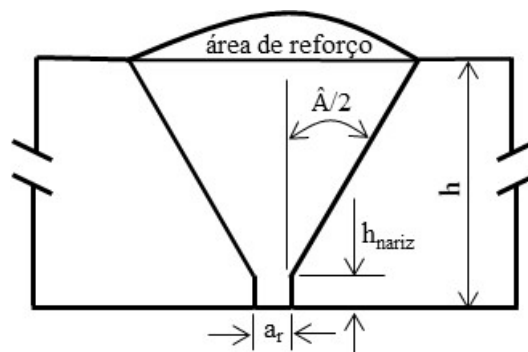


Figura 63 – Geometria da junta a topo com chanfro em V usada na Eq. (43).

A área da seção transversal do metal de solda depositado em cada passe (A_p) é determinada por meio da Eq. (44), onde d é o diâmetro do arame do metal de adição depositado em mm, v_a é a velocidade de alimentação do arame em m/min e v é a velocidade de soldagem em mm/s. A constante $C=13,09$ é o resultado de $C=16,67 \cdot (\pi/4)$, onde 16,67 é a constante usada para converter as unidades da velocidade de alimentação do arame de m/min para mm/s. As perdas de metal de solda por salpico foram desprezadas.

$$A_p = C \cdot d^2 \cdot \frac{v_a}{v} \quad (44)$$

Na Eq. (44) a velocidade de alimentação do arame é uma função da corrente de soldagem (I) e do diâmetro do arame de solda (d), ou seja, $v_a=f(I,d)$. Além disso, no caso específico dos experimentos realizados, manteve-se constante os parâmetros da fonte (I , U , v_a) e a mudança na energia de soldagem ocorreu pela variação da velocidade de soldagem (v).

Quando a energia do passe de raiz difere dos passes de enchimento, determina-se o número de passes de enchimento (N_e) por meio da Eq. (45), adicionando a ele o passe de raiz para obter o número total de passes (N), Eq. (46). As áreas dos passes de raiz (A_{pr}) e enchimento (A_{pe}) são determinadas pela Eq. (44), enquanto a área total do chanfro (A_c), pela Eq. (43).

$$N_e = \frac{(A_c - A_{pr})}{A_{pe}} \quad (45)$$

$$N = N_e + 1 \quad (46)$$

Para a situação em que os parâmetros de soldagem referentes ao passe de raiz e enchimento são iguais, determina-se o número total de passes através da Eq. (47).

$$N = \frac{A_c}{A_p} \quad (47)$$

Combinando as Eqs. (44) e (45) ou as Eqs. (44) e (47) obtêm-se as Eqs. (48) e (49). Estas duas equações relacionam a velocidade de soldagem com o número de passes necessários para o enchimento completo da junta, considerando que o número de total de

passos (N) varia no mesmo intervalo de cada grupo de experimentos. Por exemplo, no grupo 1, $N=[4;13]$; no grupo 2 e 3, $N=[4;14]$. Utiliza-se a Eq. (48) quando os parâmetros de soldagem do passe de raiz diferem dos passes de enchimento, enquanto a Eq. (49) é utilizada quando os parâmetros do passe de raiz e enchimento são iguais. Na Eq. (45) acrescentou-se o índice (e) para designar o termo referente à área do passe de enchimento ($A_p=A_{pe}$), da mesma forma para o parâmetro velocidade de soldagem ($v=v_e$) na Eq. (48).

$$v_e = N_e \cdot \frac{C \cdot d^2 \cdot v_a}{(A_c - A_{pr})} \quad (48)$$

$$v = N \cdot \frac{C \cdot d^2 \cdot v_a}{A_c} \quad (49)$$

Com o objetivo de auxiliar na implantação da metodologia proposta, utilizou-se os passos mostrados na Figura 64.

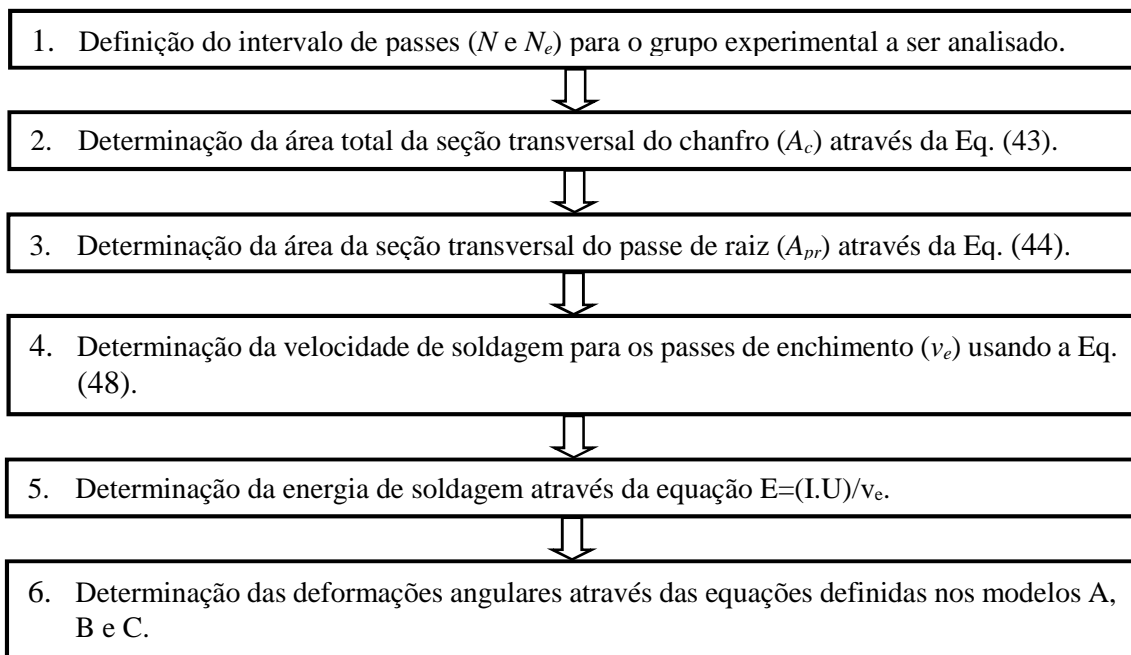


Figura 64 – Sequência de passos para implantação da metodologia proposta através dos modelos A, B e C.

Para exemplificar a aplicação da metodologia proposta, determinou-se os parâmetros da Tabela 7 seguindo a sequência de passos definidos na Figura 64. Para tal fim, utilizou-se como referência os dados do grupo 1 em que os passes variaram no intervalo entre $N=[4; 13]$ e os parâmetros experimentais utilizados nas equações foram os seguintes:

$I=275$ Amperes; $U=25$ Volts; $d=1,2$ mm; $v_a=7,7$ m/min; $a_r=1,2$ mm; $h_r=2,0$ mm; $\hat{A}=60^\circ$ e $h=16$ mm. Deve-se observar que a velocidade de soldagem e a energia de soldagem na Tabela 7 referem-se aos passes de enchimento. Para a área do passe de raiz (A_{pr}) utilizou-se os seguintes parâmetros: $10,5$ mm/s; $I=265$ A e $U=24$ V. A mesma metodologia da Figura 64 também foi aplicada para determinar os parâmetros referentes aos grupos (3) e (4).

Tabela 7 - Relação existente entre números de passes, velocidade de soldagem, energia de soldagem e deformação angular $\beta_{g1,m}$, $\beta_{g1,e1}$ e $\beta_{g1,E}$ para os experimentos do grupo (1).

N	N_e	v_e	E	$\beta_{g1,m}$	$\beta_{g1,e1}$	$\beta_{g1,E}$
		mm/s Eq.(48)	kJ/mm Eq.(27)	rad Eq.(34)	rad Eq.(37)	rad Eq.(40)
4	3	3.0	2.29	6.1	6.2	5.8
5	4	4.0	1.72	8.1	8.1	8.1
6	5	5.0	1.37	9.6	9.7	9.6
7	6	6.0	1.14	10.8	10.8	10.5
8	7	7.0	0.98	11.6	11.7	11.2
9	8	8.0	0.86	12.2	12.3	11.7
10	9	9.0	0.76	12.5	12.6	12.1
11	10	10.0	0.69	12.7	12.8	12.4
12	11	11.0	0.62	12.8	12.9	12.7
13	12	12.0	0.57	12.7	12.9	12.9

5.2.2.1 Comparação dos três modelos A, B e C

Com objetivo de comparar os resultados dos três modelos propostos, representou-se graficamente a deformação angular em função dos passes de solda para cada energia de soldagem (E) para o grupo (1), conforme a Figura 65. Nessa figura, para cada número de passes necessários para o enchimento completo do chanfro, pode-se verificar também a velocidade e a energia de soldagem correspondente.

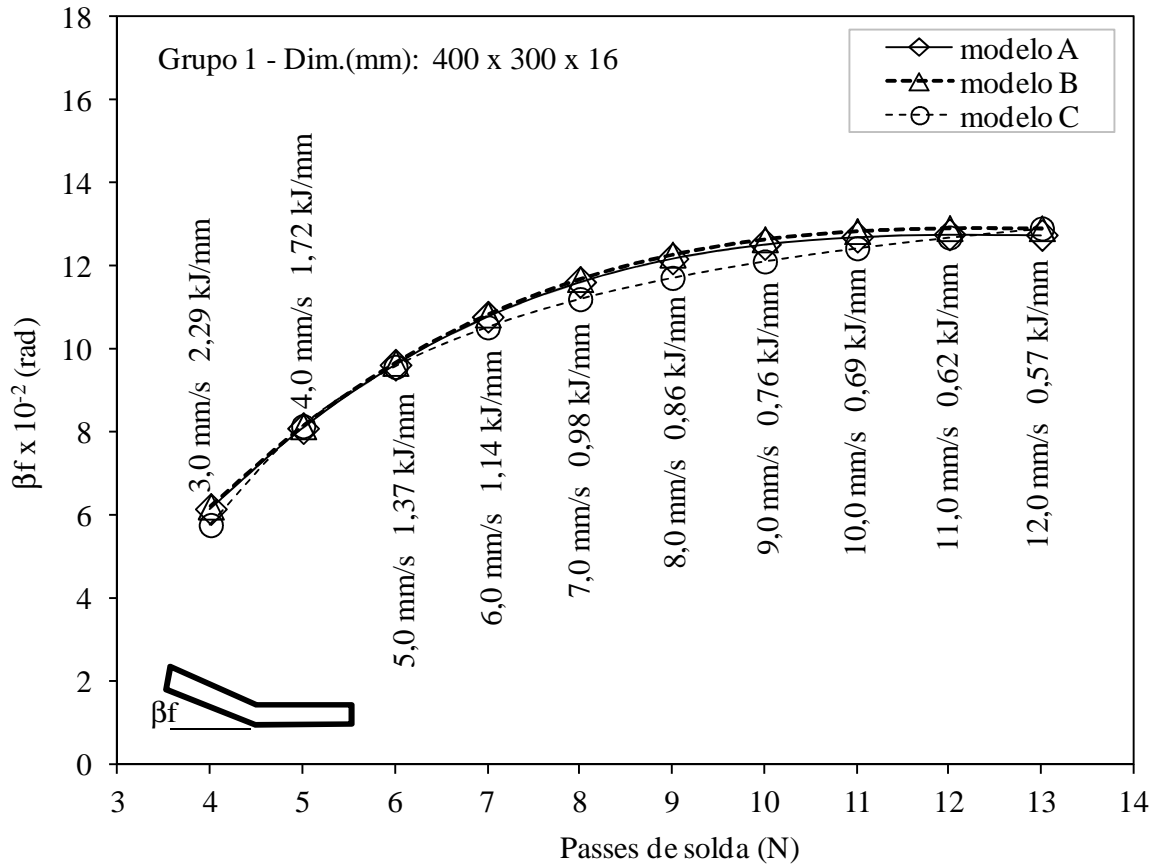
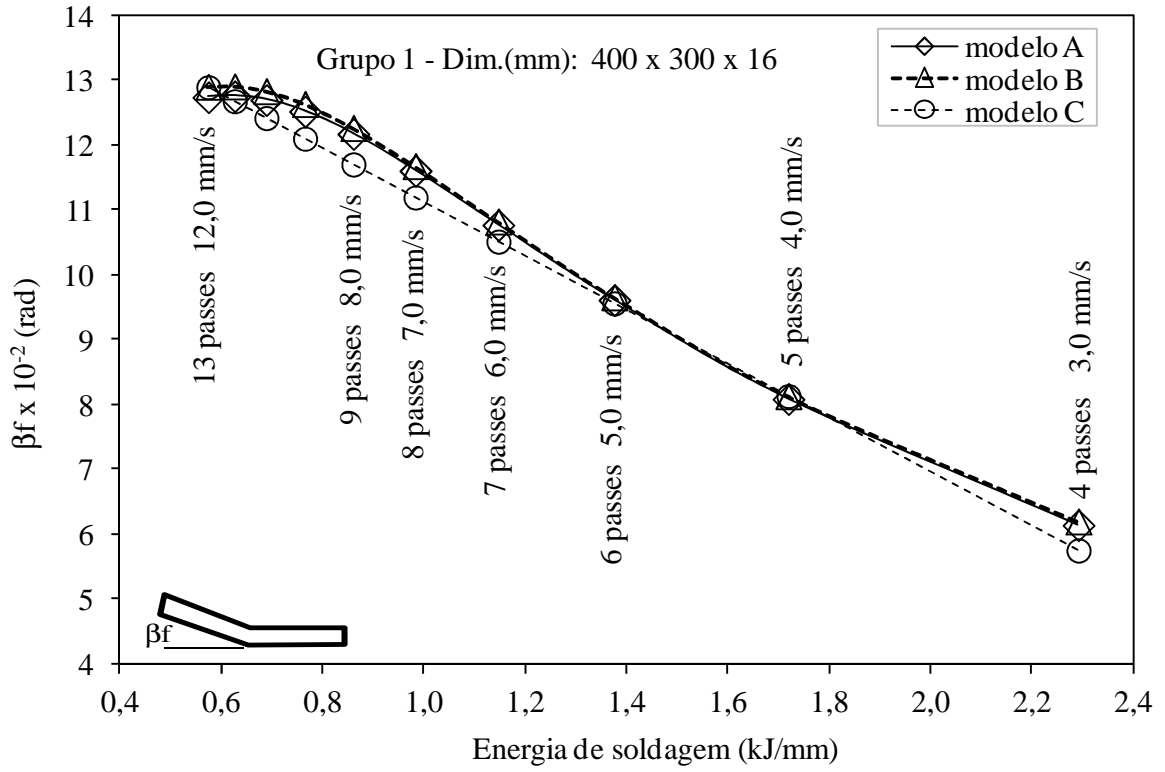
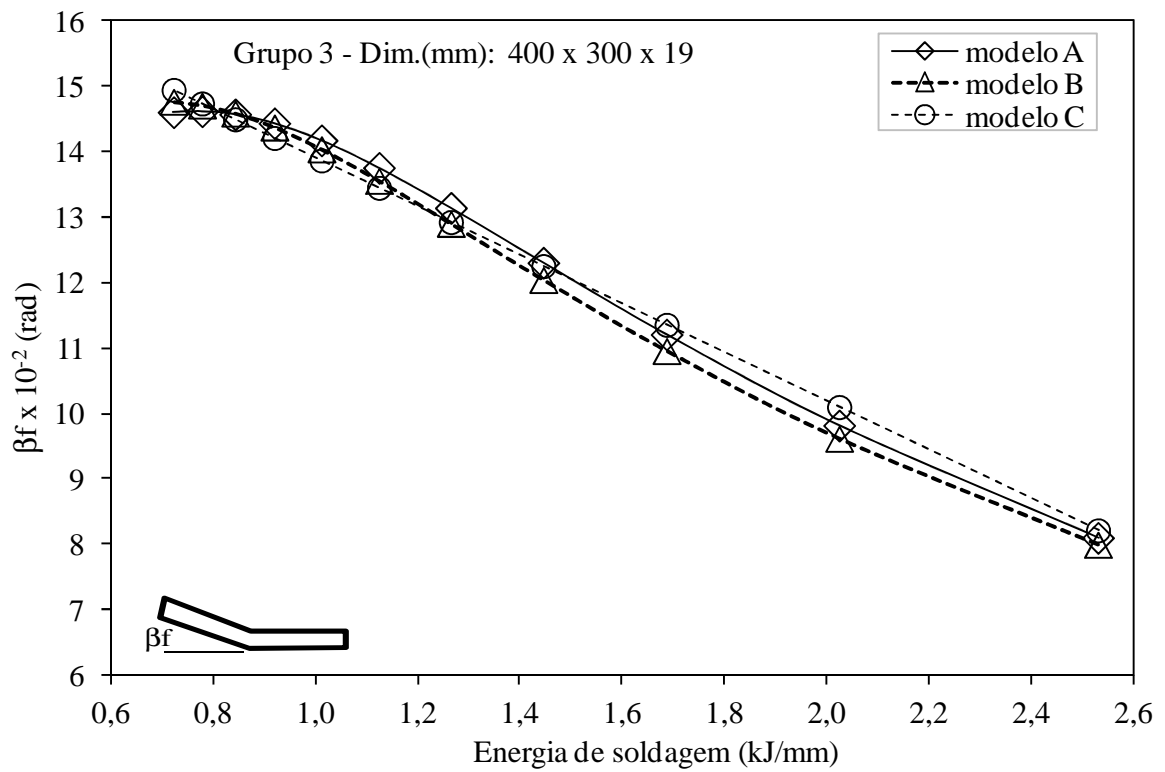


Figura 65 – Distorção angular final (β_f) em função do número de passes (N) para os três modelos propostos do grupo 1.

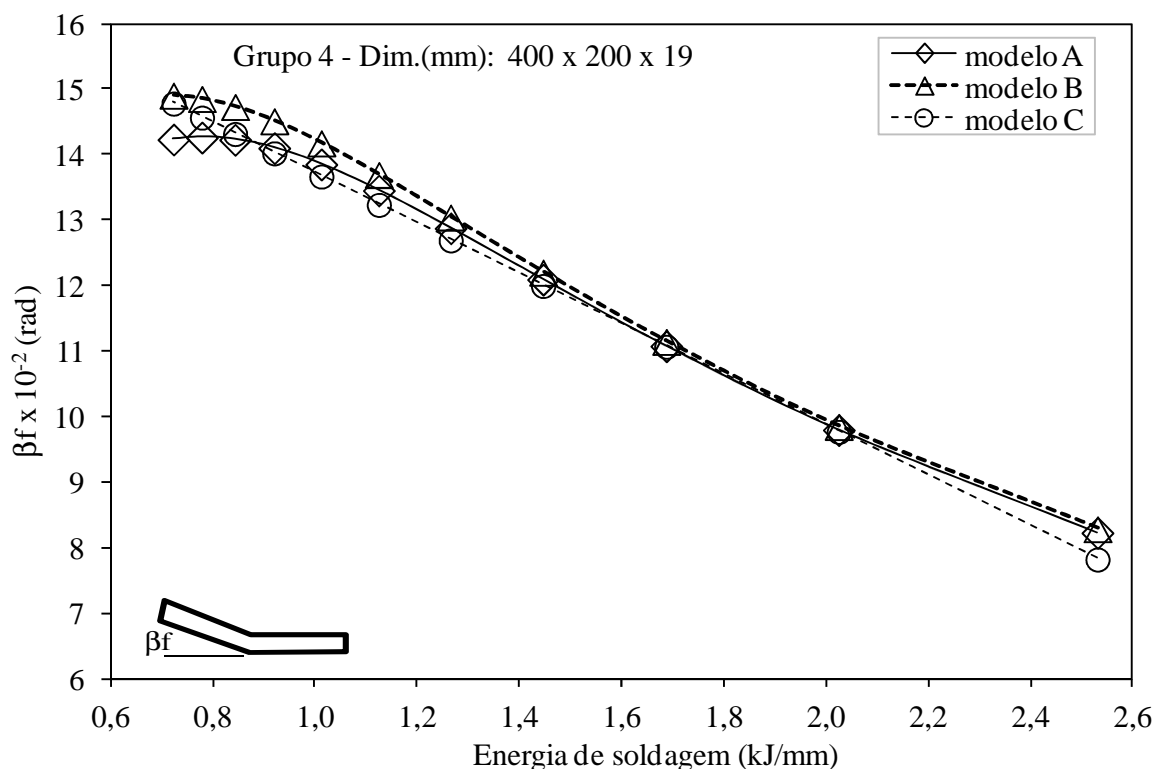
Embora a representação da distorção angular final em função dos passes realizados seja um modo eficiente de comparar os três modelos entre si (Figura 65), uma forma mais prática é representá-la em função da energia de soldagem, conforme mostra os gráficos da Figura 66. Na Figura 66-(a), também está indicada a velocidade de soldagem e o número total de passes necessários para o enchimento completo do chanfro para a respectiva energia de soldagem. Assim, para uma dada energia de soldagem (E) pode-se identificar o número total de passes (N), a respectiva velocidade de soldagem dos passes de enchimento (v_e) e a distorção angular final (β_f) produzida para essa situação.



(a)



(b)



(c)

Figura 66 – Distorção angular final em função da energia de soldagem de acordo com os modelos A, B e C para (a) grupo 1, (b) grupo 3 e (c) grupo 4.

Conforme se observa nos gráficos da Figura 66 (a)-(c), os três modelos apresentaram resultados semelhantes entre si para os três grupos analisados. Portanto, qualquer um deles poderia ser utilizado para prever a distorção angular. Todavia, enquanto os modelos (A) e (C) originaram-se de quatro experimentos, o modelo (B) necessitou de apenas um, sendo, assim, o mais adequado por apresentar os menores custos experimentais. É importante ressaltar que essa conclusão somente foi possível após a análise completa dos quatro experimentos realizados em cada um dos grupos, tornando imprescindíveis todas as etapas percorridas no desenvolvimento da metodologia proposta. Nesses grupos de experimentos verificou-se que, independentemente da energia de soldagem utilizada em cada um dos grupos, a deformação angular em um i -ésimo passe apresentava valores aproximadamente iguais. Portanto, de acordo com a análise realizada, pode-se representar o comportamento da deformação angular usando apenas o experimento com a menor energia de soldagem dentre as utilizadas no grupo. Para tal, a energia de soldagem envolvida deve ser suficientemente baixa, de modo que nos últimos dois passes, a deformação angular seja desprezível devido à elevada rigidez (resistência à deformação). A energia de soldagem

depende da espessura da chapa, sendo que nos experimentos realizados, os valores ficaram entre 0,6 e 0,7 kJ/mm. Com base nos resultados experimentais para as condições aplicadas, sugere-se que esse parâmetro seja determinado pela relação $E=0,036.h$, onde E é a energia de soldagem nominal em kJ/mm e h é a espessura da chapa em mm. O valor de 0,036 kJ/mm² foi obtido utilizando a razão de E_1/h , onde E_1 é a menor energia de soldagem do grupo. Dessa forma, quando $E_1/h < 0,036$ kJ/mm², a estrutura produz uma rigidez suficiente para impedir a distorção angular nos últimos passes. Portanto, essa energia de soldagem não terá capacidade de produzir deformação nos últimos passes, devido à elevada resistência dos passes depositados anteriormente.

5.2.2.2 Etapas para implantação da metodologia proposta para o modelo B

Resumidamente, a metodologia do modelo B para previsão da distorção angular, pode ser dividida nas seguintes etapas:

- 1) Definição dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente e velocidade do arame) relativos à energia de soldagem do passe de raiz que permitam uma penetração completa;
- 2) Definição dos parâmetros de soldagem da fonte de potência para os passes de enchimento: corrente (I_e) ou velocidade de alimentação do arame (v_a) e tensão (U_e);
- 3) Determinação da energia de soldagem (E_e) para os passes de enchimento baseado no critério definido experimentalmente, $E_e=0,036.h$, sendo a espessura dada em mm e a energia de soldagem dada em kJ/mm e a espessura em mm;
- 4) Determinação da velocidade de soldagem para os passes de enchimento (v_e) em mm/s usando a relação $v_e=I_e.U_e/(1000.E_e)$ onde E_e é a energia de soldagem determinada na etapa 3 e deve estar em kJ/mm;
- 5) Determinação das áreas das seções dos passes de raiz (A_{pr}) e enchimento (A_{pe}) usando a Eq. (44);
- 6) Determinação da área da seção transversal do chanfro (A_c) através da Eq. (43);
- 7) Determinação do número total de passes (N) usando as Eqs. (45) e (46) ou Eq. (47);

- 8) Realização do experimento medindo a distorção angular acumulada em cada passe, representando essas distorções em função da sequência dos passes realizados;
- 9) Ajuste de uma equação analítica que melhor represente o comportamento da distorção angular acumulada em função da sequência de passes realizados ($\beta=f(i)$), onde deve-se fazer $i=N$;
- 10) Usando a mesma sequência de passos indicados na Figura 64, determinar para o modelo B os valores dos parâmetros da Tabela 7, os quais relacionam o número de passes (N_e e N), as velocidades (v_e) e as energias de soldagem (E_e) com a deformação angular final ($\beta_{g1.e1} = B_f$). Assim, os resultados dessa tabela podem ser utilizados para prever a distorção angular no intervalo de passes, correspondentes a um intervalo de energias de soldagens, nas quais a equação analítica ajustada é válida.

5.2.2.3 Considerações finais

Embora a metodologia do modelo B tenha sido desenvolvida para ser aplicada em baixas energias de soldagem, de tal forma que a distorção nos últimos passes seja desprezível em virtude da elevada resistência da junta à deformação, isso não impede a sua aplicação para maiores energias. Neste caso, entretanto, o intervalo da energia de soldagem e número de passes será menor e, além disso, o modelo da equação ajustada será diferente, possivelmente uma equação de segundo grau.

No modelo B, uma questão que deve ser considerada, diz respeito ao limite inferior do número de passes que pode ser utilizado para prever a distorção, pois mesmo que as equações ajustadas através do modelo (B) sejam válidas para o intervalo de passes de $N=[2;14]$ e $N=[2;15]$, conforme Seção 5.2.1.2, a previsão utilizando um número reduzido de passes elevaria significativamente o limite superior da energia de soldagem. Por exemplo, usando dois passes para a previsão no grupo 1, a energia de soldagem atingiria o valor de 6,9 kJ/mm. Assim, conforme observado na Figura 66, recomenda-se que o número de passes e as energias de soldagem fiquem dentro dos seguintes intervalos: grupo (1) – [4; 13] passes e [0,6; 2,3] kJ/mm; grupos (3) e (4) – [5; 15] passes e [0,7; 2,5] kJ/mm. Portanto, o limite inferior do número de passes será definido por questões técnicas impostas pelo equipamento

de soldagem que, às vezes, não permite utilizar elevadas energias de soldagem. Ressalta-se ainda que, caso as energias de soldagem sejam menores do que aquelas do intervalo inferior, a distorção angular permanecerá a níveis máximos do valor do intervalo analisado.

A essência do método proposto no presente trabalho fundamenta-se na determinação da relação funcional existente entre a distorção angular e a sequência de passes de solda (passe 1, passe 2, ..., passe N) e deve ser obtida dos dados extraídos preferencialmente de um experimento com baixa energia de soldagem, de modo que a variação da distorção angular acumulada nos últimos passes seja desprezível. Nesse método, o i -ésimo passe da sequência no experimento original estará relacionado a uma nova energia de soldagem e o valor dessa energia deverá ser suficiente para produzir o enchimento completo da junta. Assim, o número total de passes (N) será igual ao i -ésimo passe da sequência do experimento original. Nesse método, impõe-se que as novas energias de soldagem sejam obtidas variando somente a velocidade de soldagem, mantendo-se constantes os parâmetros da tensão e corrente (ou velocidade de alimentação do arame). Assim, associa-se cada passe da sequência (i) a uma nova energia de soldagem, bem como com a respectiva distorção angular acumulada, a qual foi determinada utilizando a equação ajustada experimentalmente. Sendo que a nova energia de soldagem é determinada considerando que o número total de passes N será igual ao número da sequência do passe (i) do experimento original. Portanto, a predição da distorção angular pode ser realizada em um intervalo significativo de passes, limitado pelo número de passes do experimento realizado inicialmente.

Para exemplificar o fundamento do método proposto, considere o experimento E1 do grupo 1. Para este experimento, a Eq. (37) representa a relação funcional entre a distorção angular e a sequência de passes. Assim, por exemplo, o quarto passe ($i=4$) do experimento original E1 corresponderá a um número total de quatro passes ($N=4$) necessários para o enchimento completo da junta. Portanto, considerando os dados geométricos do chanfro e os parâmetros de soldagem adotados, a velocidade e a energia de soldagem resultarão em 3 mm/s (Eq. (48)) e 2,29 kJ/mm (Eq. (27)) respectivamente, sendo que o valor da distorção angular, nesse caso, será de aproximadamente de 6,2 rad (vide Tabela 7).

Embora o estudo proposto limitou-se a soldagem de chapas de espessura de 16 e 19 mm com ângulo de chanfro de 60 graus e, ainda, mantidos os parâmetros elétricos de soldagem da fonte constantes (tensão e corrente elétrica), não constitui impedimento que o método seja aplicado em outras condições. Dessa forma, o principal objetivo do estudo

apresentado é indicar uma metodologia para a previsão da distorção angular passível de aplicação em outras situações, tais como: espessuras; parâmetros de soldagem relativos à tensão, corrente e velocidade de soldagem; ângulos de chanfro; e processos de soldagem. Recomenda-se, porém, que estudos comprobatórios sejam realizados nessas novas condições.

Ainda que várias equações (modelos A, B e C) tenham sido obtidas a partir dos resultados experimentais, o intuito principal desta etapa foi o desenvolvimento de uma metodologia capaz de prever a distorção angular em diferentes condições usando apenas um experimento. Então, a partir dos dados obtidos desse experimento, demonstrou-se ser possível expandir a predição da distorção angular para outras condições de soldagem, diferentes daquelas do experimento inicial.

Conclui-se que a metodologia desenvolvida na presente seção representa importante contribuição para o avanço dos métodos analítico-experimentais relativos à previsão da distorção angular. Pois, enquanto a maioria dos métodos tradicionais foi desenvolvida para aplicação em soldas “*bead-on-plate*” e soldas de filete em juntas T, esse método permite prever a distorção angular em juntas a topo, com múltiplos passes. Ademais, não foram encontradas referências indicando que métodos similares a este já tenham sido empregados para prever a distorção angular na soldagem multipasses. Portanto, a metodologia desenvolvida é plenamente justificada.

Outra importante contribuição do estudo realizado foi demonstrar que a distorção angular acumulada em um dado passe i da sequência, independe da energia de soldagem. Porém, essa situação somente é válida, quando a energia de soldagem varia através da velocidade de soldagem.

5.2.3 Conclusões

As principais conclusões relacionadas com esta etapa da pesquisa são as seguintes:

- A distorção angular apresentou comportamento semelhante em todos os experimentos. Verificou-se que, ao longo dos passes, inicialmente há aumento até o máximo valor no quarto passe e, posteriormente, diminuição com o acréscimo de passes. Essas constatações tiveram importância fundamental na compreensão de como a distorção angular é influenciada pela energia de soldagem e pela rigidez estrutural dos passes previamente depositados no chanfro.

- Em um passe qualquer da sequência da solda, a distorção angular produzida foi a mesma para todos os experimentos do grupo, independentemente da energia de soldagem utilizada em cada um. Essa constatação permitiu o desenvolvimento de um método experimental para prever a distorção angular final.
- O principal resultado do estudo proposto refere-se ao método de previsão da distorção angular obtido. O método originou-se diretamente de um experimento que utiliza como base os resultados da distorção angular acumulada ao longo dos passes. Esses resultados podem, então, ser utilizados para expandir a previsão da distorção angular, para um intervalo de energias de soldagens correspondente ao intervalo de passes, em que a curva ajustada para esse experimento é válida (modelo B).
- A fim de avaliar o método em outras condições, esta etapa da pesquisa servirá de base para estudos subsequentes, tanto no presente trabalho quanto em estudos futuros. As evidências iniciais sugerem que o método desenvolvido também pode ser aplicado em outras condições, tais como: processos de soldagem, espessuras de chapas, ângulos de chanfro, geometrias de chanfro e em situações onde a energia de soldagem varia com a corrente, tensão e velocidade de soldagem.

5.3 Métodos e Modelos Analíticos com Base no Modelo B

Nesta seção desenvolveu-se os modelos analíticos fundamentados nos resultados obtidos na seção 5.2.1, mais especificamente na metodologia do modelo B (seção 5.2.2.2). Conforme observado na seção 5.2.1.3 através da Figura 62 e Eqs. (40)-(42), o coeficiente de inclinação da reta ($\Delta\beta/\Delta E$) apresentou aproximadamente os mesmos valores para as duas espessuras (16 mm e 19 mm). Portanto, para o intervalo de energias de soldagem entre 0,6 kJ/mm e 2,5 kJ/mm as duas espessuras apresentaram aproximadamente a mesma variação na deformação angular ($\Delta\beta$). Além disso, a comprovação de que os três modelos (A, B e C) equivalem entre si permitiu representar a distorção angular final em função da energia de soldagem utilizando o modelo B, conforme Figura 67. Por este gráfico pode-se observar que, para baixas energias de soldagem, a máxima distorção angular permanece constante, fato claramente observado na espessura de 16 mm (grupo 1). Para essas energias, a resistência devido à espessura acumulada da solda impede que a distorção angular ocorra. Porém, para energias superiores ao limite inferior, a deformação angular final apresenta redução linear da deformação final, conforme Figura 67.

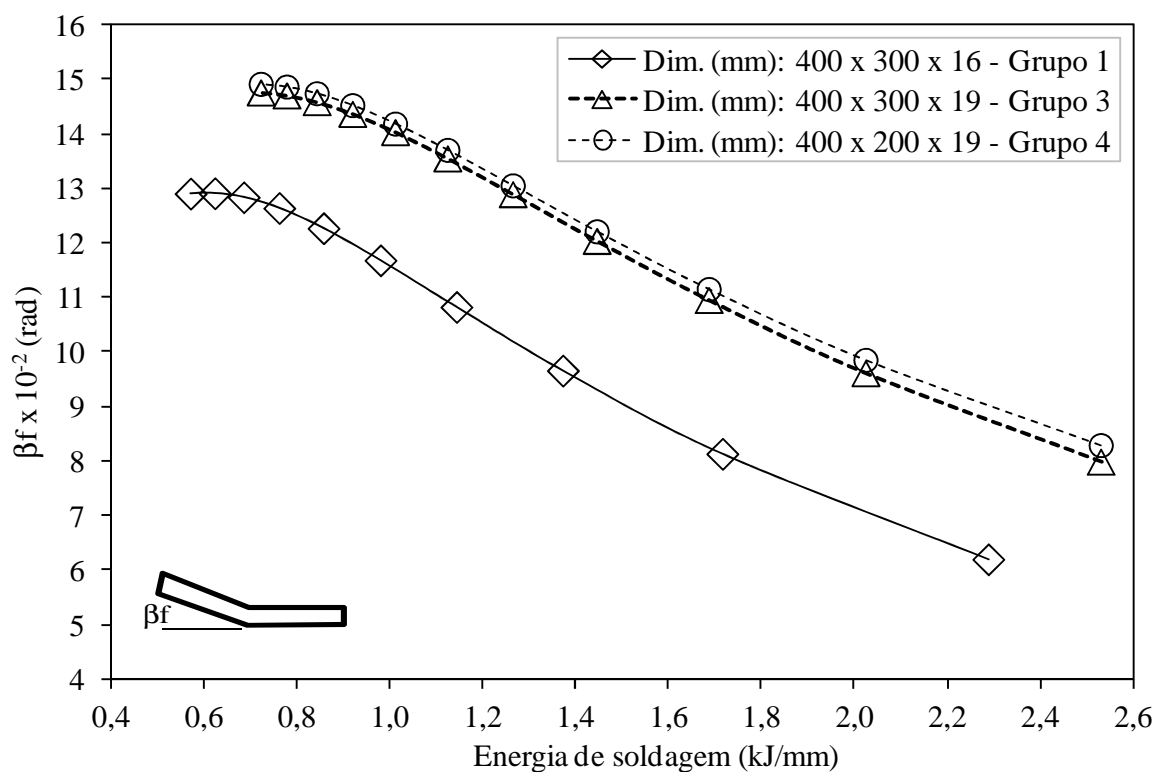


Figura 67 – Deformação angular final (β_f) em função da energia de soldagem para as duas espessuras analisadas (16 mm e 19 mm – grupos 1, 3 e 4).

Baseado no comportamento verificado nos grupos 1 e 3, conforme Figura 67, propõe-se desenvolver outros modelos que permitam prever a distorção angular em outras espessuras além de 16 e 19 mm, tais como: 9,75 mm; 12,75 mm e 22 mm. Deve-se recordar, no entanto, que os resultados deste gráfico originaram-se diretamente do modelo B. Nesta etapa, os seguintes modelos analíticos foram desenvolvidos:

- a) Modelo D, o qual baseia-se na extrapolação dos resultados para outras espessuras, além das espessuras de 16 e 19 mm (modelo B).
- b) Modelos E, F e G, os quais se fundamentam nos resultados obtidos nas espessuras de 16 e 19 mm e em experimentos adicionais relativos às espessuras de 9,75 e 12,75 mm. Nessas novas espessuras, deve aplicar-se a mesma metodologia aplicada afim de obter o modelo B.

Para simplificação do problema, na Figura 67 escolheu-se somente os segmentos onde a distorção angular apresenta comportamento linear com a energia de soldagem, conforme Figura 68. Utilizando, então, as informações da Figura 68, ajustou-se uma equação linear para cada uma das espessuras, conforme indicado pelas Eqs. (50) e (51), sendo estas equações, semelhantes às Eqs. (40) e (42).

$$\beta_{B(16)} = -4,319.E + 15,831 \quad (50)$$

$$\beta_{B(19)} = -4,064.E + 18,03 \quad (51)$$

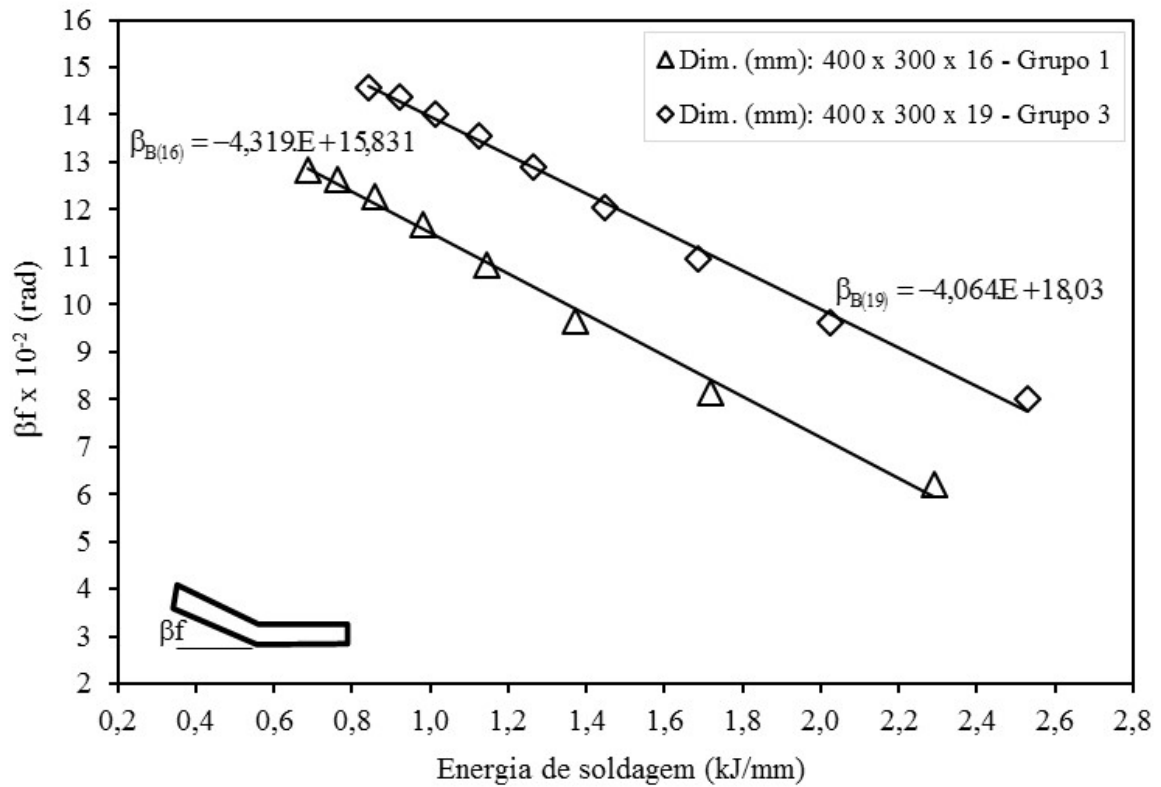


Figura 68 – Deformação angular final em função da energia de soldagem definida pelo modelo B para os grupos 1 e 3.

5.3.1 Desenvolvimento do modelo D

Com base, então, nos resultados experimentais dos grupos 1 e 3, resumidos na Figura 68, Eqs. (50) e (51), desenvolveu-se, inicialmente, um método para previsão da distorção angular visando extrapolar à outras espessuras, o qual será denominado de modelo D. A Figura 69 mostra o fluxograma resumido a fim de abordar este problema. Nesta figura as etapas 1 e 2 referente a fase 2, referem-se aquelas definidas inicialmente no organograma geral da Figura 55.

