LEONARDO MANESCO BARBAN

**Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas
pela soldagem**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências**

**Área de concentração:
Engenharia Mecânica de Projeto e
Fabricação**

Orientador: Prof. Dr. Edison Gonçalves

**São Paulo
2014**

LEONARDO MANESCO BARBAN

**Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas
pela soldagem**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do título de
Mestre em Ciências**

**Área de concentração:
Engenharia Mecânica de Projeto e
Fabricação**

Orientador: Prof. Dr. Edison Gonçalves

**São Paulo
2014**

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, de março de 2014.

Assinatura do autor _____

Assinatura do orientador _____

Barban, Leonardo Manesco

Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas pela soldagem / L.M. Barban. -- versão corr. -- São Paulo, 2014.

89 p.

Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

1.Soldagem 2.Tensões térmicas 3.Tensões residuais 4.Método dos elementos finitos I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.

AGRADECIMENTOS

A Deus por ter me gratificado com tranquilidade e sabedoria nos momentos em que mais necessitei.

Ao meu orientador e amigo Professor Dr. Edison Gonçalves pela paciência e maestria em me indicar o caminho para conclusão deste trabalho.

Aos meus pais pelo apoio de sempre e por propiciarem as oportunidades que me conduziram até aqui, poupando-me das adversidades que um dia tiveram que enfrentar.

A minha futura esposa Juliana por me fazer acreditar e superar meus limites quando eu mesmo não acreditava ser possível.

Ao Professor Dr. Miguel Mattar Neto por demonstrar interesse no trabalho realizado e pela contribuição de ideias para conclusão deste estudo.

Aos meus colegas de mestrado Eng. Bruno Takahashi e Eng^a. Cristiane Makiyama pelo apoio e sugestões.

A Promon Engenharia por disponibilizar as horas de estudo para realização deste trabalho.

Aos professores da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo que me engrandeceram com suas aulas ministradas.

A todas as pessoas que contribuíram direta ou indiretamente na realização deste trabalho.

“Talvez não tenhamos conseguido fazer o melhor,
mas lutamos para que o melhor fosse feito. Não
somos o que deveríamos ser, não somos o que
iremos ser, mas graças a Deus, não somos
o que éramos”. (Marthin Luther King)

RESUMO

A soldagem é o processo de união mais utilizado na fabricação de equipamentos pela indústria mecânica. Devido à introdução de calor durante o processo de soldagem, dependente do posicionamento da tocha e conseqüentemente do tempo, dilatações e contrações não uniformes produzem tensões térmicas no componente em questão, as quais permanecem como residuais ao final do processo, ao se atingir o equilíbrio térmico. O entendimento da formação e comportamento destas tensões se torna importante, pois na presença de carregamentos externos, a integridade estrutural do elemento mecânico pode ser comprometida. Portanto, este estudo visa analisar o comportamento destas tensões térmicas, avaliando ao final a magnitude e distribuição das tensões residuais, tendo como ferramenta o método dos elementos finitos. Inicialmente são apresentados os principais processos de soldagem envolvendo a fusão de materiais por meio de arco elétrico, sendo possível com base em uma explicação teórica, observar e entender a formação das tensões oriundas destes processos. Na sequência uma revisão bibliográfica contendo as principais técnicas para modelamento deste problema pelo método dos elementos finitos é apresentada, navegando por conceitos da análise térmica, que envolve o estudo das temperaturas e mecânica, a qual avalia as tensões formadas. Com toda parte teórica consolidada, um caso exemplo é analisado, simulando desta maneira um processo GTAW pelo programa computacional ANSYS, e comparando os resultados numéricos com os dados experimentais e numéricos obtidos na literatura. Ao final da simulação conclui-se que o modelo analisado reproduz fielmente a distribuição de temperaturas durante o processo e também estima corretamente as tensões residuais na chapa soldada, mostrando que a simulação de processos de soldagem utilizando o método dos elementos finitos se apresenta como uma ferramenta alternativa a indústria no aprimoramento de processos existentes ou desenvolvimento de novos.

Palavras-chave: Soldagem. Tensões térmicas. Tensões residuais. Método dos elementos finitos.

ABSTRACT

Welding is the most used joining process in equipment manufacture by mechanical industry. Due to heat application during welding, varying with torch position and therefore by time, non-uniform expansion and contraction produces thermal stresses, which remains as residual when the component reaches thermal equilibrium. Formation and behavior of these stresses understanding becomes important since on external forces presence the mechanical piece may have its structural integrity compromised. This study aims to analyze thermal stress behavior due to welding evaluating residual stress magnitude and distribution at the process end by the finite element method. First of all fusion welding process by an electric arc are presented and a theoretical explanation about thermal stresses formation during welding is shared. Next is shown a bibliographic research with main techniques to model these problems using the finite element method, including thermal analysis, which involves temperature distribution study, and structural analysis that evaluate resulting stresses. With all theoretical background consolidated an example case of a GTAW process is studied utilizing ANSYS software, comparing numerical results with experimental and numerical data obtained in literature. It is possible to conclude that analyzed model accurately reproduces temperature distribution and also residual stress in the welded specimen proving that a welding process simulation via finite element method is an alternative tool for industry purposes on improving existing process and developing new ones.

Key words: Welding. Thermal stresses. Residual stresses. Finite element method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Desenvolvimento dos processos de soldagem ao longo do tempo.....	18
Figura 2	Soldas presentes em um vaso de pressão, indicando as categorias de solda de acordo com o código ASME Seção VIII Divisão 1.....	21
Figura 3	Nomenclaturas utilizadas no estudo da soldagem.....	22
Figura 4	Principais tipos de juntas.....	23
Figura 5	Casos típicos de chanfros.....	24
Figura 6	Classificação AWS dos processos de soldagem.....	25
Figura 7	Classificação dos processos de soldagem quanto a natureza da união.....	25
Figura 8	Fenômenos que ocorrem no arco elétrico.....	26
Figura 9	Ilustração do processo de soldagem GTAW.....	27
Figura 10	Tipos de juntas e chanfros para soldagem de aço inoxidável.....	28
Figura 11	Tensões residuais induzidas por aquecimento e resfriamento.....	30
Figura 12	Tensões residuais induzidas por processos de soldagem.....	30
Figura 13	Variação da temperatura e tensões térmicas na direção longitudinal durante a soldagem.....	32
Figura 14	Distribuição das tensões residuais longitudinais e transversais de um processo de soldagem genérico.....	33
Figura 15	Acoplamentos para simulação de um processo de soldagem.....	35
Figura 16	Modelos bidimensionais (2D) utilizados na simulação computacional de processos de soldagem para avaliação de tensões e deformações residuais.....	37

Figura 17	Exemplo de simulação envolvendo múltiplos passes de soldagem. 2,4 e 6 passes para chapa com 6 mm de espessura; 4, 9 e 13 passes para chapas de 10 mm de espessura.....	38
Figura 18	a) Modelo 3D utilizado no estudo de tensão residual. b) Comparação das tensões residuais na direção longitudinal, obtidas por modelos 2D, 3D e resultados experimentais. c) Comparação das tensões residuais na direção transversal, obtidas por modelos 2D, 3D e resultados experimentais.....	40
Figura 19	Modelo circular de distribuição do fluxo de calor proposto por Pavelic et. al.....	42
Figura 20	a) Modelo de fonte de calor Gaussiana aplicada à superfície, b) Modelo de fonte de calor Gaussiana volumétrico. c) Dupla elipsoidal de Goldak.....	43
Figura 21	a) Modelo da malha, geometria e comparação do resultado do campo de temperatura medido experimentalmente pelo termopar 1 e pela simulação numérica , b) Geometria da junta e campos de temperatura estudados.....	46
Figura 22	Ilustração do procedimento para modelo térmico com temperatura prescrita.....	47
Figura 23	a) Distribuição das temperaturas, em °C, considerando o modelo de condução de calor. b) Distribuição das temperaturas, em °C, considerando o modelo de convecção.....	49
Figura 24	Curva tensão vs. deformação, caso uniaxial, com e sem encruamento.....	55
Figura 25	a) Modelo de encruamento isotrópico b) Modelo de encruamento cinemático. c) Modelo de encruamento combinado. d) Curva de descarregamento dos modelos.....	56

Figura 26	Formas bilinear e multilinear de encruamento isotrópico ou cinemático.....	57
Figura 27	a) Distribuição das tensões residuais circunferenciais. b) Distribuição das tensões residuais axiais.....	58
Figura 28	a) Comparação das tensões residuais axiais, na parte interna do tubo para a localização 90°, considerando ou não a influencia da transformação de fase. b) Comparação das tensões residuais circunferenciais, na parte interna do tubo para a localização 90°, considerando ou não a influencia da transformação de fase.....	60
Figura 29	Influência do grau de restrição de membrana no comportamento das tensões residuais transversais.....	62
Figura 30	Comportamento no nível das tensões residuais e distorções dependendo do grau de restrição imposta no componente.....	62
Figura 31	Dimensões do componente soldado pelo processo GTAW.....	63
Figura 32	Esquema sequencial para análise termo-estrutural.....	64
Figura 33	Elemento SOLID70.....	65
Figura 34	Configuração da malha utilizada na simulação.....	66
Figura 35	Condições de contorno estruturais.....	68
Figura 36	Relação Tensão vs. Deformação, AISI 304, dependente da temperatura.....	69
Figura 37	Aplicação da fonte de calor.....	70
Figura 38	Histórico das temperaturas em uma linha avaliada.....	72
Figura 39	Comparação numérica vs. experimental da distribuição de temperatura na distância 10 mm afastada da linha de centro da solda.....	73
Figura 40	Comparação numérica vs. experimental da distribuição de temperatura na distância 20 mm afastada da linha de centro da solda.....	73

Figura 41	Distribuição das Tensões Residuais Longitudinais.....	75
Figura 42	Tensões Residuais Longitudinais numérico vs. experimental, para chapa com 140 mm de largura, 150 mm de comprimento e 2 mm de espessura.....	76
Figura 43	Tensões Residuais Longitudinais numérico vs. numérico, para chapa com 150 mm de largura, 200 mm de comprimento e 2 mm de espessura.....	78
Figura 44	Distribuição das Tensões Residuais Longitudinais ao longo do comprimento da peça.....	79
Figura 45	Distribuição das Tensões Residuais Transversais.....	80

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Valores recomendados para soldagem de aço inoxidável.....	28
Tabela 2	Deformações térmicas e devido ao escoamento.....	31
Tabela 3	Propriedades para modelagem do material AISI 304.....	69

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABAQUS	Programa de simulação numérico-computacional em engenharia
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
ANSYS	Programa de simulação numérico-computacional em engenharia
APDL	<i>ANSYS Parametric Desing Language</i>
ASME	<i>American Society of Mechanical Engineers</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
ESAB	<i>Elektriska Svetsnings Aktie Bolaget</i>
ESSS	<i>Engineering Simulation and Scientific Software</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
MA	Material de adição
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MB	Material de base
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
SYSWELD	Programa de simulação numérico-computacional em processos de soldagem
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZF	Zona fundida

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Coeficiente de expansão térmica
T_s	Temperatura de amolecimento
T_o	Temperatura ambiente ou de pré-aquecimento
σ_y	Tensão de escoamento
E	Módulo de Young
ρ	Densidade
c_{esp}	Calor específico
θ	Temperatura
t	Tempo
λ	Condutividade térmica
$\dot{Q}_G$	Fluxo de calor gerado por unidade de volume
q	Fluxo de calor
C	Coeficiente de distribuição
r	Raio da fonte medido a partir do centro
c	Raio característico da distribuição do fluxo de calor
v	Velocidade de soldagem
τ	Fator de retardamento
Q	Taxa de energia fornecida
η	Eficiência do processo de soldagem
V	Tensão
I	Corrente
q_f	Fluxo de calor na parte frontal da Dupla-Elipsoidal de Goldak
q_r	Fluxo de calor na parte traseira da Dupla-Elipsoidal de Goldak
f_f, f_r	Fração de calor depositado na parte frontal (<i>front</i>) e traseira (<i>rear</i>) da Dupla-Elipsoidal de Goldak
a, b, c_1, c_2	Parâmetros geométricos da Dupla-Elipsoidal de Goldak

l_w	Tamanho estimado da poça de fusão
t_w	Intervalo de tempo para aplicação da temperatura prescrita
H	Entalpia
$q_{convecção}$	Fluxo de calor devido à convecção
$h_{convecção}$	Coeficiente de transferência de calor por convecção
T_{sup}	Temperatura na superfície
T_{amb}	Temperatura ambiente
σ_{bol}	Constante de Stefan-Boltzman
ε_{em}	Emissividade
A_i	Área da superfície i
F_{ij}	Fator de forma entre as superfícies i e j
T_i	Temperatura da superfície i
T_j	Temperatura da superfície j
q_{perda}	Fluxo de calor total perdido para o ambiente
$q_{radiação}$	Fluxo de calor devido à radiação
h_{total}	Coeficiente de troca térmica total
T	Temperatura atual na superfície
A	Área da superfície de troca
$h_{radiação}$	Coeficiente de transferência de calor por radiação
ε	Deformação total
ε^e	Deformação elástica
ε^p	Deformação plástica
ε^{th}	Deformação térmica
ε^{tp}	Deformação plástica induzida por transformação
ε^{tr}	Deformação devido à mudança metalúrgica
σ	Tensão
C_{ijkl}	Tensor constitutivo elástico
σ^e	Tensão elástica

T_{REF}	Temperatura de referência
σ_{eVM}	Tensão equivalente de Von Mises
σ_{y0}	Tensão de escoamento inicial
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais
f	Função de escoamento
λ_p	Multiplicador plástico

Sumário

1. INTRODUÇÃO.....	17
1.1. Aspectos Gerais.....	17
1.2. Motivação.....	19
1.3. Escopo.....	20
2. ESTRUTURAS SOLDADAS.....	21
2.1. Introdução.....	21
2.2. Definições e Tipos de Juntas Soldadas.....	22
2.3. Classificação dos Processos de Soldagem.....	24
2.4. Soldagem a Arco Elétrico.....	26
2.5. Processo de Soldagem GTAW.....	27
2.6. Tensões Térmicas Induzidas pela Soldagem.....	29
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	34
3.1. Introdução.....	34
3.2. Acoplamento entre Fenômenos Físicos.....	34
3.3. Dimensão de Modelos.....	36
3.4. Análise Térmica.....	41
3.4.1. Método analítico.....	41
3.4.2. Método numérico.....	42
3.4.2.1. Modelos de fonte de calor com princípio de condução térmica.....	42
3.4.2.2. Modelos de fonte de calor com princípio de convecção térmica.....	48
3.4.3. Propriedades de material e condições de contorno.....	49
3.5. Análise Estrutural.....	51
3.5.1. Parcelas elástica e térmica.....	52
3.5.2. Parcela plástica.....	53
3.5.2.1. Plasticidade independente da taxa de deformação.....	53
3.5.2.1.a. Critério de escoamento.....	53

3.5.2.1.b.	Regra do fluxo	54
3.5.2.1.c.	Modelos de encruamento	54
3.5.3.	Parcela de deformação devido à transformação e mudança metalúrgica.	58
3.5.4.	Condições de contorno	61
4.	CASO EXEMPLO	63
4.1.	Simulação Térmica.....	64
4.2.	Simulação Estrutural	67
4.3.	Modelagem do Material.....	68
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	70
6.	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	81
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	83
8.	ANEXO A – Código APDL para modelagem da fonte de calor.....	88

1. INTRODUÇÃO

1.1. Aspectos Gerais

A história da soldagem iniciou-se há milhares de anos, onde a primeira evidência de sua utilização remete a era do bronze por meio de uma caixa circular de ouro aparentemente unida por uma soldagem com pressão. Na era do ferro, Egípcios e Mediterrâneos aprenderam a soldar peças de ferro. O Pilar de Ferro em Delhi, Índia, erguido próximo ao ano 310 a.C., foi uma das maiores estruturas soldadas deste período (Cary, 1979).

