UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA "JÚLIO DE MESQUITA FILHO" CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

SAMUEL DOMINGOS LEAL

ESTUDO DE TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS UTILIZANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

> Guaratinguetá - SP 2015

SAMUEL DOMINGOS LEAL

ESTUDO DE TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS UTILIZANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica na área de Projetos.

Orientador: Prof. Dr. Fernando de Azevedo Silva

Guaratinguetá 2015

Leal, Samuel Domingos L435e Estudo de tensões residuais em juntas soldadas utilizando o método dos elementos finitos / Samuel Domingos Leal – Guaratinguetá : [s.n.], 2015. 65 f. : il. Bibliografia: f. 65 Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Guaratinguetá, 2015. Orientador: Prof. Dr. Fernando de Azevedo Silva 1. Soldagem 2. Tensões residuais I. Título CDU 621.791



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA CAMPUS DE GUARATINGUETÁ

SAMUEL DOMINGOS LEAL

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE "MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA"

PROGRAMA: ENGENHARIA MECÂNICA ÁREA: PROJETOS

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

Prof. Dr. Edson Cocchieri Botelho Coordenador

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. FERNANDO DE AZEVEDO SILVA Orientador / Unesp-Feg

Prof. Dr. PETERSON LUIZ FERRANDINI Unesp-Feg

Prof. Dr. ROSINEI BATISTA RIBEIRO

FATEA/Lorena

Fevereiro de 2015

DADOS CURRICULARES

SAMUEL DOMINGOS LEAL

NASCIMENTO	03.02.1980 – SÃO PAULO / SP
FILIAÇÃO	Sebastião Domingos Leal Irene Kameyama Leal
2001/2006	Curso de Graduação Engenharia Mecânica – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.
2013/2015	Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, nível de Mestrado na Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá da Universidade Estadual Paulista.

de modo especial, à minha família, onde sempre encontro apoio e motivação para superar as dificuldades.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus, que me guiou durante essa jornada, como sempre o fez em toda a minha vida,

ao Prof. Dr. Fernando de Azevedo Silva, que sempre acreditou que seria possível e me orientou durante este trabalho,

a minha noiva Michelle, que sempre esteve ao meu lado, me incentivando mesmo nas horas mais difíceis,

a Alstom, que sempre me proporcionou um ambiente de trabalho de muitos desafios e aprendizado e em especial ao Engenheiro Alencar Ribeiro de Carvalho, " padrinho" dos pósgraduandos, que sempre tem um bom consenho para compartilhar,

ao amigo e Prof. Dr. Erick Siqueira Guidi pelo apoio nas simulações e pelas conversas descontraídas nas horas de descanço,

e a todos que de alguma forma contribuiram para que este trabalho fosse concluído.

"Os passos para o sucesso são simples: decida o que você quer. Verifique preço. Pague o preço."

B. Hunt

LEAL, S. D. Estudo de tensões residuais em juntas soldadas utilizando o método dos elementos finitos. 2015. 65 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

RESUMO

Este trabalho teve como proposta estudar as tensões residuais em uma junta de topo, soldada através do processo de arco submerso. Um modelo em elementos finitos do tipo sólido foi construído no programa ANSYS, o qual foi usado em uma análise térmica-estrutural transiente, com o objetivo de se obter o histórico de temperaturas e as tensões residuais. As propriedades dos materiais foram consideradas em função da temperatura e a fonte de calor foi modelada através de temperaturas prescritas nos nós dos elementos da solda. Utilizou-se elementos *Birth and Death* para simular a deposição do metal de adição somente na análise térmica. Os resultados da análise térmica foram comparados com um trabalho de referência, apresentando boa correlação. Verificou-se que o modelo da fonte de calor tem relação direta com o formato e tamanho da poça de fusão e com os gradientes de temperatura na região da solda e zona termicamente afetada. A análise mecânica também foi comparada com os resultados de uma referência, onde verificou-se boa concordância para as deformações elásticas longitudinais (direção da solda). O perfil das deformações na direção transversal apresentou certa concordância com os resultados da referência, porém, os valores absolutos mostraram grande divergência.

PALAVRAS-CHAVE: Processos de soldagem. Tensões residuais. Método dos elementos finitos.

LEAL, S. D. **Study of residual stresses in welded joints using the finite element method.** 2015. 65 f. Dissertation (Master's Degree in Mechanical Engineering) – Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2015.

ABSTRACT

This work aimed to study the residual stresses in a butt joint welded by submerged arc process (SAW). A finite element model was built with solid elements in ANSYS program, which was used in a transient thermal-structural analysis, with the purpose of obtaining the temperature history and residual stresses. The properties of the materials were considered as a function of temperature and the heat source was modeled using prescribed temperatures in nodes of the weld elements. Birth and death elements were used to simulate the metal deposition only in thermal analysis. The results of the thermal analysis were compared with a reference work, showing good agreement. It was found that the heat source model is directly related to the shape of the weld pool and the temperature gradients in the weld region and heat affected zone. The mechanical analysis was also compared with the results of a reference with a good agreement for the longitudinal elastic deformations (welding direction). The elastic deformations profile in transverse direction showed some agreement with the reference results but the absolute values showed great divergence.

KEYWORDS: Welding processes. Residual stresses. Finite element method.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Curva tensão-temperatura para a barra central do sistema de três barras	21
Figura 2 – Representação das mudanças de temperatura e tensões durante a soldagem	22
Figura 3 – Modelo tridimensional para fluxo de calor durante a soldagem	24
Figura 4 – Ciclos térmicos obtidos do modelo de ROSENTHAL	25
Figura 5 – Coeficientes de troca térmica por convecção, radiação e total	27
Figura 6 – Superfície de escoamento de von Mises	29
Figura 7 – Representação esquemática do encruamento cinemático	30
Figura 8 – Representação esquemática do encruamento isotrópico	30
Figura 9 – Eficiência da fonte de calor em diversos processos de soldagem	32
Figura 10 – Efeito da densidade de potência sobre o formato da poça de fusão	33
Figura 11 – Exemplos de fonte de calor superficiais	34
Figura 12 – Fonte de calor volumétrica Gaussiana radial	35
Figura 13 – Fonte de calor volumétrica duplo-elipsoidal	35
Figura 14 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura	38
Figura 15 – Curva de densidade em função da temperatura	39
Figura 16 – Curva de calor específico em função da temperatura.	39
Figura 17 – Curva de entalpia em função da temperatura	41
Figura 18 – Tensão de escoamento em função da temperatura	42
Figura 19 – Módulo de Young em função da temperatura	43
Figura 20 – Coeficiente de Poisson em função da temperatura	44
Figura 21 – Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura	44
Figura 22 – Dimensões da chapa	45
Figura 23 – Geometria da junta soldada	46
Figura 24 – Geometria do elemento térmico SOLID70.	47
Figura 25 – Discretização do modelo em elementos finitos	47
Figura 26 – Discretização do modelo em elementos finitos	48
Figura 27 – Modelo em elementos usado no trabalho de referência	48
Figura 28 – Distribuição do calor na solda (trabalho de referência)	49
Figura 29 – Tamanho da poça de fusão obtida do trabalho de referência	50
Figura 30 – Elementos ativos antes da execução da solda.	51
Figura 31 – Ativação e aplicação da temperatura aos elementos do primeiro passo	51
Figura 32 – Aplicação da temperatura aos elementos no passo 2	52

Figura 33 – Aplicação da convecção no modelo em EF.	53
Figura 34 – Condição de simetria aplicada ao modelo EF (análise mecânica)	54
Figura 35 – Distribuição de temperaturas após 40s	55
Figura 36 – Distribuição de temperaturas após 80s	56
Figura 37 – Detalhe da poça de fusão durante a análise transiente	56
Figura 38 – Nós para avaliação da curva de resfriamento	57
Figura 39 – Curvas de temperatura em função do tempo	58
Figura 40 – Curvas de temperatura em função do tempo (HANSEN 2003)	58
Figura 41 – Tensões longitudinais, SX (MPa)	59
Figura 42 – Tensões transversais, SY (MPa)	60
Figura 43 – Distribuição de tensões residuais em uma junta de topo	60
Figura 44 – Deformações elásticas longitudinais, ε _x (mm/mm)	61
Figura 45 – Deformações elásticas longitudinais, ε _y (mm/mm)	62

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- SAW Submerged Arc Welding
- LBW Laser Beam Welding
- PAW Plasma Arc Welding
- GTAW Gas-Tungsten Arc Welding
- SMAW Shielded Metal Arc Welding
- GMAW Gas-Metal Arc Welding
- EBW Electron Beam Welding
- EF Elementos Finitos
- CAD Computer Aided Design
- CAE Computer Aided Engineering
- ZF Zona Fundida
- ZTA Zona Termicamente Afetada
- DIN Deutsches Institut für Normung