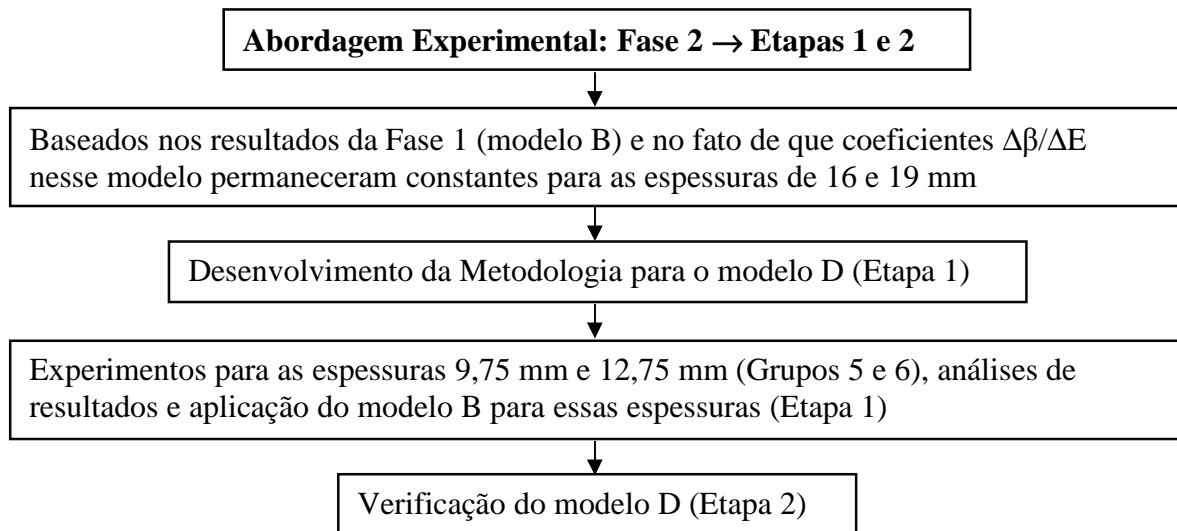


Figura 69 - Fluxograma referente a abordagem experimental para o desenvolvimento do modelo D.

Para o desenvolvimento da metodologia do modelo D, as seguintes hipóteses foram assumidas:

- (1) A distorção angular apresenta o mesmo comportamento linear em função da energia de soldagem para ambas as espessuras (grupo 1 e 3), o que pode ser comprovado analisando os coeficientes de inclinação das retas nas Eqs. (50) e (51) ou Figura 68.
- (2) A distorção angular varia linearmente com a área da seção transversal do chanfro nas espessuras entre 9,75 e 12,75 mm, seguindo o mesmo comportamento linear definido pela reta que une os dois pontos referentes às espessuras de 16 e 19 mm.

Utilizando como base as hipóteses (1) e (2), uma equação geral relacionando a distorção angular final (β_f) com a área do chanfro (A_c) para diferentes energias de soldagem (E) foi determinada, ou seja, $\beta_D = f(A_c, E)$.

Inicialmente, utilizando as Eqs. (50) e (51), determinou-se a distorção angular em cada uma das espessuras (16 mm e 19 mm) para um intervalo de energia de soldagem entre 0,6 a 2,4 kJ/mm, usando um incremento de 0,2 kJ/mm, conforme Tabela 8. A área da seção transversal do chanfro A_c foi determinada através da Eq. (43). Além disso, em cada uma das áreas do chanfro, determinou-se, também, a distorção angular para a energia de soldagem do ponto médio do intervalo, ou seja, 1,5 kJ/mm.

Tabela 8 – Distorção angular em função da área da seção transversal do chanfro para energias de soldagem entre 0,6 e 2,4 kJ/mm determinadas pela Eqs. (50) e (51).

h (mm)	A _c (mm ²)	Eqs.	Energia de soldagem (kJ/mm) / Deformação angular (rad)										
			0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	2,2	2,4	1,5
16	158,8	Eq. (50)	13,2	12,4	11,5	10,6	9,8	8,9	8,1	7,2	6,3	5,5	10,2
19	227,6	Eq. (51)	15,6	14,8	14,0	13,2	12,3	11,5	10,7	9,9	9,1	8,3	12,7

Com base nos resultados da Tabela 8, representou-se a distorção angular em função da área da seção transversal do chanfro para as diferentes energias de soldagem, conforme Figura 70.

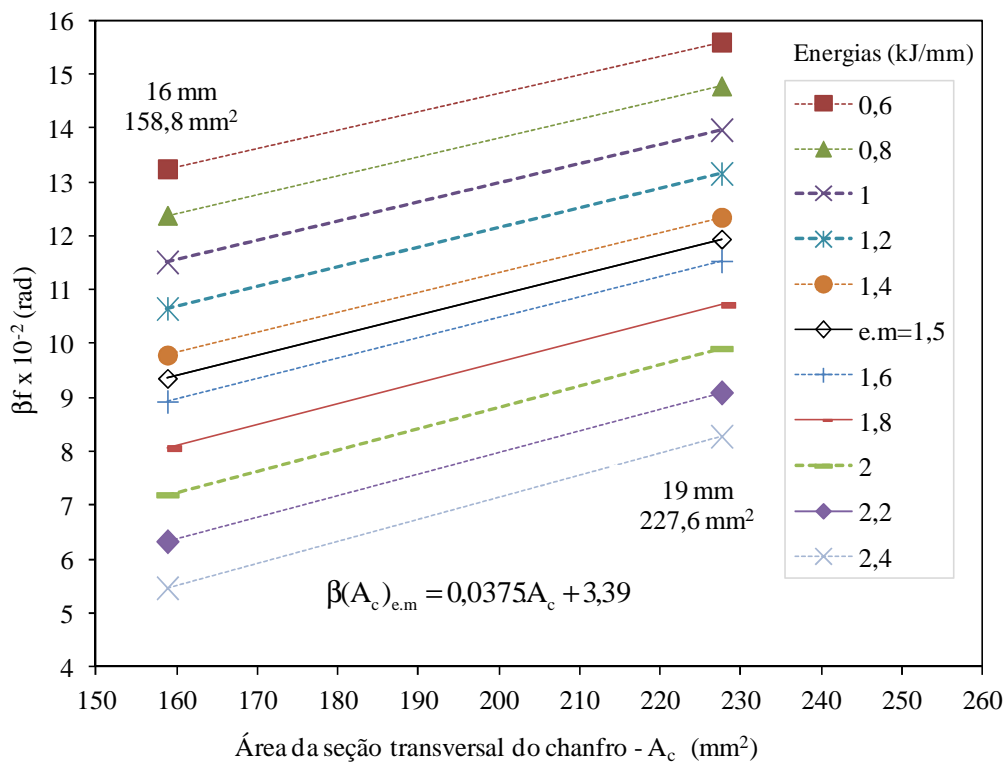


Figura 70 – Deformação angular final em função da área da seção transversal do chanfro (espessuras 16 e 19 mm) para os intervalos de energia entre 0,6 a 2,4 kJ/mm, grupos 1 e 2.

Com o objetivo de extrapolar a previsão da distorção angular para outras espessuras (9,75 mm, 12,75 mm e 22 mm) e assumindo que a hipótese (2) é verdadeira, determinou-se a equação linear (Eq. (52)) relativa à energia de soldagem no ponto médio (1,5 kJ/mm) conforme indicado no gráfico da Figura 70.

$$\beta(A_c)_{D-e.m} = 0,0375.A_c + 3,39 \quad (52)$$

De acordo com os resultados obtidos nas Eqs. (50) e (51) verificou-se que a distorção angular varia linearmente com a energia de soldagem dentro de um intervalo definido e, conforme hipótese (1), ambas as equações apresentam aproximadamente o mesmo coeficiente angular. Em função disso pode-se verificar, através da Figura 70, que as retas que ligam os pontos referentes às áreas dos chanfros em cada energia de soldagem são aproximadamente paralelas e equidistantes entre si, consequência direta do coeficiente angular ($\Delta\beta/\Delta E$) permanecer constante para os dois grupos. Portanto, utilizando como referência a Eq. (52) (energia média), pode-se relacionar a distorção angular com a área do chanfro e energia de soldagem através de uma equação geral, $\beta_D = f(A_c, E)$, a qual deverá oscilar em torno da Eq. (52) através de uma nova equação linear determinada diretamente das Eqs. (50) e (51). Assim, com o objetivo de considerar também a energia de soldagem na previsão da distorção angular, determinou-se a partir das Eqs. (50) e (51) a equação linear auxiliar, $\beta(E)_{D-aux} = a_m \cdot E + b$, onde $a_m = -4,192 \text{ rad}/(\text{kJ}/\text{mm})$ é o coeficiente angular médio obtido diretamente das Eqs. (50) e (51), E é a energia de soldagem e b é uma constante a ser determinada. Para determinar o valor da constante b , considerou-se que a distorção angular na energia de soldagem no ponto médio de $1,5 \text{ kJ}/\text{mm}$ deverá ser igual a zero ($\beta=0$). Assim, utilizando os valores de $E=1,5 \text{ kJ}/\text{mm}$, $\beta=0 \text{ rad}$ e $a_m = \Delta\beta / \Delta E = -4,192 \text{ rad}/(\text{kJ}/\text{mm})$, o valor de b resultou em $b=6,287 \text{ rad}$, obtendo assim a Eq. (53).

$$\beta(E)_{D-aux} = -4.192.E + 6,287 \quad (53)$$

Realizando a operação matemática de adição das Eqs. (52) e (53), conforme indicado pela Eq. (54), obtém-se uma equação geral que possibilita prever a distorção angular em função da área do chanfro e da energia de soldagem.

$$\beta_D = \beta(A_c)_{D-e.m} + \beta(E)_{D-aux} \quad (54)$$

Substituindo as Eqs. (52) e (53) na Eq. (54) resultou na Eq. (55), a qual representa a equação geral para prever a distorção angular em função da energia de soldagem e caracteriza o modelo D. Esta equação é válida inicialmente no intervalo de energia de soldagem entre $0,6 \text{ kJ}/\text{mm}$ e $2,4 \text{ kJ}/\text{mm}$.

$$\beta_D = 0,0375.A_c - 4,192.E + 9,68 \quad E=[0,6; 2,4] \quad (55)$$

A Eq. (55) (modelo D) pode ser utilizada para realizar a previsão inicial da distorção angular nas espessuras de 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm, 19 mm e 22 mm no intervalo de energia de soldagem entre 0,7 e 2,4 kJ/mm. Provavelmente, nas espessuras de 16 mm e 19 mm os valores da previsão serão mais próximos dos valores reais do que para as outras espessuras. Isto decorre diretamente do fato que a Eq. (55) originou-se dos experimentos realizados nas espessuras de 16 mm e 19 mm.

5.3.1.1 Análise da distorção angular ao longo dos passes em chapas de espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm para uma única energia de soldagem

Para avaliar o comportamento das distorções angulares ao longo dos passes nas espessuras de 9,75 e 12,75 mm, experimentos relativos aos grupos 5 e 6 foram realizados. Esses experimentos foram utilizados para validação do modelo D e, além disso, para desenvolver os demais modelos propostos (E, F, G e H). Os experimentos foram desenvolvidos e analisados seguindo a metodologia definida na seção 5.3.2.2 “etapas para implantação da metodologia do modelo B”. Nesse caso, assumiu-se a hipótese de que o modelo B é aplicável para essas duas novas espessuras e, portanto, os resultados das distorções angulares ao longo dos passes poderão ser expandidos para prever a distorção em outras energias de soldagem. Em relação à espessura de 9,75 mm, somente um experimento foi realizado, enquanto que para a espessura de 12,75 mm, dois experimentos foram conduzidos. Embora a energia de soldagem no experimento de 9,75 mm não tenha sido mantida no critério estabelecido inicialmente ($E=0,036.h$), isto não impediu a utilização do experimento para os fins propostos. Nessa espessura, a previsão inicial para a energia de soldagem era de 0,35 kJ/mm, porém, no experimento, o valor obtido foi de 0,43 kJ/mm. Embora essa diferença seja significativa os objetivos propostos não foram afetados.

O comportamento da distorção angular em função da sequência de passos para a espessura de 9,75 mm (grupo 5) está apresentado na Figura 71. Nesse caso, a energia de soldagem de 0,08 kJ/mm superior ao critério estabelecido inicialmente, não foi suficiente para produzir uma deformação insignificante nos últimos passes. Assim, deu-se um passe a menos do que se previa inicialmente.

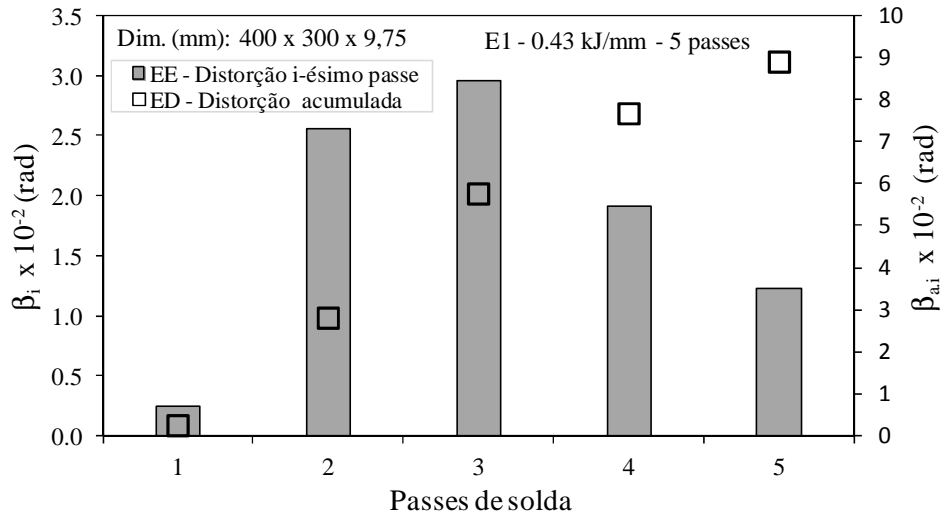
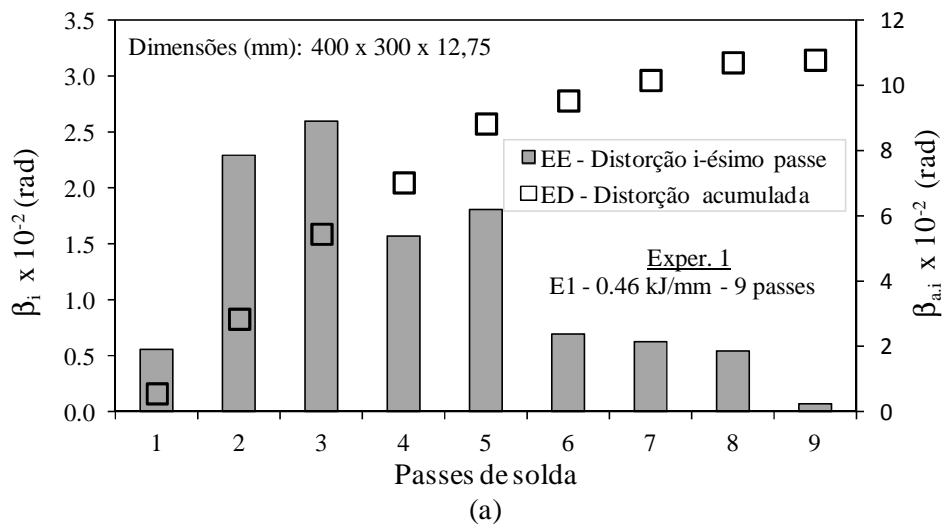


Figura 71 - Distorção angular em função da sequência de passes de solda para espessura de 9,75 mm para energia de 0,43 kJ/mm.

Em relação à espessura de 12,75 mm (grupo 6), os resultados experimentais da distorção angular em função da sequência de passos encontram-se representados na Figura 72 (a) e (b). Dado que os dois experimentos foram realizados com os mesmos parâmetros de soldagem, utilizou-se as distorções angulares acumuladas (Figura 72 (c)). Nesse grupo, o critério para definir a energia de soldagem ($E=0,036.h$) foi aplicado e, portanto, a deformação nos últimos passes apresentou variação insignificante.



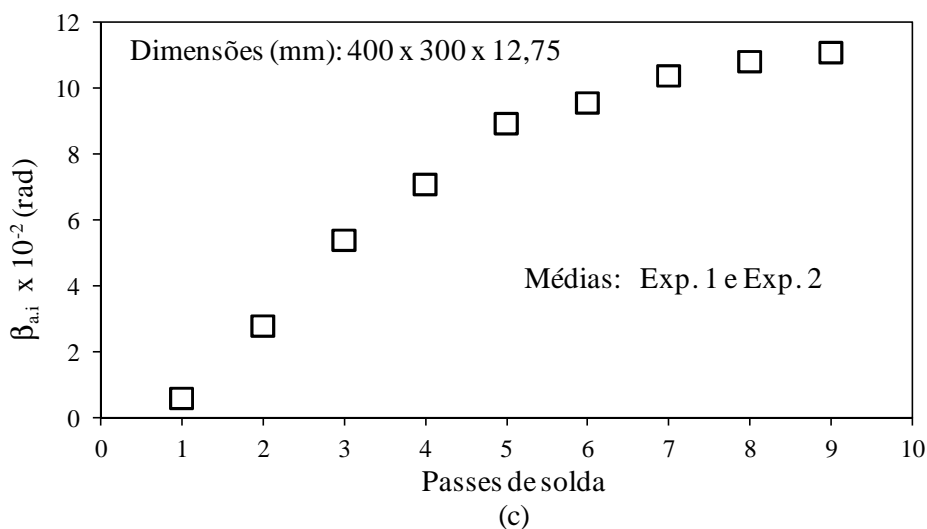
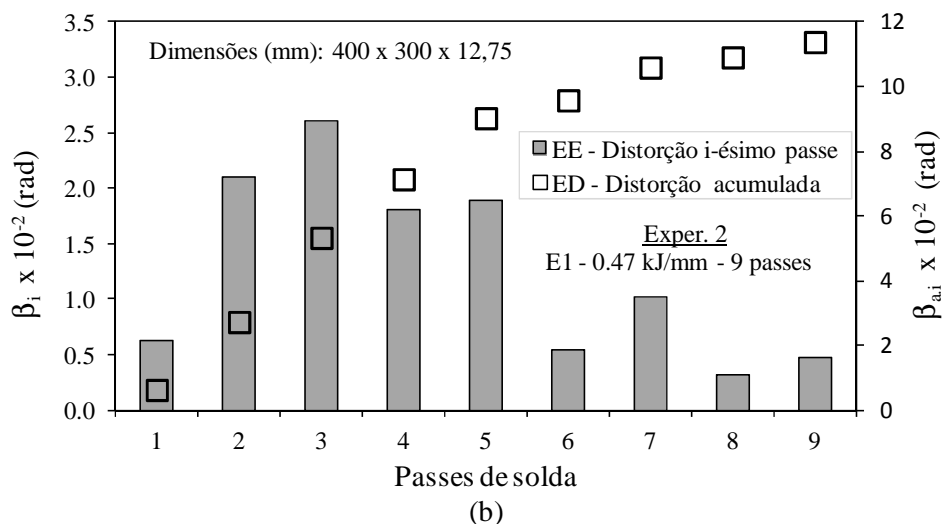


Figura 72 – Distorção angular em função da sequência de passes de solda para espessura de 12,75 mm para (a) experimento 1, (b) experimento 2, (c) média da deformação angular acumulada, onde EE – eixo da esquerda, ED – eixo da direita.

Conforme se pode observar através da Figura 71 e Figura 72 (a) e (b), o comportamento da deformação angular nas espessuras de 9,75 e 12,75 mm difere sutilmente das espessuras de 16 e 19 mm. A principal diferença ocorreu no segundo passe, em que nas espessuras de 9,75 e 12,75 mm, a distorção angular é superior à observada nas espessuras de 16 e 19 mm. Além disso, a deformação máxima nas espessuras de 9,75 e 12,75 mm ocorreu no terceiro passe, enquanto nas espessuras de 16 e 19 mm, no quarto passe.

Após a realização dos experimentos e obtenção das deformações acumuladas ao longo dos passes conforme Figura 71 e Figura 72, ajustou-se equação analítica para cada uma das espessuras, conforme metodologia definida no modelo B. Para a chapa de 9,75 mm o ajuste é dado pela Eq. (56), enquanto que para a espessura de 12,75 mm, pela Eq. (57).

Devido ao fato da energia de soldagem no grupo 5 ter sido maior do que a necessária para produzir distorção insignificante nos últimos passes, o resultado do ajuste foi um polinômio de segundo grau, enquanto que, no grupo 6, resultou-se em um polinômio de terceiro grau, como foi o caso das espessuras de 16 e 19 mm.

$$\beta(N)_{9,75} = 0,4305.N^2 + 5,033.N - 5,53 \quad (56)$$

$$\beta(N)_{12,75} = 0,0118.N^3 - 0,3848.N^2 + 4,1892.N - 4,119 \quad (57)$$

Assumindo a hipótese de que a metodologia desenvolvida no modelo B é aplicável nas Eqs. (56) e (57), pode-se estender a previsão da distorção angular para um intervalo definido de energias de soldagens e passes. Assim, aplicando a mesma sequência de passos definidos pela Figura 64, determinou-se os valores mostrados na Tabela 9 (N , N_e , v_s , $\beta_{g,e1}$) relativo às duas espessuras analisadas. A deformação angular foi determinada através do modelo B ($\beta_{g,e1}$) com base nas duas equações ajustadas (Eqs. (56) e (57)). Portanto, de acordo com os resultados obtidos na Tabela 9, é possível prever a distorção angular nos intervalos de passes entre $N=[2;5]$ para a espessura de 9,75 mm e $N=[3,9]$ para a espessura de 12,75 mm, correspondendo aos intervalos de energias de soldagem entre $E=[0,4; 1,9]$ e $E=[0,46; 1,86]$, respectivamente.

Tabela 9 - Relação existente entre números de passes, velocidade de soldagem, energia de soldagem, deformação angular ($\beta_{g5,e1}$, $\beta_{g6,e1}$) para as espessuras de 9,75 mm (grupo 5) e 12,75 mm (grupo 6).

Espessura - 12,75 mm					Espessura - 9,75 mm				
N	N _e	v _e	E	$\beta_{g5,e1}$	N	N _e	v _e	E	$\beta_{g6,e1}$
		mm/s	kJ/mm	(rad)			mm/s	kJ/mm	(rad)
		Eq. (48)	Eq. (27)	Eq. (57)			Eq. (48)	Eq. (27)	Eq. (56)
3	2	3,8	1,82	5,3	2	1	3,6	1,99	2,8
4	3	5,7	1,21	7,2	3	2	7,2	0,99	5,7
5	4	7,6	0,91	8,7	4	3	10,8	0,66	7,7
6	5	9,5	0,73	9,7	5	4	14,4	0,50	8,9
7	6	11,4	0,61	10,4	6	5	18,1	0,40	9,2
8	7	13,3	0,52	10,8					
9	8	15,2	0,46	11,0					

A Figura 73 mostra o comportamento das distorções angulares em função da energia de soldagem para as chapas de espessura 9,75; 12,75; 16 e 19 mm. Com relação às chapas de espessuras de 9,75 e 12,75 mm, os dados obtidos estão demonstrados diretamente na Tabela 9 (grupos 5 e 6), enquanto que para as espessuras de 16 e 19 mm os resultados são os mesmos apresentados na Figura 68 (grupos 1 e 3).

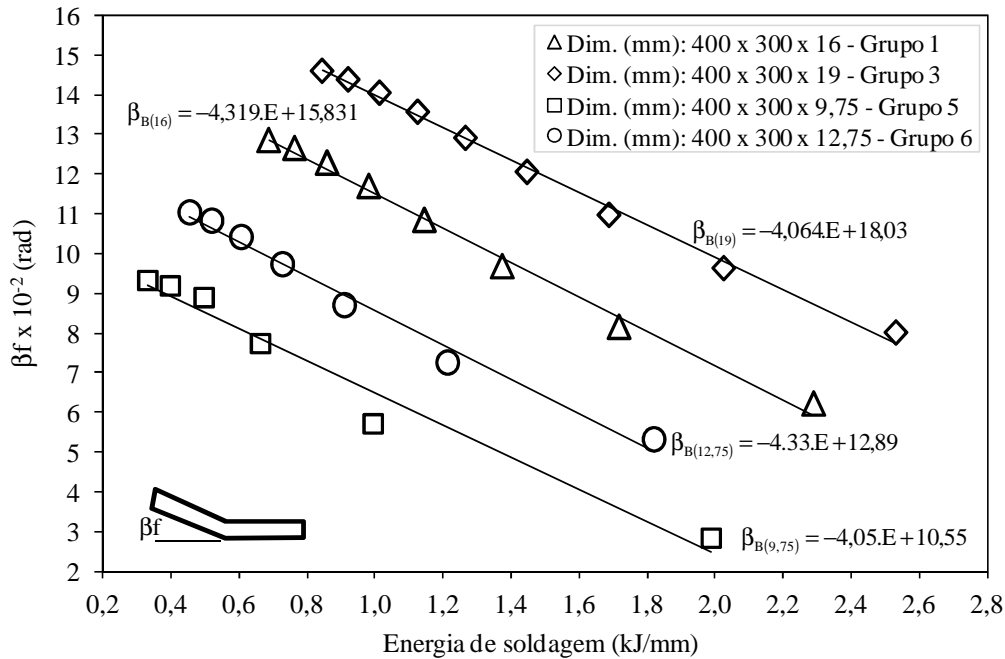


Figura 73 - Deformação angular final em função da energia de soldagem definida pelo modelo B para as espessuras de 9,75 mm (grupo 5); 12,75 mm (grupo 6); 16 mm (grupo 1) e 19 mm (grupo 3).

No gráfico da Figura 73 pode-se identificar, também, as equações ajustadas que relacionam a distorção angular final (β_f) com a energia de soldagem. Em relação às espessuras de 9,75 e 12,75 mm, o ajuste dos dados da Figura 73 resultou nas Eqs. (58) e (59).

$$\beta_{B(12,75)} = -4,33.E + 12,89 \quad (58)$$

$$\beta_{B(9,75)} = -4,05.E + 10,55 \quad (59)$$

Conforme observado através da Figura 73, a distorção angular apresentou aproximadamente o mesmo comportamento linear em função da energia de soldagem para as quatro espessuras analisadas, fato comprovado pelos coeficientes angulares das equações lineares (4,05; 4,33; 4,31; 4,06).

5.3.1.2 Verificação da validade do modelo D

A fim de verificar se o modelo D (Eq. (55)) apresenta potencial para prever a distorção angular para além das espessuras de 16 e 19 mm, representou-se graficamente a distorção angular em função da área do chanfro (A_c) para diferentes energias de soldagem (E) (Figura 74), ou seja, $\beta_f = f(A_c, E)$. As áreas dos chanfros referentes às espessuras de 9,75 mm, 12 mm, 16 mm e 19 mm são dadas respectivamente por 55,7 mm², 99,4 mm², 158,8 mm² e 227,6 mm². As distorções que constam no gráfico da Figura 74 foram obtidas diretamente do modelo B através das Eqs. (50), (51), (58) e (59), sendo calculadas para o intervalo de energia de soldagem entre 0,4 kJ/mm e 2,4 kJ/mm, usando um incremento de 0,2 kJ/mm, conforme Tabela 10. A última coluna da energia de soldagem de 1,3 kJ/mm representa o valor médio situado entre 0,6 kJ/mm e 2,0 kJ/mm que será utilizado em análises posteriores.

Tabela 10 – Distorção angular para as quatro espessuras (h) e suas respectivas áreas da seção transversal do chanfro (A_c) para energias no intervalo entre 0,4 e 2,4 kJ/mm, com incremento de 0,2 kJ/mm.

Energia de soldagem (kJ/mm)		0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8	2,0	2,2	2,4	1,3	
h (mm)	A_c (mm ²)	Eqs.	Deformação angular (rad)											
9,75	55,7	Eq. (59)	8,9	8,1	7,3	6,5	5,7	4,9	4,1	3,3	2,4		5,3	
12,75	98,4	Eq. (58)	11,2	10,3	9,4	8,6	7,7	6,8	6,0	5,1	4,2		7,3	
16,0	158,8	Eq. (50)		13,2	12,4	11,5	10,6	9,8	8,9	8,1	7,2	6,3	5,5	10,2
19,0	227,6	Eq. (51)		15,6	14,8	14,0	13,2	12,3	11,5	10,7	9,9	9,1	8,3	12,7

Analisando o gráfico da Figura 74, pode-se observar que, para as diferentes energias de soldagem, as curvas das distorções angulares são paralelas entre si e apresentam aproximadamente a mesma variação ($\Delta\beta$) para uma variação constante da energia de soldagem (ΔE). Portanto, a razão $\Delta\beta/\Delta E$ também permanece constante para qualquer área da seção transversal do chanfro relacionada com os experimentos. Esse comportamento está de acordo com a Figura 73, onde é possível verificar que a distorção angular apresentou o mesmo comportamento linear em função da energia de soldagem para as quatro espessuras.

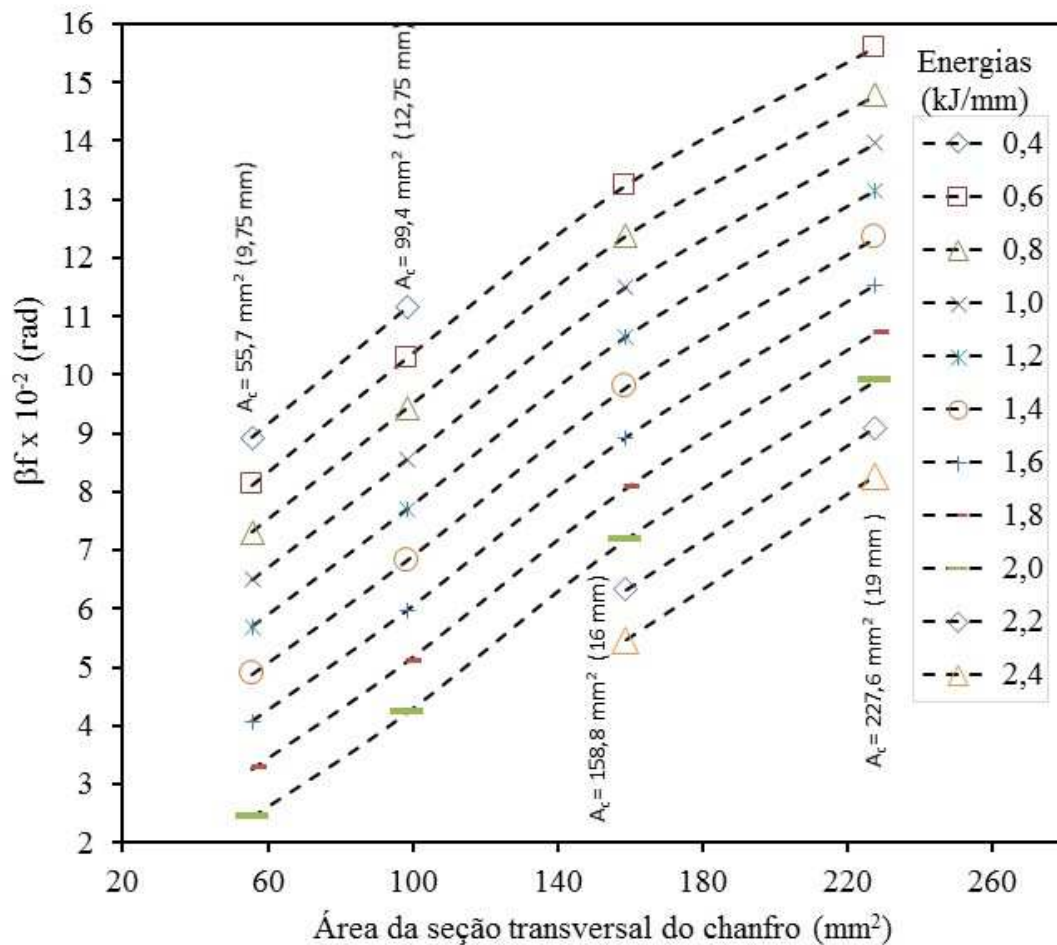


Figura 74 - Relação entre a distorção angular final (β_f) e a área da seção transversal do chanfro (A_c) para diferentes energias de soldagem - resultados originados do modelo B para as espessuras de 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm (grupos 1-4).

Através da análise preliminar, segundo a Figura 74, constatou-se que a distorção angular não segue o comportamento linear previsto pela Eq. (55), fato também comprovado através da Figura 75. Nesta figura, comparou-se a distorção angular obtida através do modelo B com o modelo D em quatro energias de soldagem (0,6; 1,0; 1,4 e 1,8 kJ/mm). Como o modelo B originou-se diretamente de dados experimentais, seus valores estão mais próximos dos resultados reais e serviram de comparação com o modelo D. Assim, comparando os dois modelos, verifica-se, através da Figura 75, que ocorreram erros significativos para as espessuras de 9,75 mm, enquanto que para as espessuras de 12,75 os erros são menores.

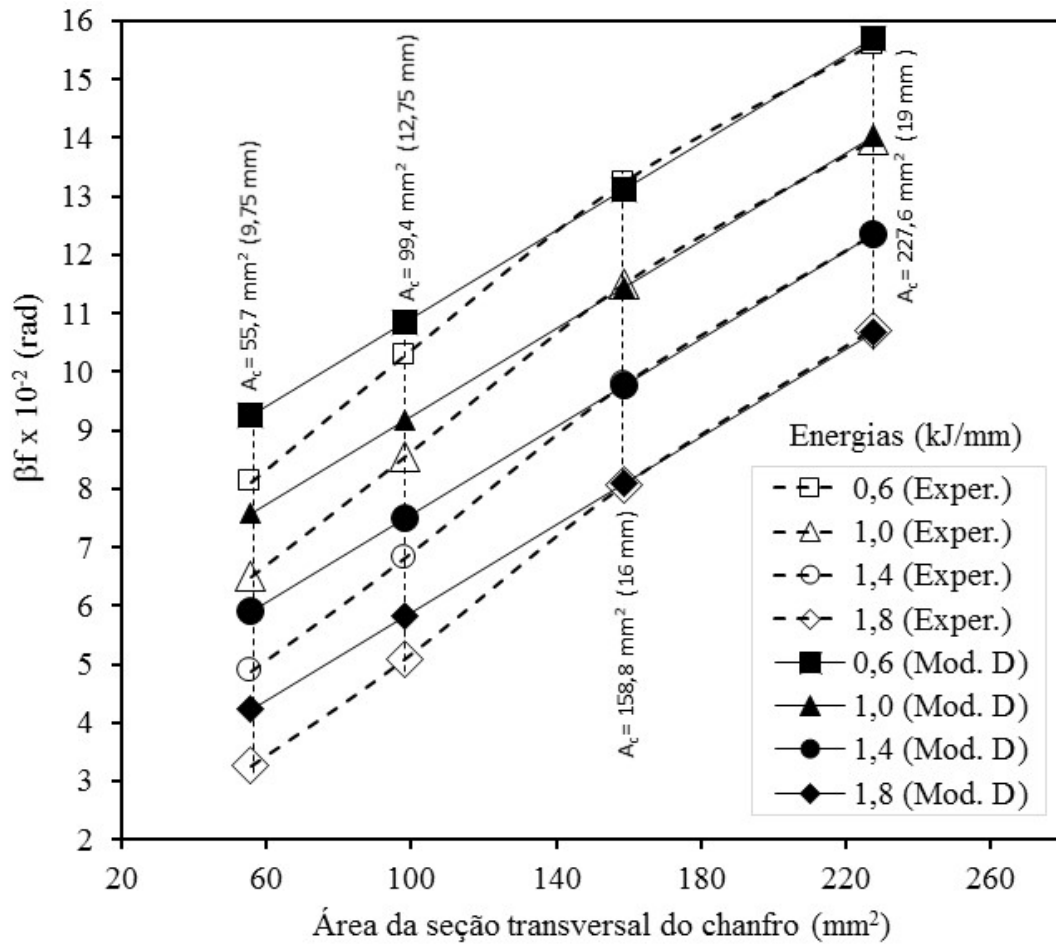


Figura 75 – Relação entre a distorção angular e área da seção transversal do chanfro para 4 energias de soldagem – comparação entre o modelo B e D.

O erro relativo (ϵ_D) entre o modelo D e o modelo B, foi determinado através da Eq. (60). Em relação ao modelo B, as equações utilizadas para o cálculo das distorções angulares (β_B) para as quatro espessuras foram, respectivamente, as Eqs. (50), (51), (58) e (59), enquanto que no modelo D, a distorção angular (β_D) foi calculada utilizando a Eq. (55). Os resultados desses cálculos encontram-se na Tabela 11.

$$\epsilon_D = 100 \cdot \frac{|\beta_B - \beta_D|}{\beta_B} \quad (60)$$

Tabela 11 – Comparação entre o modelo B e o modelo D, onde β_B – Distorção angular do modelo B; β_D – Distorção angular do modelo D e ε_D - Erro relativo do modelo D.

h (mm)	A _c (mm ²)	Modelos e Erros (ε)	Energia de soldagem (kJ/mm)										
			0.4	0.6	0.8	1.0	1.2	1.4	1.6	1.8	2.0	2.2	2.4
			Deformação (rad)										
9.75	55.7	β_B - Eq. (59)	8,9	8,1	7,3	6,5	5,7	4,9	4,1	3,3	2,5		
		β_D - Eq. (55)	10,1	9,3	8,4	7,6	6,7	5,9	5,1	4,2	3,4		
		ε_D (%)	13,5	14,8	15,1	16,9	17,5	20,4	24,4	27,3	36,0		
12.75	98.4	β_B - Eq. (58)	11,2	10,3	9,4	8,6	7,7	6,8	6,0	5,1	4,2		
		β_D - Eq. (55)	11,7	10,9	10,0	9,2	8,3	7,5	6,7	5,8	5,0		
		ε_D (%)	4,5	5,8	6,4	7,0	7,8	10,3	11,7	13,7	19,0		
16	158.8	β_B - Eq. (50)		13,2	12,4	11,5	10,6	9,8	8,9	8,1	7,2	6,3	5,5
		β_D - Eq. (55)		13,1	12,3	11,4	10,6	9,8	8,9	8,1	7,3	6,4	5,6
		ε_D (%)		0,8	0,8	0,9	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	1,4	1,6
19	227.6	β_B - Eq. (51)		15,6	14,8	14,0	13,2	12,3	11,5	10,7	9,9	9,1	8,3
		β_D - Eq. (55)		15,7	14,8	14,0	13,2	12,3	11,5	10,7	9,9	9,0	8,2
		ε_D (%)		0,6	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	1,1

Conforme Tabela 11, os erros significativos ocorreram nas espessuras de 9,75 mm, referentes às maiores energias de soldagem. Em relação às espessuras de 16 e 19 mm, o erro relativo é desprezível. Embora o modelo D tenha apresentado erros significativos na espessura de 9,75 mm, para as demais espessuras permaneceu em limites aceitáveis. Provavelmente, em chapas de espessura de 22 mm, o erro também ficaria dentro de limites admissíveis. De acordo com a Figura 75, como a distorção angular não segue um comportamento linear com o ângulo de chanfro, recomenda-se que o modelo D seja aplicado para as espessuras adjacentes às de 16 e 19 mm.

5.3.2 Desenvolvimento dos modelos E, F e G

Nesta seção são desenvolvidos os modelos analíticos relativos à etapa 3 da fase 2 da abordagem experimental. O fluxograma da Figura 76 resume esta etapa.

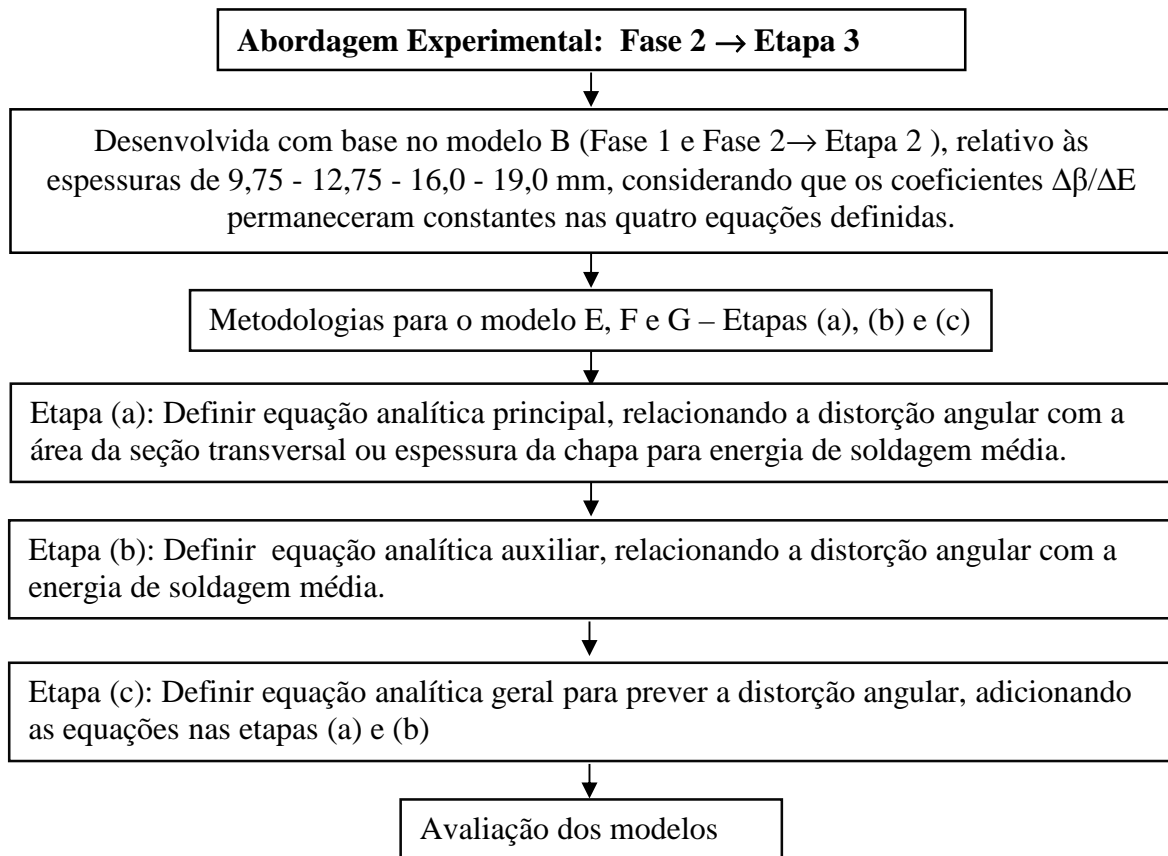


Figura 76 – Fluxograma relativo a etapa 3 da fase 2 referente à abordagem experimental com o objetivo de desenvolver os modelos E, F e G.

