



UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA NAVAL

ANÁLISE NUMÉRICA DAS DISTORÇÕES EM SOLDAS DE TOPO DO AÇO ES-
TRUTURAL NAVAL VIA ELEMENTOS FINITOS

JOÃO EPIFÂNIO DA MOTA

Belém – PA
Dezembro/2024

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA NAVAL

**ANÁLISE NUMÉRICA DAS DISTORÇÕES EM SOLDAS DE TOPO DO AÇO ES-
TRUTURAL NAVAL VIA ELEMENTOS FINITOS**

JOÃO EPIFÂNIO DA MOTA

Dissertação de Mestrado Submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Naval da Universidade Federal do Pará como requisito final para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Naval.

Área de Concentração: Análise de Processos e Sistemas Construtivos Navais

Orientador: Prof. Dr. Pedro Igor D. Lameira

Belém-Pará
Dezembro/2024

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP) de acordo com ISBD
Sistema de Bibliotecas da Universidade Federal do Pará
Gerada automaticamente pelo módulo Ficat, mediante os dados fornecidos pelo(a)
autor(a)

E64a Epifânio da Mota, João.
ANÁLISE NUMÉRICA DAS DISTORÇÕES EM SOLDAS
DE TOPO DO AÇO ESTRUTURAL NAVÁL VIA
ELEMENTOS FINITOS / João Epifânio da Mota. — 2024.
100 f. : il. color.

Orientador(a): Prof. Dr. Pedro Igor Dias Lameira
Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Pará,
Instituto de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Naval, Belém, 2024.

1. Tensão Residual. 2. Distorções. 3. Elementos
Finitos. I. Título.

CDD 623.87



**UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ
INSTITUTO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA NAVAL**

ATA DE DEFESA DE DISSERTAÇÃO PARA OBTENÇÃO DE TÍTULO DE MESTRE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA NAVAL DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARÁ REALIZADA NO DIA 12 DE DEZEMBRO DE 2024.

Aos doze (12) dias do mês de dezembro do ano de dois mil e vinte e quatro, às dez horas e trinta minutos, reuniu-se no auditório do laboratório de Engenharia Naval, a banca examinadora para a defesa da dissertação, apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Naval da Universidade Federal do Pará como requisito para obtenção do título de Mestre em Engenharia Naval. Tendo como orientador, o Professor Dr. Pedro Igor Dias Lameira; membros internos, o Professor Dr. Nélio Moura de Figueiredo, Professor Dr. Valcir João da Cunha Farias e a Professora Dr.^a Lucélia Marques Lima da Rocha Membro Externo (SEDUC). Intitulada como “ANÁLISE NUMÉRICA DAS DISTORÇÕES EM SOLDA DE TOPO DO AÇO ESTRUTURAL NAVAL VIA ELEMENTOS FINITOS”, de autoria do acadêmico JOÃO EPIFÂNIO DA MOTA. Após a apresentação, a banca reuniu-se em caráter sigiloso para decidir o resultado do exame, isto que deliberou a “APROVAÇÃO” do trabalho, desde que atenda as alterações solicitadas pela banca examinadora e estas sejam verificadas pelo orientador. Nada havendo mais a tratar, a sessão foi encerrada, sendo lavrada a presente Ata que vai assinada por todos os membros da banca e pelo autor do trabalho.

 Documento assinado digitalmente
PEDRO IGOR DIAS LAMEIRA
CPF: 270.171.910-00
Validar em: <https://gov.br/gov.br>

Pedro Igor Dias Lameira
Presidente Orientador

 Documento assinado digitalmente
NÉLIO MOURA DE FIGUEIREDO
CPF: 029.017.910-00
Validar em: <https://gov.br/gov.br>

Nélio Moura de Figueiredo
Membro Interno

**VALCIR JOAO DA
CUNHA
FARIAS:30127459200**

Assinado de forma digital por
VALCIR JOAO DA CUNHA
FARIAS:30127459200
Data: 2024.01.12 11:14:27
-0300

Valcir João da Cunha Farias
Membro Interno

 Documento assinado digitalmente
LUCÉLIA MARQUES LIMA DA ROCHA
CPF: 022.017.910-00
Validar em: <https://gov.br/gov.br>

Lucélia Marques Lima da Rocha
Membro Externo



João Epifânio da Mota
Autor do Trabalho

JOÃO EPIFÂNIO DA MOTA

ANÁLISE NUMÉRICA DAS DISTORÇÕES EM SOLDAS DE TOPO DO AÇO ES- TRUTURAL NAVAL VIA ELEMENTOS FINITOS

Dissertação de Mestrado Submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Naval da Universidade Federal do Pará como requisito final para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Naval.