Porém foi a partir de 1800 que o modelo de soldagem que conhecemos atualmente começou a ser utilizado. Sir Humphrey Davies descobriu o acetileno e a formação de um arco entre dois eletrodos de carbono utilizando uma bateria. Em 1881 Nikolai Benardos apresentou um método de soldagem onde se gerava um arco entre um eletrodo de carvão e a peça de trabalho. Já em 1892 C.L.Coffin obteve a primeira patente norte americana para um processo de soldagem a arco utilizando um eletrodo de metal (Cary, 1979) (ESAB, 2005).

Desde 1885 Elihu Thompson começou a dar origem ao processo de soldagem por resistência. Por volta de 1900 foi desenvolvida uma tocha adequada para se utilizar acetileno à baixa pressão, iniciando um período para soldagem e corte oxiacetileno. O eletrodo revestido foi inventado por Oscar Kjellberg durante o período de 1907 até 1914. Impulsionada pela demanda da primeira guerra mundial, a soldagem passou a necessitar de mais desenvolvimentos. Depois da guerra, em 1919 foi fundada a *American Welding Society* (AWS), de modo a se dedicar aos avanços na área de processos de soldagem (Cary, 1979) (ESAB, 2005).

Em 1920 surgiu o interesse na proteção do arco e da área de solda por gases externos, de modo a se evitar cordões de solda frágeis e porosos. No final dessa década foi desenvolvido o processo GTAW ou TIG por Hobart que utilizou hélio como gás de proteção enquanto Devers considerou o argônio. Este procedimento era ideal para soldagem de magnésio, aço inoxidável e alumínio. O processo foi aperfeiçoado em 1941 por Meredith e ainda hoje é um dos mais importantes processos de soldagem (Cary, 1979) (ESAB, 2005).

A soldagem por arco submerso (SAW) foi desenvolvida em 1930 pela *National Tube Company* como um processo automático para deposição de cordões de soldas

longitudinais em tubos. Em 1948 o processo GMAW foi desenvolvido no *Batelle Memorial Institute* utilizando o mesmo gás de proteção para a soldagem GTAW, processo que também ficou conhecido como MIG. Lyubavskii e Novoshilov apresentaram em 1953 uma soldagem com eletrodos consumíveis em uma atmosfera com gás CO_2 , mais conhecido como processo MAG (Cary, 1979).

No ano de 1957, Robert Gage apresentou um processo de soldagem parecido com o GTAW, porém com imposição de temperaturas muito maiores sendo denominado plasma, o qual é usado para espargimento de metal e operações de corte. Um dos processos com fusão de material mais recente que podemos citar é a soldagem a laser, introduzida a partir de 1970. A Figura 1 indica o desenvolvimento dos processos de soldagem ao passar dos anos (Cary, 1979) (ESAB, 2005).

Figura 1. Desenvolvimento dos processos de soldagem ao longo do tempo. Figura retirada de Wainer, Brandi e Mello (2010).

Atualmente os processos de soldagem são utilizados para união de componentes de diversos setores da indústria. A soldagem é empregada, por exemplo, na fabricação de aviões, navios, automóveis, ferroviários, vagões, estruturas metálicas, vasos de pressão, trocadores de calor, torres de processo, reatores nucleares, eletrodomésticos, componentes eletrônicos e muitos outros (Wainer, Brandi e Mello, 2010).

1.2. Motivação

Nos últimos anos diversos projetos de engenharia têm despontado no cenário nacional, principalmente nas indústrias de processo entre elas química, petroquímica, óleo e gás, etc. Neste processo, as indústrias de base que englobam a fabricação de equipamentos mecânicos também tiveram um salto de produção. Fora a demanda, novos desafios também tem sido enfrentados, como no pré-sal, por exemplo, que busca inovações em estudos para empregabilidade de novos materiais e processos para a cadeia produtiva.

Nestes processos de fabricação, a soldagem é a principal ferramenta para união de componentes estruturais. No entanto, por suas características intrínsecas, a solda pode vir a favorecer uma cadeia de eventos responsáveis por desencadear uma falha mecânica, induzida pela existência de trincas, poros, fragilização do material, alteração das propriedades metalúrgicas e mecânicas, tensões e deformações residuais.

As tensões residuais, estado final das tensões térmicas, representam um ponto de atenção nas etapas de projeto e fabricação de equipamentos. Após o processo de soldagem ser concluído e atingido o equilíbrio térmico no componente, resíduos destas tensões térmicas permanecem no material, podendo ocasionar uma falha catastrófica pela aplicação de cargas abaixo daquela considerada durante o projeto, já que estas tensões internas não são consideradas no projeto.

Atualmente a simulação numérica utilizando o método dos elementos finitos surge como alternativa e complemento aos métodos experimentais para estimativa destas tensões residuais que permanecem no componente mecânico após a soldagem. Esta ferramenta permite, portanto, prever a aplicabilidade de um processo de soldagem para uma fabricação específica, verificar as distorções que

serão sofridas pelo componente, estudar as variações dos parâmetros de soldagem sem a necessidade de testes experimentais, dentre outros.

Desta forma, o domínio desta metodologia de avaliação das tensões residuais pode ser uma importante ferramenta para garantir a integridade estrutural de componentes mecânicos soldados. O objetivo deste trabalho passa pelo levantamento das técnicas de simulação numérica e o desenvolvimento de um modelo de análise pelo método dos elementos finitos. Desta maneira, busca-se apresentar uma referência para engenheiros que tratam com projetos de equipamentos e estruturas soldadas e necessitam aprofundar seus conhecimentos nos tópicos de formação, distribuição e magnitude alcançada pelas tensões residuais.

1.3. Escopo

O escopo do presente trabalho se inicia por uma revisão das técnicas de simulação numérica computacional que envolve o modelamento de processos de soldagem considerando fusão entre materiais. Esta é apresentada pelo levantamento do estado da arte, realizado por meio de uma revisão bibliográfica.

Após a consolidação da base teórica, é realizada a simulação numérica, por intermédio do programa computacional ANSYS *Workbench* 14.0, de um caso exemplo, onde duas chapas de aço inoxidável AISI304 são unidas pelo processo a arco elétrico GTAW por uma solda de topo com a aplicação de um único passe. Este processo foi executado experimentalmente e registrado no artigo *Effect of welding sequence and direction on angular distortions in butt-welded plates* pelos autores Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi, no ano de 2012.

Na sequência, são analisados os resultados referentes ao comportamento e distribuição das temperaturas e tensões residuais agindo sobre as chapas, comparando-os com os dados experimentais e numéricos do artigo previamente mencionado. Por fim, expõem-se as conclusões do presente trabalho e são apresentadas sugestões para estudos futuros.

2. ESTRUTURAS SOLDADAS

2.1. Introdução

Por definição, soldagem significa um processo de união de materiais por meio da solda, a qual representa uma coalescência localizada de metais ou não metais, produzida pelo aquecimento por intermédio de uma fonte de calor com ou sem material de adição e ainda com ou sem aplicação de pressão (Cary, 1979).

Os processos de soldagem estão presentes em todos os campos da engenharia. Principalmente dentro do campo mecânico estes são vastamente utilizados na construção de itens de caldeiraria pesada, por exemplo, como na fabricação de vasos de pressão. Estes equipamentos são responsáveis pelas transformações físico-químicas da matéria prima, que é processada em plantas industriais nos setores de óleo e gás, químico, petroquímico, farmacêutico, alimentício, geração de energia entre outros. Eles representam os itens de maior tamanho, peso e custo unitário de uma obra, representando em média 60% do custo total dos materiais e equipamentos de uma unidade de processo (Telles, 1996).

A produção de um vaso de pressão consiste na união de seus diversos componentes, como tampos e corpo cilíndrico, pela aplicação de processos de soldagem a arco elétrico. As diversas juntas soldadas presentes neste tipo de equipamento podem ser visualizadas na Figura 2. O entendimento da solda e suas consequências são de extrema importância para o projeto e fabricação destes itens, já que a ocorrência de uma falha mecânica ocasiona perdas de vidas, prejuízos a comunidades no entorno da planta industrial e perdas da unidade.

Figura 2. Soldas presentes em um vaso de pressão, indicando as categorias de solda de acordo com o código ASME Seção VIII Divisão 1.

O código ASME Seção VIII Divisão 1 parágrafo UW-13, faz uma categorização de soldas em A, B, C e D. Basicamente, as soldas da categoria A são as soldas principais as quais são solicitadas por maiores tensões, como por exemplo, soldas longitudinais, soldas do tampo, solda de ligação entre tampo hemisférico e costado. A categoria B descreve as soldas principais onde atuam tensões de menor intensidade, como é o caso das soldas circunferenciais e soldas de ligação entre tampos conformados, excluindo tampo hemisférico, com o corpo do equipamento. Já a categoria C descreve, por exemplo, as soldas para conexão de flanges e por fim a categoria D mostram as soldas que conectam os bocais ao corpo principal (ASME Seção VIII Divisão 1, 2012) (Falcão, 2008).

2.2. Definições e Tipos de Juntas Soldadas

No estudo da soldagem, algumas definições de termos são necessárias para melhor compreensão do fenômeno. Estas nomenclaturas são explicadas a seguir com auxílio da Figura 3.

Figura 3. Nomenclaturas utilizadas no estudo da soldagem.

A sigla MA corresponde ao material de adição, o qual é adicionado para formação da solda; MB representa o material de base, ou seja, o material que será soldado; enquanto o cordão de solda é a coalescência de metal entre as partes unidas. Pode ser observada ainda a seção transversal típica de uma junta soldada por fusão, onde se destacam três zonas distintas. A primeira denominada ZF, corresponde à zona fundida e representa o metal fundido que foi solidificado. A segunda nomeada ZAC, zona afetada pelo calor, indica a região do material de base que é afetada pela fonte de calor e apresenta mudança microestrutural. Por fim, a terceira zona será a região em que o material base não é afetado e permanece com as mesmas características microestruturais (Cary, 1979) (das Neves 2011).

Para formação da estrutura, o tipo de junta a ser executada deve ser definido. Esta significa o modelo de disposição das peças que estão ou foram unidas. Existem cinco principais tipos de juntas, sendo elas: de topo, sobreposta, T (filete), bordeamento e em ângulo (Cary, 1979). Estas podem ser mais bem visualizadas na Figura 4. Outro item importante é o chanfro a ser utilizado, os quais podem ser: quadrado (sem chanfro), único V, chanfro X (duplo V), meio V, chanfro K (duplo meio V), chanfro em U, duplo U, chanfro J e duplo J (Cary, 1979) (das Neves 2011). Casos típicos de chanfros são demonstrados na Figura 5.

Figura 4. Principais tipos de juntas. Figura retirada de Kou (2003).

Figura 5. Casos típicos de chanfros. Ilustrações retiradas de Gregory e Armstrong (2005).

2.3. Classificação dos Processos de Soldagem

A AWS considera o agrupamento dos processos de soldagem, levando em consideração o modo de transferência de energia. A listagem oficial dos processos de soldagem com seus devidos agrupamentos são indicados na Figura 6, formados pelos processos a arco elétrico, soldagem no estado sólido, solda de baixo ponto de fusão, soldagem por resistência, soldagem gás-combustível, brasagem e processos aliados (Cary, 1979).

Em Wainer, Brandi e Mello (2010) dois modos de classificação dos processos de soldagem são apresentados. No primeiro a natureza da união é considerada, dividindo os processos em dois grupos: estado sólido e fusão como podem ser observados na Figura 7. O segundo propõe uma classificação pelo tipo de fonte de energia que gera o calor necessário para união. Estas fontes podem ser: Mecânica, onde o atrito, ondas de choque ou deformação plástica são responsáveis pela geração do calor. Química, a qual obtém calor por meio de reações exotérmicas. Elétrica, que utiliza um arco elétrico, onde a movimentação de cargas elétricas gera calor, ou a passagem de corrente elétrica pelos materiais, tendo o aquecimento proporcionado pelo efeito Joule. Radiante, que por meio de um *laser* ou feixe de elétrons resulta na obtenção de calor.

Vale ressaltar ainda que dependendo do processo de soldagem, fatores como aplicação de pressão, utilização de eletrodos consumíveis ou não consumíveis e necessidade de material de adição, devem ser levados em consideração.

Figura 6. Classificação AWS dos processos de soldagem. Retirada de Cary (1979), adaptada e traduzida.

Figura 7. Classificação dos processos de soldagem quanto a natureza da união. Adaptado de Wainer, Brandi e Mello (2010).

2.4. Soldagem a Arco Elétrico

Nesta modalidade de soldagem um arco elétrico é utilizado como fonte de calor de modo a promover a coalescência entre os materiais a serem unidos. O arco elétrico pode ser definido como uma descarga elétrica de alta corrente mantida por uma coluna de gás termicamente ionizado (AWS, 1998). Segundo Wainer, Brando e Mello (2010), três conceitos são primordiais para entendimento do arco elétrico, sendo eles: calor, ionização e emissão.

O calor é gerado pelo choque de cargas elétricas, as quais se movimentam entre o eletrodo e a peça. A ionização ocorre quando um elétron localizado em uma órbita é carregado de energia, passando para uma órbita de maior energia. No caso do arco elétrico, o gás termicamente ionizado cria pares de íons que consistem de um elétron livre e um íon positivo, formando assim um meio condutor. A emissão consiste na liberação de elétrons de uma superfície aquecida. (Wainer, Brandi e Mello, 2010)

Com a obtenção do arco elétrico, elétrons são emitidos do catodo e atraídos para o polo positivo (anodo), o qual é aquecido e, portanto favorecendo a emissão de mais elétrons pelo anodo (Wainer, Brandi e Mello, 2010). Durante esta movimentação a temperatura do gás de proteção aumenta devido à colisão de cargas. O choque entre elétrons, átomos e moléculas produz a ionização térmica do gás (Cary, 1979). A Figura 8 mostra esquematicamente os fenômenos que ocorrem no arco elétrico.