Ainda que o modelo D tenha apresentado limitações para prever a distorção angular de forma precisa, as análises realizadas durante o desenvolvimento da metodologia possibilitaram o desenvolvimento de novas abordagens. Assim, com base nos resultados obtidos no modelo B para as quatro espessuras, sintetizadas nas Eqs. (50), (51), (58) e (59), desenvolveu-se, inicialmente, três equações gerais para prever a distorção angular, as quais apresentam as seguintes características:

- 1) As primeiras duas relacionam a distorção angular (β) com a espessura da chapa (h) e energia de soldagem (E), ou seja, ($\beta = f(h, E)$). Essas relações funcionais serão denominadas de modelo E e modelo G, sendo que o modelo G é uma variação do modelo E.
- 2) A terceira delas relaciona a distorção angular (β) com a área da seção transversal do chanfro (A_c) e energia de soldagem (E), ou seja, ($\beta = f(A_c, E)$). Essa equação será denominada de modelo F.

Nestes modelos, a variável energia de soldagem (E) é comum aos três, sendo apenas diferenciados pela variável espessura (h) ou área da seção do chanfro (A_c). No plano cartesiano, representou-se a distorção angular no eixo das ordenadas, enquanto no eixo das abscissas, a espessura h para o modelo E ou G e área da seção transversal do chanfro A_c para o modelo F. As energias de soldagem estão representadas pelas diferentes curvas ou retas que aparecem no gráfico.

Com o objetivo de implantar os três modelos propostos, a metodologia abrange três etapas, conforme descrição na sequência.

Etapa (a)

Determinar inicialmente duas diferentes relações funcionais que descrevem o comportamento da distorção angular para a energia de soldagem média ($E_m=1,3 \text{ kJ/mm}$), correspondente ao intervalo entre 0,6 kJ/mm e 2,0 kJ/mm. A primeira delas em função da espessura (h) a ser utilizada nos modelos E ou G, enquanto a segunda em função da área da seção transversal do chanfro (A_c), a ser utilizada no modelo F. Essas duas equações serão simbolicamente representadas por $\beta(h)_{e.m}$ e $\beta(A_c)_{e.m}$, onde o índice $e.m$ representa a energia de soldagem média. A equação da etapa (a) será definida como a função principal.

Etapa (b)

Com base nas quatro equações lineares obtidas no modelo B (Figura 73) e, além disso, admitindo que elas possuam aproximadamente o mesmo coeficiente angular, determinar uma equação linear auxiliar que relaciona a distorção angular (β) com a energia de soldagem (E). Assim, essa equação assumirá a seguinte forma $\beta(E)_{\text{aux}}=-a_m.E+b$, onde $a_m=4,194 \text{ rad/(kJ/mm)}$ é a média dos coeficientes angulares das Eqs. (50), (51), (58) e (59), com $b=5,4522 \text{ rad}$, o coeficiente que foi determinado a partir da energia de soldagem média ($E_m=1,3 \text{ kJ/mm}$) considerando que para esta energia, a distorção angular é igual a zero ($\beta(E=1,3)_{\text{aux}}=0$). Assim, substituindo os valores dos coeficientes de a_m e b , obtém-se a Eq. (61).

$$\beta(E)_{\text{aux}} = -4,194.E + 5,452 \quad (61)$$

Etapa (c)

Esta etapa consiste em adicionar as equações obtidas na etapa (a) $\beta(x)_{e.m}$ e etapa (b) $\beta(E)_{aux}$, obtendo a equação geral para determinar a distorção angular em função de duas variáveis, ou seja, $\beta(x,E) = \beta(x)_{e.m} + \beta(E)_{aux}$, onde x assumirá os valores da espessura (h) nos modelos E ou G, ou a área da seção transversal do chanfro (A_c) no modelo F. A adição da equação $\beta(E)_{aux}$ (etapa a) à equação $\beta(x)_{e.m}$ (etapa b), faz com que a distorção angular varie paralelamente à equação da energia de soldagem $\beta(x)_{e.m}$. Assim, o efeito (finalidade) da equação $\beta(E)_{aux}$ é verticalizar a previsão da distorção angular, ou seja, para uma certa espessura (h) ou ângulo de chanfro (\hat{A}), a distorção varia somente em função da energia de soldagem.

5.3.2.1 Modelo E – análise da influência da energia de soldagem e da espessura da chapa

Com o propósito de obter o modelo E, primeiramente representou-se graficamente a distorção angular em função da espessura da chapa (h) para energias de soldagem variando entre 0,4 e 2,4 kJ/mm, usando um incremento de 0,2 kJ/mm, conforme Figura 77. Os dados representados nesse gráfico foram obtidos diretamente da Tabela 10 e a energia de soldagem de 1,3 kJ/mm corresponde ao valor médio no intervalo entre 0,6 kJ/mm e 2,0 kJ/mm.

Observa-se, através da Figura 77, que as curvas das energias de soldagem apresentaram paralelismo entre si e mesma distância para uma variação ΔE constante ($\Delta E = 0,2$ kJ/mm). Esse fenômeno é consequência direta dos resultados das Eqs. (50), (51), (58) e (59), as quais apresentaram aproximadamente os mesmos valores para os coeficientes angulares. Dessa forma, é possível aplicar a metodologia definida pelas três etapas.

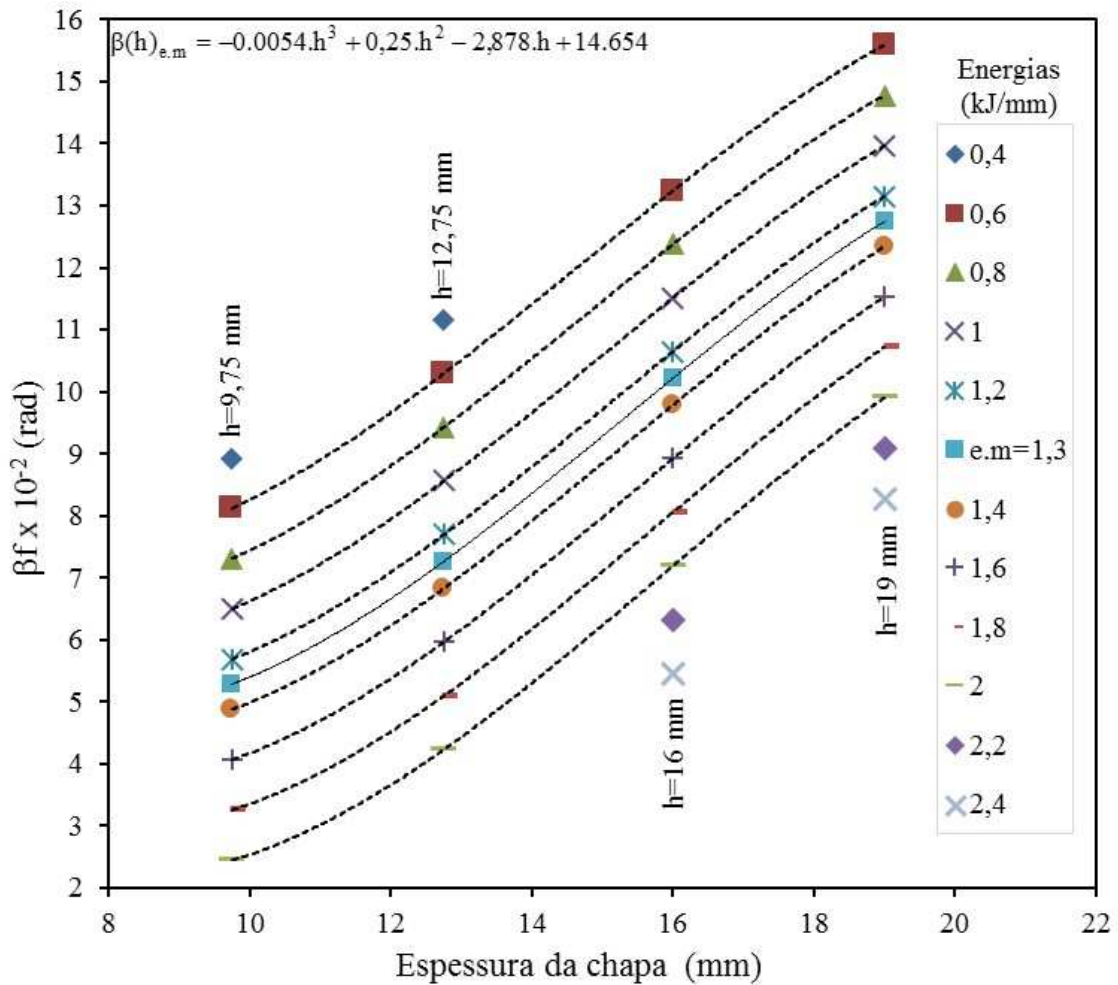


Figura 77 – Deformação angular em função da espessura da chapa (h) para diferentes energias de soldagem (E), sendo as espessuras 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm e energias no intervalo entre 0,4 kJ/mm e 2,4 kJ/mm.

Utilizando como referência a Figura 77, ajustou-se uma equação polinomial de grau 3 (Eq. (62)) para os dados da distorção angular referentes à energia de soldagem média de 1,3 kJ/mm, conforme definido na etapa 1. O coeficiente de determinação obtido $r^2=1$ indica um ajuste ideal, pois a curva ajustada passa por todos os pontos.

$$\beta(h)_{e.m} = -0.0054.h^3 + 0.25.h^2 - 2.878.h + 14.654 \quad (62)$$

Adicionando as Eqs. (61) e Eq. (62), obtém-se a Eq. (63) definida pela etapa 3, a qual será utilizada para prever a distorção angular em função das duas variáveis desejadas, ou seja, espessura da chapa (h) e energia de soldagem (E), denominado de modelo E.

$$\beta_E = -0.0054h^3 + 0,25h^2 - 2,878h - 4,194E + 20,106 \quad (63)$$

Validade do modelo β_E : $E=[0,4; 2,4]$ kJ/mm e $h=[9,75; 19,0]$ mm.

5.3.2.2 Modelo F – análise da influência da energia de soldagem e da área da seção transversal do chanfro

A mesma metodologia aplicada no modelo E também se aplicou ao modelo F, sendo que, neste caso, a distorção angular foi representada em função da área da seção transversal do chanfro (A_c) para as diferentes energias de soldagem (E), conforme Figura 78. Novamente, os dados deste gráfico foram obtidos diretamente da Tabela 10.

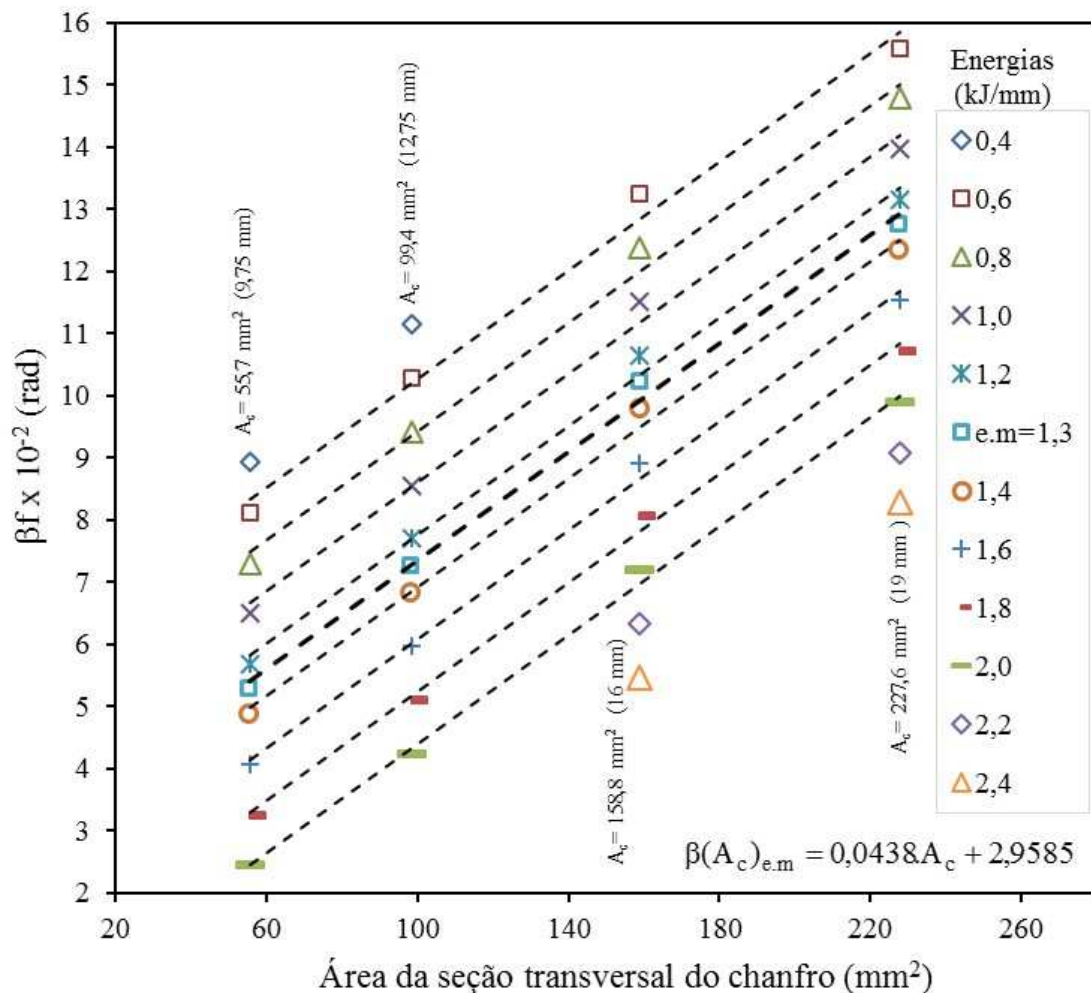


Figura 78 - Deformação angular em função da área da seção transversal do chanfro (h) e da energia de soldagem (E) para espessuras de 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm e energias no intervalo entre 0,4 kJ/mm e 2,4 kJ/mm.

Ajustando equações lineares para cada uma das energias de soldagem, observa-se através da Figura 78, que as retas resultantes do ajuste são paralelas entre si e apresentam a mesma distância para a mesma variação na energia de soldagem $\Delta E=0,2$ kJ/mm. Neste caso, portanto, também pode-se aplicar a metodologia definida previamente pelas três etapas (a, b, c).

A partir da representação da distorção angular em função da área da seção transversal do chanfro, conforme Figura 78, ajustou-se uma equação linear para os dados referentes à energia de soldagem média, conforme etapa (a), obtendo-se, assim, a Eq. (64), com um coeficiente de determinação $r^2=0,99$.

$$\beta(A_c)_{e.m} = 0,0438.A_c + 2,958 \quad (64)$$

Somando as Eqs (61) e Eq. (64), obtém-se a equação geral (Eq. (65)) do modelo F correspondente à etapa (c).

$$\beta_F = 0,0438.A_c - 4,194.E + 8,41 \quad (65)$$

Validade modelo β_F : $E=[0,4; 2,4]$ kJ/mm e $A_c=[55,7; 227,6]$ mm² ou $h=[9,75; 19,0]$ mm.

A fim de avaliar se os dois modelos podem ser utilizados para prever as distorções angulares, comparou-se os resultados experimentais com os modelos analíticos. Para tal finalidade, utilizou-se os experimentos realizados previamente nas quatro espessuras.

Para as espessuras de 16 e 19 mm, os resultados encontram-se na Tabela 12 (grupos 1 e 3) e Tabela 13 (grupos 2 e 4). Nessas duas espessuras, utilizou-se os resultados das deformações angulares para os experimentos realizados com as diferentes energias de soldagem. Além disso, o erro relativo (%) para cada um dos modelos foi determinado usando a Eq. (66), onde β_{exp} é o valor da distorção angular obtida através dos experimentos e β_M é o valor determinado a partir de cada um dos modelos, Eqs. (63) ou (65).

$$\varepsilon = 100. \frac{|\beta_{exp} - \beta_M|}{\beta_{exp}} \quad (66)$$

Tabela 12 - Comparações entre os resultados experimentais e os modelos analíticos (E e F) para os grupos 1 e 3 (quatro energias de soldagem em cada grupo).

Grupos		Grupo 1				Grupo 3			
Dimensões (mm)		400 x 300 x 16				400 x 300 x 19			
Área do chanfro A_c (mm ²)		158,8				227,6			
Número de passes		13	9	6	4	14	12	9	5
Energias (kJ/mm)		0,6	0,8	1,3	2,3	0,7	0,9	1,2	2,5
Distorções angulares 10^{-2} (rad)	Experimentos (β_{exp})	12,9	12,0	9,6	5,9	14,7	14,7	13,1	8,3
	Modelo E - Eq. (63)	13,4	12,6	10,5	6,3	15,7	14,9	13,6	8,2
	Modelo F - Eq. (65)	12,8	12,0	9,9	5,7	15,4	14,6	13,3	7,9
Erros (%) Eq. (66)	Modelo E	3,9	5,0	9,4	6,8	6,8	1,4	3,8	1,2
	Modelo F	0,8	0,0	3,1	3,4	4,8	0,7	1,5	4,8

Tabela 13 - Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) para os grupos 2 e 4 (três energias de soldagem no grupo 2 quatro no grupo 4).

Grupos		Grupo 2				Grupo 4			
Dimensões (mm)		400 x 200 x 16				400 x 200 x 19			
Área do chanfro (mm ²)		158,8				227,6			
Número de passes		9	9	6	4	14	12	9	5
Energias (kJ/mm)		0,8	0,8	1,3	2,3	0,7	0,9	1,2	2,5
Distorções angulares 10^{-2} (rad)	Experimentos (β_{exp})	11,5	11,2	9,4	6,1	14,9	14,3	12,7	8,0
	Modelo E - Eq. (63)	12,6	12,6	10,5	6,3	15,7	14,9	13,6	8,2
	Modelo F - Eq. (65)	12,0	12,0	9,9	5,7	15,4	14,6	13,3	7,9
Erros (%) Eq. (66)	Modelo E	9,6	12,5	11,7	3,3	5,4	4,2	7,1	2,5
	Modelo F	4,3	7,1	5,3	6,6	3,4	2,1	4,7	1,3

Analisando os erros na Tabela 12 e Tabela 13, observa-se que os dois modelos apresentaram boa concordância com os resultados experimentais, com leve superioridade no modelo F, apesar deste somente ser constituído por funções lineares.

Com relação às espessuras de 9,75 e 12,75 mm, devido a não realização dos experimentos no intervalo de energias definido pelo modelo B (Tabela 9), utilizou-se as distorções acumuladas ao longo dos passes do experimento inicial com o objetivo de comparar com os dois modelos analíticos. Portanto, as distorções oriundas dos experimentos que são mostradas na Tabela 14 e Tabela 15 correspondem às medidas realizadas ao longo dos passes durante o experimento, onde cada número da sequência está associado a uma energia de soldagem necessária para o enchimento completo do chanfro. Os erros relativos modificados (ϵ_{mod}) foram determinados pela Eq. (67), onde $\beta_{exp.(a)}$ são os valores das

distorções acumuladas obtidas do experimento após cada passe e β_M são os valores obtidos dos dois modelos analíticos (Eqs. (63) e (65)).

$$\varepsilon_{\text{mod}} = 100 \cdot \frac{|\beta_{\text{exp.(a)}} - \beta_M|}{\beta_{\text{Exp.(a)}}} \quad (67)$$

Tabela 14 – Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) em função das diferentes energias de soldagem para a espessura de 9,75 mm (grupo 5).

Dimensões (mm)		400 x 300 x 9,75				
Área do chanfro (mm ²)		55,7				
Número de passes		2	3	4	5	6
Energias de soldagem (kJ/mm)		0,4	0,5	0,6	1,0	2,0
Distorções angulares 10 ⁻² (rad)	Experimento ($\beta_{\text{exp.(a)}}$)	9,2	8,9	7,7	5,8	2,8
	Modelo E - Eq. (63)	9,1	8,7	8	6,6	2,4
	Modelo F - Eq. (65)	9,2	8,8	8,1	6,7	2,5
Erros (%) - Eq. (67)	Modelo E	1,1	2,2	3,9	13,8	14,3
	Modelo F	0,0	1,1	5,2	15,5	10,7

Tabela 15 - Comparações entre os resultados experimentais e modelos analíticos (E e F) em função das diferentes energias de soldagem para a espessura de 12,75 mm (grupo 6).

Dimensões (mm)		400 x 300 x 12,75						
Área do chanfro (mm ²)		98,4						
Número de passes		3	4	5	6	7	8	9
Energias de soldagem (kJ/mm)		0,46	0,52	0,61	0,73	0,91	1,21	1,82
Distorções angulares 10 ⁻² (rad)	Exper. ($\beta_{\text{exp.(a)}}$)	11,1	10,8	10,4	9,6	8,9	7,1	5,4
	Modelo E - Eq. (63)	10,9	10,7	10,3	9,8	9	7,8	5,2
	Modelo F - Eq. (65)	10,8	10,5	10,2	9,7	8,9	7,6	5,1
Erros (%) - Eq. (67)	Modelo E	1,8	0,9	1,0	2,1	1,1	9,9	3,7
	Modelo F	2,7	2,8	1,9	1,0	0,0	7,0	5,6

Pode-se verificar, através da Tabela 14 e Tabela 15, que houve concordância entre os resultados experimentais e os modelos analíticos (E e F) para ambas as espessuras (9,75 e 12,75 mm). Os erros mais significativos ocorreram para a espessura de 9,75 mm, referentes às energias de soldagem mais elevadas, 1,0 e 2,0 kJ/mm (Tabela 14). Nessa espessura, os maiores erros foram de 13,8 % e 15,5 % no modelo F, enquanto que no modelo E o maior erro foi de 14,3 %. Contudo, deve-se notar que nas maiores energias de soldagem, a distorção angular é menor e, portanto, o erro relativo tende a ser maior. Comparando os dois modelos

com relação às espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm, pode-se verificar que eles produziram erros semelhantes.

5.3.2.3 Modelo G – análise da influência da energia de soldagem e espessura da chapa

Embora no modelo E utilizou-se um polinômio de grau 3 para descrever a distorção angular em função da espessura na equação da energia de soldagem média ($\beta(h)_{e.m}$), conforme Figura 77 e Eq. (62), uma equação linear teria efeitos similares, porém com erros superiores. Portanto, aplicando a mesma metodologia empregada no modelo E, considerando, no entanto, que a distorção angular varia linearmente com a espessura da chapa no ponto médio da energia de soldagem, determinou-se o modelo G, conforme Eq. (68).

$$\beta_G = 0,818.h - 4,2.E + 2,97 \quad (68)$$

Validade modelo β_G : $E=[0,4; 2,4]$ kJ/mm e $h=[9,75; 19,0]$ mm.

A Tabela 16 mostra os erros relativos (%) entre os resultados experimentais e o modelo analítico G para os experimentos do grupo 1, 3, 5 e 6. Os erros foram calculados através da Eq. (66) para os grupos 1 e 3 e da Eq. (67) para os grupos 5 e 6.

Tabela 16 – Erros (%) apresentados pelo modelo E modificado para as diferentes energias de soldagem para grupos 1, 3, 5 e 6.

Grupo 1	Energia soldagem (kJ/mm)	0,6	0,8	1,3	2,3			
16,0 mm	Erro (%) - Eq. (66)	5,0	5,8	10,4	8,5			
Grupo 3	Energia soldagem (kJ/mm)	0,7	0,9	1,2	2,5			
19,0 mm	Erro (%) - Eq. (66)	6,0	0,2	2,9	3,4			
Grupo 5	Energia soldagem (kJ/mm)	0,4	0,5	0,6	1,0	2,0		
9,75 mm	Erro (%) - Eq. (67)	0,2	0,6	4,0	14,0	13,6		
Grupo 6	Energia soldagem (kJ/mm)	0,46	0,52	0,61	0,73	0,91	1,2	1,8
12,75 mm	Erro (%) - Eq. (67)	3,3	3,9	4,2	7,7	7,6	17,8	8,2

Verifica-se, através da Tabela 16, que em apenas três, no contexto de dezenove energias, o erro relativo foi superior a 10 % (valores em negrito). Dessa forma, o modelo G pode ser uma alternativa ao modelo E.

5.3.3 Avaliação dos modelos sob novas condições experimentais

Para condições experimentais diferentes das utilizadas no desenvolvimento dos modelos analíticos, novos experimentos e novas avaliações devem ser executados a fim de verificar sua validade. Visto que nos experimentos realizados nos grupos 7 e 8 (espessura 9,75 mm) os parâmetros de soldagem divergem dos utilizados no desenvolvimento dos modelos, é recomendável que a validade seja avaliada, nesses grupos. Enquanto nos grupos 1-6 a corrente elétrica permaneceu entre 275 a 290 A e a tensão elétrica entre 24 e 25 V, nos grupos 7 e 8 os valores foram significativamente inferiores, sendo que os valores médios foram 163 A e 22 V. Além disso, no grupo 8 também se variou o ângulo do chanfro em 30, 60 e 90 graus. Assim será possível avaliar os modelos nessas novas condições.

5.3.3.1 Avaliação da influência dos parâmetros de soldagem nos modelos desenvolvidos

A fim de se verificar a validade dos modelos analíticos (E, F e G) quando os parâmetros de soldagem diferem dos utilizados nos modelos originais, esses foram comparados com os resultados experimentais do grupo 7, conforme a Tabela 17. Nesses experimentos, as energias de soldagem permaneceram no intervalo em que os modelos são válidos. Os erros foram determinados utilizando a Eq. (66).

Tabela 17 – Comparação entre os resultados experimentais e os modelos analíticos (E, F e G) para o grupo 7, quando os parâmetros da corrente e da tensão elétrica diferem daqueles utilizados originalmente no desenvolvimento dos modelos.

Dimensões (mm)		400 x 280 x 9,75				
Área do chanfro (mm ²)		55,6				
Número de passes		6	6	5	5	3
Energias de soldagem (kJ/mm)		0,4	0,4	0,6	0,6	1,1
		Experimentos (β_E)				
Distorções angulares 10 ⁻² (rad)	Modelo E - Eq. (63)	9,1	9,1	8,3	8,3	6,2
	Modelo F - Eq. (65)	9,2	9,2	8,3	8,3	6,2
	Modelo G - Eq. (68)	9,3	9,3	8,4	8,4	6,3
Erros (%) - Eq. (66)	Modelo E	1,8	6,9	6,9	4,7	19,1
	Modelo F	1,4	6,4	6,4	4,3	19,9
	Modelo G	0,4	5,5	5,3	3,2	21,6

Verifica-se, através da Tabela 17, que os três modelos apresentaram boa concordância com os resultados experimentais, mesmo quando os parâmetros da corrente e da tensão elétrica diferem daqueles usados originalmente no desenvolvimento dos modelos. Ainda que as avaliações tenham sido realizadas somente na espessura de 9,75 mm e, ainda, em um único grupo de experimentos, é provável que esses modelos sejam passíveis de utilização para prever a distorção angular em outras condições de corrente e tensão elétrica, bem como em outras espessuras. Conforme é possível verificar através desta tabela, somente na energia de soldagem de 1,1 kJ/mm o erro foi considerável. Embora nessa energia o erro tenha sido maior, seu valor é dependente da aplicação prática da estrutura.

5.3.3.2 Influência da área do chanfro na distorção angular quando essa varia através do ângulo de chanfro – Definição do modelo H

De acordo com o modelo F (Eq. (65)), a equação analítica utilizada para prever a distorção angular foi determinada em função da área da seção transversal do chanfro, ao invés da espessura da chapa. No entanto, no desenvolvimento desse modelo, a área do chanfro (Eq. (43)) variou somente com a espessura, sendo mantidos constantes os demais parâmetros geométricos, tais como: ângulo do chanfro (\hat{A}), altura de nariz (h_{nariz}) e abertura de raiz (a_r). Portanto, a fim de verificar se o modelo F pode ser utilizado para prever a distorção angular quando a área do chanfro varia em função do ângulo, mantendo constantes os demais parâmetros geométricos, os experimentos do grupo 8 foram utilizados. No grupo 8, três diferentes ângulos foram testados, sendo que os parâmetros da tensão, corrente, velocidade de soldagem e energia de soldagem foram mantidos constantes, assumindo os seguintes valores, respectivamente: 22 Volts; 163 Amperes; 8,5 mm/s e 0,4 kJ/mm. Assim, com base nos dados experimentais do grupo 8, elaborou-se a Tabela 18, onde é possível comparar os resultados experimentais com o do modelo F. Conforme Tabela 18, com exceção do ângulo de 60 graus em que houve uma boa concordância entre os resultados experimentais e o modelo F, nos demais ângulos as diferenças foram significativas. A boa concordância no ângulo de 60 graus deveu-se ao fato de que o modelo F foi desenvolvido mantendo constante o valor desse ângulo. Portanto, de acordo com a Tabela 18 não é possível utilizar esse modelo para prever a distorção angular para ângulos de chanfro diferentes de 60 graus. Além disso, pode-se concluir que o efeito da área do chanfro na distorção angular é diferente quando a variação desta área ocorre através da espessura ao invés do ângulo.

Tabela 18 – Comparação entre os resultados experimentais e o modelo analítico F para o grupo 8, quando a área do chanfro varia somente em função do ângulo e os parâmetros de soldagem diferem daqueles utilizados no desenvolvimento dos modelos.

Dimensões (mm)		400 x 280 x 9,75		
Energia de soldagem (kJ/mm)		0,4		
Número de passes				
Ângulo do chanfro (graus)		30°	60°	90°
Área da seção transversal (mm ²)		33,3	55,6	86,1
Distorções angulares 10 ⁻² (rad)	Experimentos (β_{exp})	5,2	8,8	16,8
	Modelo F - Eq. (65)	8,2	9,2	10,5
Erros	$e = \beta_{exp} - \beta_M$ (rad)	-3	-0,4	6,3
	ε - Eq. (66)	57,5	4,2	37,5

Analisando a Figura 79, fica claro que o aumento na área da seção transversal do chanfro, através do ângulo, tem um efeito significativamente maior sobre a distorção angular comparado ao aumento produzido pelo aumento da espessura da chapa (modelo F).

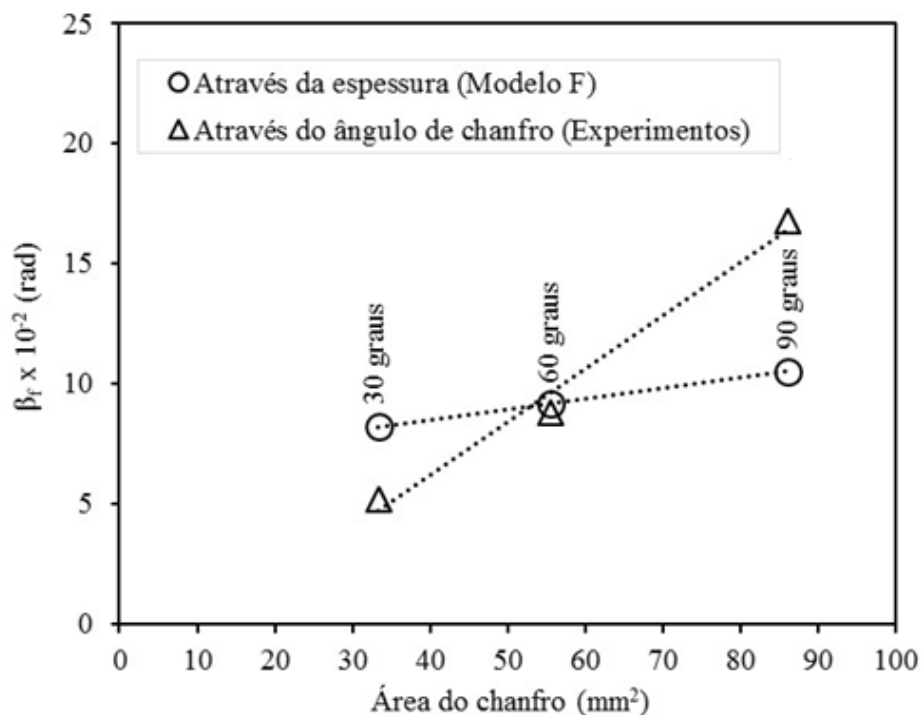


Figura 79 – Comparação entre o modelo analítico F e os resultados experimentais do grupo 8 para os ângulos de 30, 60 e 90 graus.

Modificação do modelo F considerando a influência do ângulo de chanfro na distorção – Modelo H

De acordo com as análises realizadas utilizando a Tabela 18 e a Figura 79, conclui-se que se a variação da área da seção transversal ocorrer através do ângulo de chanfro, ao invés da espessura da chapa, o modelo F não pode ser utilizado para prever a distorção angular. Porém, admitindo que o mesmo comportamento observado na Figura 79 também se manifesta para as demais espessuras e parâmetros de soldagem, então, pode-se modificar esse modelo considerando também o efeito do ângulo do chanfro sobre a distorção angular. A partir dos dados obtidos da Tabela 18, representou-se graficamente os erros absolutos em função do ângulo de chanfro, conforme Figura 80, sendo que os erros absolutos são determinados pelas diferenças entre os resultados experimentais e o modelo F, ou seja, $e = (\beta_{\text{exp}} - \beta_M)$.

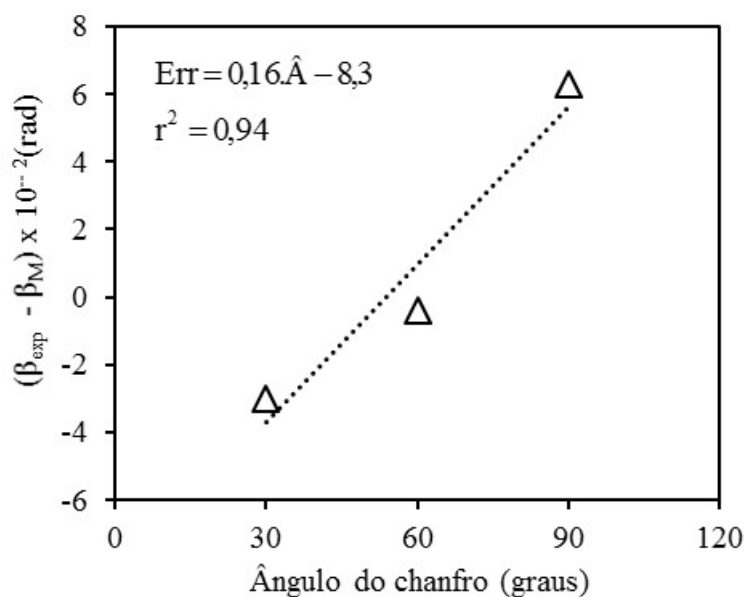


Figura 80- Comportamento das diferenças das distorções angulares em função do ângulo do chanfro, determinadas a partir dos experimentos e o modelo F.

A partir da relação existente entre os erros absolutos e o ângulo de chanfro, determinou-se uma relação linear (Err) dada pela Eq. (69) que, ao ser adicionado à Eq. (65) (modelo F), permite considerar o efeito do ângulo de chanfro sobre a distorção angular final, conforme Eq. (70), sendo denominada como modelo H. Visto que na Eq. (70) a área do chanfro varia somente em função da espessura, então a distorção angular nessa equação será

função da espessura (h), energia de soldagem (E) e ângulo de chanfro (\hat{A}), ou seja, $\beta = f(h, E, \hat{A})$.

$$\text{Err} = 0,16.\hat{A} - 8,3 \quad (69)$$

$$\beta_H = 0,044.A_c - 4,2.E + 0,16.\hat{A} - 0,1 \quad (70)$$

Embora para validação do modelo H sejam necessários um maior número de experimentos a fim de avaliar o ângulo de chanfro, os parâmetros de soldagem e espessuras das chapas, a intenção por ora é indicar uma metodologia que possa ser melhor analisada em trabalhos futuros.

5.3.4 Considerações finais

A partir das análises realizadas relativas ao modelo B (grupos 1 e 3) e considerando os resultados experimentais para as espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm (grupos 5 e 6), desenvolveu-se novos modelos para previsão da distorção angular. Nesses modelos, levou-se em conta os efeitos de outras variáveis, além da energia de soldagem considerada no desenvolvimento do modelo B. Dessa forma, os efeitos da espessura da chapa, área da seção transversal do chanfro e ângulo do chanfro foram considerados. Além disso, avaliou-se, também, a influência da energia de soldagem quando ela varia através da corrente e da tensão elétrica. Por fim, um quinto modelo (modelo H) foi proposto levando em consideração três variáveis, sendo elas: energia de soldagem, área da seção transversal do chanfro dependente da espessura e ângulo do chanfro.

Nos modelos D, E, F e G, a equação para a previsão da distorção angular foi definida em função de duas variáveis, sendo uma delas a energia de soldagem e a outra, a espessura da chapa ou a área do chanfro. Assim, cada um dos quatro modelos, originou-se da soma de outras duas funções analíticas, estando, cada uma delas, relacionada a uma dessas variáveis. A primeira delas, é a função principal, apresenta comportamento linear ou polinomial e está relacionada com a espessura da chapa ou área da seção transversal do chanfro, sendo determinada para a energia de soldagem média, ou seja, $\beta(h)_{e.m}$ ou $\beta(A_c)_{e.m}$. A segunda, apresenta comportamento linear, relacionado à energia de soldagem, sendo

proveniente diretamente do modelo B e denominada como $\beta(E)_{aux}$, a qual verticaliza a previsão da distorção em uma dada espessura ou em uma área da seção transversal do chanfro. Enquanto o modelo D obteve-se dos experimentos das espessuras de 16 mm e 19 mm (grupos 1 e 3), os modelos E, F e G originaram-se das quatro espessuras, ou seja, 9,75 mm, 12,75 mm, 16 mm e 19 mm (grupos 1, 3, 5, 6). Porém, em ambas as situações, os modelos foram desenvolvidos a partir do modelo B. As principais características dos modelos D, E, F e G estão resumidas na Tabela 19, ou ainda, de forma detalhada, conforme segue:

- No modelo D, a previsão da distorção angular foi expandida para outras espessuras, além das de 16 mm e 19 mm, tais como, 9,75 mm, 12,75 mm e 22 mm. Nesse modelo, a distorção angular foi definida em função da energia de soldagem e área da seção transversal do chanfro, ou seja, $\beta_D=f(A_c,E)$, sendo que as duas funções a serem somadas possuem formas lineares.
- No modelo E, a previsão da distorção angular foi definida em função da espessura da chapa e energia de soldagem, ou seja, $\beta_E= (h,E)$. Nesse caso, a função relacionada à espessura possui comportamento polinomial de terceira ordem.
- No modelo F, a previsão da distorção angular foi definida em função da área do chanfro e energia de soldagem, ou seja, $\beta_F= (A_c,E)$. Ambas as funções originais a serem somadas possuem comportamento linear.
- No modelo G, a previsão da distorção angular foi definida em função da área do chanfro e energia de soldagem, ou seja, $\beta_G= (h,E)$. Ambas as funções originais a serem somadas possuem comportamento linear.

Tabela 19 – Resumo das principais características dos modelos D, E, F e G para previsão das distorções angulares.

Modelo	Função Principal	Origem modelos (Grupos)	Aplicações		Funções auxiliares	Tipo das funções
			Espessuras (mm)	Energias (kJ/mm)		
D	$\beta_D=f(A_c,E)$	1 e 3	9,75; 12,75 16,0 e 19,9	Entre 0,4 e 2,4	$\beta(A_c)_{e.m}$ $\beta(E)_{aux}$	Linear Linear
E	$B_E=f(h,E)$	1, 3, 5 e 6	9,75; 12,75 16,0 e 19,9	Entre 0,4 e 2,4	$\beta(h)_{e.m}$ $\beta(E)_{aux}$	Linear Polin. 3º grau
F	$B_F=f(A_c,E)$	1, 3, 5 e 6	9,75; 12,75 16,0 e 19,9	Entre 0,4 e 2,4	$\beta(A_c)_{e.m}$ $\beta(E)_{aux}$	Linear Linear
E	$B_G=f(h,E)$	1, 3, 5 e 6	9,75; 12,75 16,0 e 19,9	Entre 0,4 e 2,4	$\beta(h)_{e.m}$ $\beta(E)_{aux}$	Linear Linear

5.3.5 Conclusões

As principais conclusões a respeito dos experimentos realizados e os modelos desenvolvidos foram:

- O comportamento das distorções angulares em função da energia de soldagem para as espessuras de 9,75 mm e 12,75 mm assemelham-se às espessuras de 16 e 19 mm.
- A partir da constatação do comportamento linear similar entre a distorção angular e a energia de soldagem para as diferentes espessuras, modelos para prever a distorção angular foram desenvolvidos.
- Com base nos modelos analíticos obtidos, pode-se prever a distorção angular tendo como dados a energia de soldagem e a espessura da chapa. Uma alternativa à espessura da chapa é utilizar a área do chanfro que varia com a espessura da chapa.
- O modelo D relacionando a distorção angular com a espessura da chapa e energia de soldagem e que foi definido a partir dos experimentos das chapas de espessura de 16 e 19 mm, apresentou erros consideráveis em chapas de espessura de 9,75 mm.
- Existe a perspectiva de que os modelos E, F e G sejam válidos mesmo quando a energia de soldagem varie também através da corrente e a tensão elétrica.
- Os modelos analíticos determinados são válidos somente quando a área do chanfro varia através da espessura. Se a área do chanfro variar através do ângulo do chanfro, estudos mais aprofundados deverão ser realizados.
- O modelo H foi proposto a fim de considerar também o efeito da variação do ângulo de chanfro na distorção angular, porém mais experimentos e análises devem ser realizados para validar o modelo.

CAPÍTULO VI

ADEQUAÇÃO DE MODELO ANALÍTICO PARA PREVISÃO DA DISTORÇÃO ANGULAR BASEADO NO PARÂMETRO DE ENERGIA DE SOLDAGEM

6.1 Introdução

A presente investigação teve como objetivo principal o desenvolvimento de um método para prever a distorção angular na soldagem multipasse, em juntas a topo com chanfro simples V. O desenvolvimento desse método foi baseado no uso de uma equação analítica encontrada na literatura junto com um grupo de experimentos utilizados para validar essa equação. Os experimentos realizados permitiram avaliar o método proposto sob diferentes circunstâncias, tais como: espessuras de chapas, ângulos de chanfro e energia de soldagem. Dessa forma, utilizou-se os seguintes experimentos:

- Soldagem de corpos de prova de espessura de 16 e 19 mm com ângulos de chanfro de 60 graus, usando quatro energias de soldagem para cada espessura;
- Soldagem de corpos de prova de 9,75 mm de espessura, utilizando três ângulos de chanfro (30, 60 e 90 graus) e uma energia de soldagem.