Belém-PA, 12 de dezembro de 2024.

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Pedro Igor Dias Lameira
Orientador (UFPA)

Prof. Dr. Nélio Moura de Figueiredo
Membro Interno (UFPA)

Prof. Dr. Valcir João Cunha Farias
Membro Interno (UFPA)

Prof.^a Dr.^a Lucélia Marques Lima da Rocha
Membro Externo (SEDUC)

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho aos meus pais, Francisco Leal da Mota e Benedita Epifania da Mota (in memoriam), a minha esposa Maria da Conceição Brito Ferreira, a todos os amigos que direta e indiretamente participaram e sempre incentivaram para que nunca perdesse a coragem e o estímulo e que irão fazer parte da minha história de superação e vitória.

AGRADECIMENTOS

A Deus em primeiro lugar por me proteger no caminho certo durante o decorrer da minha vida e me conceder força nos momentos mais difíceis.

A minha família, em especial a minha esposa Maria da Conceição B. Ferreira pelo incentivo, empenho, tranquilidade e paciência nos momentos de maior tensão a quem dedico todas as minhas vitórias já conquistadas e as futuras.

Aos professores do PPGENAV pelos seus ensinamentos e acompanhamento nesse curso, como também pela alta responsabilidade como educador sempre incentivando o esforço para a realização deste trabalho e construção do pensamento positivo.

A coordenação do Curso PPGENAV pela oportunidade de realização deste trabalho e obtenção de novos conhecimentos adquiridos pela dedicação e capacidade de ensinamentos de seu corpo docente de alto nível.

Ao professor André Costa pela colaboração intensiva o primordial na elaboração das simulações via Workbench

aos alunos Fabio Ferreira, Josy Mácola e todos os amigos que direta e indiretamente contribuíram de alguma na formação deste trabalho.

**“Não são os grandes Planos que dão certo. São os pequenos detalhes”
Stephen Kanitz**

RESUMO

Nesta pesquisa, uma das alternativas para a avaliação das distorções de soldagem foi o emprego de simulação via método computacional. A partir de então, foi desenvolvida uma análise numérica para determinar o campo de distorções transversais em juntas soldadas. As simulações numéricas foram realizadas por meio de um software comercial, ANSYS Workbench baseado no Método de Elementos Finitos (MEF). Foram inseridos os parâmetros de entrada, tais como: Corrente, tensão, velocidade de soldagem e temperatura inicial da chapa virtual. Nas simulações foram utilizadas uma chapa virtual do aço ASTM A36 soldadas pelos processos Flux-Cored Arc Welding (FCAW). Verificou-se a influência da geometria do tipo de chanfro “V”, “U” no rendimento térmico de soldagem, das restrições nas distorções das chapas e do aporte de calor. Embora estas simulações iniciais sejam comparativas qualitativamente, elas foram validadas com base em resultados da literatura, ou seja, possuem importância quantitativa. Porém, só foram verificados resultados específicos que apresentaram possibilidades de combinação de juntas de topo e fontes de calor no aço estrutural. Desta forma, foi fundamental estabelecer um método de análise sequencial para ajuste do modelo, que proporcionasse as principais características de um processo de soldagem (fonte de calor, geometria da junta, as propriedades termo dependentes do aço A36). Os resultados da análise demonstraram boa aproximação e concordância com os trabalhos da literatura analisados tanto para os campos de temperatura, quanto para as deformações.

Palavras-chave: Tensão Residual, Distorção, Elementos finitos.

ABSTRACT

In this research, one of the alternatives for evaluating welding distortions was to use computer simulation. A numerical analysis was then developed to determine the transverse distortion field in welded joints. The numerical simulations were carried out using commercial software, ANSYS Workbench, based on the Finite Element Method (FEM). Input parameters were entered, such as: current, voltage, welding speed and initial temperature of the virtual plate. The simulations used a virtual ASTM A36 steel plate welded using the Flux-Cored Arc Welding (FCAW) process. The influence of the geometry of the “V” and “U” bevel types on the thermal efficiency of welding, restrictions on plate distortions and heat input were verified. Although these initial simulations are qualitatively comparative, they have been validated on the basis of results from the literature, i.e. they are of quantitative importance. However, only specific results were verified that presented possibilities for combining butt joints and heat sources in structural steel. It was therefore essential to establish a sequential analysis method for adjusting the model, which would provide the main characteristics of a welding process (heat source, joint geometry, the thermodependent properties of A36 steel). The results of the analysis showed good approximation and agreement with the literature analyzed for both the temperature and deformation fields.