Figura 8. Fenômenos que ocorrem no arco elétrico. Retirada de Wainer, Brandi e Mello (2010).

2.5. Processo de Soldagem GTAW

O presente trabalho realiza a simulação de um processo GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), também conhecido como TIG (*Tungsten Inert Gas*). Este tipo de soldagem é bastante utilizado na união de ligas de alumínio, magnésio, titânio e aços inoxidáveis (Wainer, Brandi e Mello, 2010). O aporte de calor se dá pela aplicação de um arco elétrico estabelecido entre a peça soldada e um eletrodo não consumível de tungstênio. A ilustração deste procedimento é mostrada na Figura 9.

Figura 9. Ilustração do processo de soldagem GTAW. Retirada de AGS – Gases e Soldas (2013).

O gás inerte serve como proteção da poça de fusão e do eletrodo, já que ao não reagirem com o meio externo, bloqueiam os efeitos do ar atmosférico. A vareta de material é utilizada quando o processo necessita de um material de adição para completar a zona fundida (de Almeida, 2012). No entanto, dependendo das variáveis do processo, é possível realizar a soldagem GTAW sem a utilização de material de adição (Wainer, Brandi e Mello, 2010).

Este processo tem como vantagens a execução de soldas de alta qualidade, soldabilidade da maioria dos metais e ligas e aplicação de uma fonte de calor concentrada, minimizando a ZAC e distorções. Porém, existem desvantagens como,

baixa taxa de deposição, impossibilidade de soldagem em locais com corrente de ar e possibilidade de inclusão de tungstênio na solda (Wainer, Brandi e Mello, 2010).

A Figura 10 apresenta alguns tipos de junta e chanfro para a soldagem de aços inoxidáveis na posição plana com a proteção de gás argônio, enquanto a Tabela 1 indica alguns parâmetros para soldagem com junta de topo de aços inoxidáveis tendo execução manual e posição plana.

Figura 10. Tipos de juntas e chanfros para soldagem de aço inoxidável. Retirada de Wainer, Brandi e Mello (2010).

Tabela 1. Valores recomendados para soldagem de aço inoxidável. Wainer, Brandi e Mello (2010).

Esp. (mm)	Tipo de junta	Ø do eletrodo (mm)	Ø do MA (mm)	Corrente (A)	Vazão de argônio (L/min)	No. de passes	Vel. de soldagem (cm/min)
0,6	Sem chanfro	1	-	15-25	3	1	30-40
0,8	Sem abertura	1	-	15-30	3	1	30-40
1	Sem chanfro Com abertura	1	1	25-60	4	1	25-30
1,5		1,5	1,5	50-80	4	1	25-30
2		1,5	1,5-2	80-110	4	1	25-30
3		2	2-3	100-150	4	1	25-30
4	Chanfro em V	2	3	120-200	5	1	25
5		3	3-4	200-250	5	1	25
6		3	4	200-250	6	2	25

2.6. Tensões Térmicas Induzidas pela Soldagem

Tensões térmicas são induzidas em um componente durante seu processo de soldagem. Como o arco elétrico se movimenta ao longo do comprimento em relação ao tempo, uma fonte de calor é aplicada localizadamente em cada período, promovendo uma distribuição de temperatura heterogênea na peça (Lee e Chang, 2012). Devido às propriedades físicas e mecânicas do material variar com a temperatura, zonas diferentes de dilatação e contração resultam em deformações e consequentemente tensões. As deformações plásticas localizadas permanecem ao final do processo de soldagem, quando o equilíbrio térmico atingido, causando desta maneira a permanência de tensões residuais no componente soldado.

Por definição, tensão residual são as tensões internas presentes em um corpo na inexistência de cargas externas aplicadas (Sindo, 2003). Seu comportamento tratativo pode resultar em deformações indesejadas do componente soldado e aumentar a ocorrência de trincas a frio induzidas por hidrogênio. Outro ponto de atenção é direcionado para componentes soldados em operação, já que a combinação das tensões residuais de soldagem com as tensões em serviço pode favorecer a ocorrência de fratura frágil e falha devido a fadiga (Heinze, Schwenk e Rethmeier, 2012).

Um exemplo clássico sobre a formação de tensões residuais é discutido na sequência com o auxílio da Figura 11. Considerando três chapas verticais restringidas por outras duas horizontais, é realizado um aporte de calor no componente central, conforme indicado na Figura 11 (a). Este aquecimento promove na chapa uma dilatação, porém, esta é dificultada pelas placas horizontais e laterais, que ao permanecerem a temperatura ambiente não expandem. Surgem desta maneira tensões de compressão na chapa central. Ao cessar a aplicação de calor na placa intermediária, a mesma começa a trocar calor com o meio e, portanto, se inicia um processo de resfriamento, Figura 11 (b). Nesta etapa surge uma contração, também restringida pelas placas horizontais e longitudinais não atingidas pela imposição de calor. Assim sendo, tensões residuais tratativas, permanecem na placa após o resfriamento até a temperatura ambiente ser concretizado (Zinn e Scholtes, 2002).

Fazendo uma analogia do exemplo da Figura 11 com a soldagem, a chapa central seria a região do cordão de solda submetido a uma alta temperatura,

enquanto as placas laterais e horizontais representariam o material de base adjacente, que possui uma temperatura menor e funciona como restrição aos deslocamentos induzidos na peça, conforme demonstrado na Figura 12.

Figura 11. Tensões residuais induzidas por aquecimento e resfriamento. a) Componente submetido ao aquecimento. b) Componente submetido ao resfriamento. Adaptado de Sindo, K., Welding Metallurgy Second Edition.

Figura 12. Tensões residuais induzidas por processos de soldagem. a) Junta durante a soldagem. b) Junta durante o resfriamento. Adaptado de Sindo, K., Welding Metallurgy Second Edition.

Segundo Leggatt (2008) as tensões residuais trativas máximas podem atingir aproximadamente a magnitude do escoamento quando duas condições forem atendidas:

- Existe uma restrição impedindo a contração térmica do material aquecido.
- A deformação devido à contração térmica é maior que o escoamento do material, conforme Equação 1.

$$\alpha(T_s - T_o) \geq \frac{\sigma_Y}{E} \quad (1)$$

Onde α representa o coeficiente de expansão térmica, T_s a temperatura de amolecimento (definida no artigo de Leggatt como sendo a temperatura na qual o escoamento cai a 10% de seu valor a temperatura ambiente), T_o a temperatura ambiente ou temperatura de pré-aquecimento, E o módulo de Young e σ_y a tensão de escoamento a temperatura ambiente ou de pré-aquecimento.

Para o aço inoxidável AISI 316, por exemplo, a deformação térmica atinge um valor aproximadamente onze vezes maior que a deformação causada pelo escoamento. Já para um aço C-Mn este valor é quatro vezes maior, sendo possível, em ambos os casos, a ocorrência de tensões residuais da ordem da tensão de escoamento. Os valores podem ser visualizados na Tabela 2.

Tabela 2. Deformações térmicas e devido ao escoamento Leggatt (2008).

$T_o = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$						
Material	$\alpha\text{ (}^{\circ}\text{C}^{-1}\text{)}$	$T_s\text{ (}^{\circ}\text{C)}$	$\sigma_y\text{ (MPa)}$	$E\text{ (MPa)}$	$\alpha(T_s - T_o)\text{ (%)}$	$\epsilon_y = \sigma_y/E\text{ (%)}$
SS 316	18×10^{-6}	1050	300	193000	1,85	0,16
C-Mn	12×10^{-6}	≥ 650	350	207000	$\geq 0,76$	0,17

A Figura 13 exemplifica o histórico das tensões térmicas e consequentemente a formação das tensões residuais longitudinais (direção x da figura), distribuída ao longo da seção transversal, para um processo de soldagem genérico. Onde ainda não ocorreu a fusão do material (Seção A-A), a diferença de temperatura é praticamente zero, não existindo tensão. No ponto de aplicação do calor, arco elétrico (Seção B-B), a área fundida e suas proximidades são submetidos a altas temperaturas, enquanto as regiões periféricas possuem valores menores. Com isso,

próximo ao cordão ocorre uma dilatação do material, porém o mesmo é impedido pela vizinhança, surgindo tensões térmicas compressivas próximas à linha de solda e trativas nas regiões afastadas. Como o material fundido não é capaz de suportar cargas, a tensão é praticamente zero na linha da solda. Após a passagem da tocha, o cordão formado começa a resfriar (Seção C-C) e, portanto, a contrair. Porém seus deslocamentos são dificultados pelo material vizinho, surgindo tensões térmicas trativas na região soldada e compressiva nas zonas afastadas. Tensões permanecem como residuais quando o material atinge o equilíbrio térmico (Seção D-D) (Sindo, 2003) (Papazoglou, 1982).

Figura 13. Variação da temperatura e tensões térmicas na direção longitudinal durante a soldagem. Figura retirada de Papazoglou (1982) e adaptada.

Uma chapa soldada, no entanto é na realidade um elemento tridimensional, existindo, portanto além das tensões residuais longitudinais, tensões na direção transversal e ao longo da espessura (de Almeida, 2012). A Figura 14 exemplifica a distribuição das tensões residuais longitudinais e transversais, em um plano analisado, oriundas de um processo de soldagem qualquer.

Figura 14. Distribuição das tensões residuais longitudinais e transversais de um processo de soldagem genérico. Figura adaptada de Almeida (2012).

Por fim, é importante ressaltar que a estimativa das tensões térmicas geradas durante a soldagem é um processo bastante complexo, visto que diversas variáveis, como propriedades do material de adição e do material de base, taxa de resfriamento do componente, parâmetros utilizados durante o processo de soldagem e restrições mecânicas impostas, influenciam no perfil de distribuição.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Introdução

O principal objetivo na simulação computacional da soldagem é a obtenção do comportamento mecânico de um componente por intermédio do modelamento do processo, avaliando suas variáveis (Lindgren, 2007). A obtenção dos campos de tensões caracteriza um destes objetivos e seu entendimento irá contribuir no projeto de estruturas.

A solda é gerada por um processo altamente não linear, começando pela distribuição de calor no componente que ao longo do tempo varia com a posição da tocha. Outro fator são as propriedades do material, tanto térmicas quanto mecânicas, as quais são dependentes da temperatura. Todas estas considerações tornam um modelo analítico de difícil obtenção, tornando, portanto o método dos elementos finitos uma alternativa para a solução deste problema.

Publicações envolvendo a utilização do método dos elementos finitos na análise de tensões térmicas devidas a soldagem começaram a aparecer no início dos anos 1970 (Lindgren Parte 1, 2001). Porém, mesmo com a utilização numérico computacional, simplificações para simulação de um processo real devem ser estudadas, já que pelas diversas interações a modelagem da solda demanda um grande poder computacional. Com o avanço da tecnologia e o desenvolvimento de programas computacionais comerciais como, por exemplo, ANSYS e ABAQUS, além de programas dedicados como o SYSWELD, a simulação dos processos de soldagem se tornou mais viável.

Neste capítulo, serão discutidos os modelos térmicos e mecânicos utilizados na simulação de processos de soldagem, mostrando resultados de estudos recentes focados na obtenção de tensões térmicas, para soldas envolvendo fusão de material. Os trabalhos de Lindgren Parte 1 e 2(2001), além de De e DebRoy (2011) discorrem sobre o estado da arte na análise numérica das tensões e deformações residuais, podendo ser considerados boas fontes de consulta.

3.2. Acoplamento entre Fenômenos Físicos

Na análise numérica de processos de soldagem, geralmente são considerados acoplamentos entre três campos principais de fenômenos físicos que ocorrem

durante a soldagem. São eles mecânico, térmico e microestrutural. Estes acoplamentos podem ser explicados e visualizados com o auxílio da Figura 15.

Figura 15. Acoplamentos para simulação de um processo de soldagem. Figura adaptada de Lindgren (2007).

Para uma análise térmico-mecânica, o acoplamento 1 explica que a expansão térmica, que depende da temperatura, gera deformações; enquanto o acoplamento 2 indica que as deformações geram calor e alteram as condições de contorno térmicas (Lindgren, 2007). Já para o estudo térmico-microestrutural, o acoplamento 3 simboliza que as transformações de fase dependem da temperatura, ao mesmo tempo que o acoplamento 4 retrata que o calor latente pode estar associado a uma transformação de fase (Goldak, 2005). Na simulação mecânico-microestrutural o acoplamento número 5 representa que as deformações são afetadas pela mudança de volume causada pela transformação de fase no estado sólido e ainda que o comportamento mecânico é afetado pela distribuição de fase no material. Por fim o acoplamento 6 descreve que as deformações de um material podem afetar a transformação de fase (Goldak, 2005).

Existem estudos que consideram ou não a análise microestrutural. Segundo Lindgren Parte 2 (2001), a modelagem das mudanças microestruturais é importante para os aços ferríticos, já que suas propriedades podem ter grande variação devido à transformação de fase no estado sólido. Porém, para materiais como aços austeníticos, cobre e Inconel, por meio de uma aproximação mais simples, é

possível ignorar estes efeitos e considerar apenas o acoplamento entre as análises térmica e mecânica.

Para uma simulação considerando apenas o comportamento térmico-mecânico, por exemplo, o acoplamento entre as análises pode se dar de duas maneiras, seguindo as explicações de Lindgren Parte 1 (2001) e Went (2008). A primeira e mais utilizada na simulação de soldagem envolvendo fusão de material, como é o caso do arco elétrico, é aquela em que as análises são conduzidas separada e sequencialmente, ou seja, de início um modelo térmico é estudado com o intuito de se obter o campo de temperatura, o qual é utilizado como um carregamento ao longo do tempo na análise estrutural. Este método de simulação presume que as deformações mecânicas não alteram o estado de temperaturas, desprezando, portanto o acoplamento número 2 indicado na Figura 15. Esta hipótese é aceitável visto que o calor gerado pelo arco elétrico é muito maior que o causado pelas deformações, podendo este ser ignorado. Porém, quando o estado de temperaturas for influenciado por efeitos mecânicos, pode ser utilizado um segundo modelo de acoplamento que envolve um equacionamento para a solução direta das duas análises.

3.3. Dimensão de Modelos

Um dos critérios para escolha do modelo de elementos finitos a ser utilizado na análise de tensões térmicas é a capacidade computacional requerida. Embora atualmente a tecnologia esteja em um estágio mais desenvolvido, pela disposição de máquinas com excelente desempenho no processamento de dados, simulações mais complexas ainda necessitam de computadores bastante poderosos além de demandarem um tempo elevado para obtenção dos resultados. Existem estratégias para diminuir a dimensão da análise, que pode ser tridimensional (3D) ou bidimensional (2D), gerando economia no custo de máquina e tempo de processamento. Alguns modelos de análise são apresentados na Figura 16.