O método proposto foi avaliado durante a soldagem (ao longo dos passes) e após a soldagem (distorção final). Durante a soldagem, utilizou-se apenas os experimentos envolvendo os corpos de prova com espessuras de 16 e 19 mm, enquanto que após a soldagem, as três espessuras foram avaliadas (9,75; 16,0 e 19,0 mm).

6.2 Fundamentação Teórica do Método Analítico Baseado no Parâmetro de Energia de Soldagem

A metodologia proposta para a previsão da distorção angular (β_s) na soldagem de juntas a topo com chanfro simples V fundamentou-se no método analítico desenvolvido por *Sato e Terasaki* e descrito por Wang et al. (2008), de acordo com a Eq. (71). Essa equação foi desenvolvida para prever a distorção angular na soldagem “*bead-on-plate*”. Pode-se observar, por esta equação, que a distorção angular (β) depende somente da espessura da chapa (h) e da energia de soldagem (E), ou da razão E/h^2 .

$$\beta = \frac{0,1061 \cdot (E / h^2)}{(E / h^2 - 6,16)^2 + 73,6} \quad (71)$$

O comportamento da distorção angular (β) em função da espessura da chapa (h) para duas energias de soldagem ($E1=600$ J/mm e $E2=1500$ J/mm) e descrito pela Eq. (71) é mostrado na Figura 81. Analisando a curva da energia de soldagem ($E1 = 600$ J/mm), nota-se que a distorção angular é menor para pequenas e grandes espessuras. Para pequenas espessuras, este comportamento está relacionado com uma maior uniformidade de temperatura através da espessura da chapa. No entanto, para grandes espessuras, a maior rigidez impede uma maior distorção, mesmo que os gradientes de temperatura sejam elevados. No segundo caso, a espessura da chapa e a resistência mecânica do material (módulo de elasticidade e tensão de escoamento) são os responsáveis pela elevada resistência à deformação, pois ambos apresentam valores elevados. Pode-se verificar, pela Figura 81, que o aumento da energia de soldagem de $E1$ para $E2$ ($E2 = 1500$ J / mm) desloca a curva em direções a maiores espessuras.

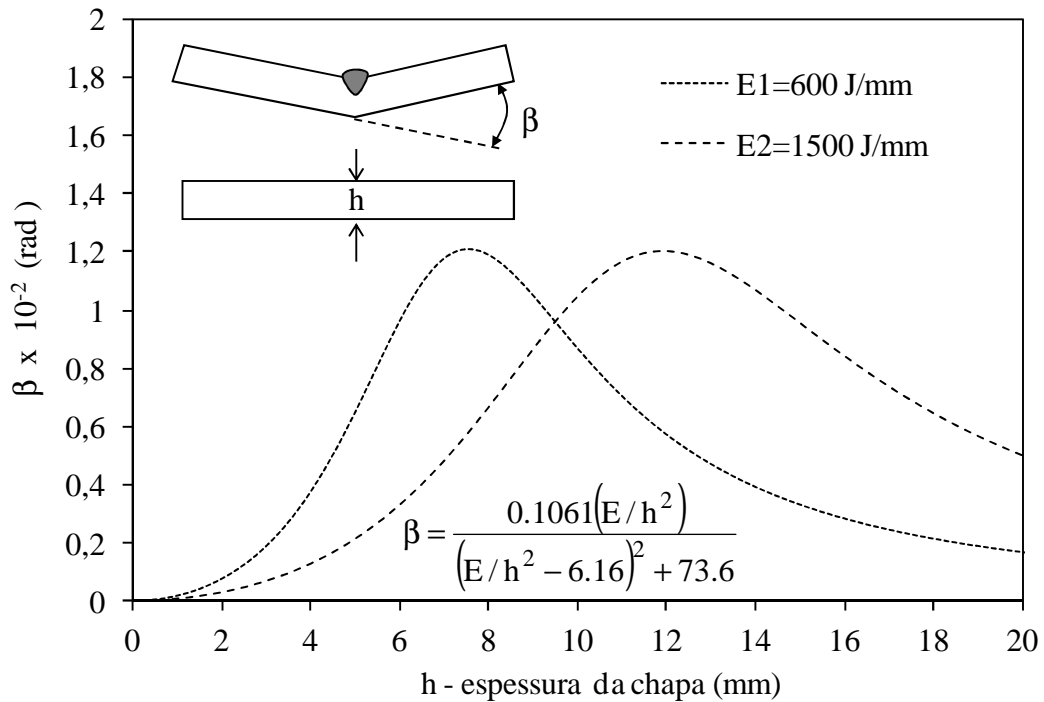


Figura 81 – Comportamento da distorção angular em função da espessura da chapa (h) para duas energias de soldagem ($E1$ e $E2$), de acordo com a Eq.(71). Fonte - adaptado de Okerblon (1950).

De acordo com a Eq. (71), a distorção angular (β) é o resultado dos efeitos combinados da energia de soldagem e da espessura da chapa (h). Conseqüentemente, a distorção angular pode ser representada como uma função da razão E/h^2 , como mostrado na Figura 82. No presente trabalho, essa razão também será denominada como parâmetro de energia de soldagem. A variação da razão E/h^2 modifica o campo de temperatura transiente do componente soldado e, como consequência, altera os gradientes de temperatura e a resistência mecânica do material (módulo de elasticidade e tensão do escoamento) na direção da espessura da chapa [Okerblon, 1950]. Dessa forma, esse parâmetro tem importância fundamental na magnitude da distorção angular, pois enquanto o aumento do gradiente de temperatura age no sentido de produzir uma força favorável à distorção angular, o aumento da resistência mecânica age no sentido oposto de modo a impedi-la. Segundo Pilipenko (2001) o parâmetro E/h^2 representa a não uniformidade de temperatura na direção da espessura da chapa e, dessa forma, ele é o principal responsável pela distorção angular.

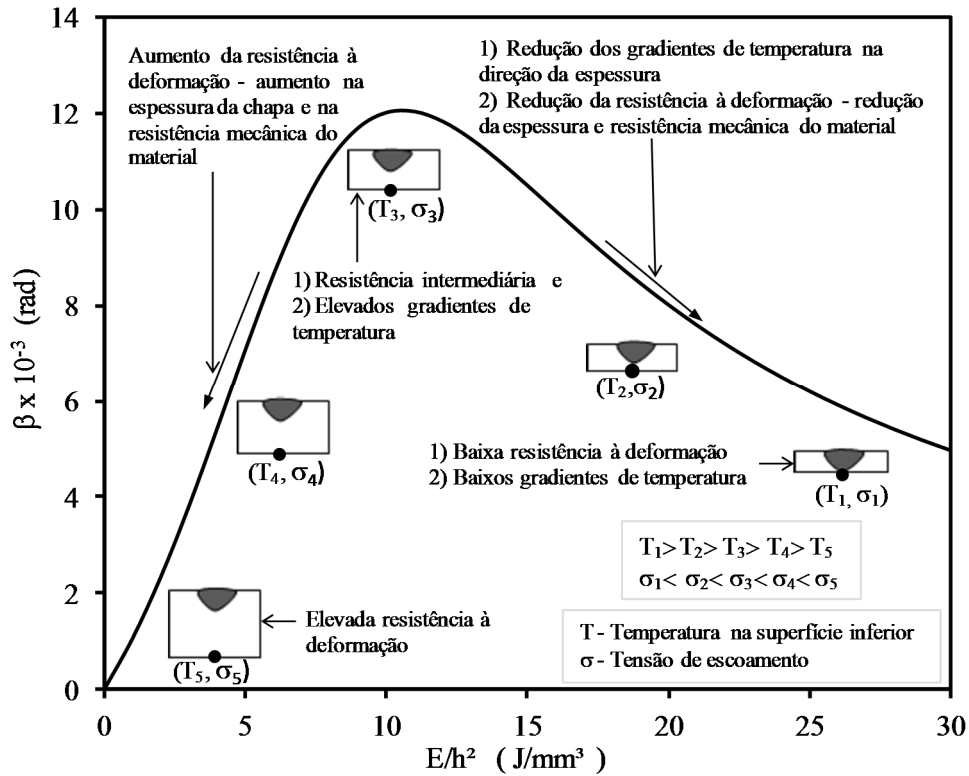


Figura 82 – Distorção angular (β) em função da razão E/h^2 (Wang et al., 2008).

Considerando que a energia de soldagem seja mantida constante e a curva da distorção angular da Figura 82 obtida simplesmente pela variação da espessura da chapa, estabeleceu-se as seguintes considerações:

- 1) À esquerda do ponto de máxima distorção ($E/h^2 < 10 \text{ J/mm}^3$), um acréscimo na espessura da chapa reduz gradualmente a distorção angular (Figura 82). Esse fenômeno está diretamente relacionado com o aumento da resistência à deformação e é produzido pelos efeitos combinados do aumento da espessura da chapa e resistência mecânica do material. À medida que a espessura da chapa aumenta, a temperatura máxima em sua superfície inferior diminui, causando um aumento gradual na resistência mecânica do material e, conseqüentemente, na resistência à deformação.
- 2) À direita do ponto de máxima distorção ($E/h^2 > 10 \text{ J/mm}^3$), a redução da espessura da chapa diminui gradualmente a distorção angular, embora, nesse caso, a resistência à deformação também diminua. Esse fenômeno está diretamente relacionado com o aumento da uniformidade térmica através da espessura da chapa, na medida em que sua espessura diminui.

- 3) O ponto de máxima distorção combina elevados gradientes de temperatura com uma resistência mecânica intermediária, ambos na direção da espessura da chapa. Nesse caso, a temperatura mais elevada na superfície inferior é a principal razão da baixa resistência à deformação. A consequência disso é a menor resistência do metal da chapa devido aos baixos valores das propriedades mecânicas (módulo de elasticidade e tensão de escoamento), permitindo, dessa forma, maiores distorções.

Os três efeitos relatados também podem ser obtidos variando a energia de soldagem ou ambos os parâmetros (E/h^2) ao mesmo tempo. Na Eq. (71), a variação da energia de soldagem pode ser produzida, indiferentemente, ou pela mudança na corrente de soldagem e tensão, ou através da velocidade de soldagem. O aumento da corrente tende a produzir maiores penetrações e, conseqüentemente, uma maior uniformidade de temperatura, afetando, dessa forma, o comportamento da distorção angular (Manurung et al., 2013). Outra questão relevante é a forma da geometria do cordão de solda. Estudos realizados por Okano et al. (2016) demonstraram que variações na forma da geometria de cordão de solda influenciam no comportamento da deformação angular, mesmo que os parâmetros de soldagem sejam os mesmos. No entanto, esse fato é desconsiderado na Eq. (71).

6.3 Metodologia Proposta para Adequação do Método Analítico

Usando como referência a Eq. (71), desenvolveu-se uma metodologia para prever a distorção angular na soldagem multipasse em juntas a topo com chanfro em simples V. Na metodologia proposta foram estabelecidas as seguintes hipóteses:

- Os cordões de solda são depositados em camadas planas, um passe por camada (Figura 83);
- Na Eq. (71), a espessura da chapa (h) foi substituída pela espessura acumulada da solda (h_i) após cada passe. Além disso, a equação foi multiplicada por uma constante ($K_e = 1,745$) para ajustá-la ao caso estudado (valor determinado experimentalmente);
- A espessura acumulada do último passe de solda é limitada à espessura da chapa, desprezando a altura do reforço;
- A análise é realizada utilizando a energia de soldagem nominal (eficiência térmica = 100%);
- As perdas do metal de solda devido a respingos devem ser desprezadas.

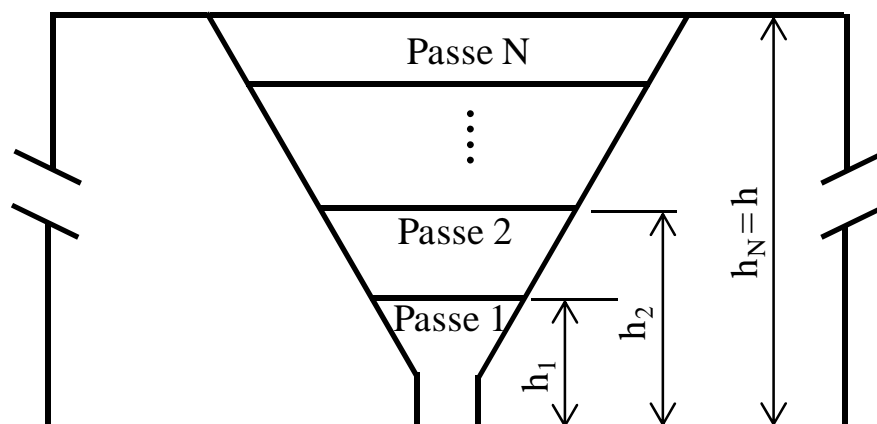


Figura 83 - Geometria dos cordões de solda depositados sobre uma junta de topo com chanfro simples V usada no método proposto para prever a distorção angular.

A solução para o problema pode ser dividida em duas etapas, a saber:

- 1) Na etapa 1, a espessura acumulada da solda deve ser determinada usando as informações geométricas da Figura 84 e a sequência de passos 1-4 descritos na seção 6.3.1.
- 2) Na etapa 2, a distorção angular para cada passe e a distorção angular final devem ser determinadas através dos passos 5 e 6, conforme seção 6.3.1.

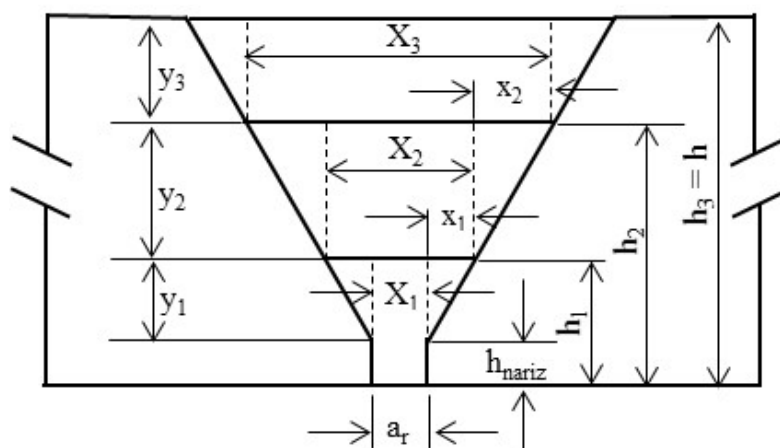


Figura 84 - Parâmetros geométricos utilizados na determinação da espessura acumulada da solda, após cada cordão depositado (exemplo com três passes).

6.3.1 Passos para implementação da metodologia proposta

A fim de auxiliar a implantação da metodologia proposta para prever a distorção angular, definiu-se a sequência de passos, conforme descrição que segue.

Passo 1: determinar a área da seção transversal em mm^2 (A_p) correspondente ao metal de solda depositado para o passe da raiz (A_{pr}) e o passe de enchimento (A_{pe}) através da Eq. (44), conforme descrito na seção 5.2.2.

Passo 2: determinar o número total de passes necessários (N) para o completo enchimento do chanfro através da Eq. (46), juntamente com as Eqs. (43) e (45). A Eq. (43) é utilizada para determinar a área da seção transversal do chanfro em mm^2 , incluindo a área de reforço (fator multiplicador = 1,2), enquanto a Eq. (45) é utilizada para calcular o número de passes de enchimento (N_e). Essas equações foram descritas na seção 5.2.2.

Passo 3: determinar a espessura acumulada do metal de solda depositado no passe de raiz (h_1) através da Eq. (74), juntamente com as Eqs. (72) e (73) e os parâmetros geométricos da Figura 84 (X_1 , a_r , y_1 , h_{nariz}). Na equação (73) \hat{A} é o ângulo do chanfro

$$X_1 = a_r \quad (72)$$

$$y_1^2 \tan(\hat{A} / 2) + X_1 y_1 - (A_{pr} - a_r h_{\text{nariz}}) = 0 \quad (73)$$

$$h_1 = h_{\text{nariz}} + y_1 \quad (74)$$

Passo 4: determinar a espessura acumulada do metal de solda depositado para os passes de enchimento (h_i) através da Eq. (79), em conjunto com as Eqs. (75)-(78). Os parâmetros geométricos utilizados nestas equações encontram-se na Figura 84 (X_1 , y_1 , x_1 , X_i , y_i), onde i é o i -ésimo passe de solda variando entre 2 e N . Deve-se repetir o cálculo das Eqs. (76)-(79), de modo que $i = N$. Além disso, nos últimos passes, quando $h_i > h$, a espessura acumulada da solda (h_i) nesses passes deve ficar limitada à espessura da chapa (h).

$$x_1 = y_1 \tan(\hat{A} / 2) \quad (75)$$

$$X_i = 2x_{i-1} + X_{i-1} \quad (76)$$

$$y_i^2 \cdot \tan(\hat{A}/2) + X_i \cdot y_i - A_{pe} = 0 \quad (77)$$

$$x_i = y_i \cdot \tan(\hat{A}/2) \quad (78)$$

$$h_i = h_{i-1} + y_i \quad (79)$$

Passo 5: determinar a distorção angular (β_i) para cada passe, através da Eq. (80), onde E é a energia de soldagem nominal em J/mm e h_i é a espessura acumulada da solda após o i-ésimo passe em mm, com o índice i variando entre 1 e N. A Eq. (80) originou-se da Eq. (71), substituindo a espessura da chapa (h) pela espessura acumulada da solda (h_i) e, adicionalmente, multiplicando-a pela constante $K_e = 1,745$ o qual foi determinado experimentalmente.

$$\beta_i = K_e \cdot \frac{0,1061 \cdot (E/h_i^2)}{(E/h_i^2 - 6,16)^2 + 73,6} \quad (80)$$

Passo 6: determinar a distorção angular final (β_f) pelo somatório da distorção angular individual de cada passe através da Eq. (81), com o índice i variando entre 1 e N. Para a distorção acumulada até um n-ésimo passe, usa-se a Eq. (82).

$$\beta_f = \sum_{i=1}^N \beta_i \quad (81)$$

$$\beta_{a,i} = \sum_{i=1}^n \beta_i \quad (82)$$

A metodologia desenvolvida será denominada de modelo S (Satoh) em referência ao pesquisador que desenvolveu a equação original e que serviu de base para prever a distorção angular.

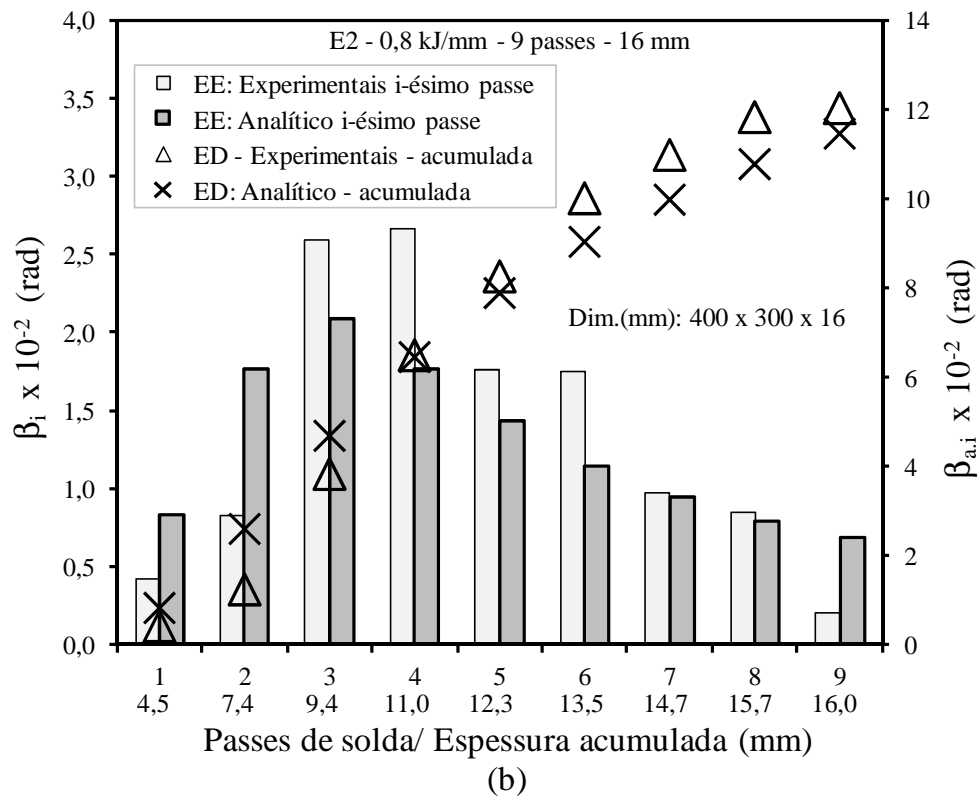
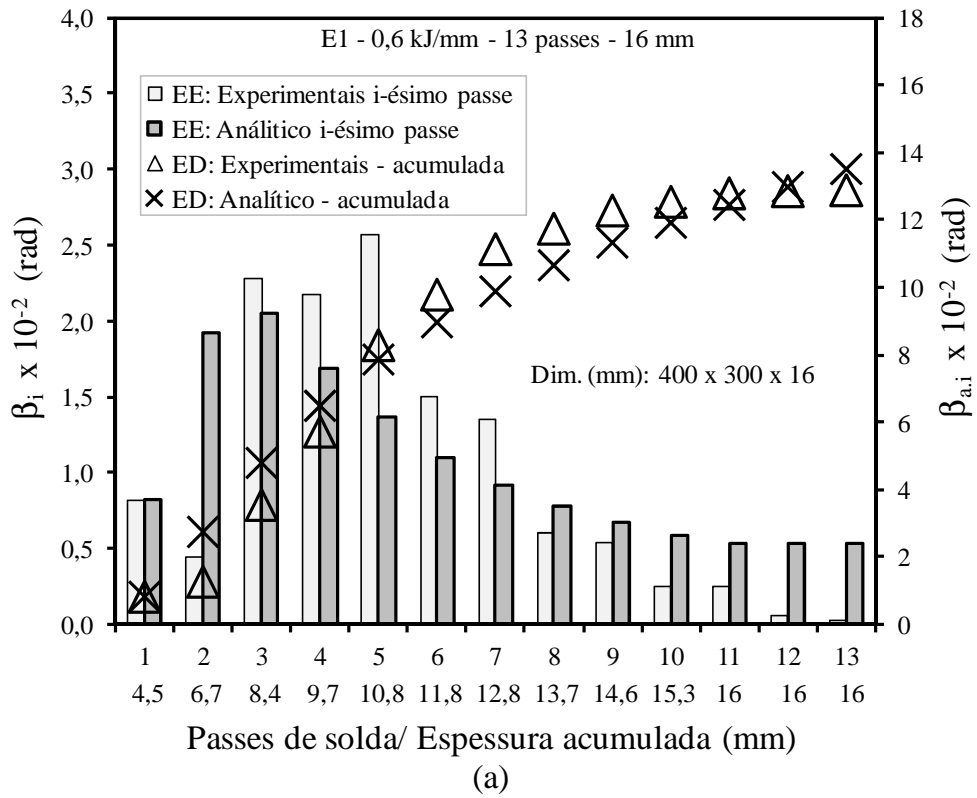
6.4 Validação do Método Analítico Proposto

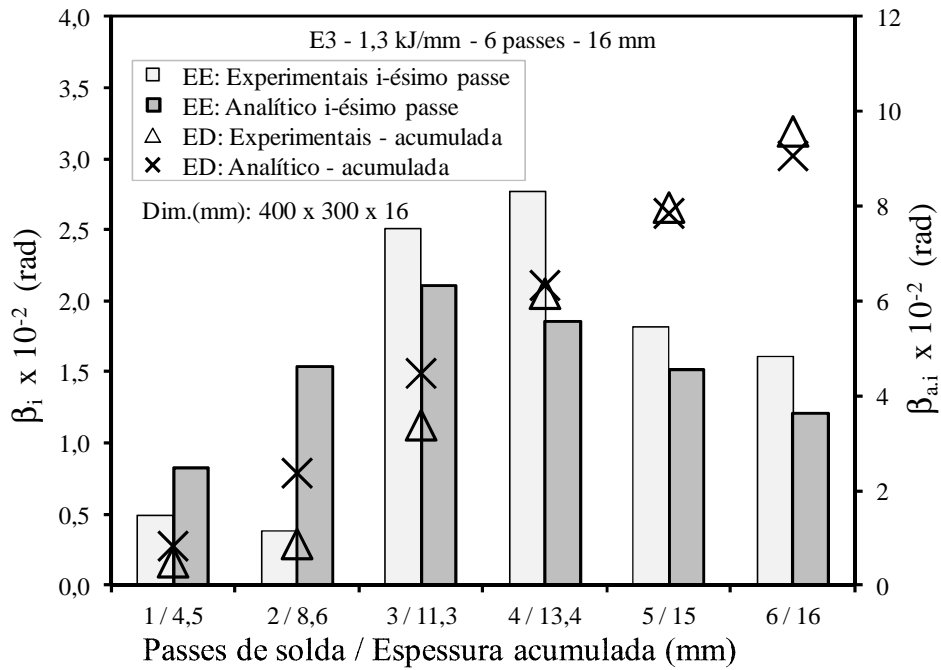
A validação do método analítico foi realizada em duas etapas utilizando os experimentos dos grupos 1, 2, 3, 4, 7 e 8. Na primeira etapa, os resultados experimentais foram comparados com o do método analítico ao longo dos passes, utilizando-se para isso os experimentos dos grupos 1, 2, 3 e 4, enquanto que na segunda etapa, comparou-se a distorção angular final em todos os grupos citados.

6.4.1 Comparação entre resultados experimentais e analíticos para a distorção angular ao longo dos passes

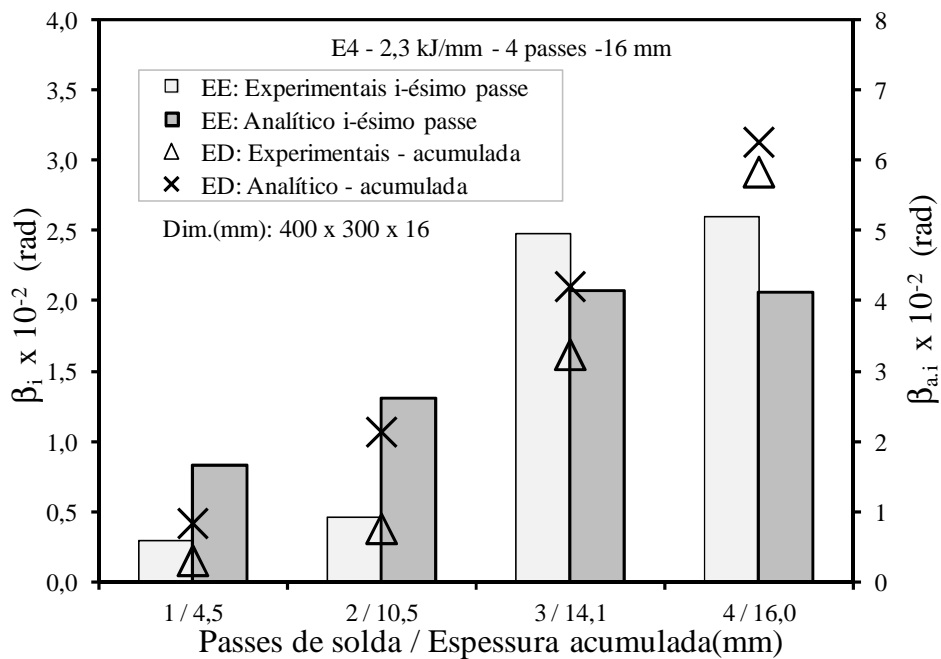
Nesta seção, os resultados da distorção angular ao longo dos passes obtidos pelo método analítico foram comparados com os resultados experimentais dos grupos 1-4 (espessura de 16 e 19 mm). Como nos quatro grupos o comportamento foi semelhante, apenas os resultados dos grupos 1 e 3 foram mostrados (Figura 85 e Figura 86).

Em ambas as figuras, o eixo vertical do lado esquerdo indica a distorção individual para cada passe (β_i), enquanto o eixo vertical direito mostra a distorção angular acumulada ($\beta_{a.i}$). No eixo horizontal, além de identificada a sequência de passes (1,2,..N), também acrescentou-se a espessura acumulada da solda após cada passe, calculada conforme metodologia apresentada na seção 6.3.1. Para o passe de raiz, utilizou-se o valor medido experimentalmente de $h_1=4,5$ mm, diferindo do valor determinado pela Eq. (74) ($h_1=5,5$ mm) inicialmente sugerida seção 6.3.1. Adotou-se o valor experimental para h_1 devido ao excesso de penetração que ocorreu no passe de raiz, o que contribuía para reduzir a espessura acumulada. Em cada um destes gráficos, é possível identificar a energia de soldagem utilizada, o número de passes e as dimensões dos corpos de prova.



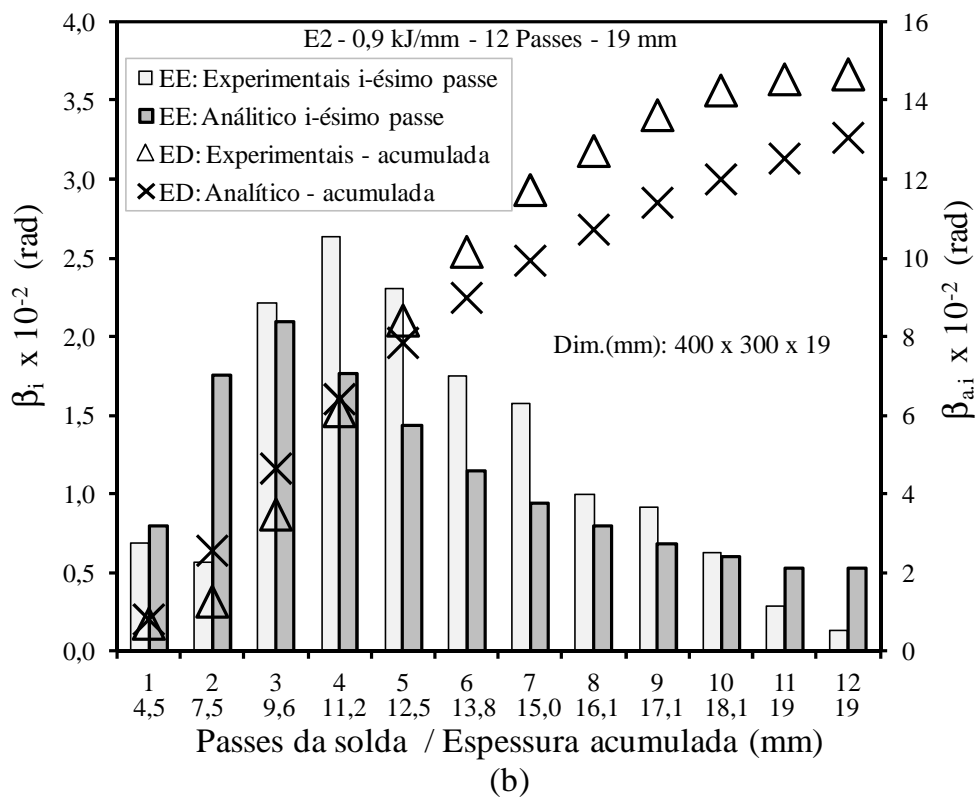
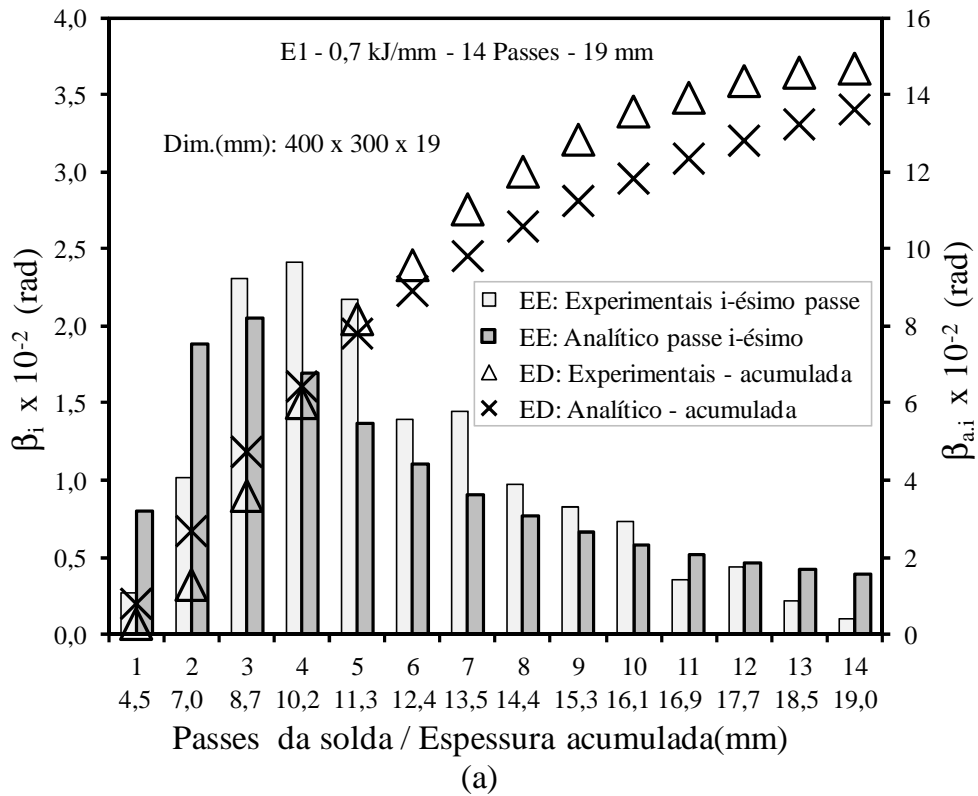


(c)



(d)

Figura 85 - Distorção angular em função da seqüência dos passes de solda (espessura acumulada) para grupo 1, utilizando as energias de soldagem (a) E1 = 0,6 kJ/mm, (b) E2 = 0,8 kJ/mm, (c) E3 = 1,3 kJ/mm e (d) E4 = 2,3 kJ/mm, onde EE - Eixo Esquerdo (β_i) e ED - Eixo Direito ($\beta_{a,i}$).



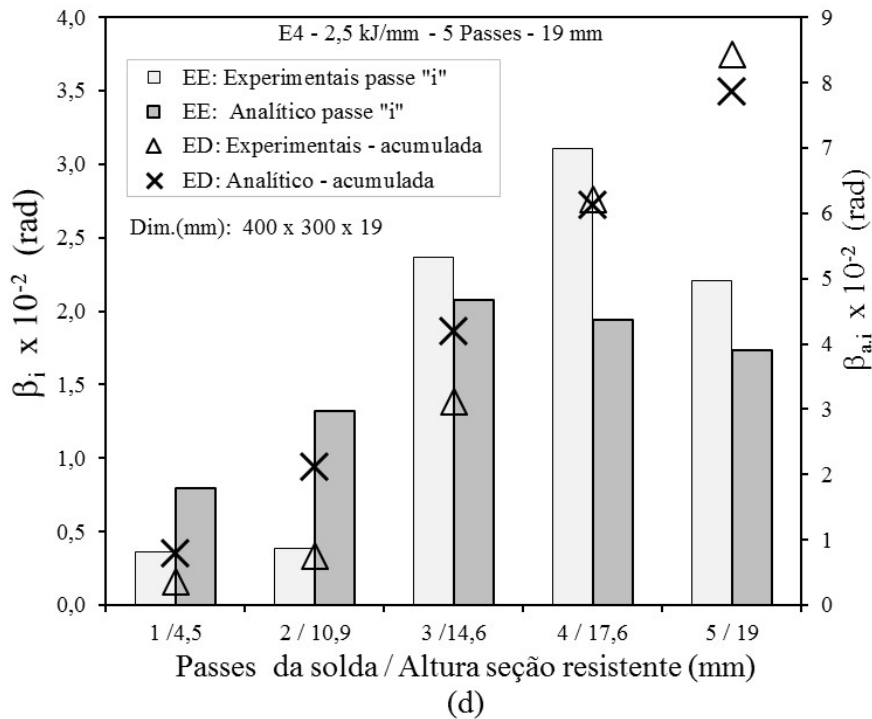
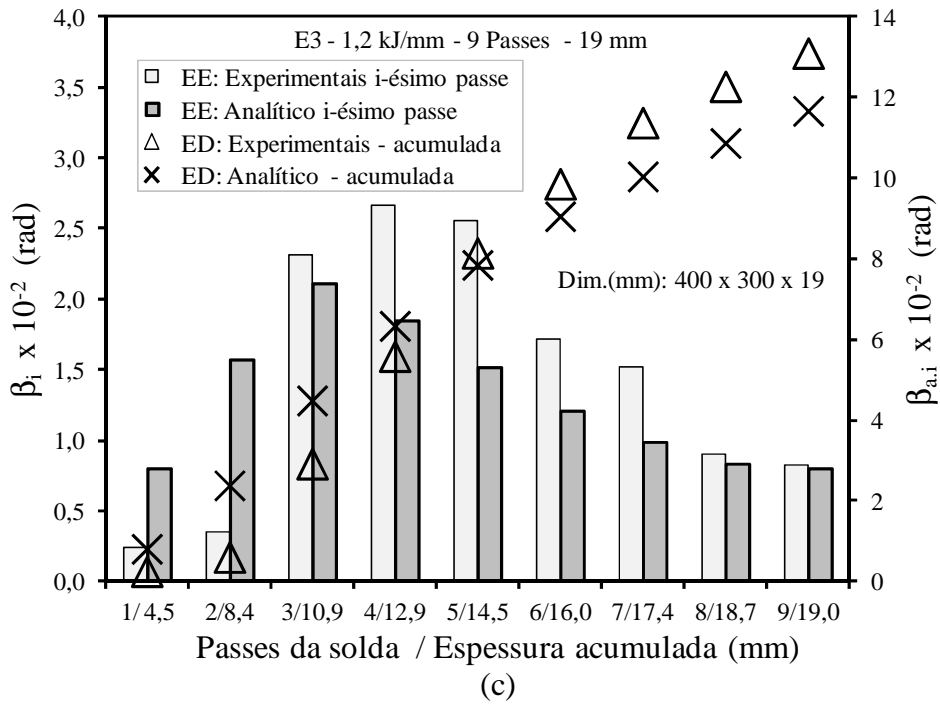


Figura 86 - Distorção angular em função da sequência dos passes de solda (espessura acumulada) para o grupo 3, utilizando as energias de soldagem (a) E1 = 0,7 kJ/mm, (b) E2 = 0,9 kJ/mm, (c) E3 = 1,2 kJ/mm e (d) E4 = 2,5 kJ/mm, onde EE - Eixo Esquerdo (β_i) e ED - Eixo Direito ($\beta_{a,i}$).

Com base na Figura 85 e Figura 86, observa-se que houve uma boa concordância entre os resultados experimentais e os resultados do método analítico proposto. Algumas

diferenças encontradas podem ser observadas ao se analisar individualmente as distorções angulares em cada passe (β_i - eixo esquerdo). Resumidamente as principais diferenças constadas foram:

- Na maior parte dos experimentos, a distorção máxima ocorreu no quarto passe, enquanto no método analítico, no terceiro passe;
- No segundo passe, o valor previsto pelo método analítico foi bem superior ao verificado nos experimentos;
- Entre o terceiro e o sétimo passe, as distorções obtidas dos experimentos foram superiores às determinadas pelo método analítico;
- Nos últimos passes com menores energias de soldagem, as distorções angulares observadas nos experimentos foram inferiores às apresentadas pelo método analítico.

As divergências encontradas entre os resultados experimentais e o método analítico podem estar relacionadas com as diferenças que ocorrem na extração de calor, no peso da chapa e na forma geométrica do cordão de solda. Enquanto no método analítico a distorção é determinada com base na espessura acumulada da solda, nos experimentos se utiliza a espessura total da chapa. Portanto, nos experimentos, a extração de calor e o momento para rotacionar a chapa são maiores do que o considerado no método analítico. Além disso, o método analítico foi desenvolvido para ser usado na soldagem “*bead-on-plate*”, enquanto nos experimentos, cada passe foi depositado sobre uma junta de topo com chanfro em V. Desse modo, a geometria do cordão de solda, a extração de calor e as forças de contração transversais do cordão de solda diferem da soldagem “*bead-on-plate*”.

6.4.2 Comparação entre resultados experimentais e analíticos para a distorção angular final

Nesta seção, para os seis grupos analisados (Grupos 1-4, 7 e 8), compararam-se os resultados das distorções angulares finais determinados pelo método analítico com os dos experimentos. Nos grupos 1-4 e 7, a análise comparativa foi realizada em relação à energia de soldagem, enquanto que, no grupo 8, em relação ao ângulo do chanfro. Na Tabela 20 e Tabela 21 estão apresentadas as comparações para as espessuras de 16 mm (grupos 1 e 2) e 19 mm (grupos 3 e 4), respectivamente, enquanto que na Tabela 22, para a espessura de 9,75 mm (grupos 7 e 8). Em cada uma das tabelas é possível também identificar

o erro absoluto (e) e o erro relativo (ϵ_S), onde o índice S refere-se ao modelo S. O erro absoluto (e) é a diferença entre o valor experimental e o valor do modelo analítico e determinou-se através da relação $e=|\beta_{\text{exp}} - \beta_S|$, enquanto o erro relativo (em termos percentuais), através da Eq. (83) onde β_{exp} e β_S são as distorções angulares finais obtidas pelos experimentos e pelo modelo analítico (Eq (81)), respectivamente.

$$\epsilon_S = 100 \cdot \frac{|\beta_{\text{exp}} - \beta_S|}{\beta_{\text{exp}}} \quad (83)$$

Tabela 20 – Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupo 1 e 2.