LISTA DE SÍMBOLOS

- А área
- tensão normal σ
- momento Μ
- densidade ρ
- calor específico cp
- temperatura Т
- tempo t
- Q_G calor externo por unidade de volume
- condutividade térmica k
- temperatura inicial T_0
- calor transferido para a peça Q
- posição radial a partir da origem $(x^2+y^2+z^2)^{1/2}$ R
- velocidade da fonte de calor v
- difusividade térmica = $k/\rho C_p$ α
- $q^B \\ q^S$ calor externo fornecido por unidade de volume
- fluxo de calor por unidade de área
- q_{conv} calor perdido por convecção
- h_{conv} coeficiente de película
- calor dissipado por radiação q_{rad}
- emissividade da superfície \mathcal{E}_{S}
- constante de Boltzmann $\sigma_{\rm B}$
- {σ} vetor de tensões
- [D] matriz de rigidez elástica
- $\{\epsilon_{el}\}$ vetor de deformações elásticas
- $\{\epsilon\}$ vetor de deformações total
- $\{\epsilon^{pl}\}\$ vetor de deformações plásticas
- $\{\epsilon^{cr}\}$ vetor deformação devido à fluência
- tensão equivalente σ_{e}
- $\sigma_{\rm VM}$ tensão de von Mises
- $\sigma_{1,2,3}$ tensões principais
- tensão de escoamento σ_y
- λ multiplicador plástico
- V tensão elétrica
- I corrente elétrica
- eficiência do arco elétrico η
- Qnom energia gerada pelo arco elétrico
- entalpia h
- L calor latente
- f_s fração de sólido na faixa de temperatura de mudança de fase
- módulo de elasticidade Е
- deformação lateral ε_{lat}
- $\varepsilon_{\text{axial}}$ deformação axial
- coeficiente de Poisson υ
- deformação longitudinal εx
- ε_{axial} deformação transversal

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	15
1.1.	CONSIDERAÇÕES GERAIS	15
1.2.	MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS	16
1.3.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	18
1.4.	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	19
2.	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	20
2.1.	TENSÕES RESIDUAIS - CONCEITOS FUNDAMENTAIS	20
2.2.	MODELAGEM COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE SOLDAGEM	23
2.2.1.	Análise térmica	23
2.2.2.	Análise mecânica	27
2.2.3.	Modelagem da fonte de calor	31
2.2.3.1.	Modelagem analítica	33
2.2.3.2.	Modelagem numérica	34
2.2.4.	Modelagem dos materiais	36
2.2.4.1.	Propriedades térmicas	37
2.2.4.1.1	. Condutividade térmica	37
2.2.4.1.2	. Densidade	38
2.2.4.1.3	. Calor específico	39
2.2.4.1.4	. Calor latente	40
2.2.4.2.	Propriedades mecânicas	41
2.2.4.2.1	. Tensão de escoamento	42
2.2.4.2.2	. Módulo de elasticidade	42
2.2.4.2.3	. Coeficiente de Poisson	43
2.2.4.2.4	. Coeficiente de expansão térmica	44
3.	MODELAGEM DA JUNTA SOLDADA	45
3.1.	GEOMETRIA	45
3.2.	DISCRETIZAÇÃO DO MODELO EM ELEMENTOS FINITOS	46
3.3.	MODELAGEM DA FONTE DE CALOR NO MODELO EM EF	48
3.4.	CONDIÇÕES DE CONTORNO	52
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	55

6.	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	65
5.2.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	64
5.1.	CONCLUSÕES	63
5.	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	63
4.2.	ANÁLISE MECÂNICA	59
4.1.	ANÁLISE TÉRMICA	55

1. INTRODUÇÃO

1.1. CONSIDERAÇÕES GERAIS

Estruturas soldadas têm sido largamente utilizadas na indústria moderna uma vez que apresentam uma série de vantagens sobre outros processos de fabricação, tais como fundição, forjamento e estruturas unidas por juntas rebitadas. De fato, estruturas como as utilizadas atualmente em produtos de alta responsabilidade como por exemplo em foguetes espaciais, submarinos e vasos de pressão, não poderiam ser construídas sem a aplicação de algum tipo de processo de soldagem.

Algumas vantagens se destacam quando comparadas com uma união por rebites: a alta eficiência da junta soldada que pode em alguns casos chegar a 100%; a estanqueidade contra ar e água, difíceis de obter em uma união rebitada; a redução do peso da estrutura e consequente redução dos custos de fabricação; a possibilidade de execução de juntas mais simplificadas enquanto em uniões rebitadas, eventualmente, juntas mais complexas são necessárias; não apresenta limite para a espessura da junta enquanto uma junta rebitada com mais de duas polegadas se torna impraticável.

As estruturas soldadas não são, no entanto, livres de defeitos. Dentre os mais relevantes e desafiadores estão a dificuldade em "segurar" a propagação de uma trinca, a maior suscetibilidade a defeitos metalúrgicos (porosidades, inclusões de escória, trincas, etc.), a dificuldade de soldagem dependendo da composição química (aços de alta resistência e ligas de alumínio são mais suscetíveis a trincas e porosidade, respectivamente) e a possibilidade de geração de tensões residuais e distorções. Estas últimas têm sido alvo constante dos engenheiros e projetistas pois estão altamente relacionados com a manufatura e a vida útil dos componentes em operação. Tensões residuais podem afetar a vida em fadiga, seja prolongando (tensões compressivas) ou encurtando a vida do componente (tensões de tração), enquanto distorções oriundas da soldagem podem reduzir a resistência a flambagem de estruturas.

A simulação computacional por elementos finitos (EF) do processo de soldagem é extremamente complexa, devido, entre outros fatores, a grande complexidade geométrica e das condições de contorno e do comportamento não linear dos materiais envolvidos.

Os estudos sobre as tensões residuais em componentes soldados se iniciaram na década de 1940, porém, sua aplicação em problemas reais e desenvolvimento de produtos só passou a ser economicamente viável com o avanço dos recursos computacionais, principalmente na última década. No estágio atual, sua aplicação já é extendida a outros setores como refinarias, automotivo, aeroespacial, micro eletrônica, dentre outros.

Com o avanço dos estudos nessa área e o exponencial crescimento do desempenho dos computadores, as análises computacionais dos processos de soldagem estão se tornando mais comuns, ao passo que os métodos de medição experimental em laboratório ainda apresentam custos elevados além de algumas limitações.

1.2. MOTIVAÇÃO E OBJETIVOS

As tensões residuais geradas durante a soldagem, como mencionado anteriormente, têm grande influência na vida em serviço de um componente mecânico. Segundo MASUBUCHI (2005), quando tensões residuais estão presentes em regiões de discontinuidades geométricas, fraturas frágeis podem ocorrer mesmo em condições de baixas tensões de trabalho. Além disso, segundo mesmo autor, as tensões residuais compressivas e distorções iniciais (devido a soldagem) reduzem a resistência a flambagem de estruturas. Desse modo, o estudo das tensões residuais e distorções devido aos processos de soldagem pode trazer grandes benefícios no desenvolvimento do projeto e/ou processo de fabricação de um produto, sendo este a principal motivação para o desenvolvimento deste trabalho.

Em linhas gerais, este trabalho tem como objetivo principal a análise e compreensão dos fenômenos físicos envolvidos na simulação numérica (por meio do método dos elementos finitos) de um processo de soldagem por fusão. A simulação de um processo de soldagem se desenvolve basicamente em duas etapas:

- Uma análise térmica com o objetivo de se obter a distribuição das temperaturas em todos os pontos da junta soldada;
- Uma análise estrutural com o objetivo de se obter a distribuição das tensões mecânicas e distorções na junta soldada.

E importante salientar que o processo de soldagem envolve fenômenos de alta complexidade, como transferência de calor, fluidodinâmica, transformações microestruturais, deformações, difusão de elementos químicos, dentre outros.

Estes fenômenos se relacionam entre si com maior ou menor grau de influência, sendo necessário uma compreensão de todos na execução da análise e interpretação dos resultados obtidos.

Além do exposto anteriomente, este trabalho têm como objetivo, analisar por meio do método dos elementos finitos, uma junta de topo (*butt weld*) soldada com o processo de arco submerso. A escolha dessa junta como objeto de estudo se justifica, pois se trata de uma junta simples, o que reduz parcialmente a complexidade da análise permitindo, porém, o estudo de grande parte dos fenômenos envolvidos. Tanto a geometria quanto as propriedades dos materiais e as condições de processo serão baseadas na tese de doutorado de HANSEN (2003). Em seu trabalho, foram realizadas medições das temperaturas e das tensões residuais para comparação com o resultado da simulação.

Os resultados, tanto da análise térmica (histórico de temperaturas) quanto da mecânica (tensões residuais) serão comparados com os do trabalho de referência, com o objetivo de validar a metodologia aplicada em cada análise.

1.3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os primeiros modelos analíticos aplicados a soldagem datam da década de 1940. ROSENTHAL¹, apud MASUBUCHI (1980) propôs um modelo analítico para uma fonte de calor se movendo à velocidade constante ao longo de uma placa plana. Desconsiderando os efeitos transientes do início e final do processo de soldagem, este modelo pode ser considerado estacionário, onde a distribuição de temperatura e a geometria da poça de fusão não se alteram com o tempo, o que simplifica o tratamento matemático do fluxo de calor. Além disso, as seguintes simplificações foram feitas no modelo de ROSENTHAL:

- Fonte de calor pontual;
- Calor de fusão desprezível;
- Propriedades térmicas constantes;
- Sem perdas de calor através da superfície da placa e sem convecção através da poça de fusão.

Este modelo de ROSENTHAL, embora simplificado e com muitas limitações, é de fácil utilização e foi de grande apreço pela indústria em análises de processos de soldagem.