Segundo Lindgren Parte 1 (2001), a análise bidimensional considerando estado plano de tensão, indicada na Figura 16 (c) é uma das alternativas para modelagem de um processo a ser estudado. Neste tipo de hipótese o arco elétrico se move no plano do modelo, e se admite que tudo ocorrendo ao longo da espessura é constante e as tensões normais ao plano são nulas. Devido a estas simplificações, o

modelo requer que as chapas a serem unidas sejam finas o suficiente. Isto representa que análises envolvendo soldagem com múltiplos passes, como exemplificado na Figura 17, estão limitadas por esta alternativa de simulação. Este tipo de análise, porém se torna vantajoso, pois gera um menor número de elementos, e conseqüentemente uma menor quantidade de nós, contribuindo para obtenção dos resultados finais com um menor tempo de processamento de dados.

a) Modelo 2D – Estado plano de deformação – Seção transversal analisada.

b) Modelo 2D – Seção transversal analisada modelo axi-simétrico.

c) Modelo 2D – Estado plano de tensão.

Figura 16. Modelos bidimensionais (2D) utilizados na simulação computacional de processos de soldagem para avaliação de tensões e deformações residuais. Adaptada de Lindgren Parte 1 (2001).

Figura 17. Exemplo de simulação envolvendo múltiplos passes de soldagem. 2, 4 e 6 passes para chapa com 6 mm de espessura; 4, 9 e 13 passes para chapas de 10 mm de espessura. Sattari-Far e Farahani (2011).

Outro tipo de análise bidimensional é aquela em que se admite estado plano de deformação, Figura 16 (a), onde uma seção transversal qualquer ao cordão de solda afetada pela fonte de calor é analisada. Para a análise térmica, a condução de calor na direção longitudinal a solda é ignorada. Chegando à etapa da análise estrutural, duas hipóteses surgem como possibilidade. A primeira delas será denominada como estado plano de deformação geral (*general plane strain*), onde as deformações normais ao plano e cisalhantes fora do plano são restringidas, tendo seus valores definidos como zero (Wentz, 2008). O estado plano de tensão generalizado (*generalized plane strain*) é a segunda hipótese, e se assume que a deformação normal ao plano é constante, não sendo necessariamente zero (Feng, 2005). Ambas as hipóteses devem ser avaliadas cuidadosamente antes de sua utilização para que as condições de contorno da simulação numérica venham a representar um modelo mais próximo possível da realidade. Kim, Kim e Lee (2009) mostraram um estudo da estimativa de tensões residuais utilizando um modelo 2D, com estado plano de deformação, sendo possível observar boa aproximação dos resultados experimentais e numéricos, com exceção da tensão residual longitudinal na superfície superior da chapa.

Simulações envolvendo soldas circunferenciais de tubulações ou vasos de pressão, por exemplo, podem ser realizadas por um modelo bidimensional axi-

simétrico, como mostrado na Figura 16 (b). Este tipo de simulação se baseia no mesmo princípio que o estado plano de deformação. Segundo Lindgren (2007) os modelos axi-simétricos são úteis para a obtenção dos campos de tensões residuais, porém, apresenta erros na determinação de deformações, isto porque nesta hipótese é considerada que toda circunferência é fundida ao mesmo tempo, causando erro na contração axial. Outra limitação está na análise do local de início/fim da soldagem, o qual é afetado pela fonte de calor duas vezes, e não pode ser capturado por esta análise bidimensional axi-simétrica.

O modelo tridimensional (3D) é o mais geral e completo. Com o desenvolvimento da tecnologia, proporcionado por computadores de alta capacidade, e também do avanço na metodologia numérica, nos dias de hoje esta dimensão de modelo é a mais utilizada. Nela se considera o volume completo da peça que está sendo estudada, computando, portanto, todas as componentes de tensão e deformação. Lindgren Parte 1 (2001) explica que para este tipo de análise vale ressaltar a hipótese de elementos de casca, utilizado para elementos de espessura pequena. Os modelos de casca consideram que a tensão ao longo da espessura é zero e que as fibras na direção da espessura permanecem retas após a deformação. Alguns trabalhos recentes, como Yegaie, Kermanpur e Shamanian (2010), Capriccioli e Frosi (2009), utilizaram modelos tridimensionais na avaliação de tensões residuais.

Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012) realizaram uma simulação do processo GMAW, mais conhecida como soldagem MIG/MAG, e compararam modelos bidimensionais (2D) e tridimensionais (3D) com resultados experimentais, conforme demonstrado na Figura 18. No caso do modelo bidimensional foi assumida a hipótese de estado plano de deformação. Os resultados mostraram que os valores numéricos encontrados para tensão residual transversal tem boa convergência com os dados experimentais levantados. No caso da tensão residual longitudinal os resultados da simulação por elementos finitos foram superestimados em relação à medição experimental, porém a forma da distribuição das tensões foi semelhante, mostrando uma boa aproximação qualitativa. Neste trabalho, ainda ficou evidenciado que os resultados obtidos por modelos 2D e 3D apresentaram pouca variação, comprovando a validade na utilização de qualquer um destes dois métodos na análise deste processo, para o caso estudado.

Figura 18. a) Modelo 3D utilizado no estudo de tensão residual. b) Comparação das tensões residuais na direção longitudinal, obtidas por modelos 2D, 3D e resultados experimentais. c) Comparação das tensões residuais na direção transversal, obtidas por modelos 2D, 3D e resultados experimentais. Figuras retiradas de Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012).

3.4. Análise Térmica

A análise térmica tem por objetivo obter os campos de temperatura ao longo do componente soldado. Estas estimativas podem ser realizadas por métodos analíticos e numéricos computacionais, os quais atualmente são os mais utilizados. Em trabalhos recentes envolvendo a análise de tensões térmicas de soldagem, a fonte de calor utilizada no modelo térmico pode ser considerada por meio de princípios de condução ou convecção de calor, sendo a primeira mais popularizada.

Como explicado em Masubuchi (1980) a equação da condução de calor que governa o estudo térmico em sólidos é apresentada pela Equação 2.

$$\rho c_{esp} \frac{\partial \theta}{\partial t} = \dot{Q}_G + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \quad (2)$$

onde ρ representa a densidade, c é o calor específico, θ simboliza a temperatura, t corresponde ao tempo, λ indica a condutividade térmica e $\dot{Q}_G$ descreve o fluxo de calor gerado por unidade de volume.

3.4.1. Método analítico

Segundo Masubuchi (1980) e Papazoglou et.al (1982), a primeira solução analítica foi proposta por Rosenthal no final dos anos 1930. Seu modelo considerava velocidade de soldagem constante e um sistema de coordenadas cartesianas fixa. Fora isto o modelo proposto admite que: o aquecimento para uma análise bidimensional se dá ao longo de uma linha, enquanto para o estado tridimensional se concentra sobre um ponto; as propriedades físicas do meio condutor se mantêm constantes; se despreza a perda de calor, pela superfície da peça, para a atmosfera; o efeito Joule no caso de soldagem elétrica é desprezado; não se considera as transformações de fase e a absorção e liberação de calor latente no meio condutor.

Outra consideração importante a respeito do modelo de Rosenthal é que a análise é limitada por um estado quase-estacionário, ou seja, a solda é realizada sobre um comprimento suficiente, no qual a distribuição de temperatura ao redor da fonte de calor não mudaria se vista de um sistema de coordenadas que se move junto com a fonte de calor. O artigo de Papazoglou (1982) entra em detalhes a respeito desta solução analítica. Conforme explicado por Goldak (2005), para este tipo de análise é assumida uma temperatura infinita na fonte de calor e propriedades

físicas do material constantes para qualquer temperatura, portanto a solução de Rosenthal é submetida a grandes erros na região e proximidades da zona de fusão.

Com o avanço da tecnologia de informática e a evolução dos códigos computacionais, o método analítico se tornou superado, não sendo mais conveniente sua utilização.

3.4.2. Método numérico

A solução da análise térmica por um modelo numérico envolve o conhecimento das propriedades térmicas do material, além da consideração do calor latente durante a mudança de fase sólido-líquido. Além disso, para a obtenção dos campos de temperatura, é de extrema importância o modelo da fonte de calor utilizado na simulação do processo de soldagem, os quais são discutidos a seguir.

3.4.2.1. Modelos de fonte de calor com princípio de condução térmica

Os modelos de fonte térmica, a seguir, consideram o fluxo de calor como dado de entrada, sendo o modelo Gaussiano e a dupla elipsoidal de Goldak os dois mais conhecidos. Como explicado em Goldak (2005), o primeiro foi apresentado por Pavelic e demais autores no ano de 1969, onde o fluxo de calor apresenta uma distribuição Gaussiana na superfície do plano da solda, como ilustrado na Figura 19 e representado pela Equação 3.

Figura 19. Modelo circular de distribuição do fluxo de calor proposto por Pavelic et.al. Figura retirada de Goldak (2005).

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (3)$$

sendo $q(r)$ fluxo de calor na superfície, $q(0)$ é o máximo fluxo ocorrendo na origem da fonte de calor, C representa um coeficiente de distribuição e r indica o raio medido a partir do centro da fonte.

Goldak (2005) cita que Friedman, no ano de 1975, e Krutz e Segerland, em 1978, propuseram uma forma alternativa ao modelo de Pavelic, onde um sistema de coordenadas que se move junto com a fonte térmica, Figura 20 (a), obtendo uma expressão para o fluxo de calor, nas coordenadas (x,y,z) , conforme Equação 4.

O eixo z representa o sentido da soldagem

Figura 20. a) Modelo de fonte de calor Gaussiana aplicada à superfície, b) Modelo de fonte de calor Gaussiana volumétrico. c) Dupla elipsoidal de Goldak. Figuras adaptadas de Goldak (2005) e Lindgren (2007).

$$q(x, z, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (4)$$

$$Q = \eta VI \quad (5)$$

onde q descreve o fluxo de calor na superfície, c corresponde ao raio característico da distribuição do fluxo de calor, v é a velocidade de soldagem, t o tempo e τ representa um fator de retardamento necessário para definir a posição da fonte no instante $t=0$. Q significa a taxa de energia fornecida, sendo calculado conforme indicado na Equação 5, tendo η representando a eficiência do processo de soldagem, V e I simbolizando a tensão e corrente respectivamente.

De acordo com Goldak (2005), por este modelo de fonte de calor não é possível prever grande penetração da zona fundida de soldagem por feixe de elétrons ou laser, já que o mesmo não considera a rápida transferência de calor através da zona fundida. Para simulações de soldagem que requerem maior penetração, o modelo hemisférico Gaussiano, indicado na Figura 20 (b), representa uma situação mais real, já que é aplicado sobre um volume. A Equação 6 descreve a formulação desta fonte de calor volumétrica.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3y^2}{c^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (6)$$

Chaouch, Maza e Belkessa (2004) e Akbari Mousavi e Miresmaelli (2008) utilizaram o modelo do fluxo de calor superficial, proposto por Friedman, Krutz e Segerland, na simulação de soldagem pelo processo GTAW. Segundo os autores de ambos os artigos, os resultados obtidos apresentaram boa aproximação com resultados experimentais. No primeiro artigo referenciado acima é simulada a soldagem de uma chapa de 1 mm de espessura, enquanto o segundo considera amostras de 1,6 mm e 10 mm.

O segundo modelo utilizado para simulação da fonte de calor é a dupla elipsoidal de Goldak. Segundo Goldak (2005) esta hipótese foi proposta por Goldak, Chakravarti e Bibby no ano de 1984 e é a mais completa na representação do aporte térmico, sendo, atualmente, a de maior utilização na simulação de processos de soldagem. Este sistema combina duas formas elipsoidais separadas, conforme demonstrado na Figura 20 (c), sendo uma na parte frontal em relação ao centro da fonte e outra na parte traseira. O fluxo de calor na parte frontal é representado pela Equação 7, enquanto o da parte traseira é indicado pela Equação 8.

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3} f_f Q}{a b c_1 \pi \sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{a^2}} e^{\frac{-3y^2}{b^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c_1^2}} \quad (7)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3} f_r Q}{a b c_2 \pi \sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{a^2}} e^{\frac{-3y^2}{b^2}} e^{\frac{-3[z+v(\tau-t)]^2}{c_2^2}} \quad (8)$$

Os índices a, b e c são parâmetros geométricos da dupla elipsoide, os quais buscam descrever o tamanho característico da poça de fusão. Estes podem ser estimados experimentalmente pela medição dos limites da zona fundida por meio de um ensaio macrográfico. Já os indicadores f_f e f_r , são frações do calor depositado na parte frontal e traseira respectivamente, devendo satisfazer a condição $f_f + f_r = 2$ (Goldak, 2005). De modo a se manter uma continuidade na geometria do fluxo de calor, a Equação 9 deve ser atendida (Lindgren, 2007). Isolando nesta fórmula as frações de calor, os coeficientes f_f e f_r podem ser obtidos por meio das Equações 10 e 11 respectivamente. Segundo Goldak (2005) a adoção dos fatores $f_f = 0,6$ e $f_r = 1,4$ proporciona uma boa convergência entre os resultados numéricos e experimentais.

$$\frac{f_f}{c_1} = \frac{f_r}{c_2} \quad (9)$$

$$f_f = \frac{2c_1}{c_1 + c_2} \quad (10)$$

$$f_r = \frac{2c_2}{c_1 + c_2} \quad (11)$$

Yegaie, Kermanpur e Shamanian (2010) utilizaram a dupla elipsoidal para estimativa dos campos de temperatura na previsão das tensões residuais geradas pela união de chapas Monel 400 pelo processo GTAW. As chapas soldadas tinham uma espessura de 10 mm e o cordão foi depositado em três passes. Os resultados do campo de temperatura podem ser vistos na Figura 21 (a), onde são observados três picos, cada um representando um passe de solda, e constatando um aumento da temperatura máxima para os passes subsequentes graças ao acúmulo de energia térmica na peça. Os resultados experimentais, levantados por intermédio da

medição de termopares, e numéricos mostraram uma boa aproximação, validando o modelo.

Trabalhos recentes, como os apresentados por Bate, Charles e Warren (2009), Deng (2009), Sattari-Far e Farahani (2009), Deng e Murakawa (2006) utilizaram a proposta de Goldak no estudo térmico das juntas soldadas que apresentavam uma característica elipsoidal em seu volume. Porém, quando a zona fundida se diferencia de uma forma elipsoidal, o modelo da fonte de calor deve ser estudado e trabalhado para expressar uma situação real (Goldak, 2005). Este é o caso, por exemplo, do trabalho publicado por Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012) onde foi necessário utilizar um critério de combinação entre o modelo volumétrico Gaussiano e de Goldak na simulação de uma junta com geometria diferente, como indicado na Figura 21 (b). Nesta imagem também é mostrado os campos de temperatura simulados na superfície da chapa a uma distância de 8,2 mm do centro da solda.