Grupos		Grupo 1				Grupo 2			
Dimensões (mm)		400 x 300 x 16				400 x 200 x 16			
Energias (kJ/mm)		0,6	0,8	1,3	2,3	0,8	0,8	1,3	2,3
Número de passes		13	9	6	4	9	9	6	4
Distorções angulares 10^{-2} (rad)	Experimento	12,9	12,0	9,6	5,9	11,5	11,2	9,4	6,1
	Modelo	13,5	11,5	9,1	6,3	11,5	11,5	9,1	6,3
Erro	$e - 10^{-3}$ (rad)	0,6	0,5	0,4	0,4	0	0,3	0,3	0,2
	$\epsilon - (\%)$	4,6	4,3	5,2	6,8	0,0	2,7	3,2	3,3

Tabela 21 - Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupos 3 e 4

Grupos		Grupo 3				Grupo 4			
Dimensões (mm)		400 x 300 x 19				400 x 200 x 19			
Energias (kJ/mm)		0,7	0,9	1,2	2,5	0,7	0,9	2,1	2,5
Número de passes		14	12	9	5	14	12	10	5
Distorções angulares 10^{-2} (rad)	Experimento	14,7	14,7	13,1	8,3	14,9	14,3	12,8	8
	Modelo	13,6	13,0	11,6	7,9	13,6	13,0	12,4	7,9
Erro	$e - 10^{-3}$ (rad)	1,1	1,7	1,5	0,4	1,3	1,3	0,4	0,1
	$\epsilon - (\%)$	7,5	11,6	11,5	6,0	8,7	9,1	3,1	1,3

Além dos quatro grupos de experimentos apresentados na Seção 6.4.1 (Grupos 1-4), nesta seção foram incluídos dois grupos adicionais para os corpos de prova de 9,75 mm de espessura (grupos 7 e 8). No grupo 7, três energias de soldagem foram testadas usando o mesmo ângulo de chanfro de 60 graus, enquanto no grupo 8, avaliaram-se três ângulos de

chanfro (30°, 60° e 90°) usando a mesma energia de soldagem de 0,4 kJ/mm. Nesses experimentos mediu-se apenas a distorção angular final.

Tabela 22 - Comparativo entre valores experimentais e analíticos para Grupos 7 e 8.

		Grupo 7						Grupo 8				
Dimensões (mm)		400 x 280 x 9,75						400 x 280 x 9,75				
Energias (kJ/mm)		0,4	0,4	0,6	0,6	1,1	1,1	0,4				
Número de passes		6	6	5	5	3	4	4	6	6	11	12
Ângulo de chanfro (graus)		60						30	60	60	90	90
Distorções angulares 10 ⁻² (rad)	Experimento	9,3	9,8	8,9	8,7	5,2	7,2	5,2	9,3	9,8	16,8	17,1
	Modelo	8,6	8,6	8,4	8,4	5,1	6,9	5,5	8,5	8,5	15,6	16,6
Erro	e - 10 ⁻³ (rad)	0,7	1,2	0,5	0,3	0,1	0,3	0,1	0,8	1,3	1,2	0,5
	ε (%)	7,5	12,5	5,6	3,4	1,9	4,2	5,8	8,6	13,3	7,1	2,9

Analisando a Tabela 20, a Tabela 21 e a Tabela 22, pode-se observar que houve boa concordância entre os resultados experimentais e aqueles obtidos pelo método analítico. Os erros encontrados confirmam as pequenas diferenças. Dentre os 27 experimentos realizados, em apenas oito deles o erro foi superior a 0,01 rad, limitado a 0,017 rad. Em relação ao erro relativo em apenas seis deles superou-se o valor dos 8 %, limitado, porém, a 13% em apenas um experimento do grupo 8.

O método proposto apresentou boa resposta às variações que ocorreram nos parâmetros, tais como energia de soldagem, espessura da chapa e ângulo do chanfro. O método analítico previu mesmo as pequenas variações que ocorreram nesses parâmetros, como por exemplo, nos dois experimentos E3 do grupo 7, com energia de 1,1 kJ/mm (Tabela 22). Neste caso, um passe adicional realizado no segundo experimento, aumentou a distorção, a qual foi detectada pelo método analítico.

Visto que as diferenças (erros) encontradas entre os resultados analíticos e experimentais foram irrelevantes, é possível concluir que o método proposto tem a capacidade de prever a distorção angular em condições semelhantes às utilizadas nos experimentos. No entanto, se as condições experimentais diferirem das apresentadas neste trabalho, recomenda-se que outros experimentos sejam realizados a fim de verificar a confiabilidade do método. Entre as diferentes condições podem-se citar: outros materiais; outros processos de soldagem; soldas com maiores comprimentos; variação da energia de

soldagem através dos três parâmetros simultaneamente (tensão, corrente e velocidade de soldagem).

A principal vantagem do método proposto é a sua simplicidade de aplicação, pois nele, a distorção angular de cada passe é apenas função da energia de soldagem e da espessura acumulada da solda. Assim, não há necessidade da análise térmica, facilitando a previsão da distorção.

Por fim, analisando a Tabela 22 pode-se verificar a grande influência que o ângulo de chanfro exerce sobre a distorção angular (grupo 8). Nesse caso, o aumento do número de passes é o principal responsável por esse fenômeno, uma vez que a energia de soldagem permaneceu constante (0,4 kJ/mm). Como exemplo, para o ângulo de 30 graus, necessitou-se realizar apenas quatro passes para o enchimento completo da junta, enquanto que para um ângulo de 90 graus, um total de pelo menos 11 passes foram necessários.

6.5 Análise dos Resultados Experimentais em Função do Parâmetro E/h_i^2

Provavelmente, o comportamento das distorções angulares (β_i) observado nos experimentos (Figura 85 e Figura 86) esteja em boa parte relacionado com as variações que ocorrem com a razão E/h_i^2 ao longo dos passes. Conforme seção 6.2, a razão E/h_i^2 desempenha um importante papel nas distorções angulares, pois produz mudanças nos gradientes de temperatura e na resistência à deformação da estrutura soldada, na medida em que os passes são realizados.

A relação existente entre a razão (E/h_i^2) e as distorções angulares ao longo dos passes foi avaliada nos experimentos dos grupos 1 e 3, conforme Figura 87 e Figura 88. Para o grupo 1 (Figura 87), indicou-se também a correspondente sequência em que os passes de solda foram realizados. Além disso, verifica-se nessa mesma figura que, devido à energia de soldagem ser constante nos passes de enchimento, o aumento na espessura acumulada da solda reduz gradativamente a razão E/h_i^2 . Assim, o primeiro ponto marcado no gráfico indica o último passe (menor valor de E/h_i^2), enquanto o penúltimo ponto indica o segundo passe (maior valor de E/h_i^2). Por exemplo, no experimento E2 (Figura 87), o segundo passe é o que possui o maior valor para a razão E/h_i^2 ($\approx 14 \text{ J/mm}^3$), enquanto o nono e último passe da sequência, o menor valor ($\approx 3 \text{ J/mm}^3$). O maior valor da razão E/h_i^2 ($\approx 30 \text{ J/mm}^3$) refere-se ao primeiro passe. Ele apresentou o mesmo valor em todos os experimentos, pois tanto a energia de soldagem quanto a espessura acumulada permaneceram constante. As espessuras

acumuladas (h_i) utilizadas na razão E/h_i^2 foram determinadas utilizando a metodologia apresentada na seção 6.3, com exceção do passe de raiz, no qual se utilizou o valor medido durante o experimento.

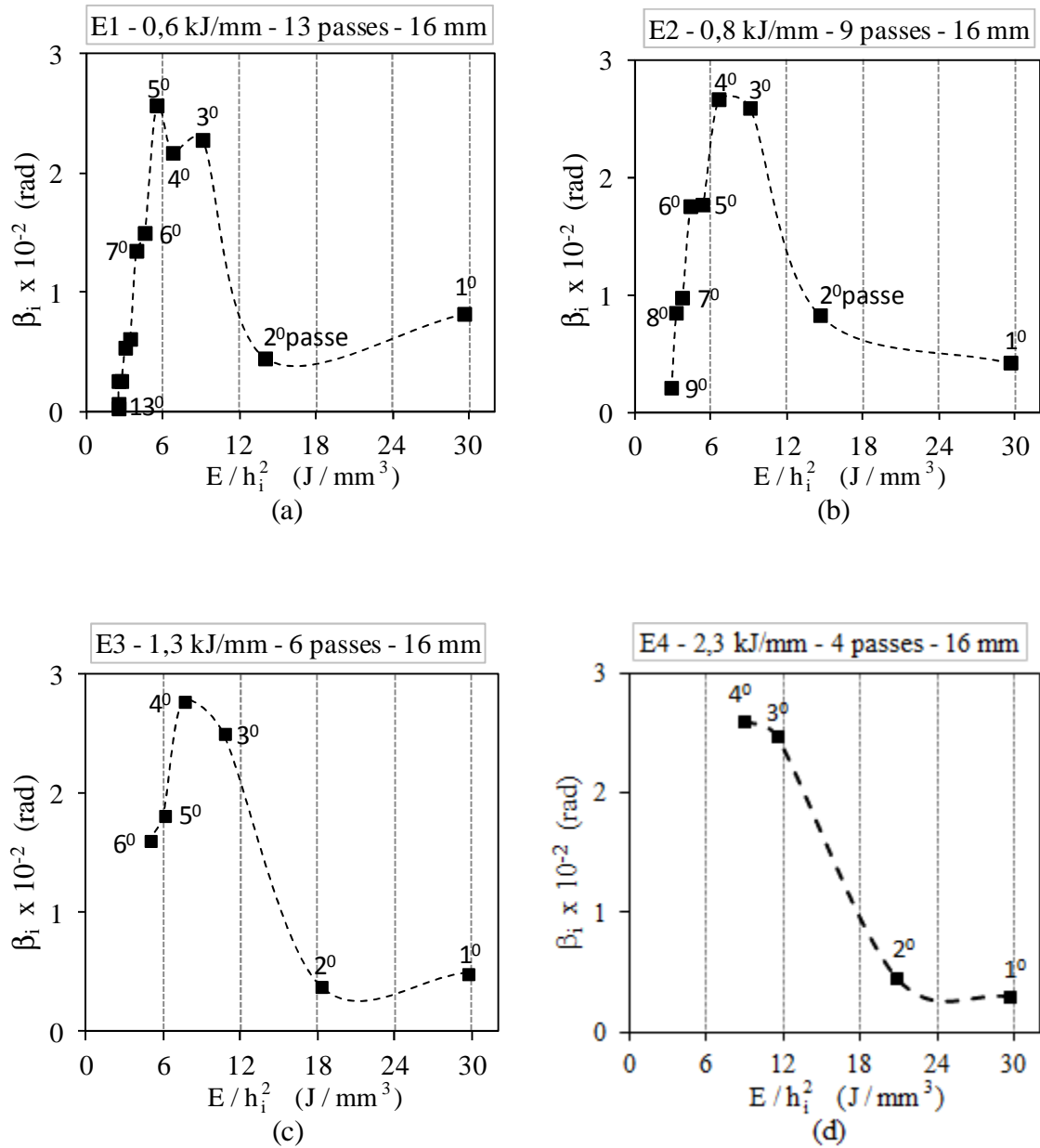


Figura 87 - Deformação angular (β_i) em função do parâmetro de energia de soldagem (E/h_i^2) para os experimentos do grupo 1.

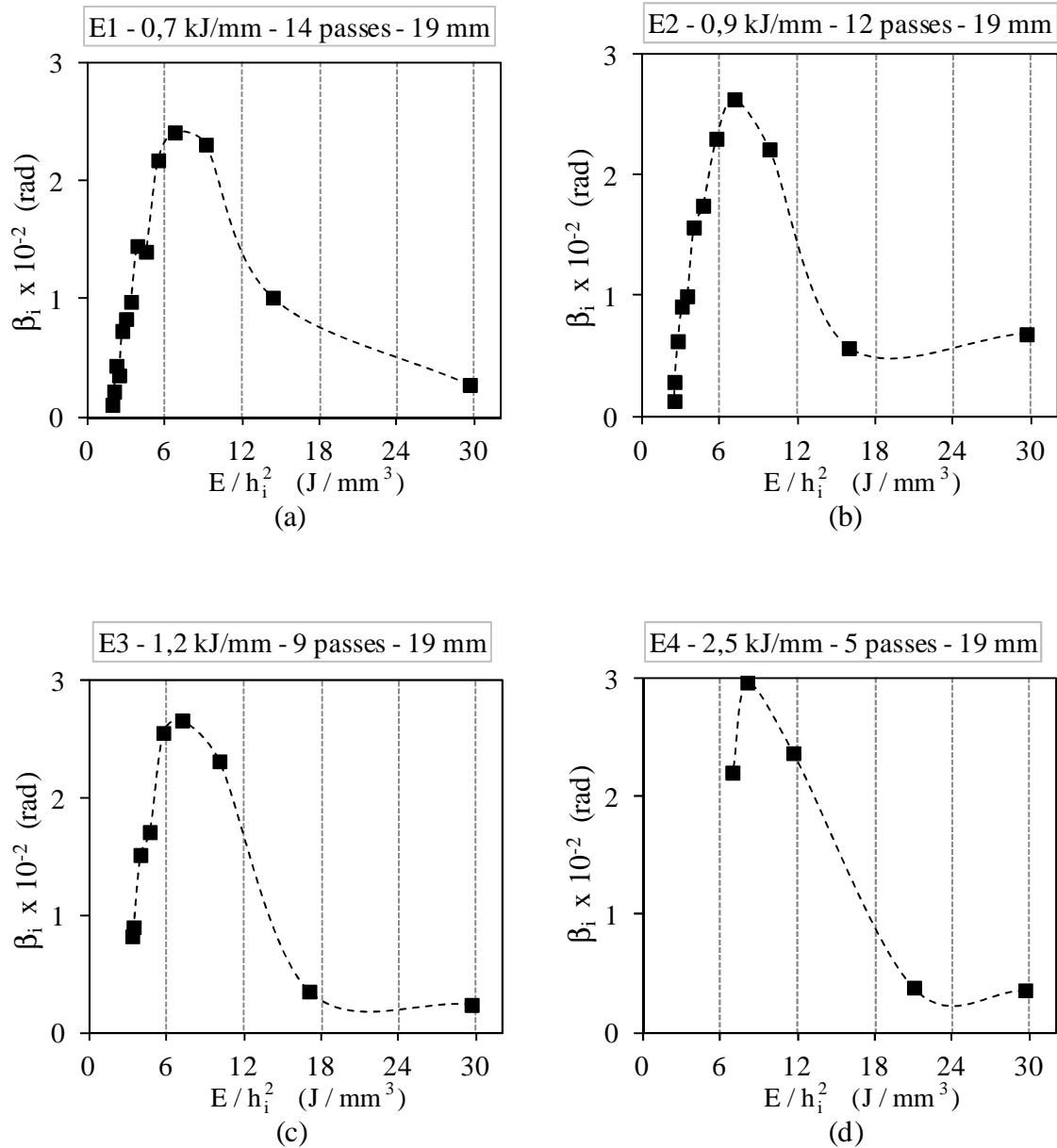


Figura 88 - Deformação angular (β_i) em função do parâmetro de energia de soldagem (E/h_i^2) para os experimentos do grupo 3.

Analisando os gráficos da Figura 87 e Figura 88, três intervalos distintos da razão E/h_i^2 podem ser observados: E/h_i^2 entre 6 e 12 J/mm^3 ; $E/h_i^2 < 6 J/mm^3$; e $E/h_i^2 > 14 J/mm^3$. Em função desses intervalos conclui-se que:

- As distorções máximas (terceiro, quarto e quinto passe) ocorreram para razões E/h_i^2 situadas no intervalo entre 6 e 12 J/mm^3 e, portanto, elas estão distribuídas em torno da distorção máxima para o modelo analítico (10 J/mm^3). Provavelmente, nesse intervalo é onde ocorrem os maiores gradientes de temperatura e a mais baixa resistência à deformação.

- Para razões E/h_i^2 inferiores a 6 J/mm^2 (sexto passe em diante), as distorções diminuíram progressivamente com o aumento do número de passes, consequência direta do aumento da resistência à deformação. O aumento da espessura da chapa e da resistência mecânica do material (tensão de escoamento e módulo de elasticidade) são os responsáveis diretos pelo aumento da resistência à deformação. O aumento da espessura acumulada da solda diminui gradativamente a temperatura máxima na sua superfície inferior e, por consequência, aumenta a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade, que são os responsáveis pela elevação da resistência mecânica do material.
- Quando os valores da razão E/h_i^2 foram superiores a 14 J/mm^3 (primeiros dois passes), as distorções angulares apresentaram valores aproximadamente iguais e de baixa magnitude. Provavelmente, esse fato ocorre devido aos baixos gradientes de temperatura para essa situação. Porém, no segundo passe, outros fenômenos devem ter contribuído para a baixa distorção angular, pois de acordo com o método analítico, esse valor deveria apresentar valores superiores.

A Figura 89 compara os resultados das distorções angulares em função da razão E/h_i^2 obtidos experimentalmente e através do método analítico, para o experimento E2 - 0,9 kJ/mm - 12 passes - 19 mm do grupo 3.

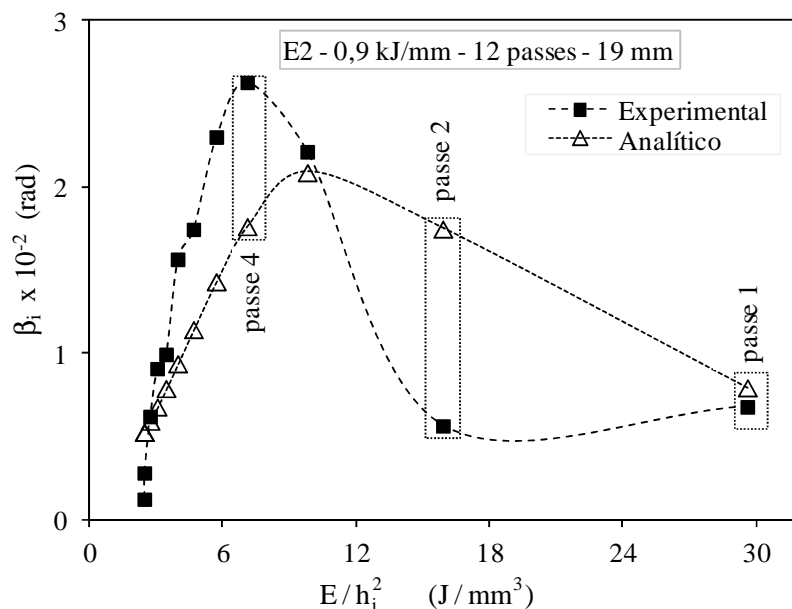


Figura 89 – Comparação entre o modelo analítico e experimental da deformação em função da razão E/h_i^2 para o experimento E2 – 0,9 kJ/mm – 12 passes – 19 mm (grupo 3).

Embora diferenças tenham sido observadas entre os resultados experimentais e o método analítico (Figura 89), os parâmetros responsáveis pelas distorções no método analítico são, em grande parte, responsáveis pelas distorções nos resultados experimentais, com exceção do segundo passe, onde outros fatores devem estar envolvidos. Resumidamente, o comportamento da distorção angular ao longo dos passes pode ser explicado pela variação da razão E/h_i^2 , ou seja:

- A menor distorção nos dois primeiros passes provavelmente esteja relacionada com a maior uniformidade térmica que é produzida na direção da espessura da chapa, em decorrência dos elevados valores da razão E/h_i^2 . Esse fenômeno tanto pode ter sido ocasionado pela pequena espessura acumulada da solda (h_i) ou devido à sua elevada energia de soldagem. O peso próprio da chapa também pode ter contribuído para os baixos valores, principalmente naqueles experimentos que utilizaram menor energia de soldagem.
- As menores distorções, nos últimos passes, daqueles experimentos com baixa energia de soldagem estão relacionadas com os baixos valores de E/h_i^2 (baixa energia e elevada espessura). Nesse caso, a combinação da baixa energia de soldagem associada à elevada espessura, produz uma elevada resistência na estrutura, impedindo, dessa forma, as deformações permanentes. A elevada resistência à deformação na estrutura é causada pelos efeitos combinados do aumento da espessura com o aumento médio da tensão de escoamento e módulo de elasticidade através da espessura. O aumento nessas propriedades mecânicas (tensão de escoamento e módulo de elasticidade), por sua vez, é produzido pelo aumento da temperatura média nessa mesma direção, à medida que os passes são realizados.
- As distorções máximas entre o terceiro e quinto passe provavelmente estejam relacionadas às elevadas diferenças de temperatura entre a superfície superior e inferior da solda, bem como à baixa resistência mecânica do material (tensão de escoamento e módulo de elasticidade). Nesses passes, a temperatura na superfície inferior (raiz da solda) encontra-se ainda elevada, deixando o metal com baixa resistência mecânica (baixa rigidez). Nesses três passes, as razões E/h^2 apresentaram valores intermediários.
- Embora o comportamento das distorções angulares nos experimentos não tenha seguido exatamente o mesmo comportamento teórico previsto pela Eq. (80) ou gráfico da Figura 82, ainda assim é possível perceber nitidamente a influência da razão (E/h_i^2) nos fatores que afetam a distorção angular, tais como, os gradientes de temperatura e a resistência à deformação (resistência mecânica do material e aumento da espessura).

6.6 Relação Entre o Parâmetro de Energia de Soldagem (E/h_i^2) e o Campo de Temperaturas na Direção da Espessura da Chapa

De acordo com a relação proposta na Eq. (80), a distorção angular depende essencialmente do parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 . Portanto, este parâmetro exerce uma forte influência na distorção angular, pois ele modifica o campo de temperaturas na direção da espessura e, dessa forma, nos gradientes de temperatura e na resistência mecânica do material (tensão de escoamento, módulo de elasticidade, etc.). Uma vez que nos experimentos realizados a energia de soldagem ao longo dos passes de enchimento foi mantida constante, a razão E/h_i^2 variou em função de cada passe realizado devido ao aumento da espessura acumulada, com exceção do passe de raiz, pois sua energia de soldagem é diferente dos passes de enchimento.

6.6.1 Análise teórica da influência da razão E/h_i^2 sobre os ciclos térmicos

Para avaliar a influência da razão E/h_i^2 no campo de temperatura, o modelo proposto por Rosenthal foi utilizado preliminarmente. Esse modelo considera a fonte de energia como um ponto que se desloca junto com o sistema de coordenadas (w, y, z), conforme Figura 90. No caso específico de uma junta soldada à topo com extração de calor tridimensional, Machado (2000) recomenda a Eq. (84) proposta por Rosenthal para determinar o comportamento da temperatura em função do tempo (ciclo térmico). Porém, deve-se ressaltar que no passe de raiz com penetração completa, a Eq. (84) não pode ser aplicada, pois nesse caso a extração de calor é 2D.

$$T(t) = T(0) + \frac{q}{4k\pi} \cdot \frac{\exp(-\lambda v(R + w))}{R} \quad (84)$$

Na Eq. (84), w representa o sistema de coordenadas deslocando-se junto com a fonte de calor, dado por $w = x - vt$, com $R = (w^2 + y^2 + z^2)^{0,5}$ sendo a distância variável da fonte de calor (origem) até a coordenada onde se deseja determinar o ciclo térmico, conforme indicado na Figura 90 (ambas as variáveis devem estar em metros). Os demais parâmetros que aparecem na Eq. (84) indicam: a potência térmica da fonte de calor q em W; a condutibilidade térmica do material k em W/m.K; a velocidade de soldagem v em m/s; o parâmetro (λ) utilizado para simplificar a equação, dado por $\lambda = 1/2\alpha$, onde α é a difusividade

térmica do material em m^2/s , determinado pela relação $\alpha = k / \rho c$, sendo ρ a densidade do material em kg/m^3 e c é o calor específico do metal em $J/kg.K$.

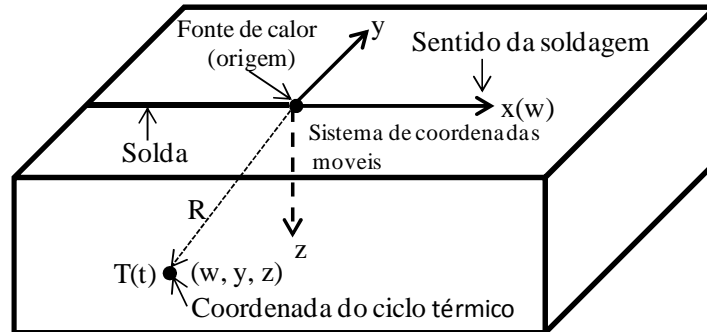


Figura 90 – Sistema de coordenadas móveis para fonte de calor pontual com extração de calor tridimensional.

Visto que a relação existente entre a energia de soldagem E e a potência térmica q é dada pela relação $q = E.v$, a Eq. (84) pode ser apresentada em função do parâmetro E/h_i^2 , conforme Eq. (85). Esta equação foi obtida substituindo o valor de q por $E.v$ e, além disso, multiplicando cada termo da Eq. (84) por h_i^2 .

$$T(t) = T(0) + \frac{E}{h_i^2} \cdot \frac{v \cdot h_i^2}{4k\pi} \cdot \frac{\exp(-\lambda v(R + w))}{R} \quad (85)$$

Para ter uma noção da influência do parâmetro E/h_i^2 no campo de temperaturas, os ciclos térmicos para três passes de enchimento do experimento E4 (grupo 4) foram determinados usando a Eq. (85). Os passes escolhidos foram o terceiro, quarto e quinto passe. Nesse experimento a energia de soldagem utilizada foi de $E=2500 \cdot 10^3$ J/m, a velocidade de soldagem $v=2,8 \cdot 10^{-3}$ m/s e as espessuras acumuladas h_i , determinados pelas Eqs (74) e (79), encontram-se na Tabela 23. Cada passe está relacionado com um parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 . Para o aço carbono, as propriedades termodinâmicas na temperatura ambiente usadas na equação foram: $k=55$ W/m.K, $\rho=7800$ kg/m³ e $c=480$ J/kg.K. A temperatura de interpasse usada foi $T(0)=100$ °C.

Tabela 23 – Parâmetros utilizados na Eq. (85) para calcular o ciclo térmico.

Passes	Espessura acumulada h_i (m) (10^{-3})	Parâmetro E/h_i^2 (J/m^3) (10^9)	Coordenadas fixas (m) (x,y,z) (10^{-3})
3	14,65	11,64	(200; 1; 10,91)
4	17,60	8,08	(200; 1; 14,65)
5	19,00	6,93	(200; 1; 17,6)

A Figura 91 representa, detalhadamente, a localização da coordenada móvel para o exemplo apresentado na Tabela 23. O esquema é específico para o passe 2.

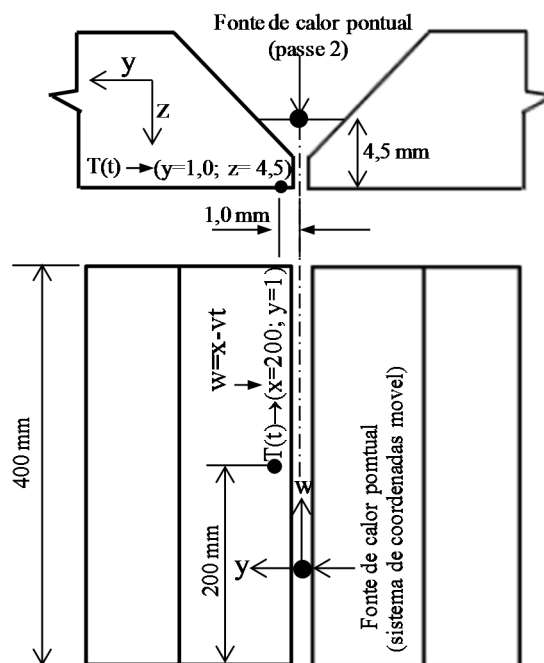


Figura 91 – Detalhes da coordenada onde é feita a análise do ciclo térmico $T(t)$ no passe 2 do experimento E4, grupo 4.

Os resultados dos ciclos térmicos determinados pela Eq. (85) para o experimento E4 do grupo 4 nos 3 passes de enchimento, estão apresentados na Figura 92. Analisando esta figura é evidente a influência da razão E/h_i^2 sobre os ciclos térmicos e, por consequência, no campo de temperaturas. Quanto maiores forem os valores E/h_i^2 , maiores serão as taxas de aquecimento e resfriamento.

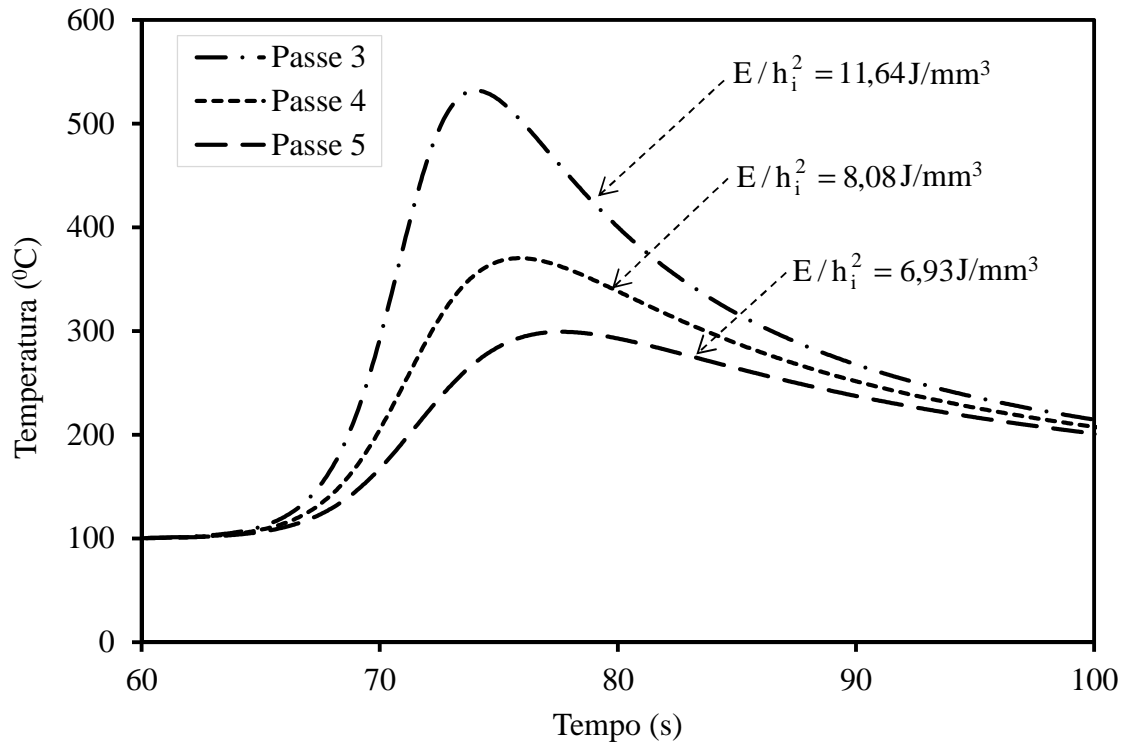


Figura 92 – Influência do parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 no ciclo térmico para energia de soldagem de 2500 J/mm, velocidade de soldagem 2,8 mm/s.

6.6.2 Relações existentes entre a razão E/h_i^2 , o campo de temperaturas e a distorção angular para os experimentos realizados

Acerca dos experimentos realizados, a relação existente entre o parâmetro E/h_i^2 e o campo de temperaturas na direção da espessura da solda foi avaliada utilizando as máximas temperaturas (T_{\max}) dos ciclos térmicos experimentais. Estes ciclos foram obtidos ao longo dos passes utilizando três termopares tipo K fixados na superfície inferior da solda, conforme Figura 93. A análise foi realizada para os experimentos dos grupos 2 e 4, utilizando-se a média da temperatura máxima dos três termopares.

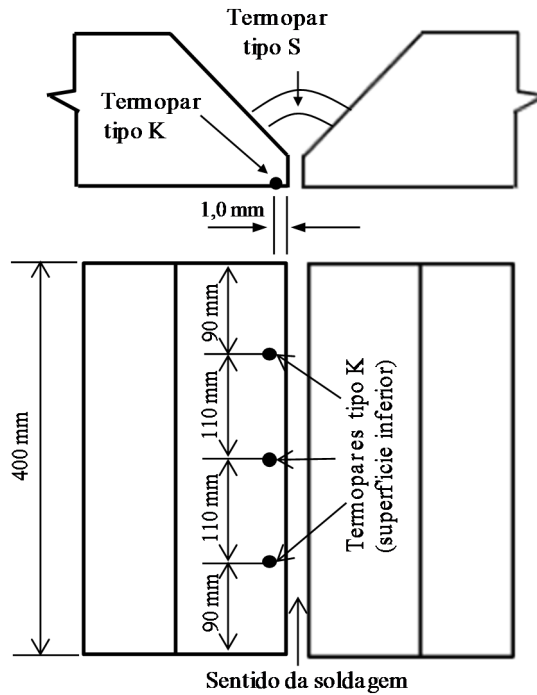
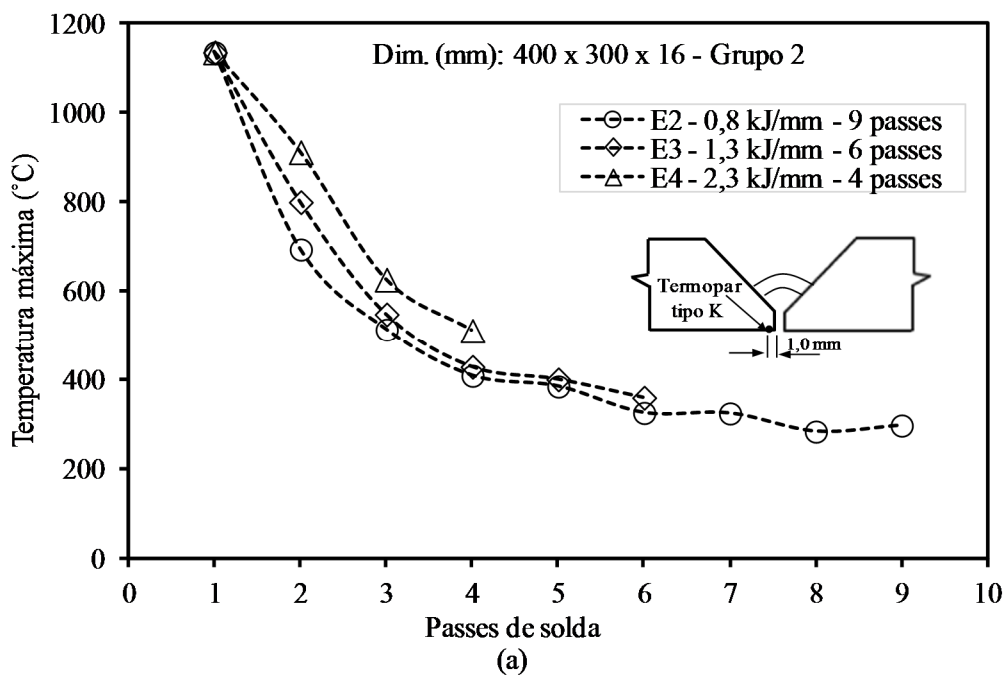


Figura 93 – Detalhes do posicionamento dos três termopares tipo K fixados na superfície inferior adjacente à raiz da solda e termopar tipo S arpoado na poça de fusão durante o passe de solda.

A média das máximas temperaturas em função da ordem dos passes de solda está apresentada na Figura 94 (a) e (b). Uma vez que no passe de raiz a energia de soldagem utilizada foi a mesma em todos os experimentos, utilizou-se o valor médio da temperatura máxima nesse passe.



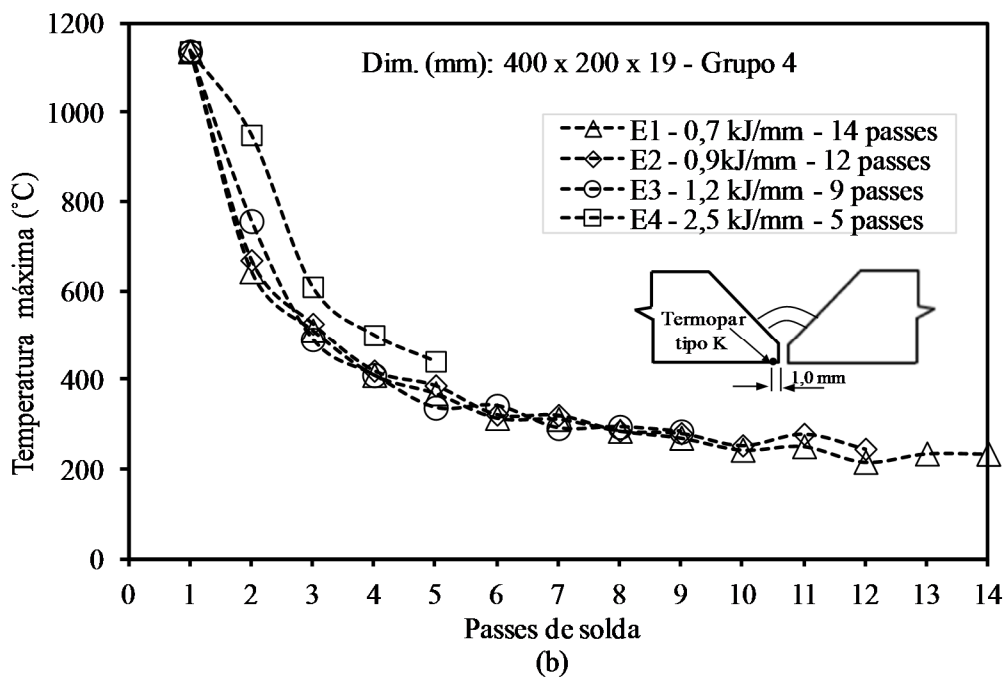


Figura 94 – Comportamento da temperatura máxima (T_{max}) na raiz da solda em função da sequência dos passes de solda para diferentes energias de soldagem nos experimentos do (a) grupo 2 e (b) grupo 4.

Analisando o comportamento da temperatura máxima em função da sequência de passes na Figura 94, as seguintes considerações podem ser realizadas:

- No primeiro passe, a temperatura máxima é elevada, indicando uma maior uniformidade de temperatura na direção da espessura da solda (baixos gradientes de temperatura), o que é verificado pela elevada razão E/h_i^2 ;
- A temperatura máxima (T_{max}) diminui à medida que os passes de solda são realizados, decorrência direta do aumento da espessura da solda;
- As maiores variações de temperatura aconteceram nos primeiros passes, pois é onde ocorrem as maiores variações nas espessuras;
- Nos experimentos com baixas energias, a temperatura máxima apresenta tendência de permanecer constante nos últimos passes, consequência direta da pequena variação na espessura.

A fim de avaliar a relação existente entre a máxima temperatura do ciclo e a razão E/h_i^2 , inicialmente, os valores da razão E/h_i^2 foram determinados para cada uma das energias de soldagem, onde E é a energia de soldagem do experimento e h_i é a espessura acumulada da solda para o i -ésimo passe. Os valores das espessuras acumuladas foram determinados

através da Eq. (74) para o passe de raiz e Eq. (79) para os passes de enchimento. Assim, em cada passe, o valor da razão E/h_i^2 foi correlacionado com a sua temperatura máxima (T_{max}). Os pares ordenados dos valores obtidos (E/h_i^2 , T_{max}) foram classificados em ordem crescente para a razão E/h_i^2 , obtendo-se, dessa forma, os dois gráficos da Figura 95.

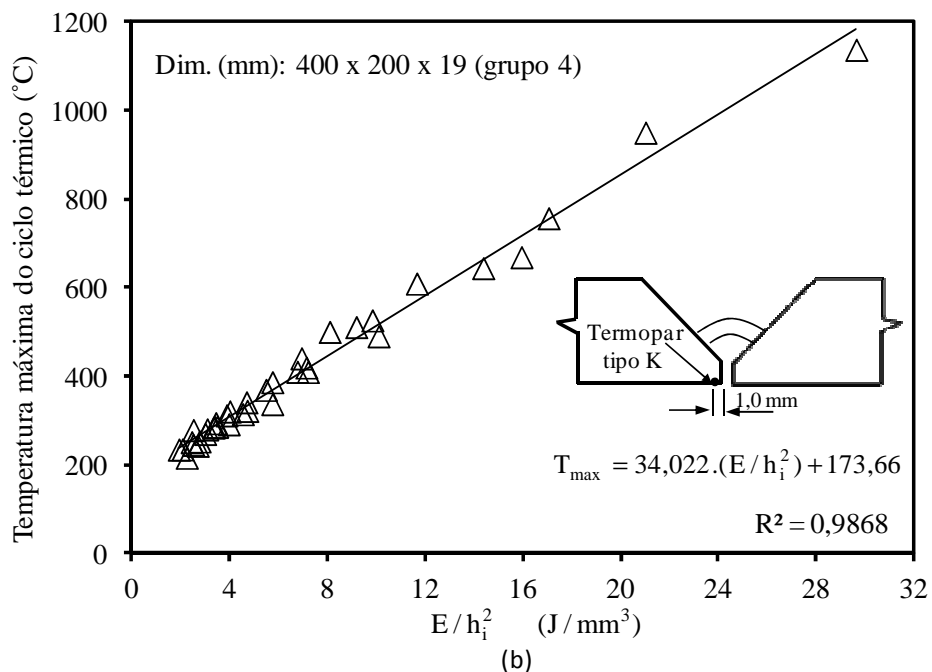
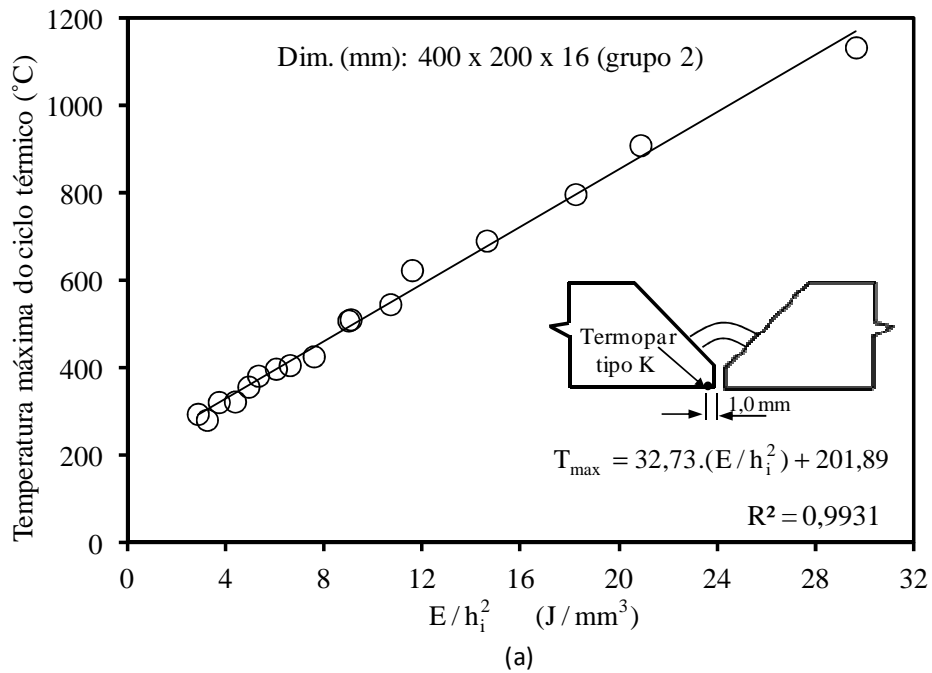


Figura 95 – Comportamento da temperatura máxima do ciclo térmico em função da razão E/h_i^2 para os experimentos do (a) grupo 2 e (b) grupo 4.