Keywords: Residual stress, Distortions, Finite Elements.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - O método de produção da montagem em bloco	22
Figura 2 - Redução da distorção acumulada durante o processo de produção	23
Figura 3 - Terminologias da soldagem por arco	26
Figura 4 - Processo de soldagem com arames tubulares: (a) com proteção externa e (b) autoprotégidos	30
Figura 5 - Remoção de energia para os diferentes tipos de juntas	30
Figura 6 - Velocidade de alimentação do arame em função da corrente de soldagem para diferentes diâmetros de eletrodo para o processo FCAW	31
Figura 7 - Representação esquemática das variações de temperatura e tensão durante o processo de soldagem	34
Figura 8 - Zona termicamente afetada e zona fundida esquemática.....	35
Figura 9 - Representação esquemática dos componentes de tensão numa chapa tridimensional	36
Figura 10 - (a) Conjunto de barras presas nas extremidades e (b) Barra central sendo aquecida.....	37
Figura 11 - Diagrama esquemático das tensões internas em função da temperatura na barra central	37
Figura 12 - (a) Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras e (b) as tensões residuais longitudinais fornecidas ao longo da direção transversal (y) de uma solda de topo por fusão	39
Figura 13 - Influência da tensão residual de compressão; σ_{rc} (Tensão residual compressiva) e σ_s (Tensão de Serviço).....	40
Figura 14 - Principais tipos de distorções no processo de soldagem.....	43
Figura 15 - Comportamento no nível das tensões residuais e distorções dependendo do grau de restrição imposta no componente	44
Figura 16 - Distorção em função do tempo de aquecimento e resfriamento	45
Figura 17 - Concentração de tensão local causada por distorção fora do plano.....	46
Figura 18 - Distorção localizada causada por uma pequena solda entre chapas de aço inoxidável	46
Figura 19 - Alteração nas propriedades do aço com o aumento da temperatura.....	47
Figura 20 - Tipos de modelagens.....	49

Figura 21 - Modelo circular de distribuição do fluxo de calor proposto por Pavelic ...	54
Figura 22 - a) Modelo de fonte de calor Gaussiana aplicada à superfície; b) Modelo de fonte de calor Gaussiana volumétrico; c) Dupla elipsoidal de Goldak;	55
Figura 23 - Elipsoide duplo da distribuição de calor de Goldak	57
Figura 24 - Coeficiente de convecção	59
Figura 25 - Elemento SÓLID185 contínuos de oito nós linear	63
Figura 26 - Restrições da chapa para o caso da influência das propriedades termodependentes	64
Figura 27 - Distorção localizada causada por uma pequena solda entre chapas de aço inoxidável	66
Figura 28 - Fluxograma de Análise Termo estrutural	67
Figura 29 - Dimensões bidimensionais das chapas corpo de prova	68
Figura 30 - Dimensões bidimensionais das chapas corpo de prova	68
Figura 31 - Geometria tipo “U” do segundo corpo de prova	68
Figura 32 - Cordão de solda, preenchendo todo o comprimento longitudinal	69
Figura 33 - Vista frontal com refino de malhas, chanfro em “V”	70
Figura 34 - Vista frontal com refino de malhas, chanfro em “U”	70
Figura 35 - Vista isométrica apresentando o cordão de solda.....	71
Figura 36 - (a) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono	72
Figura 37 - (b) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono	72
Figura 38 - Tipos de juntas que foram analisados os fluxos de calor via elementos finitos.....	75
Figura 39 - Histórico de temperatura, valores em kelvin e segundos.....	76
Figura 40 - Esquema sequencial para análise termo-estrutural	77
Figura 41 - Acoplamentos para simulação de soldagem.....	77
Figura 42 - Condição de Contorno por convecção da superfície chanfro “U”	79
Figura 43 - Curva do coeficiente de convecção dependente da temperatura	80
Figura 44 - Malha para análise termo estrutural em “U”, 41.522 nós e 13.421 elementos	80
Figura 45 - Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal direção x em 3D.....	80
Figura 46 - Distribuição do Fluxo de Calor Total “U”	81
Figura 47 - Ciclo térmico de temperatura do corpo de prova do modelo “U”	81
Figura 48 - Distribuição de temperatura no cordão de solda de passe único.....	81