Figura 21. a) Modelo da malha, geometria e comparação do resultado do campo de temperatura medido experimentalmente pelo termopar 1 e pela simulação numérica, b) Geometria da junta e campos de temperatura estudados. Figuras retiradas de Yegaie, Kermanpur e Shamanian (2010) e Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012) respectivamente.

Outro tipo de análise baseada na condução de calor é aquela em que uma temperatura é considerada como dado de entrada, sendo uma função (x,y,z,t) conhecida. Segundo Lindgren (2007) esta temperatura é aplicada a um volume, o qual simula as características da poça de fusão formada durante a soldagem. O processo, conforme representado na Figura 22, necessita que o cordão de solda seja dividido em diversas partes iguais, cada uma simulando um tamanho estimado da poça de fusão l_w . Neste volume é aplicada uma temperatura inicial, a qual é elevada até um patamar de maior magnitude, geralmente considerado como o valor necessário para ocorrer a fusão do material, durante um tempo t_{w1} . Ao atingir esta temperatura máxima, a mesma é mantida constante por um pequeno período totalizando o intervalo t_w , que é estimado pela Equação 12. Após este ciclo de aquecimento concluído, a inserção de calor neste volume é interrompida e a poça é deixada resfriar. Este procedimento é repetido para todas as divisões do cordão de solda, sendo que ao final do último todo o componente é deixado resfriar até atingir o equilíbrio térmico.

Figura 22. Ilustração do procedimento para modelo térmico com temperatura prescrita. Figura adaptada de Lindgren (2007).

$$t_w = \frac{l_w}{v} \quad (12)$$

onde v representa a velocidade de soldagem.

Rodeiro (2002) utilizou este tipo de análise na simulação de uma solda tipo anel. Com base em um estudo de macrografia se determinou o perfil do cordão de solda, o qual foi dividido em 48 partes iguais para análise do modelo numérico. Para um volume estimado, representando a poça de fusão, foi considerada uma temperatura inicial de 25 °C, sendo elevada até a temperatura *liquidus* do metal depositado, 1420 °C. Esta foi mantida por certo período, totalizando o tempo t_w , o qual após ser atingido permitiu o resfriamento desta parcela do cordão. No final das 48 repetições foi possível observar os campos de temperatura em função do tempo da análise. A diferença entre as temperaturas medidas experimentalmente e simuladas foi menor que 3%, validando o modelo proposto.

3.4.2.2. Modelos de fonte de calor com princípio de convecção térmica

Lawrence e Michaleris (2011) apresentaram um estudo que considera um modelo de convecção para análise dos campos de temperatura e da distribuição de tensões residuais. Nos métodos de condução, o efeito da convecção foi computado por valores de condutividade térmica assumidos em temperaturas acima do ponto de fusão. A análise convectiva de um processo de soldagem envolve a solução acoplada da transferência de calor e de massa usando fluidodinâmica computacional com um sistema Euleriano de referência, sendo que no artigo em questão se considerou um estado quase-estático eliminando assim a dependência do tempo. Os autores compararam os campos de temperatura de uma solda GMAW, ilustrada na Figura 23, obtidos pelo modelo condutivo, que utilizou a proposta da dupla elipsoidal de Goldak, e convectivo.

O estudo concluiu que para a soldagem GMAW os campos de temperatura obtidos pelo método de condução e convecção obtiveram uma distribuição semelhante, mostrando que ambos são válidos na análise deste tipo de soldagem. Já para uma solda híbrida GMAW/laser também simulada no artigo, foi obtida uma diferente distribuição dos campos de temperatura quando comparado os dois modelos estudados, mostrando que a modelagem da convecção nos processos de soldagem com *keyhole* pode ser importante.

Figura 23. a) Distribuição das temperaturas, em °C, considerando o modelo de condução de calor. b) Distribuição das temperaturas, em °C, considerando o modelo de convecção. Figura retirada de Lawrence e Michaleris (2011).

3.4.3. Propriedades de material e condições de contorno

Três propriedades de material são necessárias para estudar a análise térmica transiente, sendo elas densidade, calor específico e condutividade térmica.

A densidade em alguns trabalhos pode ser considerada como uma constante, já que seu valor em função da temperatura não apresenta grande variação. Segundo Lindgren Parte 2 (2001) a densidade constante pode ser suficiente se o código de elementos finitos considera as mudanças nesta propriedade quando as deformações são computadas simultaneamente com a temperatura, simulação direta. Porém, em uma simulação térmica separada, os valores de densidade variando com a temperatura podem ser utilizados. O calor específico e a condutividade térmica devem ter seus valores em função da temperatura.

Densidade e calor específico podem ser substituídos pela utilização da entalpia, a qual pode ser calculada com base na Equação 13. No entanto esta consideração pode gerar uma carga computacional intensiva para a análise. Em casos em que a densidade e o calor específico têm seus dados variando com a temperatura, esta situação que envolve a modelagem da mudança de fase (sólido-líquido) já é considerada (ESSS, 2012).

$$H = \int \rho c_{esp} dt \quad (13)$$

Outro ponto importante para análise térmica são as condições de contorno. No caso clássico de análises envolvendo condução, a perda de calor ao ambiente por convecção e radiação é computada. O fluxo de calor por unidade de área devido à convecção, Equação 14, é descrita pela lei de Newton do resfriamento, enquanto o fluxo de calor devido à radiação, Equação 15, é derivado da lei de Stefan-Boltzmann (Rodeiro, 2002).

$$q_{convecção} = h_{convecção} (T_{sup} - T_{amb}) \quad (14)$$

$$q_{radiação} = \sigma_{bol} \epsilon_{em} A_i F_{ij} (T_i^4 - T_j^4) \quad (15)$$

sendo $h_{convecção}$ o coeficiente de transferência de calor por convecção, T_{sup} a temperatura na superfície e T_{amb} a temperatura ambiente. O índice σ_{bol} representa a constante de Stefan-Boltzmann, ϵ_{em} indica a emissividade, A_i descreve a área da superfície i, F_{ij} simboliza o fator de forma entre as superfícies i e j, T_i retrata a temperatura da superfície i e T_j é a temperatura da superfície j.

De acordo com Qureshi (2008) o fluxo de calor perdido durante a soldagem é a soma das parcelas representando a convecção e radiação, Equação 16, podendo ser escrito na forma da Equação 17.

$$q_{perda} = q_{convecção} + q_{radiação} \quad (16)$$

$$q_{perda} = h_{total} A (T - T_{amb}) \quad (17)$$

onde A é a área da superfície de troca, T corresponde à temperatura instantânea na superfície, T_{amb} é a temperatura ambiente e h_{total} representa um coeficiente de troca

térmico combinado que computa os efeitos da convecção e radiação, podendo este ser escrito com base na Equação 18.

$$h_{total} = h_{convecção} + \varepsilon_{em} \sigma_{bol} (T + T_{amb})(T^2 + T_{amb}^2) \quad (18)$$

Existem trabalhos, como exemplificado em Yaghi et. al (2006), onde o modelamento do coeficiente de calor combinado, representando a convecção e radiação, foi considerado dependente da temperatura, como indicado nas Equações 19 e 20. A escolha da condição de contorno para simulação da perda de calor deve ser aquela que represente de maneira mais precisa a condição real da situação estudada.

$$h_{total} = h_{convecção} + h_{radiação} = 0,0668T \quad (W / m^2 . ^\circ C) \quad para \quad 0 \leq T \leq 500^\circ C \quad (19)$$

$$h_{total} = h_{convecção} + h_{radiação} = 0,231T - 82,1 \quad (W / m^2 . ^\circ C) \quad para \quad T > 500^\circ C \quad (20)$$

3.5. Análise Estrutural

Os campos de temperatura obtidos pela análise térmica são usados como dados de entrada para solução mecânica, onde as dilatações térmicas geram deformações. Para um material elástico, seu comportamento pode ser determinado mediante a solução de quinze equações, sendo três de equilíbrio, seis de compatibilidade, que relacionam as deformações e deslocamentos, e outras seis constitutivas que envolvem as tensões e deformações. No entanto, na análise de tensões térmicas induzidas por processos de soldagem, o comportamento plástico dos materiais está envolvido.

Como explicado por Wentz (2008), no caso de análises não lineares, como é o caso da soldagem, é assumido que a decomposição da deformação total em parcelas, como pode ser visualizada na Equação 21. Utilizando a equação constitutiva da deformação e a Lei de Hooke, as tensões podem ser obtidas conforme demonstrado na Equação 22.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{il}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th} + \varepsilon_{ij}^{tp} + \varepsilon_{kl}^{tr} \quad (21)$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \left(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th} - \varepsilon_{kl}^{tp} - \varepsilon_{kl}^{tr} \right) \quad (22)$$

onde ε_{ij}^e indica a deformação elástica, ε_{ij}^p é o componente de deformação plástica, ε_{ij}^{th} representa a parcela térmica, ε_{ij}^{tp} corresponde à deformação plástica induzida por transformação, ε_{kl}^{tr} explica as deformações devido à mudança metalúrgica, σ_{ij} é a tensão objetiva e C_{ijkl} o tensor constitutivo elástico.

Segundo Lindgren Parte 2 (2001), para obtenção das tensões residuais na simulação de soldagem, devem-se considerar as parcelas elásticas, térmicas e pelo menos um componente de efeito inelástico. O mesmo autor ainda explica que a aproximação mais simples utilizada nas simulações numéricas é aquela em que se ignoram os efeitos da transformação de fase no estado sólido e é assumido que as propriedades do material dependem apenas da temperatura, hipótese aceitável no caso de aços austeníticos e materiais como cobre e Inconel.

3.5.1. Parcelas elástica e térmica

A parcela elástica, caracterizada por meio da Equação 23, tem um comportamento linear, descrito pela Lei de Hooke, sendo função do módulo de elasticidade do material, E , e do coeficiente de Poisson, ν . A fração térmica, por sua vez, é relacionada na Equação 24, dependendo do coeficiente de expansão térmica, α , variando com a temperatura, da temperatura instantânea, T , e da temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula, T_{REF} (Wentz, 2008).

$$\sigma_{ij}^e = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e \quad (23)$$

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_{ij} (T - T_{REF}) \quad (24)$$

O módulo de elasticidade tem grande variação com os níveis de temperatura, devendo, portanto ter esta consideração na modelagem do material. Já o coeficiente de Poisson, ν , não sofre grande variação com a mudança de temperatura, podendo ou não considerar esta dependência.

3.5.2. Parcela plástica

A modelagem da plasticidade eleva a complexidade do modelo a ser estudado. Duas considerações se apresentam no caso da simulação de processos de soldagem, sendo elas: plasticidade independente e dependente da taxa de deformação. A primeira considera que existem deformações plásticas instantâneas e irreversíveis, independente do tempo, quando o material atinge certo valor de tensão (Goldak, 2005). No caso da segunda, também conhecida por viscoplasticidade, a influência do tempo se torna determinante, já que a deformação do material ocorrerá em função da taxa de aplicação de um carregamento (Wentz, 2008).

Segundo Goldak (2005), a análise de tensões térmicas pela simulação de um processo de soldagem, envolve estas duas considerações apresentadas, já que na região da zona fundida e suas proximidades ocorre o comportamento viscoso do material. Desta maneira quanto maior a temperatura e o tempo de aplicação, maior será a importância da deformação devido aos efeitos viscosos. Porém, como constatado em Lindgren Parte 2 (2001) por meio de uma compilação de estudos, durante o processo de soldagem em si, o material experimenta de altas temperaturas por um período curto de tempo, podendo desta maneira, ser desprezada a plasticidade dependente da taxa de deformação. Como foi constatada em trabalhos recentes, teses, dissertações e artigos que apenas a plasticidade independente da taxa de deformação é utilizada na simulação do processo de soldagem, apenas esta consideração será mais detalhada na sequência.

3.5.2.1. Plasticidade independente da taxa de deformação

Esta consideração propicia a modelagem elasto-plástica dos materiais, baseada em três conceitos: critério de escoamento, regra do fluxo e o modelo de endurecimento (de Almeida, 2012).

3.5.2.1.a. Critério de escoamento

O critério de escoamento determina qual o nível de tensão necessário para que o escoamento do material ocorra. Segundo Lindgren Parte 2 (2001) o modelo mais utilizado para plasticidade independente da taxa de deformação é o critério de Von Mises, onde por intermédio de uma tensão equivalente é possível relacionar um

estado multiaxial com um uniaxial de tensões. Esta é indicada na Equação 25, em termos das tensões principais (Dunne e Petrinic, 2005).

$$\sigma_{eVM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (25)$$

Sendo f , a função escoamento, definida pela Equação 26, onde σ_{eVM} é a tensão equivalente de Von Mises e σ_y a tensão de escoamento do material, quando a mesma for menor a zero o material se encontra no regime elástico, porém quando a função escoamento for igual a zero, deformações plásticas irão ocorrer (Kossa, 2011).

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_y) = \sigma_{eVM} - \sigma_y \quad (26)$$

É importante observar que a tensão equivalente não pode ultrapassar a tensão de escoamento, já que as deformações plásticas ocorrem instantaneamente reduzindo a tensão ao valor de escoamento (ANSYS, 2010).

3.5.2.1.b. Regra do fluxo

A regra do fluxo determina qual a direção que está ocorrendo a deformação plástica. A hipótese denominada regra do fluxo associada, prevê que a plastificação ocorra na direção normal a linha tangente, em relação à superfície de escoamento, que passa pelo ponto de aplicação da carga, podendo ser escrita pela Equação 27 (Dunne e Petrinic, 2005).

$$\varepsilon^P = \lambda_p \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (27)$$

onde λ_p é um parâmetro denominado multiplicador plástico, que determina a extensão da deformação plástica.

3.5.2.1.c. Modelos de encruamento

Para o modelamento do comportamento elastoplástico dos materiais, duas hipóteses se tornam aplicáveis, como demonstradas na Figura 24, representas por

um caso uniaxial. A primeira delas remete a hipótese de comportamento perfeitamente plástico, onde ao atingir o ponto de escoamento a ocorrência de deformação plástica segue enquanto a tensão é mantida no ponto σ_y (Kelly, 2012). Neste caso a função escoamento adquire a forma indicada na Equação 28, onde σ_{y0} representa a tensão de escoamento inicial (Kossa, 2011).

Figura 24. Curva tensão vs. deformação, caso uniaxial, com e sem encruamento. Figura adaptada de Kelly (2012).

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_{y0}) = \sigma_{eVM} - \sigma_{y0} \quad (28)$$

A segunda hipótese é considerar o encruamento do material, fato que é observado no teste de tração uniaxial. Neste, quando ocorre o escoamento, é necessário que a tensão continue a ser aumentada para produzir deformações plásticas, já que o limite elástico se modifica devido ao encruamento. Como a superfície de escoamento está sujeita a alterações, a função escoamento f passa a ser também dependente de parâmetros de encruamento, o qual se modifica durante a deformação plástica e determina a evolução da superfície de escoamento (Kelly, 2012). Para o modelo de endurecimento, três critérios de encruamento são utilizados, sendo eles: isotrópico, cinemático ou modelo combinado (Muránsky et. al, 2012).