Conforme pode-se observar através da Figura 95, a temperatura máxima do ciclo térmico aumenta linearmente com o aumento da razão E/h_i^2 . Portanto, uma equação linear pode ser ajustada para cada um dos grupos, obtendo-se, assim, as duas equações mostradas nos gráficos da Figura 95. Os coeficientes de determinação R^2 encontrados indicam uma boa qualidade de ajuste. Além disso, analisando os dois gráficos e as duas equações ajustadas, observa-se que as temperaturas máximas em função da razão E/h_i^2 assemelham-se em relação aos coeficientes lineares. Portanto, a espessura da chapa não teve qualquer influência na temperatura máxima. Dessa forma, os pares ordenados $(E/h_i^2, T_{\max})$ dos dois grupos foram reunidos e reordenados a fim de obter uma única correlação, conforme Figura 96.

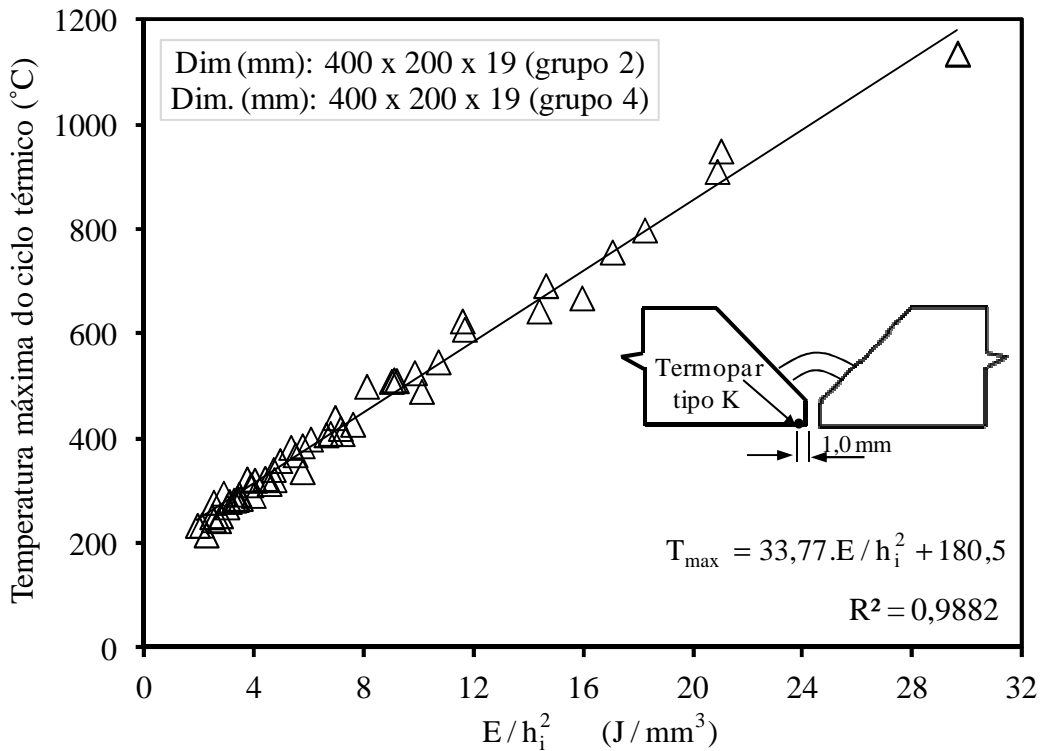


Figura 96 - Comportamento da temperatura máxima do ciclo térmico em função da razão E/h_i^2 para os experimentos do grupo 2 e grupo 4.

Analisando a Figura 96, pode-se concluir que a temperatura máxima no ciclo térmico de soldagem varia linearmente com a razão E/h_i^2 na direção da espessura da chapa soldada. A expressão ajustada que correlaciona essas duas variáveis é dada pela Eq. (86), sendo obtida a partir do conjunto de dados dos experimentos dos grupos 2 e 4. Essa equação é válida nos intervalos de espessura acumulada (h_i) entre 4,5 mm e 19 mm e energia da soldagem entre 0,6 kJ/mm a 2,5 kJ/mm. Porém, deve-se ressaltar que a variação da energia

de soldagem deu-se pela mudança na velocidade do processo, com a tensão e a corrente permanecendo constante. Para outras condições de soldagem, onde a energia varia com a tensão e a corrente, provavelmente a relação obtida seria diferente.

$$T_{\max} = 33,77.E/h_i^2 + 180,5 \quad (86)$$

A Eq. (86) poderia ser utilizada para prever a temperatura máxima para uma dada espessura acumulada de solda (h_i) e energia de soldagem. Além disso, isolando a razão E/h_i^2 na Eq. (86) e substituindo-se na Eq. (80), obtém-se a distorção angular em função da temperatura máxima na superfície inferior em $y=1$ mm, conforme mostrado na Eq. (87). Portanto, conhecendo a temperatura máxima na raiz da solda em cada passe, a distorção angular para aquele passe poderia ser determinada. A temperatura máxima na raiz da solda pode ser determinada utilizando elementos finitos ou mesmo através do modelo de Rosenthal.

$$\beta_i = K. \frac{(0,0032.T_{\max} - 0,567)}{(0,003.T_{\max} - 11,505)^2 + 73,6} \quad (87)$$

Embora a Eq. (87) possa apresentar erros em alguns passes, o resultado final não compromete a sua aplicação. Provavelmente em soldas de filete, os resultados obtidos através dela seriam mais precisos.

Com relação ao comportamento da temperatura máxima pode-se concluir:

- O campo de temperatura é significativamente influenciado pelo parâmetro E/h_i^2 ;
- Existe uma relação linear direta entre a temperatura máxima na superfície inferior e o parâmetro E/h_i^2 ;
- A temperatura máxima medida na superfície inferior pode ser relacionada com a distorção angular em cada passe.

6.7 Conclusões

As principais conclusões a respeito do método analítico proposto para a previsão da distorção angular na soldagem multipasse em juntas a topo, corroboradas por resultados experimentais foram:

- As adequações e metodologias realizadas no modelo analítico utilizado inicialmente para a previsão da distorção angular na soldagem “*bead on plate*”, permitiram que ele fosse utilizado também na previsão da distorção angular na soldagem de juntas a topo multipasse;
- O modelo analítico para previsão da distorção angular ao longo dos passes pode ser realizado utilizando somente o parâmetro de energia de soldagem E/h_i^2 , o qual permite obter resultados satisfatórios na previsão da distorção angular final;
- A suposição de que os passes são depositados em camadas planas não afetou o resultado final da distorção angular final e essa hipótese facilitou a determinação da espessura acumulada da solda (h_i);
- O método analítico proposto mostrou boa resposta em relação às diferentes condições em que foi testado, tais como: energia de soldagem, espessuras de chapa e ângulos de chanfro. Dentre os 27 experimentos realizados, em apenas seis deles os erros foram superiores a 7,5%, mas limitados a 13%;
- O comportamento das distorções angulares ao longo dos passes nos experimentos se assemelham aos resultados do método analítico. As diferenças mais significativas foram verificadas na análise individual de cada passe, principalmente no segundo passe, onde o método analítico apresentou resultados superiores aos experimentos. Além disso, a distorção angular máxima no método analítico ocorreu no terceiro passe, enquanto nos experimentos, no quarto passe;
- Observou-se, através dos resultados experimentais, que para elevados e baixos valores da razão E/h_i^2 , a distorção angular apresentou baixos valores, concordando com o método analítico proposto. As maiores distorções ocorreram entre o terceiro e o quinto passe, onde os valores da razão E/h^2 apresentam valores intermediários;
- A temperatura máxima do ciclo térmico de soldagem varia linearmente com o parâmetro de soldagem E/h_i^2 na direção da espessura da chapa soldada. Dessa forma, a distorção angular em cada passe pode ser determinada em função da temperatura máxima em um ponto qualquer na direção da espessura da chapa, como por exemplo um ponto na raiz da solda.

CAPÍTULO VII

ANÁLISE DA DISTORÇÃO ANGULAR AO LONGO DOS PASSES AVALIANDO O COMPORTAMENTO TERMOMECÂNICO

7.1 Introdução

Embora as possíveis causas do comportamento das distorções angulares apresentadas na Figura 87 e Figura 88 (seção 6.5) tenham sido descritas brevemente, uma avaliação minuciosa deve contemplar o comportamento térmico e mecânico na direção da espessura da solda. Para tal finalidade deve-se conhecer os ciclos térmicos em alguns pontos específicos na direção da espessura, na região da solda ou próxima dela. Esses ciclos permitirão determinar as variações que ocorrem nos campos térmicos e como eles afetam a resistência mecânica do material na direção da espessura da solda (ou chapa), os quais são imprescindíveis para explicar o comportamento das distorções angulares em cada passe. Enquanto as diferenças de temperatura entre a superfície superior e inferior na região soldada são as responsáveis pelas forças de contração, agindo no sentido de produzir as deformações, a resistência mecânica do material, tais como tensão de escoamento e módulo de elasticidade, agem no sentido de impedi-las, indicando a resistência que a estrutura oferece às deformações permanentes. Diferenças elevadas de temperaturas durante o ciclo térmico e que se prolongam por um tempo relativamente longo, tendem a produzir maiores forças de contração, e caso o material possua uma baixa resistência à deformação, grandes deformações poderão ocorrer. As forças de contração cessam quando as diferenças de temperatura deixam de existir. A causa da baixa resistência à deformação pode estar ligada a menor espessura do material que resiste as forças de contração, ou devido aos baixos valores da resistência mecânica do material. Temperaturas médias relativamente elevadas na direção da espessura, combinadas com menores taxas de resfriamento, provavelmente são os principais responsáveis pela baixa resistência à deformação da estrutura.

A fim de realizar uma análise termomecânica mais detalhada do problema, ciclos térmicos foram obtidos durante a soldagem dos corpos de prova. Para tal finalidade termopares tipo S e tipo K foram dispostos em duas posições específicas em relação à direção

da espessura da chapa. Os termopares tipo S foram arpoados na poça de fusão (posição superior) durante a soldagem ao longo dos passes, enquanto três termopares tipo K foram fixados na superfície inferior, na raiz da solda. A Figura 93, seção 6.6.2 mostra detalhes do posicionamento dos termopares tipo S e K nos corpos de prova. Os três termopares da superfície inferior estão a 1 mm da raiz da solda ($y=1$ mm). A disposição dos termopares tipo S em relação aos do tipo K possibilitou determinar as diferenças instantâneas de temperaturas. A aquisição de dados do termopar tipo K na superfície inferior foi somente obtida nos grupos 2 e 4. Dessa forma, as análises térmicas ficaram restritas a esses dois grupos.

A Figura 97 mostra o comportamento das curvas de resfriamento para os passes de enchimento em um dos experimentos do grupo 2 (E3 - 1,3 kJ/mm – 6 passes), relativas ao termopar tipo S. Conforme se observa através desta figura, as curvas de resfriamento apresentaram aproximadamente o mesmo comportamento, ou seja, a mesma taxa de resfriamento. Esse fenômeno ocorreu devido à energia de soldagem e à temperatura de interpasse terem sido mantidas constantes ao longo dos passes de enchimento. Esse mesmo comportamento foi observado nos demais experimentos. Dessa forma, nas análises realizadas no presente trabalho, utilizou-se sempre seus valores médios.

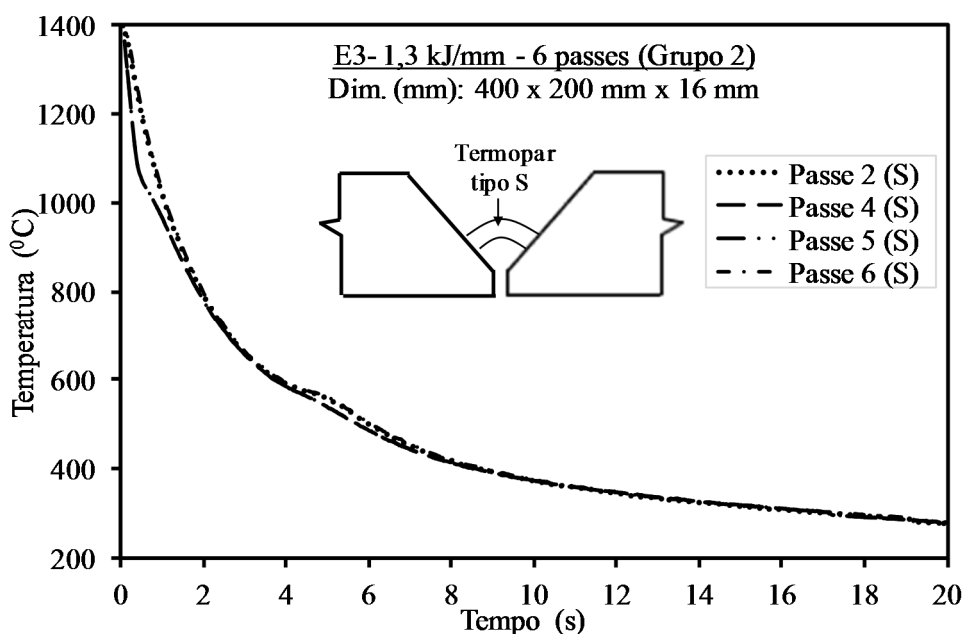


Figura 97 – Comportamento da temperatura em função do tempo para medidas realizadas na poça de fusão com o termopar tipo S nos passes 2, 4, 5 e 6 do experimento E3 do grupo 2.

A Figura 98 mostra as médias das curvas de resfriamento relativas ao termopar tipo S, obtidas ao longo dos passes em cada um dos experimentos (energias) para os grupos 2 e 4. Nos passes de raiz, como a energia de soldagem utilizada foi aproximadamente igual em todos os experimentos independentemente do grupo, também se utilizou os valores médios.

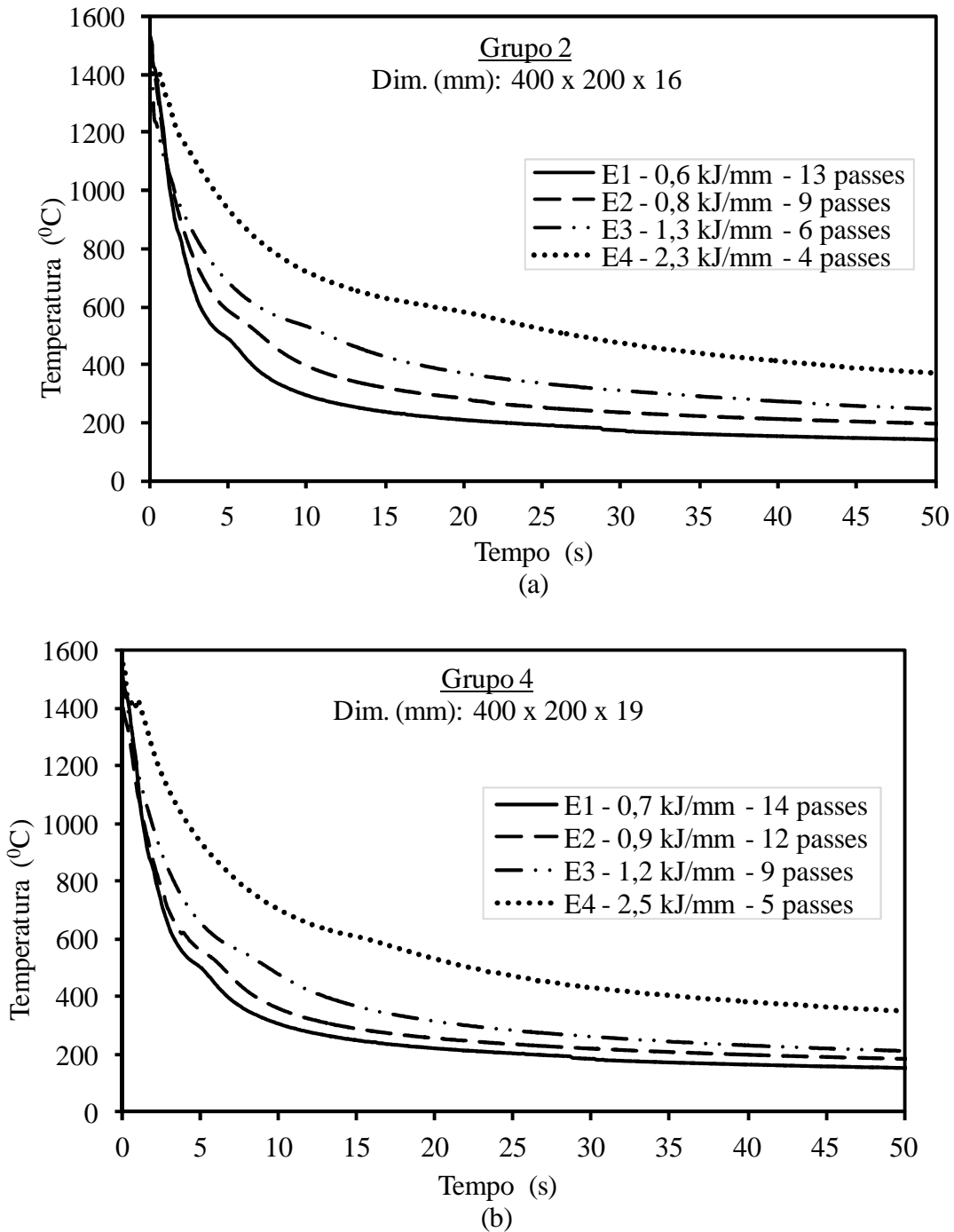
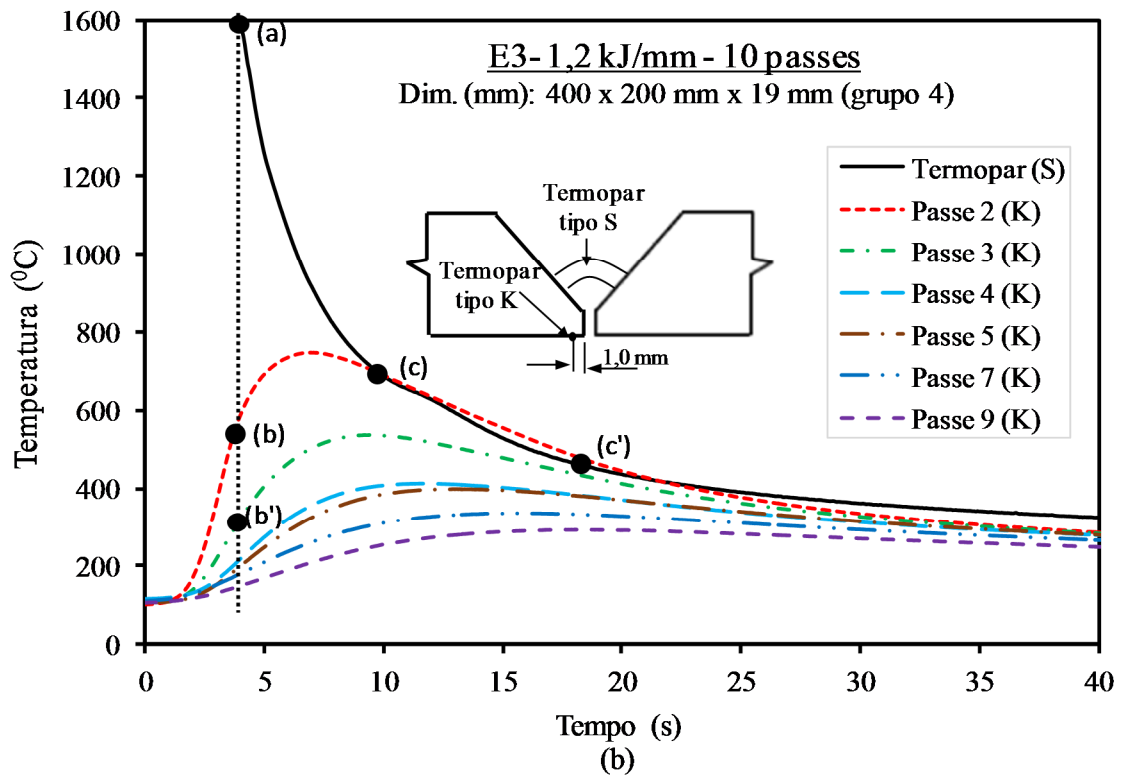
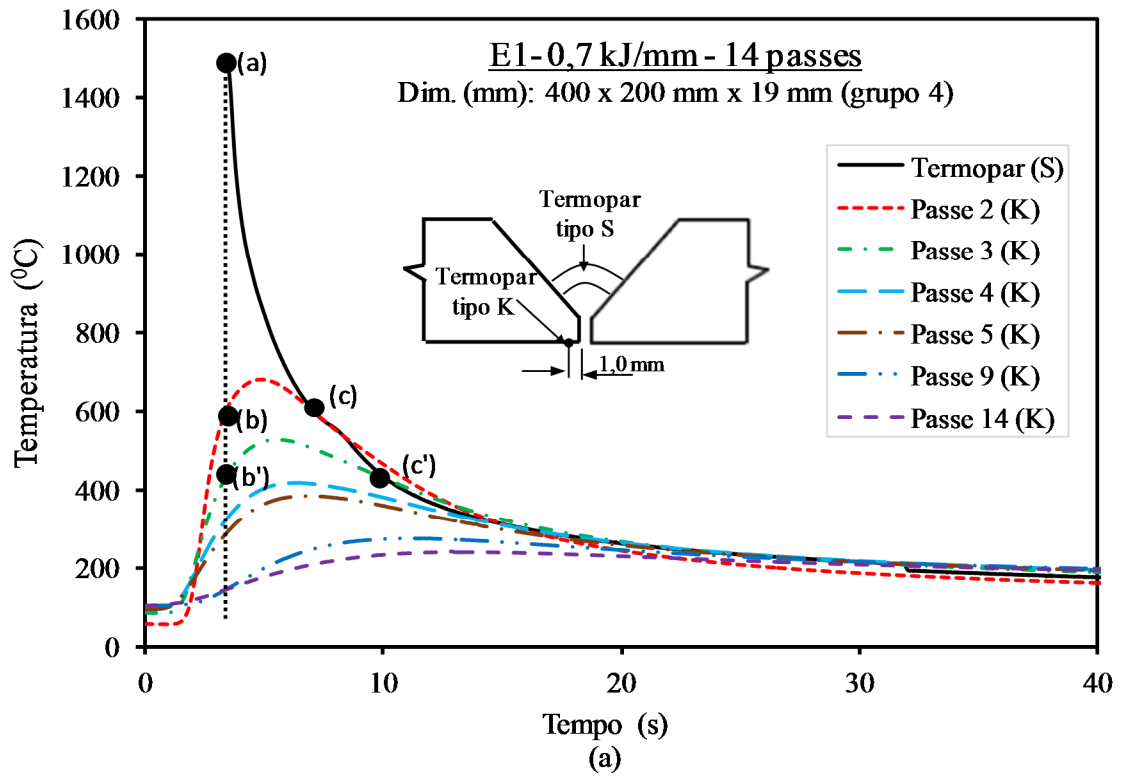


Figura 98 – Médias das curvas de resfriamento utilizando termopar tipo S para os passes de enchimento em diferentes energias de soldagem para (a) grupo 2 e (b) grupo 4.

É possível verificar pela Figura 98 que, diminuída a energia de soldagem, a taxa de resfriamento aumenta. Essas distintas taxas de resfriamento influenciam diretamente no comportamento das diferenças de temperatura apresentadas entre o termopar tipo S e tipo K e, conseqüentemente, nas forças de contração responsáveis pela distorção angular. Além disso, as diferentes taxas de resfriamento afetam a resistência mecânica do material e, portanto, a resistência à deformação permanente da estrutura.

7.2 Análise das Diferenças de Temperatura na Direção da Espessura Utilizando os Ciclos Térmicos dos Experimentos

As forças de contração que produzem as distorções angulares agem na estrutura soldada enquanto houver diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e tipo K (superfície superior e inferior). Quanto maiores forem essas diferenças de temperatura, maiores serão as forças de contração. No início do ciclo de resfriamento são produzidas as maiores diferenças de temperatura, as quais decrescem com o tempo, até o momento em que se tornam nulas. A variação das diferenças de temperatura depende das taxas de resfriamentos. Portanto, com o objetivo de verificar o comportamento das diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e tipo K em função do tempo para os passes de enchimento, os respectivos ciclos térmicos para os experimentos E1, E3 e E4 do grupo 4 foram apresentados na Figura 99. Para tornar mais clara a apresentação dos resultados dos ciclos térmicos dos termopares do tipo K, alguns passes foram omitidos, porém sempre se manteve os passes 2, 3, 4 e 5.



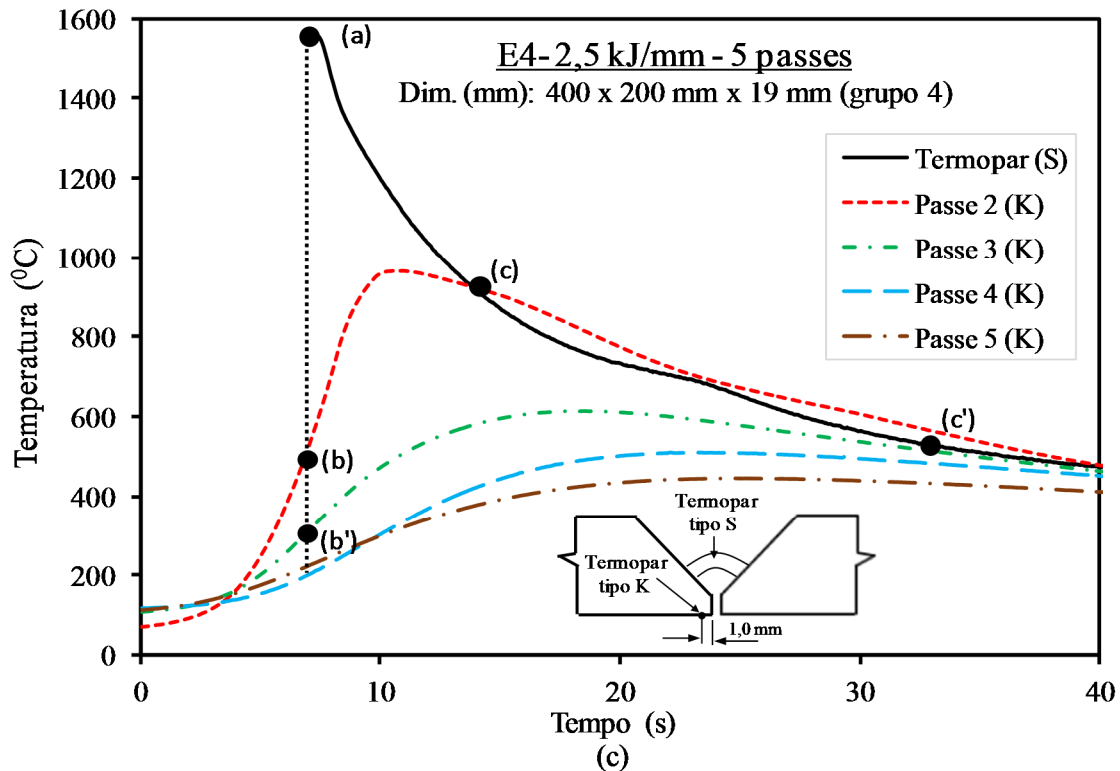


Figura 99 - Ciclos térmicos referentes aos termopares tipo S e K para os passes de enchimento do grupo 4 nos experimentos (a) E1 – 0,7 kJ/mm – 14 passes, (b) E3 – 1,2 kJ/mm – 9 passes e (c) E4 – 2,5 kJ/mm – 5 passes.

Conforme pode ser constatado através da Figura 99, as diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e K aumentam à medida que os passes de solda são realizados, o mesmo acontecendo com o tempo em que cessam as diferenças de temperatura. Esse fenômeno indica uma tendência de aumento das distorções. Dessa forma, em um dado passe qualquer, a região delimitada pelos ciclos térmicos representa o potencial daquele passe em produzir deformação e, dependendo da resistência que a estrutura ofereça, a deformação poderá ocorrer. Por exemplo, na Figura 99, a região delimitada pelos termopares tipo S e K no terceiro passe (a-b'-c') é aproximadamente duas vezes superior à área do segundo passe (a-b-c). Isso explica, em partes, a grande diferença nas distorções que ocorreram entre o segundo e terceiro passe. A mesma análise pode ser feita em relação ao terceiro e quarto passe, em que a área do quarto é aproximadamente 1,5 vezes superior ao do terceiro passe. Conforme se verificou em todos os experimentos, essa região tende a aumentar na medida em que os passes são realizados. Embora a diferença de temperatura esteja aumentando à medida que os passes são realizados, a partir do quarto passe, a distorção diminui, pois, a rigidez dos passes depositados anteriormente passa a prevalecer.

7.3 Análise da Influência Termomecânica na Distorção Angular Avaliada no Tempo

Com base nos ciclos térmicos dos termopares tipo S e K mostrados na Figura 99, além da análise térmica em que se consideram as diferenças de temperatura entre os dois termopares, uma avaliação mais abrangente pode ser realizada levando em consideração também a influência da temperatura na resistência mecânica do material. As análises realizadas pretendem esclarecer as seguintes questões:

- As variações que ocorreram nas distorções ao longo dos passes para uma mesma energia de soldagem;
- O motivo das distorções apresentarem valores aproximadamente iguais para um dado passe dentro de cada grupo analisado, independente da energia de soldagem utilizada.

A resistência mecânica do material é significativamente afetada pela temperatura. Assim, a influência da temperatura na resistência mecânica do material para um dado passe foi avaliada utilizando-se a temperatura média (T_m) na direção da espessura, a qual foi determinada através dos dados obtidos através dos termopares tipo S e K, através da relação $T_m = (T_S + T_K)/2$. Uma das formas de verificar a influência da temperatura na resistência mecânica do material é através do comportamento da tensão de escoamento do material, conforme o gráfico da Figura 100 (aço baixo carbono).

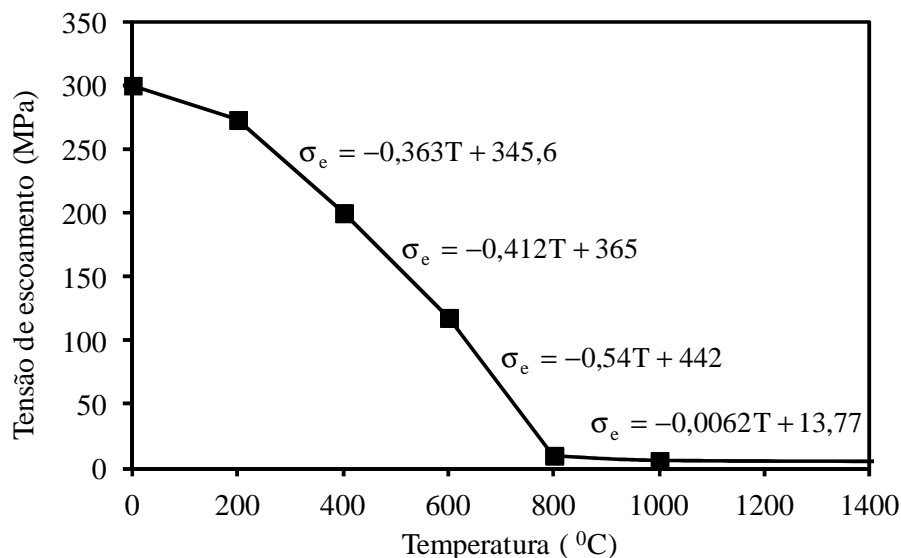


Figura 100 – Comportamento da tensão de escoamento em função da temperatura para um aço de baixo teor de carbono. (DENG, MURAKAWA, 2008).

Conforme pode-se verificar Figura 100, para temperaturas superiores a 800 °C o material oferece baixa resistência mecânica, enquanto que para temperaturas inferiores a 800 °C as quedas da temperatura tendem a afetar de forma mais significativa a resistência mecânica do material. Quanto maiores forem as taxas de resfriamento, mais rapidamente o material eleva sua resistência.

A fim de realizar o estudo proposto nos itens (a) e (b), um gráfico foi elaborado para cada passe, no qual se pretende analisar as seguintes questões:

- Os ciclos de resfriamento parciais dos termopares S e K onde pode-se visualizar as diferenças de temperatura entre os dois termopares e o tempo em que elas cessam;
- A temperatura média em função do tempo na direção da espessura da chapa, determinada a partir dos termopares S e K;
- A evolução da tensão de escoamento em função do tempo, para a temperatura média dos termopares S e K.

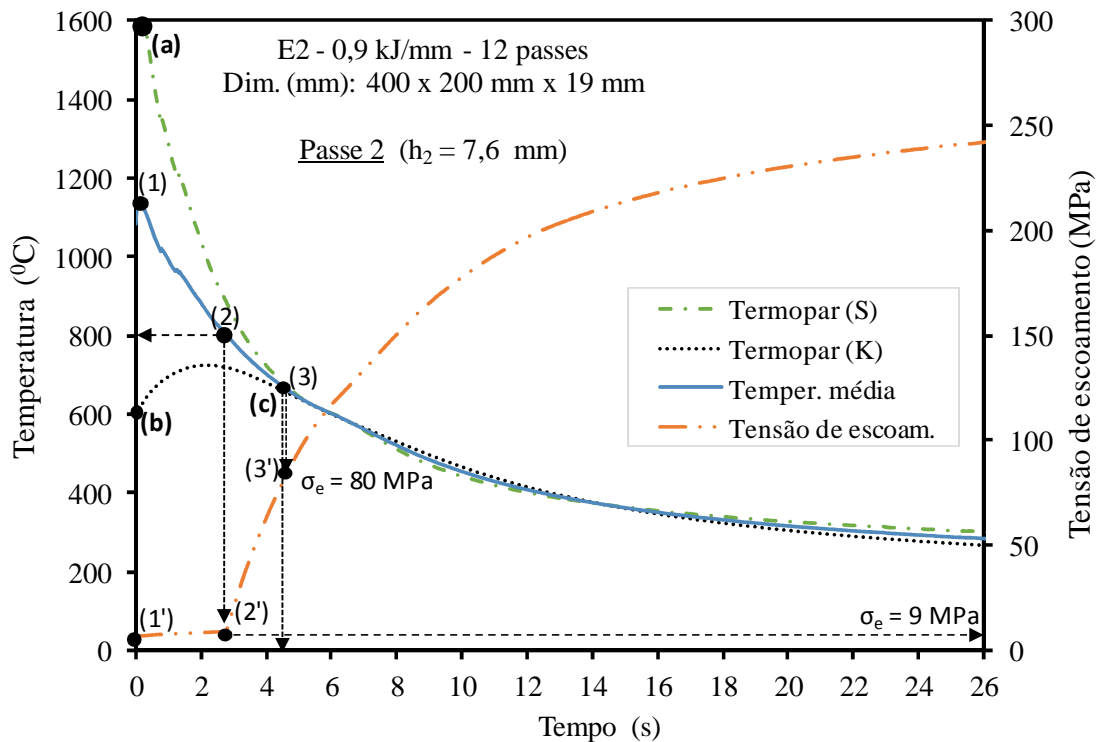
7.3.1 Comparação do comportamento termomecânico em três diferentes passes de um experimento com a mesma energia de soldagem

Para estudar o motivo das variações das distorções nos diferentes passes em um mesmo experimento (mesma energia de soldagem), utilizou-se três passes do experimento E2 – 0,9 kJ/mm – 19 mm do grupo 4. Os passes analisados foram o segundo, terceiro e oitavo passe, em que se analisou as possíveis causas das variações que ocorreram nas distorções. Essa escolha ocorreu em função do comportamento das distorções observadas ao longo dos passes, ou seja, o segundo e o terceiro foram escolhidos em função do aumento significativo das distorções que ocorreram entre eles e o oitavo passe foi escolhido para demonstrar a rigidez imposta pelos passes depositados anteriormente. As deformações, nesses passes, foram respectivamente: 0,007 rad; 0,021 rad e 0,011 rad.

Para a realização do estudo proposto, inicialmente elaborou-se um gráfico para cada passe (Figura 101(a)-(c)). No eixo da esquerda, faz-se a leitura da evolução das diferenças de temperatura dos termopares tipo S e K em função do tempo, bem como da temperatura média entre eles, enquanto no eixo da direita, lê-se a variação da tensão de escoamento em função do tempo, a qual foi determinada através das equações da Figura 100 e com os valores das temperaturas médias entre os termopares tipo S e K. A região delimitada pelas letras a-b-c representa a área em que as diferenças de temperatura estão presentes, indicando o

potencial que o referido passe possui em produzir distorção angular. Os pontos 1-2-3-4 na linha da temperatura média estão relacionados com os pontos 1'-2'-3'-4' na linha da tensão de escoamento. Os pontos e segmentos das linhas representam:

- No ponto inicial 1, o material possui a maior temperatura média e corresponde ao ponto 1' localizado sobre a linha da tensão de escoamento. Nesse ponto, o material possui a menor resistência à deformação;
- No segmento 1-2, a temperatura média apresenta valores superiores a 800 °C e está relacionada com o segmento 1'-2' sobre a curva da tensão de escoamento. Nesse segmento, o material apresenta baixa resistência mecânica, pois os valores da tensão de escoamento estão limitados a 9 MPa;
- No segmento 2-3, a temperatura é inferior a 800 °C e está relacionada com o segmento 2'-3' sobre a curva da tensão de escoamento. Nesse segmento, as tensões de escoamento são altamente dependentes das variações da temperatura que ocorrem em função do tempo;
- O ponto 3 é onde cessam as diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e K, ou seja, as forças de contração deixam de existir.



(a)

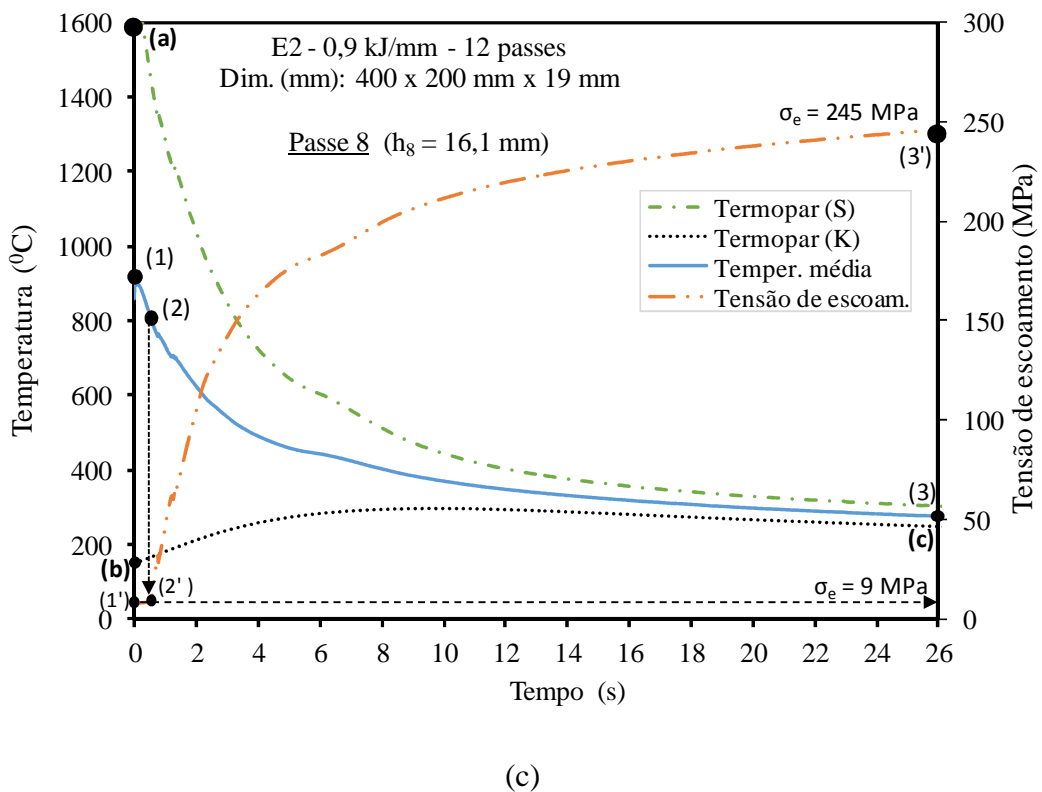
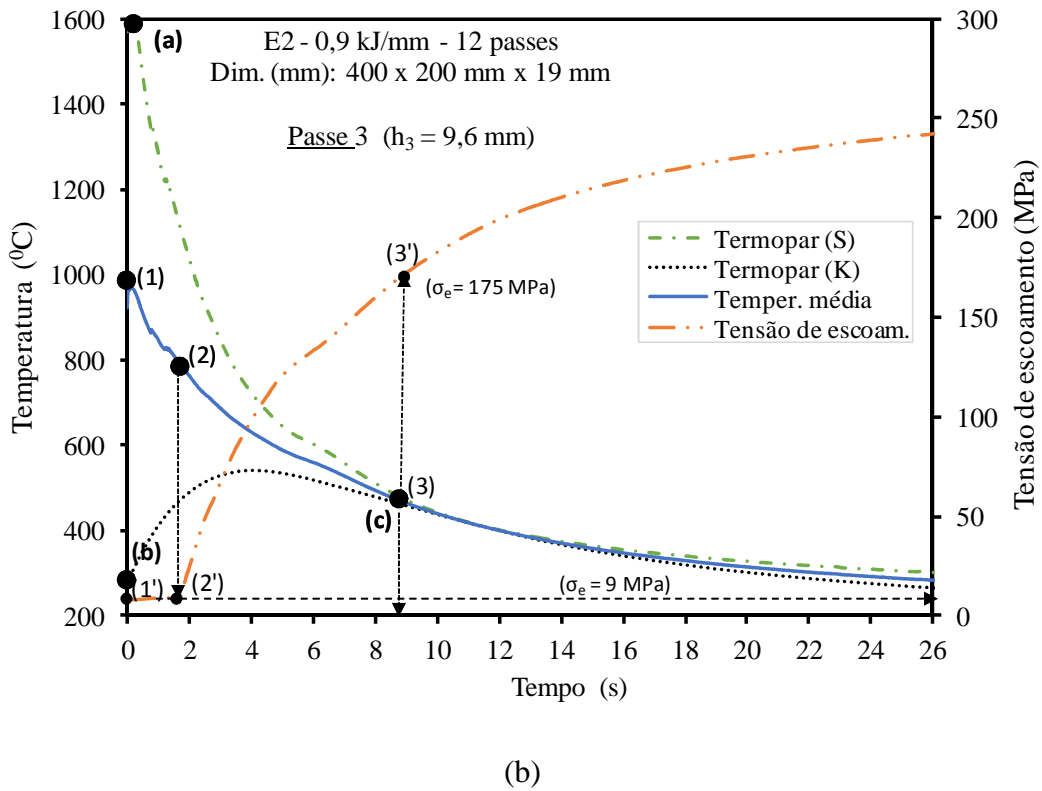


Figura 101 – Influência dos ciclos de resfriamento na resistência mecânica do material e diferenças de temperatura entre termopar tipo S e K para (a) passe 2, (b) passe 3 e (c) passe 8; Eixo esquerdo - ciclos térmicos obtidos através de termopares S, K e valores médios; Eixo direito - tensão de escoamento para a temperatura média.