Figura 49 - Ciclo térmico de temperatura do cordão de solda do modelo "U"	82
Figura 50 - Ciclo térmico	82
Figura 51 - Campo de temperatura na chapa de passe único.....	83
Figura 52 - Suporte fixo de restrição face engastada do modelo "U"	84
Figura 53 - Tensão de Von-Mises na simulação do corpo de prova do modelo "U" ..	84
Figura 54 - Deslocamento maximo na direção x chanfro "U"	85
Figura 55 - Distorção longitudinal convexa (a) e côncava (b).....	85
Figura 56 - Equivalente Von-Mises	86
Figura 57 - Geometria com a malha de elementos finitos para a análise bidimensional da aplicação de solda de topo, usadas por HANSEN 2003(a), Wu 2001(b)	87
Figura 58 - Geometria da malha chanfro "V" apresentando 37892 nós e 12213 elementos.....	88
Figura 59 - Campo de temperatura em °C chanfro "V".....	88
Figura 60 - Ciclo termico de simulação da soldagem chanfro "V"	89
Figura 61 - Deslocamento transversal em x.....	89
Figura 62 - Esquema do modelo de fluxo de calor 2D; (a) placa 3D; (b) Seção transversal isolada extraída da placa; (c) Modelo de elemento finito 2D;.....	90
Figura 63 - Distribuição do Fluxo total de calor "V"	90
Figura 64 - Distribuição das tensões equivalentes de Von Mises	91
Figura 65 - Data tabular com os valores de cada passo de tempo até o final do cordão	91

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Composição Química Nominal do aço ASTM A36	71
Tabela 2 - Propriedades mecânicas do arame AWS A5.20-05 E71T-1C.....	71
Tabela 3 - Valores das propriedades térmicas constantes do aço ASTM A36.....	73
Tabela 4 - Parâmetros estimados do aporte térmico utilizado na simulação numérica	74
Tabela 5 - Parâmetros geométricos e energéticos da fonte de calor	74

LISTA DE NOMENCLATURAS E SÍMBOLOS

CO_2	Dióxido de Carbono
E_s	Energia Líquida de Soldagem
η	Rendimento Térmico de Transferência
V	Tensão do arco
I	Corrente de soldagem
v_s	Velocidade de soldagem
ΔT	Gradiente de Temperatura
σ_x	Tensão transversal ao longo do eixo y
σ_y	Tensão longitudinal ao longo do eixo x
σ_z	Tensão Normal
dA	Elemento infinitesimal de área
dM	momento elementar resultante
ϵ	deformação linear
σ_c	Varição da tensão com a temperatura
ΔL	Varição do comprimento inicial
L	Comprimento final
α	Coefficiente de dilatação térmica
δ	Deflexão
K	matriz de rigidez
u	deslocamento
F	Força
ν	coeficiente de Poisson
E	Modulo de elasticidade de Young

ABREVIATURAS

AWS	American Welding Society
FCAW	Flux Cored Arc Welding
ASTM	American Society for Testing and Materials
SMAW	Shielded Metal Arc Welding
(GTAW)	<i>Gas Tungsten ArcWelding</i>
PAW	Plasma Arc Welding
GMAW	Gas Metal Arc Welding
MIG	Metal Inert Gas
MAG	Metal Active Gas
SAW	Submerged Arc Welding.
GTAW	Gas Tungsten ArcWelding
Stick-out	Distância do bico de contato à peça
MEF	Método de elementos finitos
CAD	Computer Assisted Design

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	18
1.1	Justificativa	20
1.2	Objetivo geral	21
1.3	Objetivos específicos	21
1.4	Hipótese e discussão	21
1.5	Estudo de caso	21
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	24
2.1	Conceitos Fundamentais	24
2.2	Fundamentos do processo de soldagem a arco elétrico	26
2.2.1	Processos de Soldagem	27
2.2.2	Processos de soldagem FCAW	28
2.2.3	Tipos de Juntas	30
2.2.4	Parâmetros de soldagem	30
2.2.5	Tensões Residuais	33
2.2.6	Distorções	40
2.2.7	Concentração de tensão local causada por distorção fora do plano	45
2.2.8	Deformações resultantes das tensões residuais	46
2.2.9	Controle de distorções	47
2.2.10	Métodos de controle de distorções	48
2.3	Modelo de elementos finitos	49
2.3.1	Considerações no modelo de elementos finitos	50
2.3.2	Considerações na análise termomecânica da soldagem	51
2.3.3	Análise Térmica	51
2.3.4	Fonte de Calor	56
2.3.5	Análise estrutural da soldagem via elementos finitos	60
2.3.6	Definição do Elemento para análise térmica e estrutural	62
2.3.7	Condições de Contorno Estruturais	64
3	METODOLOGIA	65
3.1	Avaliação do problema	65
3.2	Procedimento para a simulação	66
3.2.1	Análise estrutural transiente	67
3.2.2	Modelamento de geometria	67