No encruamento isotrópico, a superfície do escoamento se mantém centrada na origem e expande uniformemente em todas as direções no espaço de tensões (Dunne e Petrinic, 2005). Neste modelo é considerado que a tensão durante o carregamento é igual ao descarregamento (Muránsky et. al, 2012). Já no

encruamento cinemático, a superfície do escoamento não expande, porém a mesma transla no espaço de tensões. Esta hipótese considera que o escoamento para a carga e descarga não são iguais, sendo que para o descarregamento os valores são menores, o que é conhecido como efeito Bauschinger (Dunne e Petrinic, 2005). O modelo de encruamento combinado mistura os efeitos isotrópico e cinemático, permitindo que a superfície de escoamento expanda ou contraia e simultaneamente transla (Muránsky et. al, 2012). Os critérios apresentados acima podem ser visualizados na Figura 25.

O encruamento combinado é modelo de maior proximidade ao comportamento real, porém o mesmo não está disponível na biblioteca ANSYS para modelamento das propriedades mecânicas do material. Os dois outros modelos de encruamento, isotrópico e cinemático, são utilizados em uma vasta gama de estudos envolvendo simulação de processos de soldagem, gerando também resultados convergentes com dados experimentais. Pelo trabalho de Muránsky et. al (2012) é possível concluir que para soldagem com único passe, o modelo isotrópico é aplicável, porém para soldas com múltiplos passes, onde vários ciclos de carregamento estão presentes, o modelo cinemático de encruamento é o mais recomendado.

Figura 25. a) Modelo de encruamento isotrópico b) Modelo de encruamento cinemático. c) Modelo de encruamento combinado. d) Curva de descarregamento dos modelos. Figura retirada de Muránsky et. al (2012).

As curvas tensão vs. deformação de comportamento uniaxial, as quais serão inseridas no programa computacional ANSYS como dado de entrada na modelagem das propriedades mecânicas do material, podem ser construídas nas formas bi ou multilíneas conforme indicado na Figura 26, onde para a parte elástica a definição do módulo de Young se faz necessária e para a parte plástica o módulo de encruamento precisa ser definido. O modelo bilinear é geralmente usado na

simulação de processos de soldagem devido à facilidade em sua configuração (ESSS, 2012).

Figura 26. Formas bilinear e multilinear de encruamento isotrópico ou cinemático.

Estudos recentes consideraram a plasticidade independente da taxa de deformação na análise de tensões residuais. Em Deng e Murakawa (2006) apenas as parcelas elástica, plástica e térmica foram modeladas na análise estrutural para a verificação das tensões residuais em um tubo de aço inoxidável austenítico AISI 304, soldado pelo processo GTAW. Neste estudo a deformação elástica foi modelada considerando a Lei de Hooke, com os módulos de Young e Poisson dependentes da temperatura. A parcela térmica considerou o coeficiente de expansão térmica dependente da temperatura. Para a deformação plástica foi considerada um modelo independente da taxa de deformação considerando o critério de superfície de escoamento de Von-Mises, propriedades mecânicas dependentes da temperatura e um modelo cinemático linear de encruamento. As tensões residuais axiais na superfície interna e externa bem como as tensões residuais circunferenciais na parte interna do tubo apresentaram boa aproximação com os resultados experimentais. Já as tensões circunferenciais obtidas pelo método numérico na superfície externa do tubo mostraram grande variação para regiões afastadas da junta soldada. Jiang et. al (2011) utilizaram as mesmas considerações descritas acima no trabalho de Deng e Murakawa na análise estrutural de uma solda de reparo em chapa cladeada de aço inoxidável AISI 304. Outro trabalho que utilizou estas mesmas bases foi apresentado por Yegaie, Kermanpur e Shamanian (2010).

Sattari-Far e Farahani (2009) utilizaram apenas as parcelas de deformação elástica, térmica e plástica na análise estrutural de tubos de aço inoxidável AISI 304

soldados pela aplicação do processo GTAW. Porém a deformação plástica foi modelada considerando um encruamento isotrópico bilinear, além dos critérios de escoamento de Von-Mises. As tensões residuais circunferenciais, Figura 27 (a), e axiais, Figura 27 (b), foram medidas na superfície externa do tubo estudado.

Figura 27. a) Distribuição das tensões residuais circunferenciais. b) Distribuição das tensões residuais axiais. Figura retirada de Sattari-Far e Farahani (2009).

3.5.3. Parcela de deformação devido à transformação e mudança metalúrgica

De acordo com De e DebRoy (2011), transformações de fase no estado sólido como a passagem de austenita para ferrita ou martensita durante o resfriamento podem influenciar as tensões residuais. Segundo Lindgren (2001) Parte 2, é importante a modelagem das mudanças microestruturais nos aços ferríticos já que

suas propriedades podem ter grande variação devido à transformação de fase no estado sólido.

A inclusão destes fenômenos na modelagem de processos de soldagem pode ser exemplificada com base no artigo de Lee e Chang (2011), o qual considerou o efeito da transformação de fase no estado sólido na estimativa de tensões residuais geradas na soldagem de tubos de aço carbono de alta resistência. A taxa de deformação total foi considerada pela soma das parcelas elástica, térmica, plástica, mudança volumétrica e plasticidade induzida por transformação, sendo que as duas últimas são em decorrência da transformação de fase no estado sólido. O componente elástico foi modelado pela Lei de Hooke com os módulos de Young e Poisson dependentes da temperatura; a parcela térmica computada por intermédio do coeficiente de expansão térmica e a parte plástica considerada independente da taxa de deformação, com o critério de escoamento de Von-Mises, propriedades mecânicas dependentes da temperatura e encruamento linear isotrópico.

Devido à mudança metalúrgica, deformações por variação volumétrica ocorrem. Esta foi modelada por Lee e Chang (2011) mediante equações, considerando os efeitos no resfriamento e aquecimento, que dependem da fração de martensita na temperatura instantânea durante o resfriamento, do incremento de temperatura durante o aquecimento, de uma temperatura denominada A1 (início da transformação de perlita-ferrita em austenita) e de outra temperatura chamada A3 (ponto de austenitização completa). As componentes de deformação volumétrica foram então somadas a deformação térmica para obtenção do efeito global da mudança volumétrica sobre o coeficiente de expansão térmica.

A tensão de escoamento é influenciada pelas fases microestruturais. Assim sendo, no trabalho de Lee e Chang (2011) foi necessário computar a variação da tensão de escoamento devido à transformação de martensita. Devido à falta de dados experimentais, os autores consideraram que os pontos com transformação de martensita tem a tensão de escoamento corrigida para o valor do limite de resistência do material. Caso o material experimente de um reaquecimento, solda multi-passe, com ocorrência de retransformação para austenita, a tensão de escoamento retorna ao seu valor inicial.

A plasticidade induzida por transformação também foi considerada no artigo em questão. Apesar de existirem equações descrevendo este fenômeno, um método

simplificado e aproximado é assumir que a mesma produz um efeito mecânico, sobre as tensões e deformações, equivalente aquele induzido quando a tensão de escoamento do aço é reduzida a certo ponto ao longo do intervalo de temperatura de transformação de fase. Os autores computaram este fenômeno pela redução do limite de escoamento em 30 MPa, conforme indicado em referências bibliográficas.

A Figura 28 mostra a comparação das tensões residuais axiais e circunferenciais obtidas na superfície interna do tubo a 90° , desprezando ou assumindo a transformação de fase no estado sólido.

Figura 28. a) Comparação das tensões residuais axiais, na parte interna do tubo para a localização 90° , considerando ou não a influência da transformação de fase. b) Comparação das tensões residuais circunferenciais, na parte interna do tubo para a localização 90° , considerando ou não a influência da transformação de fase. Figura retirada de Lee e Chang (2011).

Para as tensões axiais o efeito da transformação de fase no estado sólido não foi considerável, já para as tensões circunferenciais os modelos apresentaram divergência nos valores de pico, mostrando a relevância da consideração da alteração metalúrgica neste modelo. Outros trabalhos que levaram em consideração o efeito da transformação de fase no estado sólido são Heinze, Schwenk e Rethmeier (2012), Deng (2009) e Ferro et. al (2006).

3.5.4. Condições de contorno

As condições de contorno estruturais presentes no processo de soldagem de um item qualquer se mostra bastante complexo, já que as restrições presentes no componente são influenciadas tanto por fatores naturais da estrutura, quanto por fatores externos aplicados na peça em questão para tornar sua fabricação executável.

Um destes fatores naturais é a geometria do componente. Portanto, além de ocorrer um comportamento não linear das dilatações e contrações devido a distribuição heterogênea da temperatura, estes ainda serão influenciados por eventual não continuidade da estrutura que está sendo soldada. Como fator externo, o impedimento dos deslocamentos da peça surge como exemplo. Esta fixação representa o local de travamento do componente que se faz necessário para que o soldador possa executar o cordão de solda (Leggatt, 2008). A variação destes impedimentos influencia diretamente na magnitude das tensões residuais, conforme demonstrado na Figura 29.

No modelo de elementos finitos a condição de contorno a ser imposta pelo projetista se resumirá em definir os pontos de restrição dos deslocamentos no modelo de maneira a representar mais fielmente possível os travamentos utilizados durante a fabricação. Por fim, é importante observar que os níveis de tensões residuais e distorções que incorrerão no componente surgem de reações opostas ao grau de vinculação, ou seja, para uma peça completamente restringida, as distorções resultantes do processo serão mínimas, porém as tensões presentes no material ao final da soldagem serão máximas. No caso inverso, onde a peça é soldada livremente, as tensões finais serão mínimas, enquanto as distorções serão máximas, conforme exemplificado na Figura 30 (Bezerra, 2006). No desenvolvimento de um processo de soldagem, portanto, tem se o desafio de se

encontrar um ponto ótimo onde o nível de tensões residuais e distorções apresentem os mínimos valores possíveis.

Figura 29. Influência do grau de restrição de membrana no comportamento das tensões residuais transversais. Figura retirada de Leggatt (2008).

Figura 30. Comportamento no nível das tensões residuais e distorções dependendo do grau de restrição imposta no componente. Retirada de Almeida (2012).

4. CASO EXEMPLO

Considera-se como caso exemplo a união entre duas chapas de aço inoxidável austenítico AISI 304, aplicando-se o processo de soldagem GTAW, o qual é bastante utilizado pela indústria de tanques e vasos de pressão. Para a análise das temperaturas e tensões residuais, utiliza-se o método dos elementos finitos por intermédio do programa computacional *ANSYS Workbench 14.0*, incluindo sub-rotinas escritas por APDL (*Ansys Parametric Design Language*). O modelo físico utilizado é apresentado na Figura 31, tratando-se de duas chapas com 150 mm de largura, 200 mm de comprimento e 2 mm de espessura, unidas por uma junta de topo e soldada por um único passe. Ao final da simulação comparam-se os resultados numéricos da magnitude e distribuição das temperaturas ao longo do tempo e tensões residuais longitudinais com os dados experimentais e numéricos de Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012).

Figura 31. Dimensões do componente soldado pelo processo GTAW.

O modelo é baseado em uma análise termo-estrutural conduzida de forma sequencial, ou seja, inicialmente é conduzida uma análise térmica para a obtenção dos campos de temperatura que o componente está sujeito. Esta distribuição térmica é introduzida como carregamento na análise estrutural, que por sua vez gera a distribuição das tensões térmicas nos diversos intervalos de tempo. Esta hipótese pode ser visualizada por meio da Figura 32. É importante observar que a simulação

da soldagem envolve um modelo transitório não linear, pois a fonte de calor se movimenta com o tempo e as propriedades do material variam com a temperatura.

Figura 32. Esquema sequencial para análise termo-estrutural.

A análise termo-estrutural considera apenas o trecho 1 exibido na Figura 15, ou seja, se despreza: 1) que as deformações plásticas geram calor e alteram as condições de contorno térmica (trecho 2 da Figura 15), 2) os efeitos microestruturais (trechos 3, 4, 5 e 6 da Figura 15). Estas simplificações são mais bem avaliadas com os resultados das simulações, porém se presume que as mesmas são aceitáveis visto que: 1) nos processos de soldagem, o calor gerado pela tocha é muito maior que o calor gerado por transformações plásticas (Wentz 2008), 2) Segundo Lindgren Parte 2 (2001) os efeitos microestruturais podem ser ignorados para aços austeníticos, como é o caso do AISI 304.

4.1. Simulação Térmica

Para a modelagem térmica uma análise transiente tridimensional (3D) é conduzida. Devido à simetria, apenas metade do componente é modelado, desta maneira se diminui o número de elementos e consequentemente o tempo para processamento dos dados. A fonte de calor é aplicada no modelo seguindo a proposta da dupla elipsoidal de Goldak, sendo assim, o fluxo de calor na parte frontal e traseira à fonte são descritos pelas Equações 7 e 8, respectivamente, já apresentadas anteriormente. Os parâmetros geométricos da zona fundida a , b , c_1 e c_2 , foram variados até se atingir uma distribuição de temperatura coerente com os

valores obtidos experimentalmente. Os valores das constantes f_f e f_r foram adotados por 0,6 e 1,4 respectivamente, seguindo a recomendação de Goldak (2005). Propriedades necessárias para esta etapa da simulação, entre elas, densidade, calor específico e condutividade térmica tem seus valores dependentes da temperatura e são apresentadas ao final deste capítulo.

Para modelamento do processo GTAW é utilizada uma corrente de 96 Amperes, uma tensão de 10 Volts e velocidade de soldagem igual a 2,5 mm/s, tendo o cordão de solda formado pela aplicação de um único passe, conforme indicado no artigo de Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012). Como indicado em Messler (2004) dependendo da polaridade ou tipo de corrente elétrica a eficiência de deste processo pode variar de 20 a 80%, este trabalho utiliza uma eficiência de 65% na simulação numérica já que esta apresenta melhor relação com os resultados experimentais obtidos por Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012).

A malha gerada para solução do problema é mais refinada próxima ao cordão de solda com o objetivo de computar os gradientes de temperatura com maior precisão. A mesma é composta por 9.600 elementos SOLID70 hexaédricos, disponível na biblioteca ANSYS, com 8 nós cada. Este tipo de elemento é aplicável para análises térmicas transientes ou estacionárias, possuindo um grau de liberdade, temperatura, em cada nó. O elemento SOLID70 pode ser visualizado na Figura 33, enquanto a configuração da malha utilizada na simulação é exposta na Figura 34. Como pode ser observado existe uma região com mudança de refinamento na malha sem uma transição. No presente estudo este critério é adotado de maneira a se evitar seccionar a peça em diversas partes para obtenção de uma malha mapeada. Na região com mudança de refinamento na malha é aplicada uma condição de contato do tipo “bonded”, a qual considera que as superfícies em contato estão coladas uma na outra.