Nas décadas seguintes o modelo de ROSENTHAL foi sendo refinado, incluindo aspectos não lineares, bem como uma distribuição Gaussiana para o fluxo de calor, proposto por EAGAR e TSAI² (1983), apud LOURENCO et al., (2014). Até a década de 1980, devido a limitação do recurso computacional, todos os modelos consideravam análises bidimensionais simplificadas, embora a maioria dos processos de soldagem resultam em estados tridimensionais de tensão e deformação. Em meados da década de 1980, GOLDAK (1984) propôs um modelo tridimensional para a fonte de calor, baseado em duas elipses.

LINDGREN (2005) apresentou os aspectos mais relevantes da aplicação do método dos elementos finitos na análise térmica, metalúrgica e mecânica do processo de soldagem por fusão, incluindo uma revisão abrangente das publicações até meados do ano de 2000. O autor ressaltou que as diferentes abordagens que incluem desde modelos simplificados 2D até os modelos 3D com malhas muito refinadas podem gerar resultados satisfatórios, dependendo do escopo e da precisão desejada.

¹ D. ROSENTHAL. Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. Welding Journal 20, 1941.

² EAGAR T. e TSAI N. Temperature Fields Produced by traveling Distributed heat Sources. Weld Journal 62, 1983.

ZHU e CHAO (2002) estudaram o efeito das propriedades dos materiais em função da temperatura na simulação do processo de soldagem. Seus estudos sugerem que a condutividade térmica e a tensão de escoamento somente, têm efeitos significativos na distribuição de temperaturas e tensões residuais, respectivamente, em processos de soldagem. As demais propriedades, se consideradas constantes à temperatura ambiente, proporcionam resultados satisfatórios para os campos de temperatura transiente, tensões residuais e distorções.

BHATTI e BARSOUM (2012) propuseram uma nova metodologia para simulação termo-estrutural de um processo de soldagem, denominado "*Rapid Damping*". Nesta abordagem, a análise mecânica estrutural, ao invés de simular a deposição do material com vários "*load steps*" (como é feito na análise térmica), utiliza somente o resultado do último "*load step*" da análise térmica e aplica as temperaturas em um único passo. Isso permite uma redução expressiva no tempo de processamento, com resultados satisfatórios.

LOURENCO et al. (2014) investigou a influência das restrições físicas (condições de contorno) nas tensões residuais e distorções em processos de soldagem usadas em reparos. De acordo com os resultados obtidos na simulação e nos experimentos realizados, as tensões residuais transversais, deslocamento vertical, distorção angular e contração transversal são fortemente influenciados pelas condições de contorno impostas, enquanto as tensões residuais longitudinais não sofrem influência significativa.

1.4. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O capítulo 2 apresenta os fundamentos da simulação por elementos finitos do processo de soldagem. Será apresentada uma breve explicação sobre a origem das tensões residuais em componentes soldados e os aspectos mais importantes na análise térmica e mecânica, tais como modelagem da fonte de calor e propriedades dos materiais.

O modelo computacional em elementos finitos é apresentado no capítulo 3. Serão apresentados os detalhes do modelo, como dimensões, características do elemento finito e da malha utilizados, condições de contorno e informações do processo de soldagem real.

Os resultados obtidos são apresentados no capítulo 4, juntamente com os resultados do trabalho de referência, para análise e comparação.

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros são apresentados no capítulo 5.

2. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

2.1. TENSÕES RESIDUAIS - CONCEITOS FUNDAMENTAIS

As tensões residuais são esforços internos auto-equilibrados, ou seja, são tensões mecânicas que existem sem a aplicação de nenhuma força externa. Assim, as forças e momentos resultantes produzidos por essas tensões em um corpo devem sempre se anular:

$$\int \sigma . \, dA = 0 \tag{1}$$

e

$$\int dM = 0 \tag{2}$$

Quando um corpo é sujeito a mudanças de temperatura não uniformes, tensões residuais também são geradas e neste caso chamadas de tensões térmicas.

Dependendo da escala em que seus efeitos atuam e dos mecanismos de sua formação, as tensões residuais podem ser classificadas em macroscópica ou microscópica. As tensões macroscópicas atuam em grandes regiões de uma estrutura e são devido a interações entre temperatura, tensões, deformações e deslocamentos. Por outro lado, as tensões microscópicas atuam em níveis de microestrutura ou menores (atômico) e estão relacionadas ao crescimento e morfologia dos grãos e defeitos cristalinos. As tensões residuais térmicas são portanto, tensões macroscópicas.

O mecanismo de geração das tensões térmicas durante a soldagem pode ser explicado pelo sistema de três barras mostrado na Figura 1.

As três barras idênticas são conectadas rigidamente nas extremidades de forma que o deslocamento total das mesmas é nulo. À temperatura ambiente as barras estão livres de tensões. A barra central é então aquecida gerando tensões compressivas na mesma, uma vez que sua expansão é restringida. As barras laterais são submetidas a tensão de tração correspondente em módulo a metade da tensão de compressão da barra central. A tensão na barra central atinge o limite de escoamento é removido e a barra se resfria, a tensão de compressão se reduz até se anular e mudar para tração. A tensão residual de tração resultante na barra central tem a magnitude da tensão de escoamento a temperatura ambiente enquanto nas barras laterais atuam tensões de compressão equivalentes a metade da tensão de escoamento (KOU, 2003).

Em uma junta soldada, o comportamento do cordão de solda é análogo ao da barra central, enquanto as barras laterais se assemelham as regiões afastadas do cordão.



Figura 1 – Curva tensão-temperatura para a barra central do sistema de três barras.

Fonte: (Elaborado pelo autor).

A Figura 2 apresenta uma representação de como variam as temperaturas e tensões (σ_x) em várias seções ao longo da direção da solda. A Figura 2(a) mostra a região termicamente afetada em que ocorrem deformações plásticas e também a região fundida em formato circular. A região fora da zona hachurada apresenta apenas deformações elásticas ao longo da soldagem.

A Figura 2(b) mostra a distribuição de temperaturas ao longo do processo. A seção A-A não apresenta gradiente térmico uma vez que ainda não foi afetada pela solda. Na seção B-B a temperatura atinge seu máximo na região fundida e apresenta um grande gradiente térmico em relação as regiões afastadas do arco elétrico. Na seção C-C, pouco distante do arco elétrico, a temperatura na região da solda está diminuindo enquanto nas regiões mais afastadas a temperatura se eleva. A região D-D, após equilíbrio não apresenta gradiente térmico.

A Figura 2(c) apresenta a distribuição das tensões na direção x, σ_x , nas seções ao longo da solda. Na seção A-A, as tensões térmicas devido a solda são praticamente nulas.

Ao longo da seção B-B, as tensões na região fundida são nulas uma vez que o metal fundido não é capaz de suportar nenhuma carga.

Próximo a região fundida, são produzidas tensões de compressão devido a expansão térmica restringida pelas regiões adjacentes (mais frias). Em regiões afastadas as tensões de compressão são balanceadas por tensões de tração. Na seção C-C, a região da solda e as regiões próximas a esta no metal base se resfriaram e tendem a se contrair, gerando tensões de tração. Nas regiões mais afastadas as tensões se alternam entre compressão próximo a região mais quente e tração novamente nas regiões mais frias. Na seção D-D tensões de tração da ordem do limite de escoamento são geradas na região próximas a solda enquanto tensões de compressão surgem nas regiões afastadas da solda. Este é o estado de tensões de permanece após o término do processo de soldagem.

Figura 2 – Representação das mudanças de temperatura e tensões durante a soldagem.



Fonte: (MASUBUCHI, 1980).

Além dos mecanismos descritos anteriormente, baseados nas deformações plásticas do material devido as restrições mecânicas, outros fatores também devem se considerados em uma análise de um processo de soldagem (MASUBUCHI, 2005):

- Efeito das transformações metalúrgicas. Algumas ligas passam por transformações metalúrgicas durante o ciclo térmico como por exemplo as transformações martensíticas que ocorrem nos aços de alta resistência e baixa liga durante o resfriamento. A expansão causada pela formação da martensita tende a reduzir a tensão residual na região próxima da solda.
- Efeito da movimentação das chapas durante a soldagem. Diferente de um processo de deposição sobre uma chapa, como mostrado na figura 2, em uma soldagem real as chapas podem se movimentar entre si durante o processo, o que pode gerar distorções na peça final. No caso de uma soldagem em multi-passes, deve-se considerar que o movimento pode ocorrer somente durante o primeiro passe.

Neste trabalho as transformações microestruturais não serão consideradas.

2.2. MODELAGEM COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE SOLDAGEM

Conforme explicado anteriormente, a modelagem por elementos finitos da soldagem é feito em duas etapas: uma análise térmica, onde é registrado o histórico das temperaturas desenvolvidas durante o processo e uma análise mecânica com o objetivo de se obter a distribuição das tensões residuais e distorções.

As análises são realizadas de forma independentes entre si, pois se assume que os fenômenos estão desacoplados. Isso significa que, embora as temperaturas tenham influência direta nas deformações e tensões mecânicas, o inverso não é verdadeiro, ou seja, as deformações não influenciam o campo de temperaturas.

2.2.1. Análise térmica

Essencialmente, a análise térmica do processo de soldagem consiste na solução da equação (3) da condução do calor em um sólido (Lei de Fourier) para uma dada condição inicial e de contorno.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \dot{Q}_G + \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$
(3)

Onde:

 $\rho = densidade$

 $c_p = calor específico$

T = temperatura

t = tempo

 \dot{Q}_{G} = calor externo por unidade de volume

k = condutividade térmica

É importante ressaltar que, embora não explicito na equação acima, as propriedades físicas densidade e calor específico variam com a temperatura, o que torna o problema matemático da soldagem não linear.