Comparando os três gráficos da Figura 101 é possível notar que o tempo que a tensão de escoamento permanece a níveis inferiores a 9 MPa diminui à medida que os passes são realizados, indicando uma tendência de aumento na resistência à deformação nesse sentido. Na ordem em que os passes foram depositados, esse tempo foi de aproximadamente 2,7 s; 1,7 s e 0,6 s para os três passes analisados. Neste caso, a menor resistência à deformação é do segundo passe, pois além do maior tempo que a tensão de escoamento permanece a níveis inferiores, a espessura acumulada da solda também se encontra com os menores valores.

Pode-se verificar também através da Figura 101 que ao mesmo tempo em que as diferenças de temperatura estão diminuindo em função do tempo, a tensão de escoamento está aumentando. Dessa forma se o cordão de solda fosse depositado no mesmo instante sobre o chanfro, as maiores deformações ocorreriam no tempo inicial, principalmente quando o material possui uma temperatura média superior a 800 °C. Dessa forma, a deformação é duplamente penalizada no tempo, pois ao mesmo tempo em que as forças de contração diminuem, a resistência à deformação aumenta, principalmente após o ponto 2', quando a temperatura média está abaixo de 800 °C.

Outra questão que deve ser considerada na resistência à deformação é a taxa de crescimento da tensão de escoamento após o ponto 2', a qual está diretamente relacionada com a taxa de resfriamento da temperatura média, após atingir os 800 °C. Quanto maiores forem as taxas de crescimento da tensão de escoamento, mais rapidamente o material eleva sua resistência mecânica. No experimento analisado, constatou-se que essa taxa de crescimento da tensão de escoamento aumenta na medida em que os passes são realizados. Por exemplo, comparando o tempo para que a tensão de escoamento varie de 9 MPa a 150 MPa nos passes três e oito (Figura 101 (b) e (c)), constatou-se que no passe 3 ele foi de aproximadamente 5,5 s, enquanto que no passe 8 foi de 2,7 segundos. Portanto, o passe 8 possui maior taxa de crescimento da tensão de escoamento. Menores taxas de crescimento na tensão de escoamento fazem com que o material permaneça com uma baixa resistência por um tempo maior e, dessa forma, as menores resistências se estendem por uma distância maior atrás da poça de fusão. A Figura 102 mostra a evolução da tensão de escoamento em função da distância da poça de fusão para os três passes do experimento analisado (E2 – 0,9 kJ/mm – 12 passes). A distância foi calculada utilizando a velocidade de soldagem de 7,6 mm/s, a mesma utilizada no experimento.

Conforme se observa através da Figura 102, nos passes iniciais, a baixa resistência do material (tensão de escoamento) se estende por uma distância maior do que nos passes finais. Por exemplo, nos três passes do experimento analisado, verifica-se que a tensão de escoamento atinge uma tensão de escoamento de 50 MPa a uma distância de aproximadamente 28,8 mm (passe 2); 18,5 mm (passe 3) e 7,9 mm (passe 8). Assim, para uma mesma distância (d) da poça de fusão, a maior resistência mecânica do material ocorre em direção aos passes finais. Conforme comentado anteriormente, isto ocorre porque a taxa de crescimento da tensão de escoamento aumenta na medida em que os passes são realizados. Por exemplo, a 70 mm atrás da poça de fusão, a tensão de escoamento no passe 2, passe 3 e passe 8 apresentaram respectivamente os seguintes valores: 168 MPa, 175 MPa e 207 MPa. No passe 8 se observa que a maior variação no crescimento da tensão de escoamento ocorre até uma distância de 50 mm, significando que a curtas distâncias o material adquirirá uma resistência mecânica elevada e, portanto, uma maior resistência à deformação.

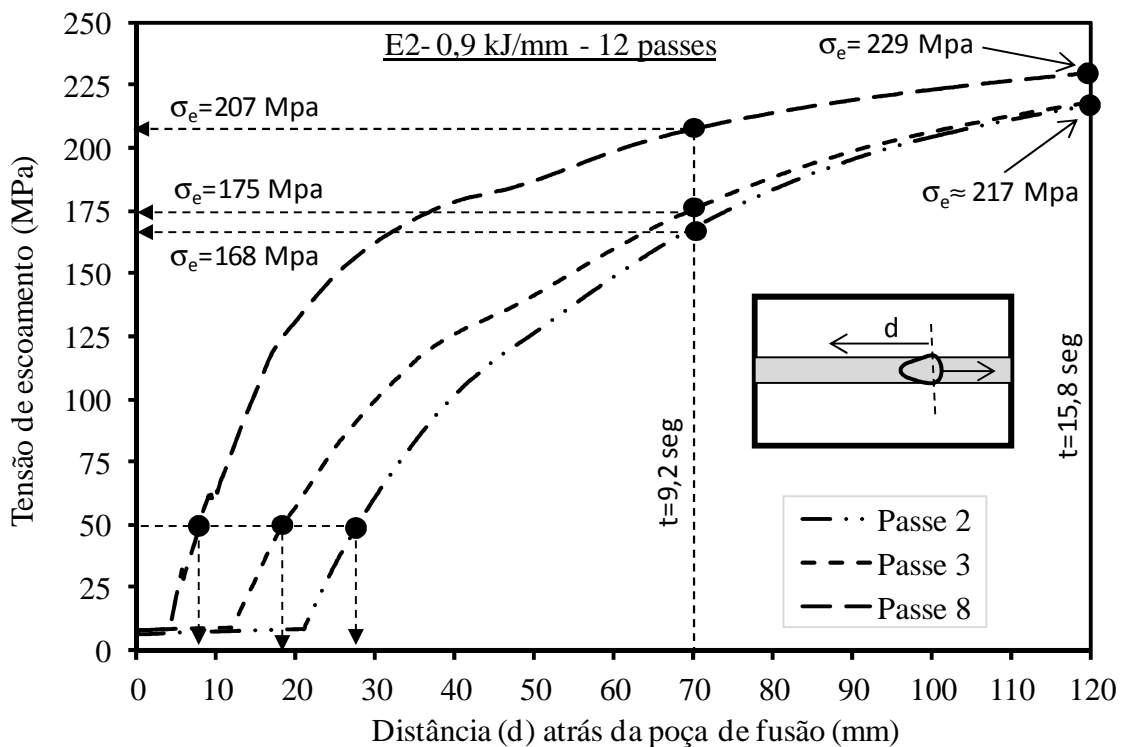


Figura 102 - Comportamento da tensão de escoamento em função da distância (d) atrás da poça de fusão, para os passes dois, três e oito do experimento E2 do grupo 4.

Pela análise realizada acima, constatou-se que a menor resistência à deformação ocorreu no passe 2 e a maior, no passe 8. Porém, a distorção no passe 8 foi superior ao passe

2. Diante da contradição, torna-se importante a busca de elementos que a justifique. Uma maneira de elucidar essa questão é considerar as diferenças de temperatura em conjunto com a evolução da tensão de escoamento em função do tempo. Assim sendo, as variações nas diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e K foram relacionadas com as variações que ocorrem na tensão de escoamento do material, utilizando um tempo comum para ambos as variáveis, conforme Figura 103. A tensão de escoamento utilizada foi a determinada a partir da temperatura média entre os termopares tipo S e K, conforme Figura 101. Na Figura 103, no eixo da esquerda encontram-se os valores das diferenças de temperatura ($\Delta T = T_S - T_K$), enquanto no eixo da direita, os valores da tensão de escoamento do material. Os pontos 1''-2''-3'' sobre a curva das diferenças de temperatura estão relacionados com os pontos 1'-2'-3' sobre a curva da tensão de escoamento e têm o mesmo significado anterior. Nesse gráfico foram dispostos também os valores das distorções angulares e a espessura acumulada dos passes analisados.

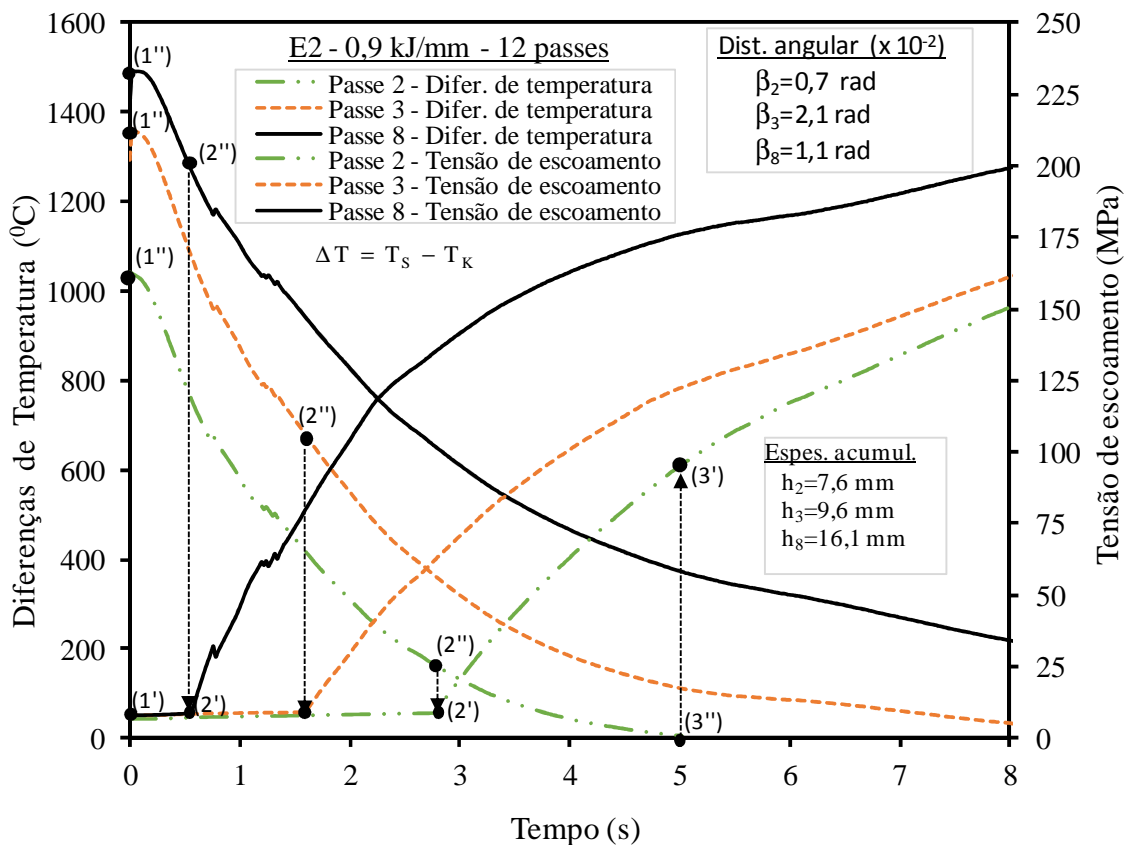


Figura 103 – Relação entre a diferença de temperatura e tensão de escoamento para o experimento E2 do grupo 4 para os passes 2, 3 e 4. Eixo esquerdo – diferença de temperatura em função do tempo; Eixo direito – Tensão de escoamento em função do tempo.

Na Figura 103 a área delimitada pela curva das diferenças de temperatura e pelos eixos (Diferenças de temperatura e Tempo) representa o potencial do passe analisado em produzir deformações. Dessa forma, analisando somente esse ponto, o maior potencial para produzir deformações pertence ao passe 8. Porém, em uma análise mais abrangente, envolvendo as diferenças de temperatura, a tensão de escoamento e a espessura acumulada, verifica-se que:

- Embora no passe 2 a resistência mecânica do material e a resistência imposta pela espessura tenham sido menores do que no passe 3, a deformação no passe 3 foi significativamente maior. Provavelmente isso ocorreu porque no passe 3 a diferença de temperatura foi consideravelmente maior do que no passe 2 e além disso, as diferenças de temperatura se prolongaram por um tempo maior no passe 3.
- Ainda que no passe 8 as diferenças de temperatura tenham sido significativamente maiores do que no passe 3, sua deformação foi menor. Possivelmente isso ocorreu porque além do pouco tempo que o material fica sob domínio de uma baixa resistência, sua espessura é significativamente maior do que no passe 3.
- Apesar de que no passe 2 tanto a resistência mecânica quanto a resistência imposta pela espessura sejam consideravelmente menores do que a apresentada pelo passe 8, ainda assim a deformação no passe 8 foi superior ao passe 2. Provavelmente as diferenças significativas de temperatura no passe 8 e que se prolongaram por um tempo maior tenham sido a causa principal da distorção no passe 8 apresentar valores superiores ao passe 2.

7.3.2 Comparação do comportamento termomecânico em um dado passe da sequência para três diferentes energias de soldagem do grupo 4

A fim de analisar e discutir com maior ênfase os motivos pelas quais as distorções apresentaram valores aproximadamente iguais para um dado passe da sequência, independentemente da energia de soldagem, analisou-se três experimentos do grupo 4, sendo eles: E2–0,9 kJ.mm⁻¹– 12 passes; E3–1,2 kJ/mm⁻¹–9 passes; e E4–2,5 kJ/mm⁻¹–5 passes. Salienta-se que, nesses experimentos, a tensão foi de 25 V, a corrente de 275 A, a velocidade do arame de 7,7 m/min e as diferentes energias de soldagem foram obtidas usando as velocidades de soldagem de 9,7; 7,6 e 2,8 mm/s, respectivamente. Nestes experimentos, o

terceiro passe foi escolhido para ser estudado e as respectivas distorções produzidas foram: 2,21 rad, 2,31 rad e 2,37 rad ($\times 10^{-2}$).

Conforme descrito, as diferenças de temperatura entre a superfície superior e inferior da solda produzem as forças responsáveis pelas distorções angulares, enquanto que as combinações da resistência mecânica do material com a resistência imposta pela espessura acumulada da solda agem no sentido oposto (seção resistente), impedindo a deformação da estrutura. Dessa forma, nesta seção, estudou-se brevemente a influência desses fatores no comportamento da distorção angular. A análise foi realizada em duas etapas. Na primeira etapa relacionou-se o comportamento transiente da temperatura média na direção da espessura com o valor médio da tensão de escoamento. Na segunda etapa relacionou-se a diferença de temperatura transiente entre a solda e a superfície inferior com o comportamento da tensão de escoamento.

7.3.2.1 Comportamento transiente entre a temperatura média e a tensão de escoamento na direção da espessura

O gráfico da Figura 104 relaciona os efeitos da temperatura média no comportamento da tensão de escoamento para um dado instante. Nesse gráfico, a temperatura média foi determinada utilizando os valores dos termopares tipo S e K enquanto perduram as diferenças de temperatura entre os dois termopares, valores lidos no eixo esquerdo do gráfico, sendo esses valores determinados pela relação $T_M = (T_S + T_K)/2$. A evolução da tensão de escoamento no tempo foi determinada utilizando essas temperaturas médias e os dados podem ser lidos no eixo direito do gráfico.

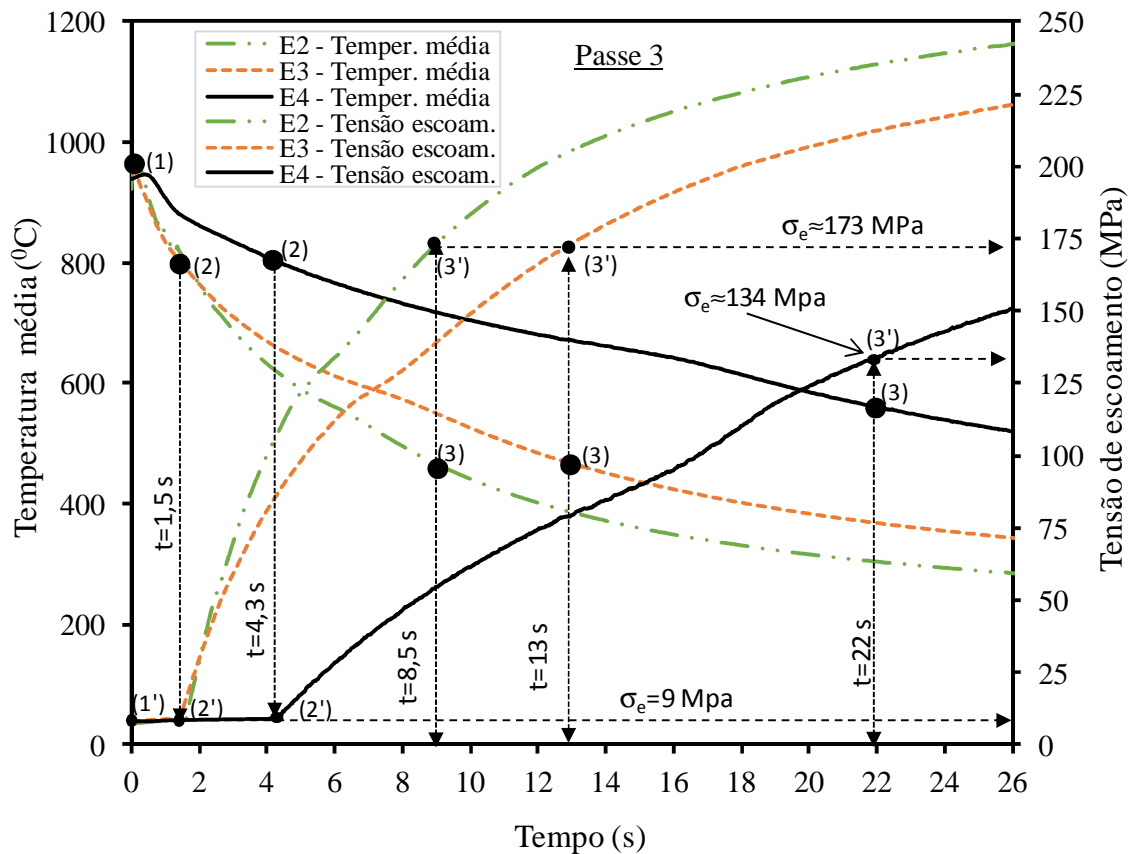


Figura 104 – Comportamento da temperatura média ($T_m=(T_s + T_k)/2$) em função do tempo (eixo esquerdo) e comportamento da tensão de escoamento em função do tempo (eixo direito) para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4 e passe 3 da sequência.

As mesmas considerações feitas nos gráficos da Figura 101 em relação aos pontos 1-2-3-4, localizados sobre a linha de temperatura média e os pontos 1'-2'-3'-4, localizados sobre a linha da tensão de escoamento, também são válidas no gráfico da Figura 104. Os pontos 1-2-3-4 localizados sobre a linha da temperatura média relacionam-se com os pontos 1'-2'-3'-4' sobre a linha da tensão de escoamento. Os pontos e segmentos de linhas representam:

- Os pontos 1 e 1' correspondem, respectivamente, à maior temperatura média (ponto 1) e a menor tensão de escoamento (ponto 1');
- Os pontos 2 e 2' correspondem, respectivamente, à temperatura de 800 °C (ponto 2) e à tensão de escoamento de aproximadamente 9 MPa (ponto 2');
- Os pontos 3 e 3' correspondem à temperatura em que cessam as diferenças entre os termopares tipo S e K (ponto 3) e onde o material apresenta valores elevados para a tensão de escoamento (ponto 3').

- O segmento 1-2 diz respeito à variação da temperatura da temperatura máxima até 800 °C, no qual o material apresenta baixa resistência, inferior a 9 MPa, identificada pelo segmento 1'-2' sobre a linha de tensão de escoamento;
- No segmento 2-3 a temperatura varia desde 800 °C até o momento que as diferenças de temperatura sejam nulas. Nesse caso, o decréscimo da temperatura tende a causar um aumento maior na tensão de escoamento e, conseqüentemente, na resistência do material.

Observa-se, a partir da Figura 104, que para uma temperatura média em um dado instante, pode-se determinar a resistência mecânica do material (tensão de escoamento). Dessa forma, é possível avaliar a evolução da resistência mecânica do material e verificar a sua relação com a distorção. Temperaturas médias elevadas e que permanecem acima dos 800 °C por um maior tempo tendem a deixar o material com menor resistência mecânica, facilitando a deformação da estrutura caso estejam submetidas a diferenças significativas de temperatura. Porém, essas duas condições por si só não garantem elevadas deformações, pois a espessura do material também desempenha uma importante função, já que a resistência à deformação tende a aumentar com o quadrado da espessura acumulada. Conforme se observa pela Figura 104, as menores resistências mecânicas do material referem-se ao experimento E4, pois além da resistência permanecer inferior a 9 MPa por um maior tempo, a taxa de crescimento da tensão de escoamento é inferior aos demais experimentos (E2 e E3). Enquanto no experimento E4 o tempo em que a tensão de escoamento permanece a níveis inferiores a 9 MPa foi de aproximadamente 4,3 segundos, nos experimentos E2 e E3 foi de aproximadamente 1,5 s. Além disso, verifica-se que o tempo em que cessam as diferenças de temperatura (ponto 3) é menor para os experimentos com a menor energia de soldagem. Os tempos para os experimentos E2, E3 e E4 foram de aproximadamente 8,5 s, 13 s e 22 s, respectivamente. Além disso, pode-se notar, ainda, que nos experimentos com as menores energias (E2 e E3), quando a diferença de temperatura se torna nula (ponto 3), a tensão de escoamento apresenta valores consideravelmente elevados ($\sigma_e=173$ Mpa).

7.3.2.2 Comportamento transiente entre a diferença de temperatura e a tensão de escoamento na direção da espessura

Outro aspecto com influência na geração das distorções angulares é a relação existente entre as diferenças de temperatura (superfície superior e inferior $\Delta T = T_S - T_K$) e a resistência mecânica que o material possui em um dado instante de tempo. A fim de verificar essa questão, um segundo gráfico (Figura 105) foi elaborado, onde, no eixo da esquerda, encontra-se a evolução das diferenças de temperatura em função do tempo, enquanto no eixo da direita localiza-se a evolução do comportamento da tensão de escoamento em função desse tempo em comum. A tensão de escoamento foi determinada em função da temperatura média entre os termopares tipo S e K, seguindo o mesmo procedimento utilizado no gráfico da Figura 104. Os pontos 1', 2' e 3' estão relacionados com as temperaturas médias de 800 °C entre os termopares S e K.

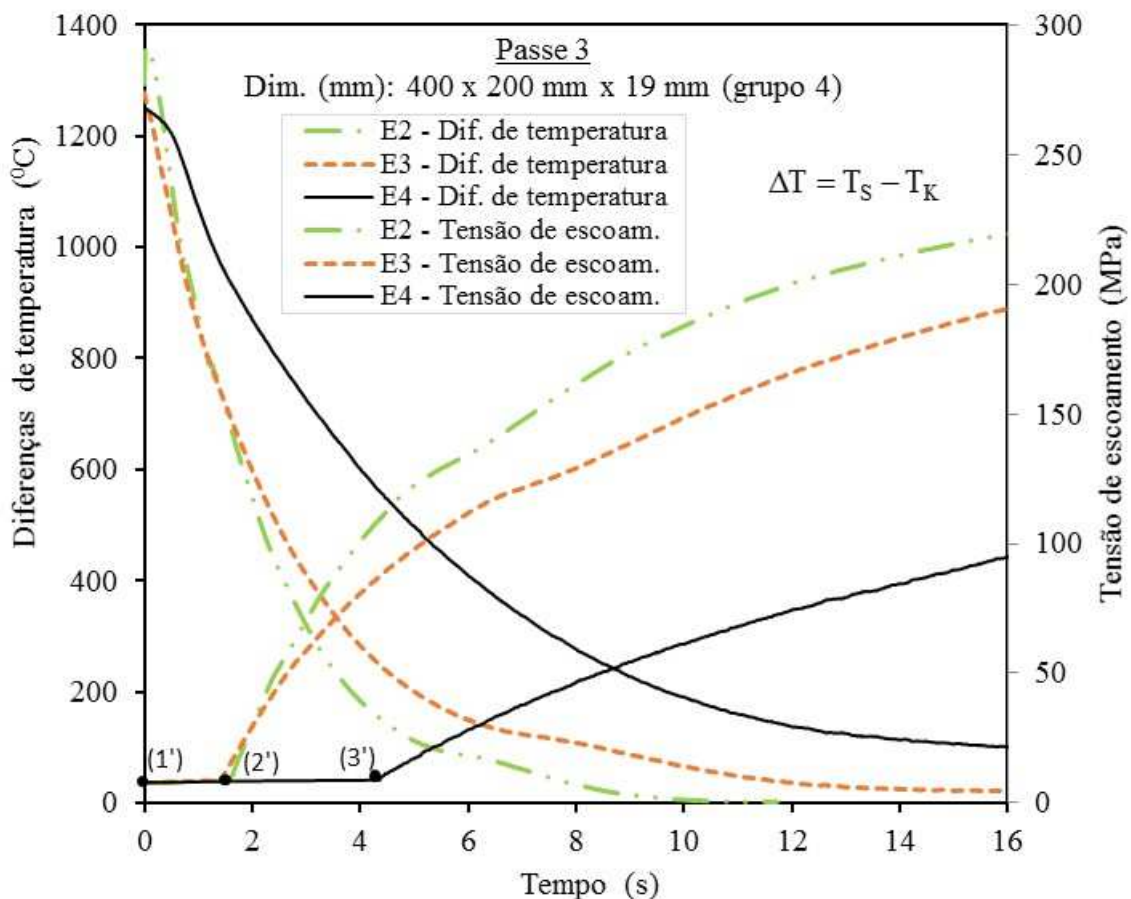


Figura 105 – Comportamento das diferenças de temperatura em função do tempo (eixo esquerdo) e comportamento da tensão de escoamento em função do tempo (eixo direito) para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4 referente ao passe 3.

Na Figura 105 a área delimitada pela curva da diferença de temperatura e pelos dois eixos (Tempo e Diferença de temperatura) representa o potencial da energia de soldagem analisada (passe 3) em produzir deformações. Pode-se verificar que essa área aumenta com a energia de soldagem, indicando um maior potencial para produzir deformações. Dessa forma, analisando somente essa questão, o maior potencial pertence ao experimento de maior energia (E4). Embora o aumento do potencial das distorções varie diretamente com o aumento da energia de soldagem, o valor da magnitude da deformação depende da resistência imposta pela espessura acumulada da solda e pelo nível de resistência mecânica do material (tensão de escoamento).

A partir da Figura 105 pode-se analisar as condições que o material se encontra com relação à tensão de escoamento para uma dada diferença de temperatura em um instante de tempo qualquer. Grandes diferenças de temperatura e que se prolongam por um maior tempo tendem a produzir maiores distorções angulares, caso o material encontra-se com uma baixa tensão de escoamento. Assim, analisando o gráfico da Figura 105 é possível verificar que as maiores deformações deveriam ocorrer no experimento de maior energia (E4), pois:

- Nesse experimento, o material permanece por um maior tempo com baixa tensão de escoamento (segmento 1'-2') e, além disso, na maior parte do tempo, apresenta as maiores diferenças de temperatura;
- A taxa de crescimento da tensão de escoamento após o ponto 2' é inferior aos experimentos E2 e E3, significando que o material tende a permanecer com uma menor resistência por um maior tempo;
- Os tempos em que cessam as diferenças de temperatura são superiores aos experimentos E2 e E3.

Dos itens citados, todos apontam na direção de que a maior distorção angular deveria ocorrer no experimento com a maior energia de soldagem (E4). Entretanto, de acordo com os resultados experimentais, as distorções apresentaram valores aproximadamente iguais para um dado passe da sequência, independentemente da energia de soldagem utilizada. Porém, um fator relevante que ainda não foi considerado é a espessura acumulada da solda (h_i), pois esta variável impõe uma resistência à deformação que varia com o quadrado da espessura. Assim, provavelmente a baixa resistência mecânica do material aliada às elevadas diferenças de temperatura que ocorrem no experimento E4 é contrabalanceada pela elevada resistência imposta pela espessura acumulada na solda. Para

os três experimentos analisados, a espessura acumulada (h_3) e o quadrado da espessura acumulada (h_3^2) se encontram na Tabela 24.

Tabela 24 – Espessura acumulada e quadrado da espessura acumulada para o terceiro passe dos experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4.

Experimentos grupo 4	Espessura acumulada para o terceiro passe (h_3) - (mm)	Quadrado da espessura acumulada (h_3^2) - (mm ²)
E2 – 0,9 kJ/mm – 12 passes	9,6	92,2
E3 – 1,2 kJ/mm – 9 passes	10,6	112,4
E4 – 2,5 kJ/mm – 5 passes	14,9	213,2

Conforme a Tabela 24, o quadrado da espessura acumulada da solda (h_i^2) desempenha uma forte influência na resistência à deformação, pois no experimento E4 o valor obtido é aproximadamente duas vezes superior ao valor do experimento E3. Provavelmente, o maior valor de h_i^2 para o experimento E4 compensa a baixa resistência mecânica do material e as maiores diferenças de temperatura que ele apresenta entre os três experimentos.

7.4 Análise da Influência Termomecânica na Distorção Angular Considerando o Efeito da Velocidade de Soldagem

Além das questões sugeridas anteriormente, existe a hipótese de que outros aspectos tenham influenciado a dinâmica da distorção angular, tal como, o tempo de deposição do cordão de solda sobre a junta soldada, o qual depende diretamente da velocidade de soldagem. A fim de verificar a influência desse parâmetro, realizou-se um estudo dividido em duas etapas. Na primeira delas, considerando somente a região atrás da solda, seção 7.4.1, enquanto a segunda, considerando ambas as regiões, atrás e à frente da solda, seção 7.4.2.

7.4.1 Efeito da velocidade de soldagem considerando a região atrás da solda

A fim de examinar a influência da velocidade de soldagem na dinâmica da geração das distorções, analisou-se em um mesmo gráfico, os comportamentos das diferenças de temperatura e a tensão de escoamento, ambos em função da distância d atrás da poça de fusão, conforme Figura 106, sendo que no eixo da esquerda, encontram-se representados os

valores das diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e K e, no eixo da direita, os valores da tensão de escoamento. O gráfico da Figura 106 tem relação direta com o gráfico da Figura 105, porém, enquanto na Figura 105 as variáveis analisadas estão em função do tempo, na Figura 106 elas estão em função da distância (d).

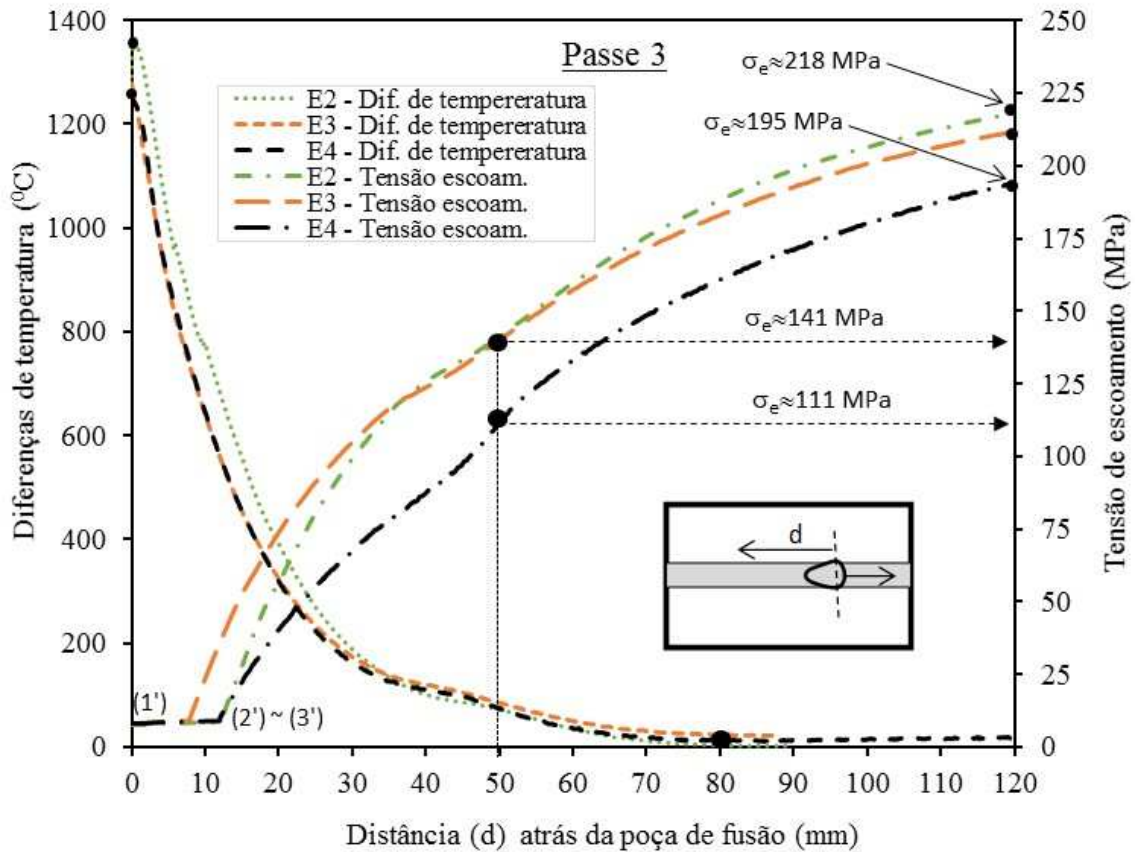


Figura 106 - Comportamento da diferença de temperatura (eixo esquerdo) e da tensão de escoamento (eixo direito) em função da distância (d) atrás da poça de fusão, para os experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4.

Convencionou-se que o eixo “Distância (d) atrás da poça de fusão” tem como origem um ponto localizado no interior da poça de fusão, aproximadamente na região da máxima largura do cordão de solda, tendo a mesma direção da solda, porém em sentido contrário ao movimento da tocha, conforme detalhes da Figura 107. Os valores da distância d em (mm) foram determinados através da relação $d=v.t$, onde v é velocidade de soldagem em mm/s e t é o tempo em (s). O tempo utilizado nesta equação tem relação direta com o gráfico da Figura 105. As velocidades utilizadas foram aquelas utilizadas nos experimentos E2, E3, E4, ou seja: 7,6 mm/s; 5,5 mm/s e 2,75 mm/s respectivamente.

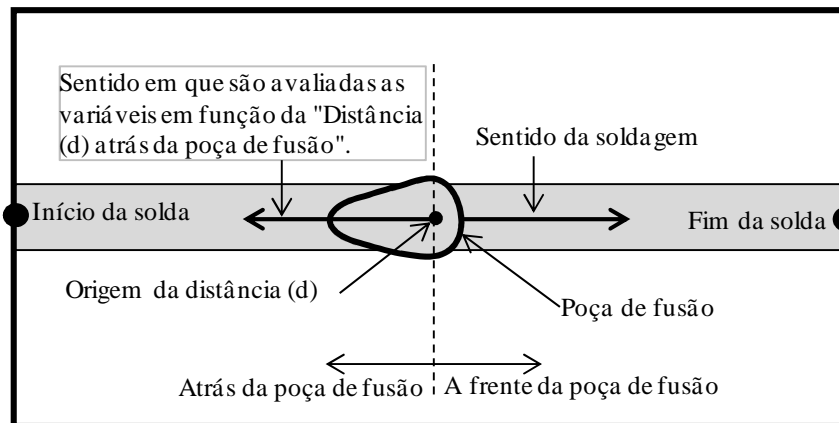


Figura 107 – Esquema indicando detalhes das convenções utilizadas na variável “Distância (d) atrás da poça de fusão”.

Através da Figura 106 é possível observar que quando as diferenças de temperatura são avaliadas em função da distância (d) atrás da poça de fusão, o comportamento é muito similar para as três energias analisadas. Porém, para distâncias menores do que 30 mm, a diferença de temperatura para o experimento E2 foi ligeiramente superior aos outros dois experimentos de maior energia (E3 e E4). Contudo, essa pequena diferença pode ter sido simplesmente uma aleatoriedade dos resultados experimentais. Outra constatação é que a distância em que cessam as diferenças de temperatura (ponto 3) foi aproximadamente a mesma para as três energias de soldagem. Dessa forma, analisando o comportamento das diferenças de temperatura em função da distância (d) atrás da poça de fusão, as três energias apresentam o mesmo potencial para produzir deformações.

Em relação à tensão de escoamento é possível observar, através da Figura 106, que para valores iguais ou inferiores a 9 MPa, as distâncias atrás da poça de fusão apresentaram valores próximos nos três experimentos, principalmente nos experimentos E2 e E4. Mais precisamente, 12 mm para os experimentos E2 e E4 e 8 mm para o experimento E3. Esse fenômeno também interfere na resistência à deformação, pois quanto maior essa distância, menor tende a ser a resistência à deformação. Após o ponto 2', onde a tensão de escoamento passa a apresentar valores superiores a 9 MPa, o experimento de maior energia de soldagem (E4) apresentou a menor resistência mecânica em relação aos experimentos E2 e E3. Resumidamente, a magnitude da resistência mecânica do material (tensão de escoamento) apresentou as seguintes características quando a análise é realizada em relação à distância atrás da poça de fusão:

- A menor resistência mecânica do material ocorreu no experimento E4, o qual apresentou a menor média para a tensão de escoamento entre as três energias, visto que a tensão de escoamento permanece com valores inferiores a 9 Mpa por uma distância de 12 mm (segmento 1'-2') e, além disso, apresenta a menor resistência mecânica após o ponto 2' (temperatura média inferior à 800 °C).
- As maiores resistências ocorreram no experimento E2 e E3, com leve tendência do experimento E3 apresentar maior resistência, pois permanece com o nível de tensão de escoamento inferior a 9 Mpa, menor que o experimento E2. Após o ponto 2', as resistências tendem a se equivaler.

Analisando somente os fenômenos das diferenças de temperatura e da resistência mecânica do material, o experimento E4 deveria apresentar a maior distorção. Porém, isso não ocorreu devido ao fato de que a menor resistência mecânica do material é compensada pela maior resistência imposta pela espessura acumulada da solda (maior seção resistente). Portanto, quando se analisa simultaneamente a resistência mecânica do material e a resistência imposta pela seção resistente, provavelmente os três experimentos apresentam a mesma resistência à deformação. Essa situação se estabelece em decorrência de que nos três experimentos analisados as diferenças de temperatura foram semelhantes e os valores das distorções foram aproximadamente iguais no passe avaliado.

Conforme resultados obtidos nos experimentos dos grupos 1-4, a distorção em um dado passe da sequência foi aproximadamente igual, independentemente da energia de soldagem utilizada. Portanto, de acordo com as análises realizadas nesta seção, pode-se concluir que, possivelmente, os fatores responsáveis por manter a mesma distorção no passe aqui analisado (passe 3) dos experimentos E2, E3 e E4 do grupo 4, também foram os responsáveis nos demais passes desse grupo, bem como dos outros grupos (grupo 1, 2, 3 e 4).

7.4.2 Efeito da velocidade de soldagem considerando ambas as regiões atrás e a frente da solda

Embora o estudo analisando a influência da velocidade de soldagem envolvendo apenas a região já afetada pelo calor atrás da solda possa dar indícios da resistência mecânica do material, sua análise é incompleta, pois a região na frente da solda, ainda não afetada,

mantém a resistência mecânica inalterada e a níveis elevados. Portanto, para uma análise mais completa do problema, ambas as regiões devem ser consideradas. Assim, para verificar a influência de ambas as regiões, utilizaram-se os experimentos E2 e E4 do grupo 4 - passe 3, quando a poça de fusão está localizada a uma distância de 118 mm do início da solda, correspondendo a um tempo transcorrido de 15,5 e 43 segundos, respectivamente. Para essas condições, desenvolveu-se o gráfico da Figura 108, o qual exhibe o comportamento da tensão de escoamento na direção da linha da solda, no sentido de deslocamento da tocha.