Figura 33. Elemento SOLID70. Imagem retirada do ANSYS Workbench 14.0.

Figura 34. Configuração da malha utilizada na simulação.

A condição de contorno, ou seja, a perda de calor para o ambiente é imposta em todas as superfícies do componente, exceto a face de simetria, mediante um coeficiente de troca de calor combinado (h_{total}), o qual considera os efeitos da convecção e radiação e é calculado pela Equação 18, indicada no capítulo 3. Como indicado no trabalho de Qureshi (2008) um coeficiente de troca de calor devido a convecção ($h_{convecção}$) realista é da ordem de 7 a 12 W/m².°C, sendo assim o máximo valor é utilizado para obtenção do coeficiente de troca de calor combinado. A constante de Stefan-Boltzmann vale 5,67x10⁻⁸ W/m².K⁴ (Qureshi, 2008). Ambos os parâmetros restantes emissividade e temperatura ambiente são adotados por 0,51 e 20°C respectivamente (Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi, 2012).

No geral a análise térmica é realizada considerando intervalos de tempo, onde em um primeiro momento a fonte de calor é introduzida no modelo percorrendo todo o comprimento da peça. Devido ao alto gradiente de temperatura presente no componente durante esta etapa, um intervalo de tempo coerente deve ser adotado para que o modelo possa capturar corretamente os campos de temperatura. Segundo Francis (2002) uma estimativa para os intervalos de tempo pode ser admitida conforme Equação 29 abaixo:

$$\Delta t = \frac{\Delta x^2 \rho c}{k} \quad (29)$$

onde Δt representa o intervalo de tempo, Δx é o tamanho médio do elemento, ρ indica a densidade média, c o calor específico médio e k a condutividade térmica média. Após a tocha ser extinta, o componente é deixado resfriar até atingir a condição de equilíbrio térmico.

4.2. Simulação Estrutural

Como não ocorrem transformações de fase no estado sólido para o aço inoxidável AISI 304 considerado neste caso exemplo, o modelo estrutural é solucionado considerando a contribuição das componentes elástica, térmica e plástica. Portanto a deformação total pode ser decomposta em três parcelas, expressada pela Equação 30, em termos de taxa de deformação.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{th} + \dot{\varepsilon}^p \quad (30)$$

Sendo a parte elástica modelada com base na Lei de Hooke, com o módulo de Young e coeficiente de Poisson dependentes da temperatura. A componente térmica utiliza o coeficiente de expansão térmica dependente da temperatura. Por último, a parcela plástica é modelada por meio da plasticidade independente da taxa de deformação, considerando: o critério de escoamento de Von Mises e um modelo de endurecimento cinemático bilinear.

A malha utilizada na simulação estrutural é a mesma do modelo térmico, contendo os mesmos 9.600 elementos hexaédricos, porém composta pelo elemento estrutural SOLID185, da biblioteca ANSYS. Este tipo de elemento é composto por 8 nós, com configuração idêntica ao SOLID70 apresentado na Figura 33, porém possui as translações nos eixos x, y e z como os três graus de liberdade por nó, sendo portanto utilizado para análises estruturais.

Para a solução da análise estrutural resta apenas definir as condições de contorno, ou seja, as restrições mecânicas impostas no componente. A Figura 35 auxilia na visualização destas. A área de simetria, região hachurada, impede o deslocamento dos nós desta face na direção x. O nó inferior localizado no local de

início da soldagem, representado pelo Ponto A, é restringido na direção y, enquanto o nó inferior no final da soldagem, indicado pelo Ponto B, tem os deslocamentos impedidos no sentido y e z.

Figura 35. Condições de contorno estruturais.

4.3. Modelagem do Material

Como já explicado anteriormente, as propriedades do aço inoxidável AISI 304 utilizadas neste estudo são dependentes da temperatura como pode ser observado na Tabela 3. Por ser uma chapa fina, não é utilizado material de adição no processo de soldagem executado, desta maneira as propriedades para a zona fundida e o material de base são as mesmas.

A tensão de escoamento do material também é considerada tendo em vista os efeitos da temperatura, onde os valores de referência foram retirados do trabalho de Deng e Murakawa (2006). O módulo tangente, para obtenção do comportamento plástico da curva com efeito do encruamento do material, dependente da temperatura é retirado da referência Deng, Murakawa e Liang (2008). A relação entre tensão vs. deformação, em função da temperatura, pode ser observada na Figura 36.

Tabela 3. Propriedades para modelagem do material AISI 304 (Deng e Murakawa, 2006).

Temperatura (°C)	Calor específico (J/g °C)	Condutividade térmica (J/mm °Cs)	Densidade (kg/m³)	Coeficiente de expansão térmica ($\times 10^{-5}$) (°C ⁻¹)	Módulo de Young (GPa)	Coeficiente de Poisson
0	0,462	0,0146	7900	1,70	198,5	0,294
100	0,496	0,0151	7880	1,74	193	0,295
200	0,512	0,0161	7830	1,80	185	0,301
300	0,525	0,0179	7790	1,86	176	0,310
400	0,540	0,0180	7750	1,91	167	0,318
600	0,577	0,0208	7660	1,96	159	0,326
800	0,604	0,0239	7560	2,02	151	0,333
1200	0,676	0,0322	7370	2,07	60	0,339
1300	0,692	0,0337	7320	2,11	20	0,342
1500	0,700	0,120	7320	2,16	10	0,388

Figura 36. Relação Tensão vs. Deformação, AISI 304, dependente da temperatura.

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os resultados térmicos e estruturais obtidos pela simulação numérica são comparados com dados experimentais e numéricos de modo a avaliar a efetividade do modelo proposto para o caso exemplo na obtenção das distribuições de temperaturas e tensões térmicas geradas.

Inicialmente a análise térmica é conduzida, onde a fonte de calor percorre uma distância de 200 mm, comprimento da peça, a uma velocidade de soldagem de 2,5 mm/s, levando desta maneira 80 segundos do seu início até a extinção do arco. Na Figura 37, é possível visualizar esta etapa de aplicação da fonte de calor e observar no detalhe, posicionado ao lado esquerdo, que a mesma é aplicada sobre um volume.

Os valores apresentados na Figura 37 correspondem a temperatura em °C. Pode-se observar que diferentes regiões do componente são submetidas a variados gradientes de temperatura, ocorrendo uma distribuição heterogênea. É possível verificar que a dupla elipsoidal de Goldak é aplicada devido à forma da região avermelhada, a qual representa a zona fundida, já que a temperatura, neste volume, está acima da temperatura *liquidus* do material 1454°C (Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi, 2012).

Figura 37. Aplicação da fonte de calor. (continua)

Figura 37. Aplicação da fonte de calor. (continuação)

Após a fonte de calor ser extinta, o componente continua a perder calor para o ambiente, sendo resfriado até atingir o equilíbrio térmico. Este processo pode ser observado por meio da Figura 38, a qual demonstra o comportamento da temperatura medida em uma linha localizada na superfície superior na metade do comprimento da peça.

Figura 38. Histórico das temperaturas em uma linha avaliada.

De modo a demonstrar a aplicabilidade das técnicas utilizadas durante a simulação da análise térmica, comparam-se os resultados numéricos e experimentais disponíveis. Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012) utilizaram dois termopares posicionados na superfície superior da peça e na metade do comprimento da mesma, um localizado a distância de 10 mm e outro a 20 mm da linha de centro da solda, de modo a levantar experimentalmente as curvas de distribuição da temperatura ao longo do tempo. A Figura 39 mostra a comparação entre resultados numéricos e experimentais para o ponto afastado 10 mm, enquanto a Figura 40 demonstra a mesma comparação, porém para distância de 20 mm. O resultado numérico é exposto pela curva azul, indicada na legenda por Simulação 3D_BARBAN, enquanto os resultados experimentais são indicados pelos marcadores vermelho e verde.

Figura 39. Comparação numérica vs. experimental da distribuição de temperatura na distância 10 mm afastada da linha de centro da solda.

Figura 40. Comparação numérica vs. experimental da distribuição de temperatura na distância 20 mm afastada da linha de centro da solda.

Na Figura 39, ponto afastado 10 mm da linha de centro da solda, é observado um desvio de 4,2% entre a temperatura de pico obtida numericamente e a mesma registrada pelo resultado experimental1. Já para o resultado experimental2 este

desvio cai para 1,6%. Outro fator visível é que a curva de temperatura numérica atinge seu ponto máximo antes do computado experimentalmente, tendo neste caso exemplo uma diferença de 2,3 segundos. Devido esta pequena antecipação do limite superior e pequenos erros associados à modelagem do resfriamento, os demais pontos até o tempo de 300 segundos apresentam um desvio maior, atingindo o valor máximo de 18,5% tanto para o resultado experimental1 quanto experimental2.

Passando para a curva de temperatura do ponto afastado 20 mm da linha de centro da solda, Figura 40, o desvio entre a temperatura de pico obtida numericamente, e a mesma registrada pelo resultado experimental1 é de 7,8%, passando para 3,9% quando considerado o resultado experimental2. O ponto máximo de temperatura também é atingido antes do computado experimentalmente, em 5,9 segundos. Novamente, devido esta pequena antecipação do limite superior e pequenos erros associados à modelagem do resfriamento, os demais pontos até o tempo de 300 segundos apresentam um desvio maior, atingindo o valor máximo de 19,3% em relação ao resultado experimental1 e 12,3% para o experimental2.

Desvios entre os resultados numéricos e experimentais são esperados já que por meio de hipóteses busca-se representar uma situação real. Na equação da fonte de calor, bem como na modelagem do resfriamento, pequenos desvios estão associados devido simplificações em relação à prática. No presente estudo a aplicação da fonte de calor não foi modelada considerando a técnica *ealive / ekill*, onde se ativam ou desativam elementos a medida que a fonte de calor está atingindo determinada região, promovendo desta maneira um pequeno desvio de temperatura a frente da fonte de aquecimento já que ocorre uma condução de calor na direção longitudinal para um material que na prática ainda não existe. Outros desvios podem estar associados à consideração de parâmetros de soldagem constantes durante a simulação, o que não necessariamente ocorre no experimento. Por fim, os resultados são extraídos manualmente de um gráfico, acarretando em pequenos erros de aproximação na leitura. Expostos os argumentos acima, considera-se que a distribuição de temperaturas obtida numericamente se aproxima satisfatoriamente dos resultados experimentais, e desta maneira é capaz de representar o comportamento térmico durante o processo de soldagem estudado.

Vale a observação que estes gráficos de temperatura, considerando um processo de soldagem a arco elétrico de um material qualquer, por meio da

exposição do comportamento durante o resfriamento, é possível em conjunto com diagramas de transformação prever a composição da microestrutura final da liga.

Os resultados obtidos pela análise térmica são usados como dados de entrada na análise estrutural, para avaliação das tensões originadas durante o processo de soldagem. A Figura 41 mostra a distribuição da tensão residual longitudinal (direção z), obtida numericamente, em todo componente com dimensões conforme Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012). Os valores apresentados estão na unidade Pascal (Pa).

Figura 41. Distribuição das Tensões Residuais Longitudinais.

Nota-se por intermédio da Figura 41 que o comportamento da tensão residual longitudinal é compatível com aquele esperado por base teórica, conforme exemplificado nas Figuras 13 e 14 já apresentadas anteriormente, onde a tensão residual longitudinal tem um comportamento trativo na região próxima ao cordão de solda, a qual sofreu um maior aporte de calor, enquanto nas regiões mais afastadas um comportamento compressivo é observado.

Segundo indicado em Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012), valores experimentais da tensão residual longitudinal foram medidos em um trabalho prévio dos autores, publicado no ano de 2009, sendo válidos para soldagem entre duas chapas de aço inoxidável austenítico AISI304 pelo processo GTAW em passe único, com os mesmos parâmetros de soldagem 96 Amperes, 10 Volts a uma velocidade de 2,5 mm/s. A espessura da chapa é de 2 mm, porém se apresentam variações na largura e comprimento, sendo estes 140 e 150 mm respectivamente. Os dados

experimentais foram levantados utilizando o método do furo cego, nas distâncias de 10, 40 e 100 mm afastadas da linha de centro da solda, na superfície superior e na metade do comprimento da peça. De modo a se obter uma comparação entre resultados numéricos desta dissertação e experimentais, Figura 42, realiza-se uma nova simulação para as dimensões da chapa revisada (140 x 150 x 2 mm), considerando os mesmos parâmetros até aqui utilizados na simulação térmica e estrutural, já que o material soldado e as variáveis de soldagem são as mesmas.

Figura 42. Tensões Residuais Longitudinais numérico vs. experimental, para chapa com 140 mm de largura, 150 mm de comprimento e 2 mm de espessura.

Por meio da Figura 42, conclui-se que o resultado numérico consegue reproduzir satisfatoriamente uma situação real. Nos pontos afastados 10 e 40 mm da linha de centro de solda, existe uma boa convergência entre resultados numéricos e experimentais, onde se apresenta um desvio máximo da ordem 4,6% para as medidas experimental¹ e 19,3% em relação aos valores experimental², ambos no ponto afastado 40 mm. Avaliando o ponto distante 100 mm da linha de centro de solda, um desvio mais acentuado é observado, mostrando que a simulação numérica subestima os valores da tensão residual longitudinal após atingir seu máximo valor compressivo. No entanto a curva consegue descrever de maneira correta o comportamento mecânico do material, sendo assim considerada aceitável para previsão da distribuição das tensões.

Retornando a chapa simulada anteriormente, baseada em Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012), com dimensões 150 mm de largura, 200 mm de comprimento e 2 mm de espessura, a Figura 43 compara a distribuição das tensões residuais longitudinais obtidas numericamente nesta dissertação, linha sólida azul, com a análise de elementos finitos publicada pelos autores acima mencionados, linha tracejada vermelha, no ano de 2012. Verifica-se que a análise numérica conduzida nesta dissertação tem os valores compressivos subestimados, após a região afastada 50 mm da linha de centro de solda. Desvios entre as análises são esperados uma vez que as mesmas consideram algumas hipóteses diferentes durante sua execução. Outra contribuição para o desvio apresentado está no fato dos valores numéricos de Seyyedian, Haghpanahi e Sedighi (2012) estarem plotados com base na leitura manual de um gráfico impresso. Desta maneira conclui-se que a simulação estrutural apresentada nesta dissertação é aplicável e capaz de estimar o comportamento das tensões residuais longitudinais para o caso exemplo estudado.

Ainda na Figura 43, é visto que os valores trativos e compressivos máximos atingiram aproximadamente a tensão de escoamento do material ($\sigma_y = 265$ MPa). Próximo à zona fundida um valor trativo máximo é atingido, tendo sua magnitude diminuindo à medida que se afasta da linha de centro da solda, até passar para um estado compressivo. Após atingir um valor máximo de compressão a curva volta a aumentar o nível de tensão, tendendo a zero na extremidade oposta ao cordão de solda.