O primeiro modelo matemático constituído com o objetivo de analisar a condução de calor em um sólido a partir de uma fonte de calor em movimento é atribuído a ROSENTHAL no final da década de 1930:

$$(T - T_0) = \frac{Q}{2\pi kR} e^{\frac{-\nu(R-x)}{2\alpha}}$$
(4)

Onde:

 T_0 = temperatura inicial da peça

Q = calor transferido para a peça

R = posição radial a partir da origem $(x^2+y^2+z^2)^{1/2}$

v = velocidade da fonte de calor

 α = difusividade térmica = k/ ρ C_p

Este modelo, conforme descrito no item 1.4, considerava uma série de simplificações. Na Figura 3 é apresentado o modelo de ROSENTHAL para o fluxo de calor em 3 dimensões. Através deste modelo é possível calcular a temperatura T(x,y,z) em qualquer posição da chapa em relação a fonte de calor.

Figura 3 – Modelo tridimensional para fluxo de calor durante a soldagem.



Fonte: (Adaptado, KOU, 2003).

Convertendo a posição "x" em tempo "t", através da relação t = (x - 0) / V, pode-se obter as curvas de temperatura em função do tempo (ciclos térmicos), conforme mostrado na Figura 4.

Figura 4 - Ciclos térmicos obtidos do modelo de ROSENTHAL.



Fonte: (Adaptado, KOU, 2003).

Observa-se na Figura 4, uma das limitações deste modelo, caracterizada pela singularidade da função na origem da fonte de calor, resultado da aproximação da mesma por um ponto (fonte de calor pontual).

Devido à complexidade de se representar analiticamente os fenomenos envolvidos na análise térmica de um processo de soldagem, tais como a geometria da fonte de calor, as propriedades físicas em função da temperatura, dentre outros, e devido ao avanço tecnológico dos recursos computacionais, o método dos elementos finitos tem sido largamente utilizado nessas aplicações.

Para a solução por meio do método dos elementos finitos o princípio das temperaturas virtuais é aplicado sobre a equação (5):

$$\int_{v} \overline{T} \rho c_{p} T' dv + \int_{v} \overline{T}' kT' dv = \int_{v} \overline{T} q^{B} dv + \int_{S} \overline{T} q^{S} ds$$
(5)

Onde,

$$T' = \begin{bmatrix} \frac{\partial T}{\partial x} & \frac{\partial T}{\partial y} & \frac{\partial T}{\partial z} \end{bmatrix}$$
$$k = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0\\ 0 & k_y & 0\\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix}$$

 \overline{T} indica que a distribuição das temperaturas virtuais está sendo considerada. q^B é o calor externo fornecido por unidade de volume e q^S é o fluxo de calor por unidade de área.

A equação (3) é discretizada em elementos finitos onde as incógnitas passam a ser as temperaturas nos nós. Através das funções de interpolação dos elementos a distribuição de temperaturas sobre os elementos do domínio pode ser obtida.

Os fenômenos da convecção e da radiação são tratados no modelo em elementos finitos como condições de contorno.

A convecção através das superfícies em contato com o ar promove o resfriamento da junta soldada e é tratada através da Lei do resfriamento de Newton (6):

$$q_{conv} = h_{conv} \cdot A \cdot (T - T_0) \tag{6}$$

onde,

 $q_{conv} = calor perdido por convecção$

 $h_{conv} = coeficiente de película$

A =área em contato com o fluido

T = temperatura da superfície quente

 $T_0 =$ temperatura do fluido

O coeficiente de película (h_{conv}) depende de diversos fatores, como as propriedades físicas e velocidade do fluido, temperatura, etc.

O resfriamento também ocorre devido a radiação. As perdas por radiação podem ser tratadas através da lei de Stefan-Boltzmann:

$$q_{rad} = \varepsilon_s \,.\, \sigma_B \,.\, (T^4 - T^4_{\infty}) \tag{7}$$

onde,

 q_{rad} = calor dissipado por radiação

 $\varepsilon_s = emissividade da superfície$

 $\sigma_{\rm B}$ = constante de Boltzmann (5,67.10⁻⁸ W/m²°C⁴)

Neste trabalho, considerou-se uma condição de contorno baseado em ambos os efeitos, convecção e radiação, através de um coeficiente de película equivalente. Esta abordagem foi utilizada por HANSEN (2003) em seu trabalho de doutorado, com o objetivo de reduzir o tempo computacional de processamento. A Figura 5 apresenta as curvas do coeficiente de película de convecção, do equivalente em radiação e da soma destes em função da temperatura.



Figura 5 – Coeficientes de troca térmica por convecção, radiação e total.

Como condição inicial se considerou que todos os componentes estão à temperatura inicial e ambiente de 30°C.

2.2.2. Análise mecânica

A análise mecânica permite o cálculo das tensões residuais na junta soldada, a partir do histórico de temperaturas obtido na análise térmica. Embora as análises sejam independentes, é necessário que as malhas em ambos os casos sejam semelhantes, pois o acoplamento entre as mesmas é feito nó a nó, transferindo as tamperaturas obtidas na análise térmica para os nós do modelo mecânico estrutural (LINDGREN, 2005).

Essencialmente, uma análise estrutural linear elástica consiste na solução da equação (8) abaixo:

$$\{\sigma\} = [D] . \{\varepsilon^{el}\} \tag{8}$$

Onde,

 $\{\sigma\}$ = vetor de tensões = $\{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}\}$

[D] = matriz de rigidez elástica

 $\{\epsilon_{el}\}$ = vetor de deformações elásticas = $\{\epsilon_{el}\}$ = $\{\epsilon\}$ - $\{\epsilon_{th}\}$

$$\{\varepsilon\}$$
 = vetor deformação total = $\{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \varepsilon_{xy}, \varepsilon_{yz}, \varepsilon_{xz}\}$

 $\{\varepsilon_{th}\}$ = vetor de deformação térmica

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

$$\{\varepsilon_{th}\} = \Delta T . \{\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z, 0, 0, 0\}$$
(9)

Onde,

$$\begin{split} \Delta T &= T - T_{ref} \\ T &= temperatura no ponto de análise \\ T_{ref} &= temperatura de referência \\ \alpha_{x,y,z} &= coeficiente de expansão térmica nas direções x, y e z. \end{split}$$

No caso de uma análise envolvendo nateriais com comportamentos não-lineares, o vetor de deformação passa a ser:

$$\varepsilon = \{\varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl} + \varepsilon^{th} + \varepsilon^{cr} + \cdots\}$$
(10)

Onde,

 $\{\epsilon\}$ = vetor deformação total

 $\{\epsilon^{el}\}$ = vetor deformação elástica

 $\{\epsilon^{pl}\}$ = vetor deformação plástica

 $\{\epsilon^{cr}\}$ = vetor deformação devido á fluência

Na simulação por elementos finitos de um processo de soldagem, as deformações térmica, elásticas e plásticas são necessárias para a obtenção das tensões residuais. As deformações devido a fluência não são usualmente consideradas, uma vez que o tempo em que os componentes permanecem a altas temperaturas é relativamente curto (HANSEN, 2003).

Embora as deformações plásticas sejam as responsáveis pelo desenvolvimento das tensões residuais, as deformações elásticas representam um papel fundamental na análise e comparação das tensões com medições experimentais. Normalmente os métodos de medição experimental efetivamente medem as deformações elásticas que depois são convertidas em tensões através das relações de elasticidade (Lei de Hook).

A simulação da plasticidade no modelo em elementos finitos considera três critérios (ANSYS, 2012): critério do escoamento (*yield criterion*), regra do escoamento (*flow rule*) e a regra do encruamento (*hardening rule*).

O critério do escoamento define o ponto em que o escoamento se inicia. Esse limite acima do qual existe o escoamento é definido em função dos componente do tensor de tensão sendo o mais comum e utilizado neste trabalho o critério de von Mises.

$$\sigma_e = f(\{\sigma\}) = \sigma_{VM} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}$$
(11)

Onde,

 σ_1 , σ_2 e σ_3 são tensões principais.

Assim, o escoamento se iniciará quando a tensão equivalente atingir o limite de escoamento do material σ_v :

$$\sigma_{VM} = \sigma_{\gamma} \tag{12}$$

A tensão equivalente não poderá em nenhum momento ultrapassar o limite de escoamento do material, pois neste caso ocorrerão deformações plásticas que retornarão a tensão para o nível do escoamento. A superfície de escoamento da Equação (11) apresenta o formato da Figura 6.

Figura 6 – Superfície de escoamento de von Mises.



Fonte: (Elaborado pelo autor).

A regra do encruamento (*hardening rule*) descreve as alterações na superfície de escoamento a medida que este ocorre. Duas regras são apresentadas a seguir, o encruamento cinemático (*kinematic hardening*) e o encruamento isotrópico (*isotropic hardening*).