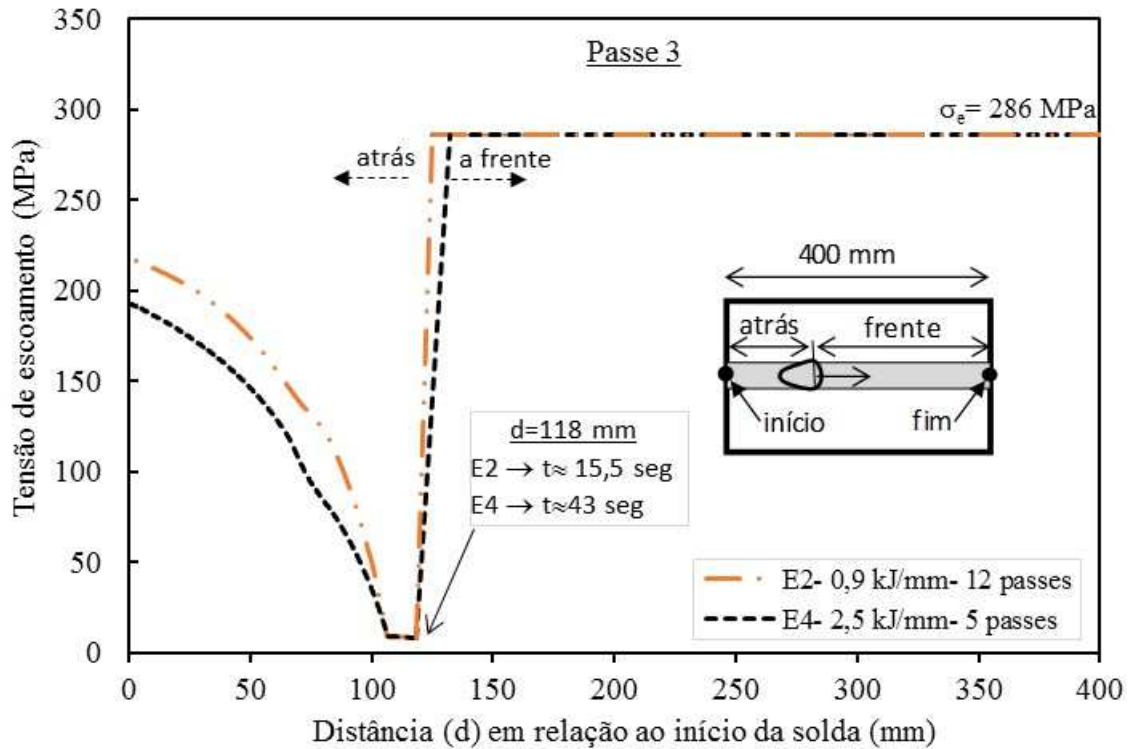


Figura 108 – Comportamento da tensão de escoamento em função da posição atrás da poça de fusão, experimentos E2 e E4 do grupo 4.

No gráfico da Figura 108, a distância variável d , no eixo das abscissas, tem origem na extremidade do corpo de prova, onde a solda inicia e finaliza no comprimento total de 400 mm. A tensão de escoamento na frente da poça de fusão de 286 MPa está associada à temperatura de interpasse de 100 °C e foi determinada através da Figura 100. A tensão de escoamento na região afetada pelo calor foi determinada utilizando as temperaturas médias entre os termopares tipo S e K. A conversão do tempo (t) em segundos, para a distância (d) em mm foi determinada através da relação $d=v.t$, onde v é a velocidade da soldagem em mm/s. A distância caracterizada pela subida brusca na tensão de escoamento indica a

interface da poça de fusão com a região na frente, que não foi afetada pelo calor da solda, onde os gradientes de temperatura são elevados.

Analisando a Figura 108, constata-se que a média da resistência mecânica para o experimento E4 (maior energia) é sempre inferior ao experimento E2 (menor energia), visto que a distância na frente da poça de fusão, com a máxima tensão de escoamento, é a mesma em ambos os experimentos e, na região atrás, a média da tensão de escoamento é sempre inferior no experimento E4. Além disso, verifica-se que conforme a poça de fusão avança em direção ao fim da solda, a resistência mecânica média do material tende a diminuir, pois a distância na frente, possuindo a máxima tensão de escoamento, diminui e a região atrás tende a apresentar valores inferiores ao máximo valor. Porém, à medida que a solda se desenvolve, aproximando-se do final, a tensão de escoamento no início tende a se aproximar novamente do máximo valor, readquirindo, portanto, a sua resistência original. Esse fenômeno é mais pronunciado em soldas longas. Dessa forma, é possível concluir que conforme a solda avança, a média da resistência mecânica do material diminui, pois, a tensão de escoamento na frente é sempre superior ao da parte de trás.

A Figura 109 ilustra a questão do deslocamento da poça de fusão e suas consequências em relação à resistência mecânica do material para o experimento E2 do grupo 4 durante o passe 3 no tempo de 14 s ($d=106$ mm) e 43 s ($d=327$ mm).

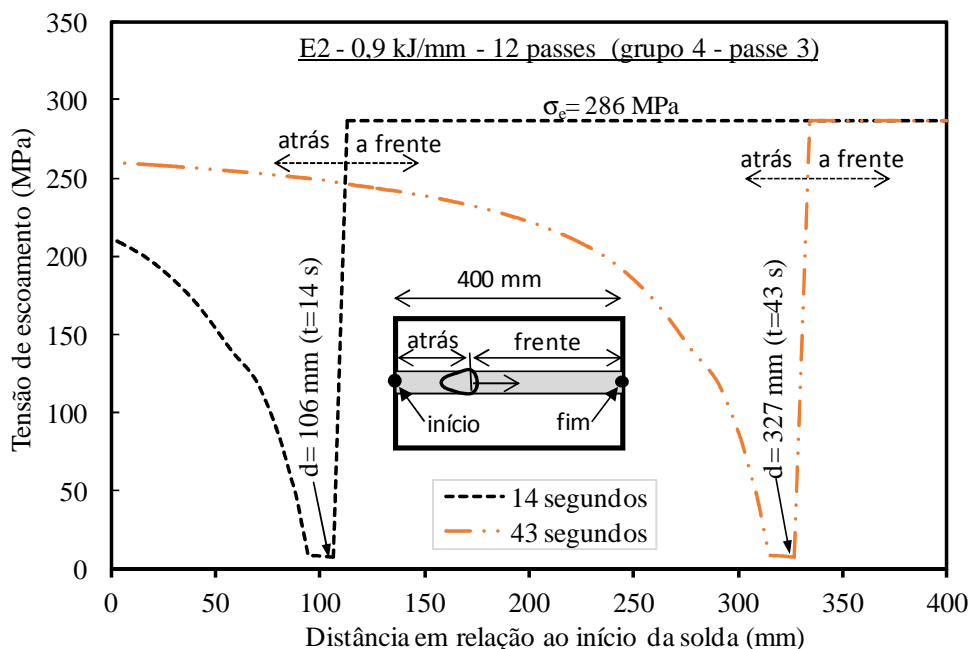


Figura 109 – Tensão de escoamento em função da distância da poça de fusão para o experimento E2 do grupo 4 nos tempos de 14 e 43 segundos.

Embora a resistência mecânica do material esteja diminuindo com o avanço da solda, isto não significa que a resistência à deformação diminua, pois, o avanço vem acompanhado do aumento da espessura acumulada da solda atrás da poça de fusão e, dessa forma, a perda da resistência mecânica do material é compensada pelo aumento da espessura. A Figura 110 ilustra a questão do aumento da seção resistente para o caso estudado.

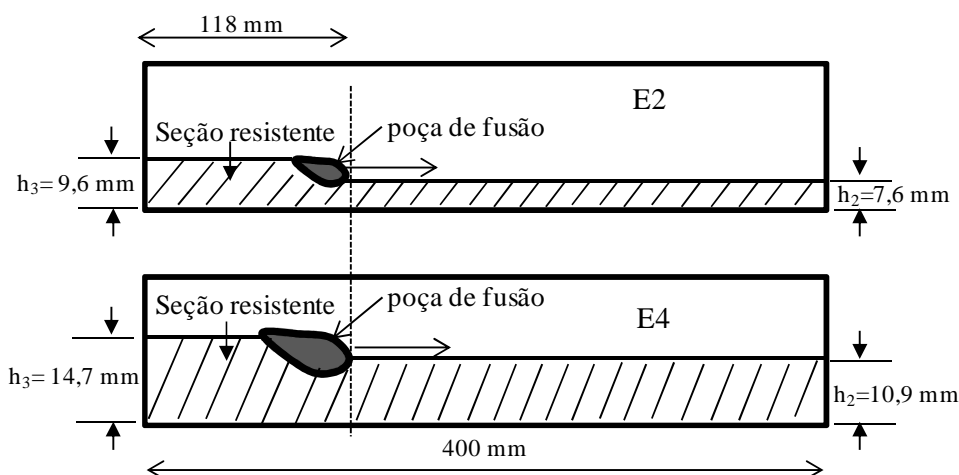


Figura 110 – Esquema ilustrando a variação da seção resistente nos experimentos E2 e E4 do grupo 4, quando da deposição do terceiro passe.

7.5 Síntese dos Agentes Responsáveis pela Geração da Distorção Angular em Juntas a Topo com Chanfro

Através dos estudos realizados até a presente seção, verificou-se que o desenvolvimento da distorção angular em um dado passe depende essencialmente de dois fatores básicos, ou seja: as diferenças de temperatura entre as superfícies superior e inferior na direção da espessura da chapa e a resistência à deformação. As diferenças de temperatura na direção da espessura criam deslocamentos não uniformes do metal em sentido ao centro da linha da solda. Na superfície superior, onde ocorre a maior temperatura, o deslocamento é máximo, enquanto que na raiz da solda, onde a temperatura é menor, o deslocamento é mínimo.

Com objetivo de resumir a dinâmica envolvida na geração da distorção angular em uma junta a topo com chanfro, desenvolveu-se o delineamento da Figura 111, o qual é composto por dois gráficos e o desenho esquemático da estrutura soldada.

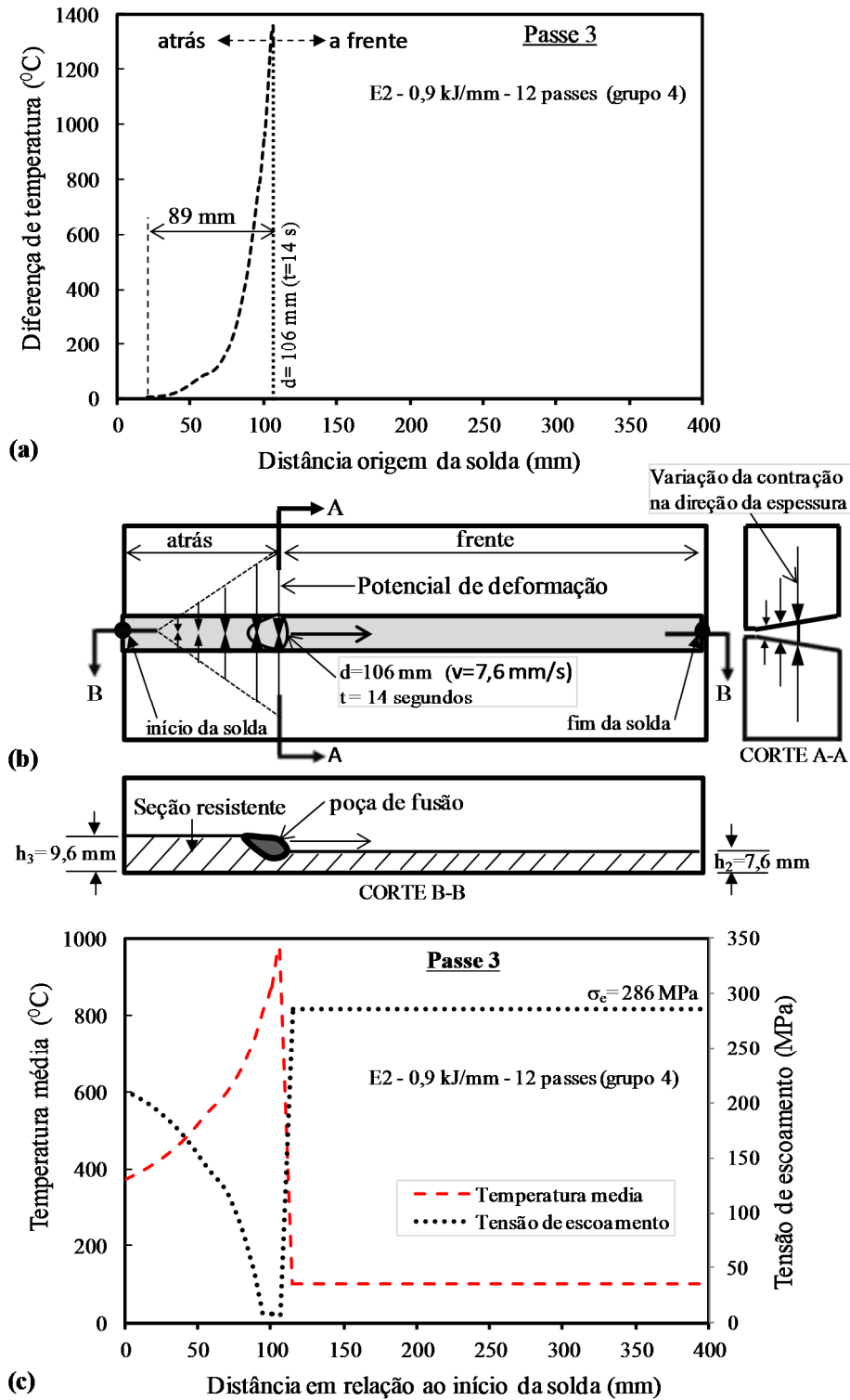


Figura 111 – Síntese dos agentes responsáveis pela geração da distorção angular em juntas a topo com chanfro para o experimento E2 do grupo 4, passe 3 no instante de 14 segundos, onde (a) Diferenças de temperatura em função da posição atrás da poça de fusão, (b) Detalhes da variação das forças da geração da distorção e seção resistente e (c) Influência da temperatura média na resistência mecânica na direção da solda.

Os dados utilizados para a configuração da Figura 111 foram obtidos do experimento E2 do grupo 4, passe 3, para o tempo de soldagem de 14 segundos e deslocamento correspondente da solda de 106,4 mm para a velocidade de 7,6 mm/s. Nesse gráfico, relacionaram-se os fenômenos responsáveis pela deformação com aqueles responsáveis pela resistência à deformação.

Resumidamente, os fenômenos relacionados com a geração da distorção angular podem ser assim descritos:

- O gráfico da Figura 111-(a) representa o comportamento das diferenças de temperatura entre os termopares tipo S e K atrás da poça de fusão, o qual indica o potencial do passe em produzir deformação para as dadas condições de soldagem. Conforme é possível verificar por essa figura a máxima diferença de temperatura encontra-se na região localizada na poça de fusão, anulando-se a uma distância de 89 mm atrás dela. À medida que a solda avança, essa curva se desloca solidária a poça de fusão, mantendo a mesma forma para o regime quase estacionário e indicando o mesmo potencial de deformação em qualquer instante de tempo.
- O desenho esquemático da Figura 111-(b) na vista superior da estrutura soldada mostra os detalhes da posição da poça de fusão. A região triangular, esboçada sobre a região soldada, representa o potencial da solda em produzir deformação para o instante analisado, estando a mesma relacionada com as diferenças de temperatura na Figura 111 - (a) e deslocando-se juntamente com a poça de fusão.
- O detalhe do corte A-A na Figura 111-(b) mostra a variação do deslocamento do metal de solda na direção da espessura para o ponto de máxima diferença de temperatura no instante de 14 segundos (106 mm).
- O corte B-B na Figura 111-(b) mostra detalhes da variação da área da seção resistente da solda. Conforme é possível verificar, à medida que a solda avança, a seção resistente aumenta e, por consequência, a resistência à deformação.
- O gráfico da Figura 111 - (c), mostra o efeito da temperatura média na tensão de escoamento e, por consequência, na resistência mecânica do material. Essa análise é realizada na direção da espessura do material e a temperatura média é determinada através dos termopares tipo K e S.

Em síntese, enquanto a distorção angular é produzida pela contração da região que abrange a poça de fusão e região posterior, a oposição à deformação depende da área da

seção resistente e da resistência mecânica média que varia na direção da solda, no sentido de seu deslocamento.

7.6 Influência do Ciclo de Aquecimento na Distorção Angular

Embora os fenômenos descritos anteriormente possam dar uma noção básica da dinâmica da distorção angular, estudos sugerem que além da força de contração que ocorre durante a fase de resfriamento, a expansão do metal não fundido abaixo da solda também pode contribuir com as forças que produzem a distorção. Segundo Verhaeghe (1998), a deformação é produzida por dupla força, ou seja, contração da solda e a expansão do material não fundido abaixo da solda.

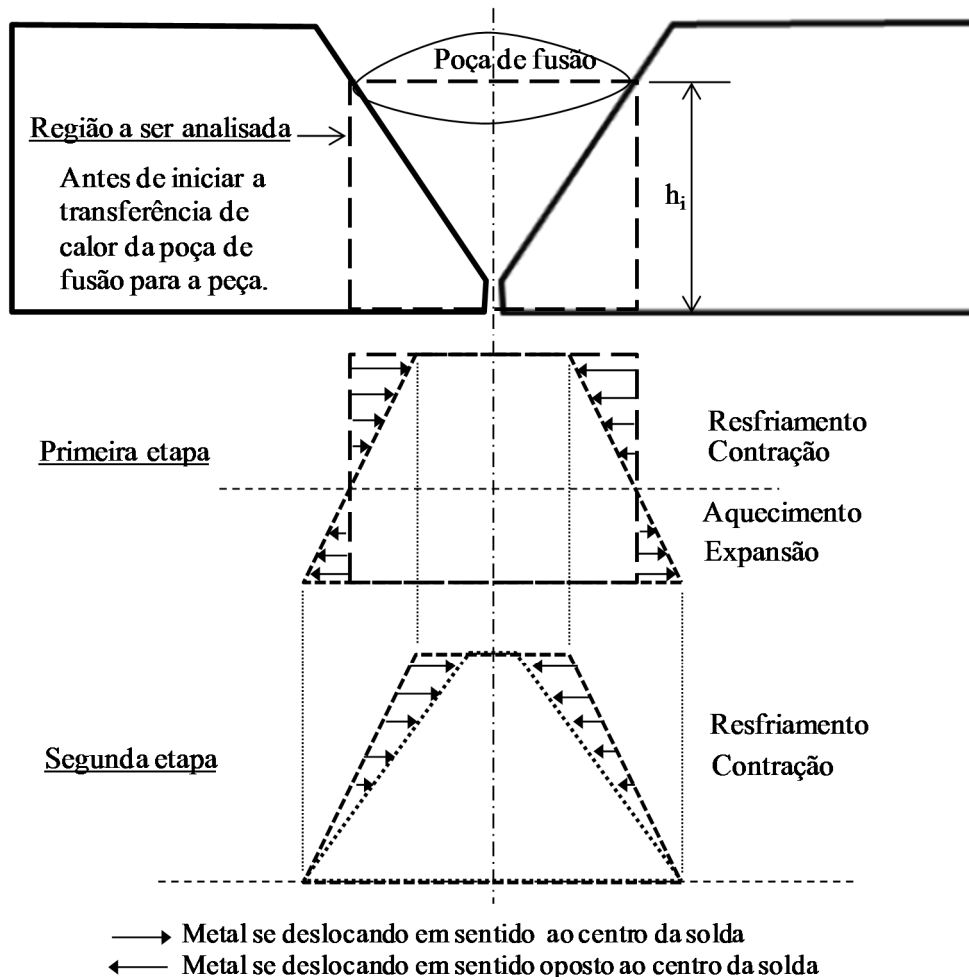


Figura 112 – Mecanismo básico de desenvolvimento da distorção angular mostrando os fenômenos básicos de contração e expansão.

A fim de avaliar os fenômenos físicos de contração e expansão, um estudo preliminar foi realizado utilizando como base a Figura 112. Utilizando esta figura, pode-se avaliar o comportamento da contração e expansão que ocorre na direção da espessura da chapa imediatamente após a soldagem. Assim, logo após a deposição do metal de solda, a parte superior inicia o processo de resfriamento, enquanto que a parte inferior ainda está aquecendo. Dessa forma, enquanto a parte superior está contraindo, o lado oposto está expandindo. Portanto, é provável que a expansão no lado oposto da solda também contribua para o aumento do potencial de distorção angular. Assim, de acordo com a Figura 112, podem-se identificar duas etapas relacionadas com o fenômeno de contração e expansão, sendo que na primeira etapa ambos os fenômenos estão ocorrendo (aquecimento e resfriamento), enquanto que, na segunda etapa, somente o fenômeno de contração ocorre (resfriamento).

Com o objetivo de auxiliar na descrição das duas etapas ilustradas na Figura 112, ciclos térmicos utilizando o modelo proposto por Rosenthal na direção da espessura da chapa foram determinados considerando extração de calor 3D, conforme Figura 113.

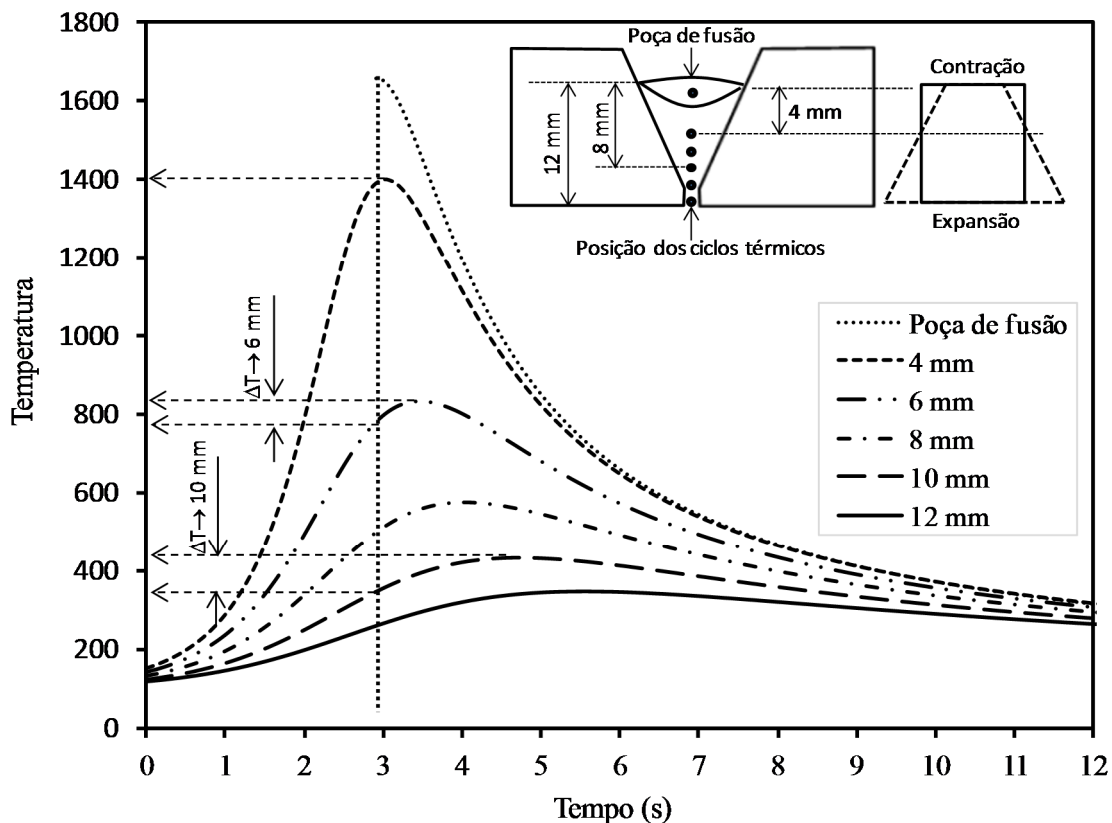


Figura 113 – Ciclos térmicos determinados na direção da espessura da solda para a fim de indicar o processo de contração e expansão que ocorrem nessa direção.

Com base na Figura 112 e a Figura 113 verifica-se que, logo após a deposição do cordão de solda, as regiões da poça de fusão e próximo a ela começam a resfriar e contrair, enquanto as regiões mais distantes ainda estão aquecendo e expandindo. Portanto, esse fenômeno cria duas regiões distintas com relação à variação de volume do material na direção da espessura da chapa. Assim, conforme Figura 113, no instante de aproximadamente três segundos, o ciclo térmico da poça de fusão inicia o processo de resfriamento, sendo esse tempo considerado como referência para analisar o processo descrito nas duas etapas da Figura 112. Para o instante de três segundos, o ponto posicionado a 4 mm abaixo da poça de fusão apresenta aproximadamente a máxima temperatura do ciclo térmico e, dessa forma, possui comportamento neutro em relação à expansão e contração. Portanto, acima desse ponto, o metal está se contraindo (ciclo de resfriamento), enquanto abaixo dele, está expandindo (ciclo de aquecimento). À medida que o tempo transcorre, esse ponto neutro vai se deslocando na direção da superfície inferior, chegando nesta superfície no instante de aproximadamente 5,5 segundos, o que caracteriza o fim da primeira etapa. Portanto, a partir dos 5,5 segundos, toda a espessura está submetida ao processo de resfriamento, caracterizando, a segunda etapa indicada na Figura 112. Assim, a primeira etapa fica compreendida entre os instantes de três e seis segundos e, a segunda etapa, após os seis segundos.

O estudo realizado é preliminar. Assim, recomenda-se que estudos mais aprofundados sejam realizados com o objetivo de abordar a questão da influência da expansão na distorção angular. Além disso, na análise realizada, não se considerou o processo de aquecimento que ocorre na frente da poça de fusão (antes dos 3 segundos). Provavelmente, a expansão que ocorre antes dos três segundos também pode contribuir com o processo da distorção angular.

7.7 Conclusões

De acordo com as análises realizadas relativas ao comportamento termomecânico, as seguintes conclusões podem ser obtidas:

- 1) As diferenças de temperatura entre a superfície superior localizada na poça de fusão e superfície inferior (raiz da solda) indicam o potencial de um passe qualquer produzir distorção angular.

- 2) As análises termomecânicas realizadas podem explicar parcialmente o comportamento da distorção angular ao longo dos passes para uma mesma energia de soldagem. Da mesma forma, podem também esclarecer o motivo das distorções apresentarem o mesmo valor em um dado passe para diferentes energias utilizadas.
- 3) As análises considerando a velocidade de soldagem permitiram uma avaliação mais realista dos fenômenos responsáveis pela distorção, pois através dela é possível analisar o comportamento termomecânico em função da distância, tanto na região atrás quanto na frente da poça de fusão, ou seja, no comprimento total da solda.
- 4) Através das análises realizadas foi possível relacionar o comportamento da temperatura média na direção da espessura da chapa com a resistência mecânica do material que resiste as forças de contração da solda.
- 5) Em um dado passe, à medida que a solda se desenvolve, a média da resistência mecânica do material diminui. Porém, a queda de resistência mecânica vem acompanhada do aumento da espessura, compensando a queda de resistência mecânica.
- 6) A magnitude da distorção angular depende de dois fatores essenciais, a saber: as forças de contração produzidas durante o resfriamento da solda, responsáveis diretamente pela distorção e a resistência à deformação oferecida pela estrutura.
- 7) A expansão no lado oposto da solda durante o ciclo de aquecimento provavelmente também contribui no sentido de aumentar a distorção angular.

CAPÍTULO VIII

CONCLUSÕES

O trabalho realizado teve como objetivo principal desenvolver métodos e modelos analíticos a serem utilizados na previsão da distorção angular na soldagem multipasse, em juntas a topo com chanfro em V e, além disso, investigou a relação existente entre a distorção angular e o comportamento termomecânico do metal de solda. Dessa forma, as conclusões gerais obtidas foram:

- A observação de que a distorção angular apresentou o mesmo valor ao longo dos passes independentemente da energia de soldagem, permitiu desenvolver um método sistematizado, o qual pode ser utilizado para obtenção de modelos analíticos para prever a distorção angular usando um único experimento, porém extrapolando a previsão para um intervalo definido de energias de soldagem;
- Com a constatação de que, para as diferentes espessuras, a distorção angular apresentou o mesmo comportamento linear em função da energia de soldagem, foi possível desenvolver uma metodologia geral que possibilitou a obtenção de diversos modelos para a previsão da distorção angular. Esses modelos podem ser utilizados para previsão da distorção angular em função da energia de soldagem e espessura da chapa e/ou área de chanfro, quando este último varia somente em função da espessura. Além disso, provavelmente, a metodologia desenvolvida poderá ser utilizada para o desenvolvimento de novos modelos em condições de soldagem diferentes das utilizadas nos experimentos de origem.
- Os modelos originados e descritos na metodologia geral não podem ser utilizados quando a variação da área do chanfro ocorre através da variação do ângulo do chanfro. Nesse caso, sugere-se correções na metodologia, aliado a novos experimentos.
- A metodologia desenvolvida utilizando como base a equação analítica disponível na literatura, em que a distorção é somente função da razão E/h^2 , foi eficiente para previsão da distorção angular ao longo dos passes e valor final. Os erros apresentados, principalmente no segundo passe, não comprometeram o resultado final. A equação mostrou boa concordância em diferentes condições de soldagem, tais como: energias de soldagem e espessuras das chapas, ângulo de chanfro. Em relação à energia de soldagem,

mesmo quando houve variação através dos três parâmetros (tensão, corrente e velocidade de soldagem), a equação demonstrou viabilidade;

- Verificou-se que o parâmetro de energia de soldagem E/h^2 está relacionado com o campo de temperaturas, fato comprovado através da constatação de que a temperatura máxima na direção da espessura varia linearmente com a razão E/h^2 . Assim, conhecendo-se a temperatura máxima em uma coordenada fixa em um dado passe, é possível prever a distorção angular através do modelo analítico;
- O comportamento da distorção angular ao longo dos passes para diferentes energias de soldagem pode ser explicado, quase que em sua totalidade, pela influência termomecânica do metal de solda na direção da espessura da chapa. Através da análise dos ciclos térmicos de resfriamento na direção da espessura, demonstrou-se que o comportamento de ambos, força de contração e resistência mecânica imposta pela estrutura são os grandes responsáveis pela amplitude da distorção angular em um dado passe;
- Através de um modelo esquemático sintetizou-se todos os mecanismos e agentes responsáveis pela distorção angular para um dado passe de solda;
- Provavelmente a expansão que ocorre no metal de solda durante o ciclo de aquecimento na direção da espessura da chapa, também pode contribuir com as forças que produzem as distorções angulares.

CAPÍTULO IX

SUGESTÃO PARA FUTUROS TRABALHOS

Verificar se o comportamento da distorção angular ao longo dos passes para diferentes energias de soldagem verificado nesse trabalho também permanece quando as condições de soldagem diferem das usadas nesse trabalho. Estas novas condições podem compreender: processos de soldagem; ângulos de chanfro; geometrias de chanfro; e energia de soldagem variando com a corrente, tensão e velocidade de soldagem.

Verificar se as metodologias obtidas no presente trabalho, também são válidas para outras condições de soldagem.

Verificar se os métodos desenvolvidos no presente trabalho são válidos quando o comprimento das chapas é alterado, principalmente para soldas em chapas longas.

Realizar estudos mais aprofundados vinculados à geometria do cordão da solda na soldagem multipasse, verificando a influência da razão entre a largura e penetração da solda na distorção angular.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Araújo D.B. Estudo de Distorções em Soldagem com Uso de Técnicas Numéricas e de Otimização. 2012. 240 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2012.
- ASTM STANDARD A36/A36M-14. Standard Specification for Carbon Structural Steel. West Conshohocken, ASTM; 2014.
- Awang M. The Effects of Process Parameters on Steel Welding Response in Curved Plates. Thesis (Master in Mechanical Engineering) - West Virginia University, Morgantown, 2002.
- Bachorski A., Painter M.J., Smailes A.J., Wahab M.A. Finite-element prediction of distortion during gas metal arc welding using the shrinkage volume approach. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 92-93, p.405–409, 1999.
- Barroso A., Cañas J., Picón R., París F., Méndez C., Unanue I. Prediction of welding residual stresses and displacements by simplified models. Experimental validation. *Materials & Design*, Vol. 31, p. 1338–1349, 2010.
- Barsoum Z., Ghanadi M., Balawi S. Managing Welding Induced Distortion – Comparison of different computational approaches. In: *Proceedings of the 1st International Conference on Structural Integrity*, Vol. 114, p. 70 – 77, 2015.
- Beer F.P., Johnston JR, R. Resistência dos materiais. 3. ed., Pearson Makron Books, 1995.
- Bhatti A.A. Computational weld Mechanis Implified and Cost. Doctoral Thesis, KTH School of Engineering Sciences, Stockholm, 2015.
- Blodgett O. Design of Weldments. The James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1963.
- Cabral T. dos S. Influência dos procedimentos e Processos de Soldagem MAG na Redução de Deformações em Painéis de Estruturas Navais. 201. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Pará, 2011.
- Camacho C.F.A. Estudio y Control de Distorsión en Estructuras de Acero Soldada. Tesis de Grado. Escuela Superior Politécnica Del Litoral, Guayaquil, 2008.
- Chapple A, Tahir Z., Jardine F. Weld Distortion Optimisation using HyperStudy. In: 8th UK Altair Technology Conference – GESTAMP. 2013.

Cheng W. In-Plane Shrinkage Strains and their Effects on Welding Distortion in Thin-Wall Structures. Dissertation - The Ohio State University, Columbus, 2005.

Deng D., Murakawa H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. *Computational Materials Science*, Vol. 43, p. 353-365, 2008.

Deng D.; Ma N.; Murakawa H. Finite Element Analysis of Welding Distortion in a Large Thin-plate Panel Structure. *JWRI (Joining and Welding Research Institute)*, Osaka, Vol. 40, No. 2, June, p. 89-100, 2011.

Deng D, Liang W, Murakawa W. 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., Sun J. Prediction of buckling distortion of welded structures. *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 8, No. 1, p. 55-61, 2003.

Dydo J.R., Castner H.R., Koppenhoefer K. Guidelines for Control of Distortion In Thin Ship Structures. *EWI (Edison Welding Institute)*, Columbus, November, (EWI Project No. 42372GDE TDL-98-01), 1999.

ESAB. <http://www.esab.com.br/>, acessado em 20 de junho de 2016.

Francis J.A., Withers P.J. Modelling the Effects of Phase Transformations on Welding Stress and Distortion – Minimization of Welding Distortion and Buckling. *Woodhead Publishing Limited*, p. 78-98, 2011.

Gannon L., Liu Y., Pegg N., Smith M. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. *Marine Structures*, Vol. 23, May, p. 385–404, 2010.

Jang C.D., Kim Y.T., Jo Y.C., Ryu H.S. Welding Distortion Analysis of Hull Blocks Using Equivalent Load Method Based on Inherent Strain. 10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures, Houston, 2007.

Jung G. Plasticity-based Distortion Analysis for Fillet Welded Thin Plate t-joints. Ph.D. thesis. The Ohio State University, Welding Engineering Graduate Program; 2003.

Jung G.H., Tsai C.L. Plasticity-Based Distortion Analysis for Fillet Welded Thin-Plate T-Joints - A new relationship between cumulative plastic strains and angular distortion was found. *Welding Journal*, Vol. 83, No. 6, p.177-187, 2004.

Kelly S. M., Brown S.W., Ressler J.F., Martukaniitz R.P., Ludwig M.J. Using Hybrid Laser-Arc Welding to Reduce Distortion in Ship Panels. *Welding Journal*, vol. 88, No. 3, p. 32-36, 2009.

Khurram A., Shehzad K. FE Simulation of Welding Distortion and Residual Stresses in Butt Joint Using Inherent Strain. *International Journal of Applied Physics and Mathematics*, Vol. 2, No. 6, November, p. 405-408, 2012.

Kim S.H., Kang J.K., Han J.M. Development of Welding Deformation Control Method for Hull Structure of Ro/Ro Passenger Ferry. In: *Proceedings of The Twelfth (2002) International Offshore and Polar Engineering Conference*. The International Society of Offshore and Polar Engineers, p. 314-320, 2002.

Kou S. *Welding Metallurgy*. 2^a ed., John Wiley & Sons, p. 126-130, 2003.

Lightfoot M.P., Bruce G.J., Barber D.M. The Measurement of Welding Distortion in Shipbuilding Using Close Range Photogrammetry. School of Marine Science & Technology, Newcastle University. Annual Conference of the Remote Sensing and Photogrammetry Society, 2007.

LINCOLN ELECTRIC. Weld Distortion. <http://www.lincolnelectric.com/en-us/support/welding-how-to/Pages/weld-distortion-detail.aspx>, acessado em 20 de agosto de 2016, acessado em 12 de novembro de 2016.

Long H., Gery D., Carlier A., Maropoulos P.G. Prediction of welding distortion in butt joint of thin plates. *Materials Design*, Vol. 30, p. 4126–4135, 2009.

Luo Y., Murakawa H., Ueda Y. Prediction of Welding Deformation and Residual Stress by Elastic FEM Based on Inherent Strain. *JWRI*, Vol. 26, p. 49-57, 1997.

Machado I.G. *Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações*. 1^a ed., Imprensa Livre, Editora Ltda, 2000.

Manurung Y.H.P., LIDAM R.N., RAHIM M.R., ZAKARIA M.Y., REDZA M.R., SULAIMAN M.S., THAM G., ABAS S.K. Welding distortion analysis of multi-pass joint combination with different sequences using 3D FEM and experiment. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 111-112, p. 89-98, 2013.

Masubuchi K. Analysis of Welded Structures – Residual stresses, distortion, and their consequences. Pergamon Press, 1980.

Muragan V., Gunaraj V. Effects of Process Parameters on Angular Distortion of Gas Metal Arc Welded Structural Steel Plates. Supplement to the Welding Journal, p. 165s-171-s, 2005.

Nagy T. Investigation of Thermal Techniques to Mitigate Buckling Distortion in Welded Panels. 2012. 213 f. PhD thesis – Cranfield University, 2012.

Nakatani M., Ohsawa M. Development of the Welding Deformation Estimation Method for High Accuracy Production System in Shipbuilding. International Offshore and Polar Engineering Conference (The International Society of Offshore and Polar Engineers), Kitakyushu, p.321-324, 2002.

O'brien, R.W. Predicting Weld Distortion in the Design of Automotive Components. 2007. 260 f. Thesis (Master of Science) - Durham University, Durham, 2007.

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. Weld in the World. Vol. 55, p. 93-100, 2011.

Okerblom N.O. The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures. Her Majesty Stationery Office, 1958.

Pazooki A.M.A. Distortion Control during Welding. 2014. 261 f. PhD thesis, Delft University of Technology, 2014.

Pilipenko A. Computer Simulation of Residual Stress and Distortion of Thick Plates in Multi-electrode Submerged Arc Welding. Their Mitigation Techniques. Thesis (Doktor Ingenior), Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 2001.

Radaj D. Heat effects of welding. Springer-Verlag, 1992.

Ramani S., Velmurugan, V., 2014. Effect of Process Parameters on Angular Distortion of MIG Welded Al6061 Plates. In: Proceedings of the 5th International and 26th All India Manufacturing Technology, Design and Research Conference, Guwahati, India, December, p. 401(1)-401(6), 2014.

Schenk T. Modelling of Welding Distortion The Influence of Clamping and Sequencing. 2011. 218 f. Thesis - Technische Universiteit Delft, Delft, 2011.

Seo S., Jang C. D. A Study on the Prediction of Deformations of Welded Ship Structures. Journal of Ship Production, Vol.15, No. 2, p. 73-81, 1999.

Souto J., Ares E., Alegre P. Procedure in reduction of distortion in welding process by high temperature thermal transient tensioning. Procedia Engineering, Vol. 132, p. 732 – 739, 2015.

SSC-453. Welding Distortion Analysis of Hull Blocks Using Equivalent Load Method Based on Inherent Strain. Ship Structure Committee, 2008.

Sudhakaran R., Murugan V.V., Sakthivel P.S. Optimization of Process Parameters to Minimize Angular Distortion in Gas Tungsten Arc welded Stainless Steel 202 Grade Plates Using Particle Swarm Optimization. Journal of Engineering Science and Technology, Vol. 7, No. 2, p.195-208, 2012.

Tian L., Luo Y., Wang Y., Wu X. Prediction of Transverse and Angular distortions of Gas Tungsten Arc Bead-on-plate Welding Using Artificial Neural Network. Materials Design, Vol. 54, p. 458–472, 2014.

Trovoado L.C. Influência das Distorções Geométricas Iniciais na Resistência Estrutural de Navios Tanque. 2010. 67 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Oceânica) - Universidade Federal do Rio de Janeiro - COPPE, 2010.

TWI 034. Distortion - prevention by design. <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/distortion-prevention-by-design-034/>, acessado em 30 de janeiro 2015.

TWI 035. Distortion - Types and causes. <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/distortion-types-and-causes-033/>, acessado em 30 de janeiro 2015.

TWI 036. Distortion Control - Prevention by fabrication techniques. <http://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/distortion-control-prevention-by-fabrication-techniques-036/>, acessado em 30 de janeiro 2015.

Ueda Y., Murakawa H., Ma N. Welding Deformation and Residual Stress Prevention. 1ª ed., Butterworth-Heinemann, Elsevier, 2012.

Verhaeghe G. Predictive Formulae for Weld Distortion - a Critical Review. Abington Publishing, 1998.

Wang J., Rashed S., Murakawa H., Luo, Y. Numerical prediction and mitigation of out-of plane welding distortion in ship panel structure by elastic FE analysis. Marine Structures, Vol.34, p. 135–155, 2013.

Wang R., Rashed S., Serizawa H., Murakawa H., Zhang J. Study on Welding Inherent Deformations in Welded Structural Materials. JWRI – Joining and Welding Research Institute, Vol.37, No. 1, p. 91-100, 2008.

Yusuke T., Sherif R., Yasuhisa O., Yasuo K., Hidekazu M. Prediction of Welding Distortion and Panel Buckling of Car Carrier Deck using Database Generated by FEA. JWRI (Joining and Welding Research Institute), Vol. 36, No.1, p. 65-71, 2007.

Zhou Y. Analysis of Welding Distortion Using Qualitative and Semi-Quantitative Techniques. Thesis (Master of Applied Science) – University Of British Columbia, Vancouver, 1998.