Figura 43. Tensões Residuais Longitudinais numérico vs. numérico, para chapa com 150 mm de largura, 200 mm de comprimento e 2 mm de espessura.

Com o objetivo de permitir uma melhor visualização na obtenção do equilíbrio das tensões no componente, a Figura 44 demonstra a distribuição das tensões residuais longitudinais ao longo do comprimento da peça, direção z, em quatro regiões diferentes sendo estas de 0, 10, 40 e 100 mm afastadas da linha de centro da solda.

Figura 44. Distribuição das Tensões Residuais Longitudinais ao longo do comprimento da peça.

Embora os resultados experimentais não tenham sido levantados para comparação das tensões residuais transversais, entende-se que as mesmas tenham comportamento próximo ao real já que a estimativa das tensões residuais longitudinais se mostrou correta. Desta maneira, a Figura 45 demonstra o comportamento das tensões residuais transversais, direção x, ao longo do

componente, com dimensões 150 mm de largura, 200 mm de comprimento e 2 mm de espessura. Os valores apresentados estão na unidade Pascal (Pa).

Figura 45. Distribuição das Tensões Residuais Transversais.

6. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O desenvolvimento do presente estudo permite inferir as seguintes conclusões principais.

- 1) Os resultados numéricos de distribuição de temperatura ao longo do tempo, para o caso exemplo simulado, apresentam boa convergência com os dados experimentais, desta maneira verifica-se que:
 - A técnica da dupla-elipsoidal de Goldak, utilizada na modelagem da fonte de calor do caso exemplo estudado, é eficaz na previsão dos campos de temperatura durante o processo de soldagem;
 - Os parâmetros e hipóteses utilizadas no modelamento do resfriamento da peça demonstram ser aceitáveis;
 - O tempo de carregamento (*timestep*) adotado durante a análise térmica é coerente, estimando satisfatoriamente os gradientes de temperatura durante o aquecimento e resfriamento;
- 2) A distribuição das tensões residuais longitudinais em um caminho analisado atingiu uma boa aproximação com os resultados numéricos e experimentais comparados, mostrando desta maneira que:
 - A hipótese de uma análise sequencial, desprezando a geração de calor por deformação plástica e os efeitos microestruturais, é aplicável para a simulação do processo de soldagem estudado envolvendo o aço inoxidável tipo 304;
 - O tempo de carregamento (*timestep*) selecionado para a análise estrutural é coerente e capaz de prever os campos de tensões, sem que o modelo apresente grandes distorções devido ao deslocamento excessivo, o que implicaria na não convergência dos resultados;
- 3) Verificou-se que ensaios experimentais são de extrema importância para avaliar o modelo de elementos finitos desenvolvido. Uma vez comprovada a convergência entre resultados numéricos e experimentais é possível com a variação dos parâmetros determinar o comportamento mecânico de uma peça sem que ensaios destrutivos futuros sejam requeridos;
- 4) A simulação de um processo de soldagem pelo método dos elementos finitos se apresenta como uma ferramenta alternativa para o meio industrial

desenvolver ou aprimorar procedimentos de soldagem que atualmente são utilizados na fabricação de equipamentos de pequeno e grande porte.

A seguir são apresentadas algumas recomendações de trabalhos futuros buscando o aprimoramento da análise das tensões térmicas decorrentes da soldagem:

- Avaliação do desempenho de outros códigos computacionais na simulação de processos de soldagem;
- Estudo de viabilidade para implementação destes processos de simulação na indústria, comparando custo-benefício em relação aos testes experimentais atualmente utilizados;
- Projeto envolvendo ligas metálicas que requeiram a modelagem de transformação de fase no estado sólido, verificando seus efeitos nas tensões térmicas;
- Modelagem envolvendo soldagem com múltiplos passes, por meio da técnica de vida e morte de elementos (*alive / kill*);
- Desenvolvimento de estudo para obtenção dos parâmetros geométricos da fonte de calor em função do processo e condições de soldagem utilizadas;
- Análise de tensões térmicas oriundas da soldagem em regiões próximas a mudança de geometria, avaliando possíveis consequências destas tensões localizadas.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGS – Gases e Soldas. **Processo de Soldagem TIG**. Disponível em <<http://www.agsmaringa.com/infoags/soldaecorte/artigos/processo-de-soldagem-tig.php>>. Acesso em 11 out. 2013.

American Society of Mechanical Engineers. **ASME Section VIII Division 1: Rules for Construction of Pressure Vessels**. New York, 2012.

American Welding Society. **AWS Welding Handbook 8th Edition Volume 1**. Miami, 1998.

Akbari Mousavi, S.A.A. e Miresmaelli, R. **Experimental and numerical analyses of residual stress distributions in TIG welding process for 304L stainless steel**. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 208, N. 1-3, pp. 383-394, 2008.

ANSYS 13.0 User's Manual. **ANSYS Mechanical APDL and Mechanical Applications Theory Reference**. Estados Unidos: SAS IP Inc., 2010.

Bate, S.K.; Charles, R. e Warren, A. **Finite element analysis of a single bead-on-plate specimen using SYSWELD**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.86, Issue 1, pp. 73-78, 2009.

Bezerra, A.C. **Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas**. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.

Capriccioli, A. e Frosi, P. **Multipurpose ANSYS FE procedure for welding processes simulation**. Fusion Engineering and Design, Vol. 84, Issues 2-6, pp. 546-553, 2009.

Cary, H.B. **Modern Welding Technology**, New Jersey: Prentice-Hall Inc., 1979.

Chaouch, K.T.; Maza, H. e Belkessa, B. **A finite volume analysis of two-dimensional transient heat transfer in TIG welding**. Journal de Physique IV, Vol. 120, pp. 669-675, 2004.

das Neves, M.D.M. **Soldagem e Junção de Materiais**. Notas de aula do curso TNM 5814, IPEN USP, 2011.

de Almeida, D.F.F. **Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, 2012.

De, A. e DebRoy, T. **A perspective on residual stresses in welding**. Science and Technology of Welding e Joining, Vol. 16, No. 3, pp. 204-208, 2011.

Deng, D. **FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects.** Materials and Design, Vol. 30, No.2, pp. 359-366, 2009.

Deng, D. e Murakawa, H. **Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison.** Computational Materials Science, Vol. 37, pp. 269-277, 2006.

Deng, D.; Murakawa, H. e Liang, W. **Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless steel pipe.** Computational Materials Science, Vol. 42, pp. 234-244, 2008.

Dunne, F. e Petrinic, N. **Introduction to Computational Plasticity.** Estados Unidos: Oxford University Press, 2005.

ESAB. **Revista Solução.** Contagem: ESAB Brasil, 2005.

ESSS, Apostila e notas de aula do curso: **Modelagem Estrutural e Térmica de Componentes Soldados.** Rio de Janeiro, 2012

Falcão, C., **Projeto Mecânico: Vasos de Pressão e Trocadores de Calor Casco e Tubo.** Rio de Janeiro: 2008.

Feng, Z. **Processes and mechanisms of welding residual stress and distortion.** Boca Raton: Woodhead Publishing Limited and CRC Press LLC, 2005.

Ferro, P. et. al **The influence of phase transformations on residual stresses induced by the welding process - 3D and 2D numerical models.** Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, Vol. 14, pp. 117-136, 2006.

Francis, J.D. **Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis.** Dissertação de Mestrado, Virginia Polytechnic Institute and State University, Virginia, Estados Unidos, 2002.

Goldak, J.A. e Akhlaghi, M. **Computational Welding Mechanics.** New York: Springer Science + Business Media Inc., 2005.

Gregory, E.N. e Armstrong, A.A. **Welding Symbols on Drawings.** Boca Raton: CRC Press, 2005.

Heinze, C.; Schwenk, C. e Rethmeier, M. **Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding.** Journal of Constructional Steel Research, Vol. 72, pp. 12-19, 2012.

Heinze, C.; Schwenk, C. e Rethmeier, M. **Effect of heat source configuration on the result quality of numerical calculation of welding-induced distortion.** Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 20, No.1, pp. 112-123, 2012.

Jiang, W.C. et. al **Finite element analysis of the effect of welding heat input and layer number on residual stress in repair welds for a stainless steel clad plate.** Materials and Design, Vol.32, Issue 5, pp. 2851-2857, 2011.

Kelly, P. A. Strain hardening. In: **Solid Mechanics Part II**, 2012. p. 299 – 313. Disponível em http://homepages.engineering.auckland.ac.nz/~pkel015/SolidMechanicsBooks/Part_I/. Acesso em 11 mar. 2014.

Kim, S-H.; Kim, J-B. e Lee, W-J. **Numerical prediction and neutron diffraction measurement of the residual stresses for a modified 9Cr–1Mo steel weld.** Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, No. 8, pp. 3905-3913, 2009.

Kossa, A. **Exact stress integration schemes for elastoplasticity.** Tese de Doutorado, Budapest University of Technology and Economics, Budapest, 2011.

Kou, S. **Welding Metallurgy** Second Edition. New Jersey: John Wiley & Sons Inc, 2003, pp. 122 – 141.

Lawrence, A.R. e Michaleris, P. **Effects of thermal transport in computation of welding residual stress and distortion.** Science and Technology of Welding and Joining, Vol. 16, No. 3, pp. 215-220, 2011.

Lee, C-H. e Chang, K-H. **Prediction of residual stresses in high strength carbon steel pipe weld considering solid-state phase transformation effects.** Computers and Structures, Vol. 89, pp. 256-265, 2011.

Lee, C-H. e Chang, K-H. **Temperature fields and residual stress distributions in dissimilar steel butt welds between carbon and stainless steels.** Applied Thermal Engineering, Vol. 45-46, pp. 33-41, 2012.

Leggatt, R.H. **Residual Stresses in Welded Structures.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.85, Issue 3, pp. 144-151, 2008.

Lindgren, L-E. **Finite element modeling and simulation of welding Part 1: Increased complexity.** Journal of Thermal Stresses, Vol. 24, pp. 141-192, 2001.

Lindgren, L-E. **Finite element modeling and simulation of welding Part 2: Improved Material Modeling.** Journal of Thermal Stresses, Vol. 24, pp. 195-231, 2001.

Lindgren, L-E. **Computational Welding Mechanics: Thermomechanical and microstructural simulations.** Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2007.

Masubuchi, K. **Analysis of welded structures.** New York: Pergamon Press Inc., 1980.

Messler, R.W. **Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry and Metallurgy**. Singapura: WILEY-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, 2004.

Muránsky, O. et. al. **The effect of plasticity theory on predicted residual stress fields in numerical weld analyses**. Computational Materials Science, Vol. 54, pp. 125-134, 2012.

Papazoglou, V.J. et. al **Residual Stresses Due to Welding: Computer-Aided Analysis of Their Formation and Consequences**. SNAME Transactions, Vol. 90, pp. 365-390, 1982.

Pilipenko, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques..** Tese de Doutorado, Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 2001.

Qureshi, M.E. **Analysis of residual stresses and distortions in circumferentially welded thin-walled cylinders**. Tese de doutorado, College of Electrical and Mechanical Engineering National University of Sciences and Technology, Rawalpindi, Paquistão, 2008.

Rodeiro, P.F. **Análise de distribuição de temperaturas e tensões residuais em soldas do tipo ring-weld**. Dissertação de Mestrado, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2002.

Sattari-Far, I. e Farahani, M.R. **Effect of the weld groove shape and pass number on residual stresses in butt-welded pipes**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol.86, Issue 11, pp. 723-731, 2009.

Seyyedean, M.C.; Haghpanahi, M.; Sedighi, M. **Effect of welding sequence and direction on angular distortions in butt-welded plates**. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design. Vol.47, Issue 1, pp. 46-54, 2012.

Telles, P.C.S **Vasos de Pressão** 2ª Edição Atualizada. Rio de Janeiro: LTC, 1996, 302 p.

Wainer, E.; Brandi, S.D.; Mello, F.D.H. **Soldagem: Processos e Metalurgia**. São Paulo: Editora Blucher, 2010.

Wentz, A.V. **Simulações de soldagem por arco elétrico e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2008.

Yaghi, A. et al. **Residual stress simulation in thin and thick-walled stainless steel pipe welds including pipe diameter effects**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 83, pp. 864-874, 2006.

Yegaie, Y.S.; Kermanpur, A. e Shamanian, M. **Numerical simulation and experimental investigation of temperature and residual stresses in GTAW with a heat sink process of Monel 400 plates.** Journal of Materials Processing Technology, Vol. 210, No. 13, pp. 1690-1701, 2010.

Zinn, W. e Scholtes, B. **Residual Stress Formation Processes during Welding and Joining.** Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, pp. 391-396, 2002.

8. ANEXO A – Código APDL para modelagem da fonte de calor

Abaixo indica-se o código inserido no programa computacional *ANSYS Workbench* 14.0, na linguagem APDL, para o modelamento da fonte de calor, com base em ESSS (2012).

```
CMSEL,S,WELD
```

```
*GET,EMAX,ELEM,,NUM,MAX
```

```
*GET,EMIN,ELEM,,NUM,MIN
```

```
ALLSEL
```

```
NPT=TIME_WELD/DT
```

```
*DO,ii,1,NPT,1
```

```
    WTIME=(ii/20)
```

```
    TIME,WTIME
```

```
    HCENTER=VEL*WTIME
```

```
    *DO,jj,EMIN,EMAX,1
```

```
        X=CENTRX(jj)
```

```
        Y=CENTRY(jj)
```

```
        Z=CENTRZ(jj)
```

```
        CSI=Z+VEL*(TAU-WTIME)
```

```
        *IF,Z,GT,HCENTER,THEN
```

```
            C=C1
```

```
            F=FF
```

```
        *ELSE
```

```
            C=C2
```

```
            F=FR
```

```
        *ENDIF
```

```
        PART1 = (6*(3**0.5)*F*Q)/(A*B*C*PI*(PI**0.5))
```

```
        PART2 = (EE**(-3*((X/A)**2)))*(EE**(-3*((Y/B)**2)))*(EE**(-3*((CSI/C)**2)))
```

```
        QF = PART1*PART2
```

```
        BFE,jj,HGEN,,QF
```

```
    *ENDDO
```

```
SOLVE
```

*ENDDO

CMSEL,S,WELD
BFEDELE,ALL,ALL
ALLSEL

TIME,TIME_1
DELTIM,DT1,DT1,DT1
SOLVE

TIME,TIME_2
DELTIM,DT2,DT2,DT2
SOLVE

TIME,TIME_3
DELTIM,DT3,DT3,DT3
SOLVE

TIME,TIME_4
DELTIM,DT4,DT4,DT4
SOLVE

TIME,TIME_5
DELTIM,DT5,DT5,DT5