O encruamento cinemático assume que a superfície de escoamento permanece constante em tamanho e se desloca no espaço de tensões a medida que o escoamento avança, conforme mostrado na Figura 7. Pode-se observar que o escoamento em compressão subsequente é reduzido na mesma porporção em que o escoamento em tração é aumentado, de modo que o valor de $2\sigma_y$ é sempre mantido. Isso é conhecido como efeito Bauschinger (ANSYS, 2012). Para simulações onde grandes deformações são esperadas o encruamento cinemático pode ser inadequado devido ao efeito Baushinger.



Figura 7 – Representação esquemática do encruamento cinemático.

No encruamento isotrópico a superfície de escoamento permanece centrada sobre a linha de centro inicial e somente aumenta em tamanho a medida e o escoamento ocorre, conforme mostrado na Figura 8. Pode-se observar que neste caso, o escoamento subsequente em compressão é igual ao maior valor de escoamento observado no ciclo em tração. Este modelo de encruamento não é recomendado para modelos submetidos a carregamentos cíclicos.

Figura 8 - Representação esquemática do encruamento isotrópico.



Fonte: (Adaptado, ANSYS, 2012).

Fonte: (Adaptado, ANSYS, 2012).

A regra do escoamento (*flow rule*) define a relação entre os incrementos de deformação plástica e as tensões. Em outras palavras ele define como os componentes de deformação (ε_x^{pl} , ε_v^{pl} , etc.) se desenvolvem durante a plastificação.

$$\{d\varepsilon^{pl}\} = \lambda \left\{\frac{\partial R}{\partial \sigma}\right\}$$
(13)

Onde,

 λ = multiplicador plástico, que define a quantidade de deformação plástica.

R = função de tensão, denominado potencial plástico. Se R é função do escoamento, a regra do escoamento é denominada associativa e as deformações plásticas ocorrerão em direção normal a superfície de escoamento.

Neste trabalho o modelo de plastificação adotado é o encruamento cinemático, considerando portanto o efeito Baushinger.

2.2.3. Modelagem da fonte de calor

A modelagem da fonte de calor é um dos aspectos mais importantes em uma simulação de um processo de soldagem. A energia fornecida pelo arco elétrico é responsável pelo aquecimento e fusão do metal de adição e metal base e sua correta modelagem é responsável pelos gradientes térmicos que darão origem as deformações plásticas e tensões residuais.

Durante a soldagem a arco elétrico, somente uma parcela da energia gerada pelo arco, dada pelo produto da tensão (V) pela corrente elétrica (I), é transferida para a peça, enquanto a outra parcela é dissipada para o ambiente. A eficiência η do arco elétrico é então definida como:

$$\eta = \frac{Q}{Q_{nom}} \tag{14}$$

Onde Q é a energia absorvida pela peça e Q_{nom} é a energia gerada pelo arco elétrico. A eficiência é portanto, um parâmetro de grande importância na análise térmica e depende do processo de soldagem. A Figura 9 apresenta as eficiências da fonte de calor de diversos processos de soldagem, obtidos através de ensaios calorimétricos.

Neste trabalho, o processo considerado foi o arco submerso (SAW), o qual possui elevada eficiência, conforme mostrado na Figura 9.



Figura 9 – Eficiência da fonte de calor em diversos processos de soldagem.

Outro parâmetro de grande importância é a distribuição da energia líquida do arco (Q) sobre a peça, comumente denominada densidade de potência e dada em termos de energia por unidade de área ou volume. Para uma mesma quantidade de energia (Q) e velocidade da fonte de calor (v), a penetração do arco sobre a peça e consequentemente o formato da poça de fusão podem ser completamente diferentes, dependendo da densidade de potência.

A Figura 10 mostra o efeito da densidade de potência sobre uma chapa de 3,2mm. Nesta figura tanto a energia líquida aplicada sobre a peça quanto a velocidade da fonte de calor são as mesmas em todos os casos, porém a densidade de potência é diferente em cada caso. Na Figura 10(a), a área de aplicação do fluxo de calor é bastante reduzida, ou seja, a densidade de potência é alta e portanto a penetração do calor sobre a peça é alta. A medida que a densidade de potência diminui, conforme mostrado nas outras figuras, a área de aplicação do fluxo de calor aumenta, e consequentemente a penetração diminui.

Fonte: (Adaptado, KOU, 2003).



Figura 10 – Efeito da densidade de potência sobre o formato da poça de fusão.

Fonte: (Adaptado, KOU, 2003).

2.2.3.1. Modelagem analítica

A modelagem analítica da fonte de calor foi estudada inicialmente por ROSENTHAL, conforme descrito no item 2.2.1. Modelos matemáticos mais completos foram desenvolvidos a partir do modelo de ROSENTHAL, de modo a reproduzir de forma mais realista a distribuição do calor sobre a peça, conforme descrito na revisão bibliográfica.

Também já mencionado, os modelos analíticos são limitados, não permitindo reproduzir com fidelidade os fenômenos que ocorrem durante a soldagem.

2.2.3.2. Modelagem numérica

Os métodos numéricos, no entando, permitem uma análise detalhada desses fenômenos, ficando esta limitada apenas pela memória e capacidade de processamento do computador utilizado. Como as simulações computacionais da fonte de calor são baseadas em modelos empíricos, é necessário que as simulações sejam calibradas através de métodos de observação experimental.

A modelagem computacional da fonte de calor pode ser feita basicamente de duas formas, com temperaturas prescritas ou com fluxo de calor prescrito.

No primeiro modelo, aos nós dos primeiros elementos da região da solda são prescritas temperaturas acima da temperatura de fusão do metal. Os nós são mantidos por certo tempo a esta temperatura e depois deixados em resfriamento livre enquanto as temperaturas prescritas são aplicadas aos elementos subsequentes, a medida que a fonte de calor se move sobre a peça. Este modelo requer um conhecimento prévio do formato da poça de fusão e um refinamento adequado da malha desta região, de forma a reproduzir com fidelidade a zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA). Medições experimentais de temperatura e da geometria da poça de fusão são recomedadas para calibrar o modelo.

O outro modelo consiste em aplicar um fluxo de calor sobre a área e/ou volume da região atingida pela fonte de calor.

A aplicação do fluxo de calor superficial é mais indicada para soldagens de chapas de pequena espessura ou processos de baixa penetração. Os modelos mais comuns são os mostrados na Figura 11, de acordo com DEPRADEUX¹ (2004 apud BEZERRA, 2006).



Figura 11 – Exemplos de fonte de calor superficiais.

Fonte: (BEZERRA, 2006).

¹ DEPRADEUX, L. Simulation Numerique du Soudage – Acier 316L – Validation sur Cas Tests de Complexite Croissante. 2004. Tese de Doutorado. Ecole Doctorale des Sciences de L'Ingenieur de Lyon. L'Institut National des Sciences Appliquees de Lyon

O primeiro modelo da Figura 11 consiste em uma distribuição uniforme sobre um raio Rd. O segundo modelo utiliza uma distribuição Gaussiana infinita e o último considera uma distribuição Gaussiana finita sobre um raio Rg. Em todos os casos é necessário um bom conhecimento das características da fonte de calor, bem como da eficiência do processo.

No caso de processos de soldagem de grande penetração os modelos apresentados nas Figuras 12 e 13 são os mais comuns, sendo o último, proposto por GOLDAK (1986), o mais utilizado. O modelo de GOLDAK é constituido de duas elipsoides, uma a frente e outra atrás da solda e segundo HANSEN (2003) pode fornecer uma boa estimativa da poça de fusão dispensando medições experimentais posteriores nos casos em que o objetivo é analisar de forma global a junta soldada. Ainda assim, é necessário que o usuário tenha uma boa experiência com simulações numéricas e sobre o processo de soldagem em questão.

Figura 12 – Fonte de calor volumétrica Gaussiana radial.



Fonte: (BEZERRA, 2006).

Figura 13 – Fonte de calor volumétrica duplo-elipsoidal.



Fonte: (HANSEN, 2003).

Neste trabalho utilizou-se o método das temperaturas prescritas. Os detalhes e considerações feitas são apresentados no capítulo.

Além da modelagem da fonte de calor, outro parâmetro importante numa simulação de soldagem é a deposição do material fundido sobre a junta. Existem basicamente duas formas de simular a deposição do material. Na primeira, aos elementos que representam a solda são atribuidas propriedades físicas e mecânicas praticamente nulas, fazendo com que os mesmos não tenham influência na solução tanto do modelo térmico quanto do modelo mecânico. Isso requer que a malha dos elementos da solda seja predefinida, pois nenhuma alteração pode ser feita durante a fase de solução do modelo. Essa mudança de propriedades é feita antes do início da soldagem, "desativando" os elementos da solda. Quando a soldagem é iniciada, os primeiros elementos vão sendo "reativados", simulando a deposição do material. Este método é relativamente simples de implementar nos códigos de elementos finitos disponíveis, porém pode apresentar problemas de convegência na solução devido a alta flexibilidade das partes inativas do modelo.

Na outra abordagem a malha dos elementos da solda também são definidas a *priori* e com as propriedades corretas. A diferença é que neste caso os elementos inativos são excluidos do sistema de matrizes e são adicionados novamente somente quando desejado, ou seja, a medida que a soldagem avança. Essa abordagem tem a vantagem de simular com maior fidelidade o processo de deposição além de manter o sistema de matrizes consistente, beneficiando a convergência. No entanto, este método não é simples de se implementar nos códigos de elementos finitos além de demandar mais tempo, pois as matrizes devem ser reconstruidas cada vez que os elementos são adicionados.

Neste trabalho foi utilizado o método de atribuir propriedades nulas aos elementos inativos. Mais informações são fornecidas no capítulo 3.

2.2.4. Modelagem dos materiais

Durante o processo de soldagem altas temperaturas são atingidas na região da poça de fusão e grandes gradientes térmicos são gerados entre a região da solda e as regiões afastadas, à temperatura ambiente. Os primeiros modelos analíticos para análise térmica do problema da soldagem consideravam as propriedades físicas dos materiais constantes, o que de fato não acontece em um processo real.

Uma das justificativas da simulação computacional da soldagem é a possibilidade de se considerar, com relativa facilidade, as propriedades dos materiais em função da temperatura.

É importante ressaltar, no entanto, que embora os códigos de elementos finitos atuais permitam essa consideração, a informação disponível sobre o comportamento dos metais a altas temperaturas é escassa, dificultando o trabalho cotidiano dos engenheiros.

O material considerado no trabalho de referência (HANSEN) foi o DIN 17100/1016 grau ST37-2. Como um dos objetivos do presente trabalho foi a simulação e comparação de resultados da junta soldada conforme o trabalho de referência, as propriedades físicas e mecânicas aqui consideradas foram, sempre que possível, os mais próximos daquelas utilizadas na referência. Foi considerado o mesmo material tanto para o metal de adição quanto para o metal base. A seguir são descritas as propriedades consideradas neste trabalho.

2.2.4.1. Propriedades térmicas

Na análise térmica transiente da soldagem, as propriedades físicas que devem ser consideradas são a condutividade térmica, o calor específico e a densidade. Nos estudos de ZHU e CHAO (2002) foram analisados os efeitos das propriedades termo dependentes em uma simulação de soldagem. Seus resultados sugerem que somente a condutividade térmica deva ser considerada em função da temperatura enquanto as demais podem ser avaliadas à temperatura ambiente.

Neste trabalho, no entanto, as propriedades térmicas foram avaliadas em função da temperatura, conforme considerado no trabalho de referência.

2.2.4.1.1. Condutividade térmica

O fluxo de calor no processo de soldagem depende dos gradientes térmicos e da condutividade térmica do material.

No caso da soldagem por arco submerso experimentos indicam que a velocidade do fluxo de calor dentro da poça de fusão é da ordem de 100 vezes a velocidade da soldagem, segundo LANCASTER¹ (1984 apud HANSEN, 2003). Este movimento convectivo do metal líquido dentro da poça de fusão não é considerado uma vez que seria necessário uma análise fuido-dinâmica. Uma forma de considerar esse fenômeno é aumentar a condutividade térmica do material em temperaturas acima da temperatura de fusão. Segundo MICHALERIS² (1997 apud HANSEN, 2003) et al, um fator de 3 sobre a temperatura de fusão é comumente adotado.

A Figura 14 apresenta a curva de condutividade térmica em função da temperatura, considerada neste trabalho.



Figura 14 – Curva de condutividade térmica em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.1.2. Densidade

Na análise térmica, a densidade do material é considerada no cálculo do calor armazenado no material. No modelo em elementos finitos tanto a densidade quanto o produto ρc_p podem ser considerados. A Figura 15 mostra a curva de densidade em função da temperatura, considerada neste trabalho.

²P. MICHALERIS, A. DEBICCARI. Prediction of Welding Distortion. Welding Journal Research Supplement. 1997.



Figura 15 – Curva de densidade em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.1.3. Calor específico

O calor específico de uma substância define a variação de temperatura de um corpo quando este recebe uma quantidade de calor. A Figura 16 apresenta a variação do calor específico em função da temperatura considerada neste trabalho.



Figura 16 - Curva de calor específico em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.1.4. Calor latente

O calor latente representa a quantidade de calor liberada ou absorvida durante a mudança de fase do material. Na modelagem da solda o calor liberado durante as mudanças de fase do material (estado sólido e sólido-líquido) tem grande impacto na distribuição de temperaturas e deve ser considerado.

No trabalho de referência, somente o calor latente devido a mudança de fase sólidolíquido foi considerada, por meio do método da entalpia. Neste método um calor específico equivalente é introduzido no modelo, o qual considera a variação da entalpia devido a fração do sólido em mudança de fase, conforme indicado abaixo:

$$h = \int_{T_0}^T c_p dT + L(1 - f_s)$$
(15)

onde,

h = entalpia

L = calor latente

 f_s = fração de sólido na faixa de temperatura de mudança de fase

$$c_p^* = \frac{dh}{dT} = c_p - L \frac{d_{fs}}{dT}$$
(16)

Neste trabalho, optou-se por uma abordagem mais simples, introduzindo a curva de entalpia do material. Esta curva de entalpia (ausente no trabalho de referência) foi obtida através do software JMat Pro, desenvolvido em Java para simulação das propriedades dos materiais. A utilização deste software em simulações de processo de soldagem foi avaliada por BATHI e BARSOUM (2012), apresentando bons resultados. A Figura 17 mostra a curva considerada neste trabalho.



Figura 17 – Curva de entalpia em função da temperatura.

Fonte: (JMat Pro).

2.2.4.2. Propriedades mecânicas

Como já descrito anteriormente, as tensões residuais são desenvolvidas em componentes soldados devido as deformações plásticas geradas nas regiões submetidas a altas temperaturas. As deformações plásticas ocorrem porque o material atinge o limite elástico, o qual varia com a temperatura. Dessa forma, fica evidente a necessidade de se modelar corretamente as propriedades mecânicas numa simulação de um processo de soldagem.

Três propriedades são fundamentais numa análise de um processo de soldagem: Módulo de elásticidade, tensão de escoamento e coeficiente de expansão térmica.

O coeficiente de Poisson deve ser informado e a densidade deve ser considerada caso o efeito da gravidade seja de interesse.

Neste trabalho, todas as propriedades foram consideradas termo-dependentes e foram obtidas diretamente do trabalho de referência. No entanto, esses dados nem sempre estão disponíveis para uso cotidiano. Uma alternativa nesse caso é a utilização de propriedades constantes. ZHU e CHAO (2002) obtiveram resultados satisfatórios em seu estudo, utilizando somente a tensão de escoamento em função da temperatura e mantendo as demais constantes (avaliadas a temperatura ambiente). A seguir são apresentadas as curvas das propriedades termo-dependentes consideradas neste trabalho.

2.2.4.2.1. Tensão de escoamento

A tensão de escoamento ou limite de escoamento é o ponto na curva tensão x deformação a partir do qual a resposta do material devido a um aumento de carga é de natureza plástica. Alguns materiais, porém, não apresentam de forma clara este ponto. Por isso, o limite de escoamento é usualmente definido através de uma reta paralela a curva de elasticidade do material, deslocada de um certo valor, normalmente 0,2%.

Esta propriedade é fortemente dependente da temperatura. A medida que a temperatura aumenta o limite de escoamento diminui, atingindo o valor nulo na temperatura de fusão. A Figura 18 apresenta os valores de tensão de escoamento em função da temperatura para o material considerado.



Figura 18 – Tensão de escoamento em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.2.2. Módulo de elasticidade

No regime elástico, a relação entre tensão e deformação é definida pela lei de Hook:

$$\sigma = E.\varepsilon \tag{17}$$

Onde a constante de proporcionalidade E é chamada de módulo de elasticidade ou módulo de Young.

E é uma medida da rigidez do material e uma vez que a deformação ε é adimensional, o módulo de Young tem a mesma dimensão da tensão σ . A Figura 19 apresenta a curva do módulo de Young em função da temperatura considerada neste trabalho.



Figura 19 – Módulo de Young em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.2.3. Coeficiente de Poisson

Um corpo deformável sujeito a uma carga de tração irá apresentar um alongamento na direção axial e uma contração na direção perpendicular. A relação entre as duas deformações é chamada de coeficiente de Poisson:

$$\nu = -\frac{\varepsilon_{lat}}{\varepsilon_{axial}} \tag{18}$$

 $\epsilon_{lat} = deformação lateral$

 $\varepsilon_{axial} = deformação axial$

O sinal de menos signifca que a deformação lateral sempre ocorrerá em sentido oposto ao da deformação longitudinal.

O coeficiente de Poisson é adimensional e para a maioria dos aços varia entre 0,28 e 0,33 a temperatura ambiente. Na Figura 20 é mostrado a variação do coeficiente de Poisson com a temperatura.



Figura 20 - Coeficiente de Poisson em função da temperatura.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

2.2.4.2.4. Coeficiente de expansão térmica

Expansão térmica é a tendência de um material em alterar seu volume em resposta a uma mudança de temperatura. A relação entre a variação dimensional unitária e a variação de temperatura é chamada de coeficiente de expansão térmica. O coeficiente de expansão térmica varia em função da temperatura, conforme mostrado na Figura 21. Nota-se pela figura, que o coeficiente de expansão térmica aumenta com o aumento da temperatura e sofre uma redução abrupta na faixa dos 700°C, devido a transformação microestrutural (austenita com estrutura cúbica de faces centradas para ferrita com estrutura cúbica de corpo centrado).

Figura 21 - Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura.



Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

3. MODELAGEM DA JUNTA SOLDADA

Neste capítulo é apresentado o detalhamento do modelo em elementos finitos considerado neste trabalho. Conforme descrito anteriormente, a geometria, material e condições de processo são, sempre que possível, idênticos aos do trabalho de referência considerado, uma vez que se deseja comparar os resultados obtidos.

3.1. GEOMETRIA

O objeto de estudo consiste de duas chapas de 10mm de espessura, 480mm de comprimento e 240mm de largura, coforme mostrado na Figura 22. O ângulo de abertura da junta tem 60° e a abertura da raiz é de 1,5mm. O material das chapas é o DIN 17100/1016 grau ST37-2, cujas propriedades físicas e mecânicas são descritas no item 2.2.4.





Fonte: (Elaborado pelo autor).

Devido a simetria existente, no modelo em elementos finitos foi considerado apenas uma das chapas. A Figura 23 mostra a geometria construída no programa ANSYS.

Tanto no modelo físico quanto no modelo em elementos finitos do trabalho de referência, foram usadas duas chapas pequenas no ínicio e no final do chanfro, com o objetivo de facilitar o processo de soldagem. No presente trabalho estas chapas também foram consideradas.



Figura 23 – Geometria da junta soldada.

Fonte: (ANSYS).

3.2. DISCRETIZAÇÃO DO MODELO EM ELEMENTOS FINITOS

O modelo descrito no item anterior foi discretizado em elementos finitos sólidos. Para a análise térmica foi utilizado o elemento térmico SOLID70, o qual possui oito nós e um grau de liberdade por nó (temperatura). Este elemento permite a condução do calor nas três dimensões e a utilização de propriedades termo-dependentes. Pode ser usado para análises em regime permanente ou transientes. A Figura 24 mostra a geometria deste elemento, que também pode assumir os formatos prismático, tetragonal e piramidal.

Na análise mecânica foi utilizado o elemento estrutural SOLID45, o qual possui oito nós e três graus de liberdade por nó: deslocamentos nas direções x, y e z. A geometria deste elemento é idêntica ao do SOLID70, mostrado na Figura 24, com a única diferença que no elemento estrutural o formato piramidal não existe. Este elemento também permite o uso de propriedades termo-dependentes e inclui modelos de plasticidade.

Figura 24 – Geometria do elemento térmico SOLID70.



Fonte: (ANSYS).

Temperaturas são aplicadas somente nos nós (M, N, O, P, I, J, K, L) e conveção ou fluxo de calor são aplicados nas faces (números circulados).

Procurou-se manter o tamanho dos elementos, principalmente na região da solda com dimensões similares ao do modelo de referência. Usou-se o comando "SWEEP", que mantém o tamanho dos elementos de uma face idênticos ao da face oposta. A definição do tamanho dos elementos na direção da solda foi definido em função dos parâmetros de soldagem, velocidade e tempo de execução. As Figuras 25 e 26 apresentam o modelo discretizado em elementos finitos. A Figura 27 apresenta o modelo considerado no trabalho de referência.



Figura 25 – Discretização do modelo em elementos finitos.

Fonte: (ANSYS).



Figura 26 – Discretização do modelo em elementos finitos.

Fonte: (ANSYS).



Figura 27 – Modelo em elementos usado no trabalho de referência.

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

3.3. MODELAGEM DA FONTE DE CALOR NO MODELO EM EF

Conforme mencionado no item 2.2.3 existem basicamente duas formas de aplicar a energia líquida da fonte de calor (arco elétrico) no modelo em elementos finitos: temperatura prescrita ou fluxo de calor prescrito, sendo que este último pode ser superficial, volumétrico ou ambos.

O calor fornecido pelo arco elétrico é definido em função da tensão V, corrente I e eficiência η , conforme descrito no item 2.2.3. Os parâmetros da soldagem usados na referência são apresentados na Tabela 1.

Processo	Eficiência	Corrente (A)	Tensão (V)	Velocidade da fonte (mm/s)	Energia líquida (kJ/mm)
SAW	0,98	525-535	27,2	4,57	3,1

Tabela 1 – Parâmetros do processo de soldagem.

A energia líquida fornecida pelo arco elétrico é responsável pelo aquecimento e fusão do metal de adição, além do aquecimento do metal base.

O método de aplicação de temperatura prescrita considera que o metal de adição é depositado sobre o metal base a uma temperatura superior a temperatura de fusão. Dessa forma, do total de energia líquida gerada pelo arco, deve-se descontar a energia gasta no aquecimento e fusão do metal de adição. O restante é aplicado sobre a solda e metal de base em forma de fluxo de calor, superficial, volumétrico ou ambos.

Na referência, após a soldagem real, foi feito um corte na seção da solda para visualizar e medir a poça de fusão. De posse dessas informações o autor fez uma série de testes no modelo computacional, ajustanto as parcelas de energia, de forma a obter um formato da poça de fusão semelhante ao obtido na soldagem real. A melhor distribuição obtida é a mostrada na Figura 28, com a energia devido ao aquecimento e fusão do metal de adição representando 38% do total.





elementos: 21%

Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

Neste trabalho, após algumas tentativas aplicando ao mesmo tempo temperatura e fluxo prescrito que não apresentaram resultados satisfatórios, optou-se por utilizar o primeiro método, aplicando somente temperatura prescrita aos nós dos elementos da solda. A temperatura aplicada de 2300°C foi definida após alguns testes, em que os parâmetros de controle foram o comprimento da poça de fusão e as temperaturas ao longo do tempo de esfriamento. Na referência, o comprimento da poça de fusão estimado na parte experimental, foi de 45-50mm, enquanto no modelo computacional, obteve-se o valor de 48mm. A Figura 29 apresenta o resultado obtido no modelo computacional da referência.



Figura 29 – Tamanho da poça de fusão obtida no trabalho de referência.

A modelagem da deposição do metal de adição foi feita, conforme já mencionado, usando o método de desativação/reativação dos elementos da solda. No ANSYS, isso pode ser feito de duas formas, através do comando "MPCHG", ou por meio dos comandos "EKILL/EALIVE". Estes últimos foram os comandos utilizados neste trabalho. A seguir são descritos os passos da modelagem.

- Define-se inicialmente, em função da velocidade da solda e do comprimento da chapa, o comprimento e quantidade de elementos ao longo da solda. Com isso, defini-se o número de elementos que serão ativados a cada passo (*load step*) durante a solução. Isso é feito na fase de pre-processamento, na criação da malha de elementos finitos;
- Uma vez definido o número de elementos de cada passo, define-se o tempo em que estes elementos serão mantidos à temperatura T₀ de 2300°C;

Fonte: (HANSEN, 2003).

 Antes da fase de solução, os elementos da solda são desativados por meio do comando "EKILL". A Figura 30 mostra esta configuração, somente com elementos ativos;



Figura 30 - Elementos ativos antes da execução da solda.

Fonte: (ANSYS).

 No primeiro passo da solução, os elementos deste passo são reativados e aos nós destes elementos é aplicada a temperatura, a qual é mantida durante o intervalo de tempo pré-definido anteriormente, conforme mostrado na Figura 31;



Figura 31 – Ativação dos elementos do primeiro passo e aplicação da temperatura.

 Decorrido esse tempo, a temperatura é removida dos elementos do primeiro passo e os mesmos são deixados em resfriamento livre enquanto os elementos do passo seguinte são reativados e submetidos a temperatura T₀, conforme é mostrado na Figura 32;



Figura 32 – Aplicação da temperatura aos elementos no passo 2.

Fonte: (ANSYS).

- Este processo se repete até que todos os elementos da solda sejam reativados;
- Após a execução da solda, a peça é deixada em resfriamento livre até o equilibrio térmico.

No modelo mecânico, após algumas tentativas, não foi possível simular o processo de deposição da mesma forma como foi feito na análise térmica. No entanto, acredita-se que isso não venha a alterar significativamente os resultados, uma vez que o deslocamento relativo entre as chapas não é possível desde o início da soldagem devido a solda temporária (*tack weld*) que é feita para manter as mesmas em posição.

3.4. CONDIÇÕES DE CONTORNO

Na análise térmica, a condição de contorno é definida pela convecção, aplicada às faces expostas ao ambiente.

Conforme mencionado no item 2.2.1, considerou-se um coeficiente de película equivalente, onde são considerados os efeitos da convecção e da radiação, com o objetivo de reduzir o tempo de processamento.

No modelo em EF, a condição de contorno é limitada pela região onde existe a proteção pelo fluxo do processo de soldagem a arco submerso. Segundo a referência o fluxo recobre aproximadamente 100mm, ou seja, 50mm em cada chapa, a partir da linha da solda. A Figura 33 mostra a região no modelo em EF em que é aplicada a convecção.





Na análise mecânica, nenhuma condição de contorno foi aplicada ao modelo, da mesma forma como foi feito no trabalho de referência. Somente a condição de simetria é aplicada no modelo, conforme mostrado na Figura 34.

Fonte: (ANSYS).



Figura 34 – Condição de simetria aplicada ao modelo EF (análise mecânica).

Fonte: (ANSYS).

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1. ANÁLISE TÉRMICA

Conforme descrito anteriormente, o histórico de temperaturas é o objetivo na análise térmica, pois este é usado posteriormente na análise mecânica. No entanto, para fins de verificação, se faz necessário avaliar a evolução da solda ao longo do tempo. As Figuras a seguir mostram a distribuição de temperaturas na junta nos tempos 40s e 80s.

Nestas figuras, a temperatura máxima foi limitada em 1495°C, de modo a representar os elementos da poça de fusão e portanto, seu comprimento.





Fonte: (ANSYS).



Figura 36 – Distribuição de temperaturas após 80s.

A Figura 37 apresenta o detalhe da poça de fusão durante a análise transiente (elementos em cor cinza), que neste caso tem comprimento aproximado de 37mm.



Figura 37 – Detalhe da poça de fusão durante a análise transiente.

Fonte: (ANSYS).

Fonte: (ANSYS).

Para analisar a curva de resfriamento, escolheu-se os nós ao longo da linha exatamente no meio da chapa, perpendicular a direção da solda, conforme ilustrado na Figura 38.



Figura 38 – Nós para avaliação da curva de resfriamento.

Fonte: (ANSYS).

A Figura 39 apresenta as curvas de temperatura em função do tempo nos pontos indicados na Figura 38.

Os resultados obtidos no trabalho de referência são apresentados na Figura 40. Deve-se observar que os resultados apresentados na Figura 39 não foram avaliados exatamente na mesma posição em relação ao trabalho de referência. Procurou-se avaliar os nós mais próximos para comparação dos resultados.

A Tabela 2 apresenta uma comparação das temperaturas máximas obtidas nos dois modelos. Os desvios observados são inferiores a 5%, mostrando uma boa correlação entre os modelos.



Figura 39 - Curvas de temperatura em função do tempo.

Fonte: (Elaborado pelo autor).

Figura 40 – Curvas de temperatura em função do tempo (HANSEN 2003).



Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

Ponto	Distância (mm)		Temperatura máxima (°C)		
	А	В	А	В	D11. _{A-B} %
1	15	15	664	680	-2,35%
2	20,5	21	523	525	-0,38%
3	27,5	27	421	440	-4,32%
4	43	42	304	310	-1,94%

Tabela 2 – Comparação de resultados de temperatura.

A: Modelo do presente trabalho

B: Modelo do trabalho de referência

4.2. ANÁLISE MECÂNICA

As tensões longitudinais e transversais são apresentadas nas Figuras 41 e 42, respectivamente. No trabalho de referência não é apresentado a distribuição de tensões em toda a chapa no modelo analisado. No entanto, o perfil de tensões esperado nesse tipo de junta é apresentado a título de ilustração e é reproduzido aqui, na Figura 43.

Figura 41 – Tensões longitudinais, SX (MPa).



Fonte: (ANSYS).



Figura 42 – Tensões transversais, SY (MPa).

Fonte: (ANSYS).

Figura 43 – Distribuição típica das tensões residuais em uma junta de topo.



Fonte: (Adaptado, HANSEN, 2003).

Salvo as devidas proporções de cada modelo, o perfil apresentado na Figura 43 é facilmente identificado nas Figuras 41 e 42, o que mostra que as metodologias aplicadas nas análises, térmica e mecânica neste trabalho, refletem o comportamento esperado para este tipo de junta e condições de contorno.

Para fins de comparação quantitativa, são analisadas as deformações longitudinais e transversais no meio da chapa, assim como foi feito na análise térmica. No trabalho referência, a escolha da apresentação dos resultados de deformação para comparação com os dados experimentais foi conveniente, uma vez que o método de medição escolhido, a difração de neutrôns, oferece como resultados as deformações elásticas no componente analisado.

Na Figura 44 são apresentados os valores de deformação elástica na direção longitudinal (direção x), a partir do centro da solda até a borda da chapa, obtidas no estudo atual e no trabalho de referência. Observa-se nesta figura que a região de transição em que as tensões mudam de sentido passando de tração para compressão é muito bem capturada neste modelo. De modo geral, os modelos apresentam boa correlação, com uma diferença máxima de 15% na região dos 160mm.



Figura 44 – Deformações elásticas longitudinais, ε_x (mm/mm).

Fonte: (Elaborado pelo autor).

A Figura 45 mostra os resultados de deformação elástica transversal (direção y), para o modelo do estudo atual e para o da referência. Neste caso, apesar de os resultados divergirem bastante, o comportamento ao longo da chapa é semelhante, mostrando deformações negativas (tensões compressivas) na região da solda e alternando para deformações positivas (tensões de tração) após uma certa distância da solda.



Figura 45 – Deformações elásticas transversais, ϵ_y (mm/mm).

Fonte: (Elaborado pelo autor).

5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1. CONCLUSÕES

Com base na revisão bibliográfica apresentada no item 1.3 e nos fundamentos teóricos apresentados no item 2, pode-se concluir que a modelagem computacional do processo de soldagem é complexa e envolve diversas disciplinas interdependentes. No entanto, a complexidade do modelo a ser construído depende do propósito da análise. A obtenção das tensões residuais globais pode ser feita com modelos simplificados ao passo que o estudo da microestrutura formada na zona fundida e/ou zona termicamente afetada somente pode ser feita por meio de modelo complexos para a fonte de calor.

No item 3 foram apresentados os detalhes da análise térmica-estrutural da junta de topo por meio do método dos elementos finitos. Analisando os resultados apresentados e discutidos no item 4, pode-se concluir:

- A metodologia aplicada na análise térmica, considerando apenas temperaturas prescritas, fornece resultados satisfatórios, principalmente do histórico de temperaturas, quando o objetivo é a análise global das tensões residuais numa junta soldada. Porém, nos casos de estudos mais aprofundados, é necessário calibração, por meio de experimentos, tanto do formato e comprimento da poça de fusão, quanto das curvas de resfriamento. Nesse caso, a utilização de um modelo mais adequando para a fonte de calor (distribuição do fluxo de calor superficial e/ou volumétrica) também se faz necessário.
- Ainda com relação à análise térmica, o software JMat Pro se mostrou prático e eficaz e pode ser usado para a obtenção das propriedades físicas termo-dependentes do material em análises futuras.
- A metodologia empregada na análise mecânica, aplicando os resultados da análise térmica transiente em uma série de análises estruturais estáticas, fornece resultados satisfatórios para as tensões residuais na direção longitudinal (direção da solda), porém, ajustes precisam ser feitos com relação as tensões residuais na direção transversal.

 A análise por elementos finitos das tensões residuais e distorções é uma ferramenta importante na otimização de construções soldadas e o crescente desenvolvimento tanto do desempenho dos computadores quanto dos modelos computacionais permitem que essas análises sejam feitas nos dias atuais de forma mais rápida e com menos custo, tornando sua aplicação no meio industrial cada vez mais atrativa.

Por fim, conclui-se que o trabalho apresentado traz contribuições tanto para o meio acadêmico quanto para o industrial, uma vez que os tópicos e metodologias aqui discutidos podem ser aplicados em trabalhos futuros por estudantes e profissionais da área de engenharia.

5.2. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Um estudo futuro poderia incluir um modelo de fonte de calor baseado em fluxo prescrito, de modo a representar de forma mais precisa os gradientes térmicos na região da poça de fusão e zona termicamente afetada. Um modelo físico correspondente poderia ser construído, para medição das temperaturas e formato da poça de fusão, para comparação com o modelo numérico.

Além disso, e tendo em vista a aplicação no meio industrial, seria interessante o desenvolvimento de uma metodologia para aplicação da fonte de calor baseado em uma geometria pré existente, utilizando as interfaces existentes entre as ferramentas de CAD e CAE disponíveis no mercado.

Outro trabalho interessante, que também é de grande interesse no meio industrial, é o estudo do tratamento térmico para alívio de tensões em construções soldadas. A análise das tensões residuais por EF, poderia otimizar ou até mesmo, em algumas condiões, eliminar a necessidade deste tratamento.

6. REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS. ANSYS Mechanical APDL Material Reference. Versão 14.5, 2012.

BEZERRA, A. C. Simulação Numérica da Soldagem com Aplicação à Caracterização do Comportamento Dinâmico de Estruturas Soldadas. 2006. 138f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia. Disponível em http://repositorio.ufu.br/handle/123456789/28>. Acesso em 11 Nov. 2014.

BHATTI A. A.; BARSOUM Z. Development of Efficient Three-dimensional Welding Simulation Approach for Residual Stress Estimation in Different Welded Joints. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**. Volume 47. 2012.

GOLDAK, J. A New Finite Element Model for Welding Heat Source. **Metallurgical Transactions B.** Volume 15B. 1984.

GOLDAK, J.: AKHLAGHI, MEHDI. Computational Welding Mechanics. New York. Springer Science+Business Media. 2005. 325p.

HANSEN, J. L. Numerical Modelling of Welding Induced Stresses. Thesis (Ph.D.). Technical University of Denmark. Denmark, 2003.

KOU, S. Welding Metallurgy. 2° edition. John Wiley & Sons. 2003.461 p.

LOURENCO, M. I.; GUANGMING FU; MENGLAN DUAN; SEGEN F. E. Effect of Boundary Conditions on Residual Stress and Distortion in T-joint Welds. **Journal of Construction Steel Research.** Volume 102. 2014.

LINDGREN, L. E. Numerical Modelling of Welding. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. Volume 195. 2005.

MASUBUCHI, K. Analysis of Welded Structures. 1st edition. Pergamon Press. Volume 33. 1980. 642p.

MASUBUSHI, K. Encyclopedia of Materials: Science and Technology. 2005.

ZHU X. K.; CHAO Y. J. Effects of Temperature-Dependent Material Properties on Welding Simulation. **Computer and Structures.** Volume 80. 2002.