3.2.3	Definição de Elementos	69
3.2.4	Malha.....	69
3.2.5	Materiais e consumíveis.....	71
3.2.6	Parâmetros de Entrada na Análise Térmica Numérica.....	73
3.2.7	Modelagem da fonte de calor	74
3.2.8	Influência do Tipo de Junta na Propagação do Calor	75
3.2.9	Programação por linguagem paramétrica (APDL).....	78
3.3	Considerações na análise termomecânica da soldagem.	78
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	79
5	CONCLUSÃO.....	93
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	94
7	REFERÊNCIAS	95

1. INTRODUÇÃO

Na engenharia de soldagem, é de suma importância a seleção adequada do processo e do procedimento de soldagem a ser utilizado com relação aos custos, qualidade e tempo de fabricação (PEREIRA et al., 2020). A realização da soldagem deve ser feita com o uso de mão de obra qualificada, cuja substituição por processos mecanizados, robotizados ou mesmo automatizado é uma tendência natural com o avanço da tecnologia. Por outro lado, o uso de processos automáticos esbarra nas mínimas tolerâncias entre as partes a serem unidas, fazendo-se necessário um grande controle dimensional, principalmente com relação a distorções subsequentes (ARAÚJO, 2012). Numa soldagem semiautomática, o processo com Arame Tubular (FCAW) é o que permite maiores velocidades de soldagem devido às maiores taxas de deposição alcançadas, aumentando, assim, a produtividade da soldagem. Ainda segundo (PEREIRA et al., 2020) possui um arco mais largo, distribuindo a energia de soldagem mais uniformemente. Sua penetração, por ter característica mais rasa e larga, tende a reduzir os riscos de falta de fusões, minimizando a probabilidade de custos e o tempo com retrabalhos e novas inspeções. Um dos indicadores mais importantes são as tensões residuais, que podem induzir falhas e redução de vida útil de componentes. No trabalho de (RIBEIRO, 2010), se um corpo for aquecido e arrefecido de modo uniforme, e não existirem restrições às suas variações dimensionais, não resultaram defeitos mecânicos dimensionais no corpo. Então, após o ciclo térmico, o corpo não deverá apresentar nem tensões residuais nem distorções na sua geometria. O estudo das tensões residuais se torna fundamental nos materiais que são submetidos à variação de temperatura não uniforme. Esta característica é marcante na construção naval, devido aos grandes painéis estruturais a serem soldados, que utilizam processos mecanizados e que mesmo tempo são passíveis de deformações. Normalmente em construção naval, os processos de soldagem utilizados são a arco elétrico, gerando assim um campo de temperatura transiente no material que tem como consequência modificação da microestrutura, transformações de fase, expansões térmicas, tensões e deslocamento do material localizado que deformam plasticamente as vizinhanças da solda resultando em tensões residuais e distorções da peça. Distorções na soldagem, além de piorarem o desempenho, também aumentam os custos da fabricação. Estas distorções que ocorrem no momento da soldagem são um dos maiores desafios no controle de tolerâncias dimensionais. Desta forma é

fundamental a realização de estudos no que se referem à minimização das distorções no momento da fabricação, principalmente na fabricação de embarcações, dadas as grandes dimensões estruturais com altos custos. Conforme (TORRES, 2013), As distorções causadas pela soldagem deformam os diferentes componentes dos blocos de sua forma original de projeto, possibilitando as complicações na construção e inclusive na montagem dos blocos ou módulos. As dificuldades são ainda maiores pela tendência atual de construção de navios cada vez mais leves, demandando o uso de aços de maior resistência e de menor espessura, causando um aumento significativo nas distorções. O aumento da produtividade nos processos de soldagem, contudo, pode elevar a efeitos indesejáveis das deformações, tensões residuais e alterações microestruturais no material devido ao aporte excessivo de calor na peça MIRANDA, 2015

O processo de soldagem é caracterizado pela alta concentração de transiente térmico, causando um campo de temperaturas extremamente desigual e instável, causando os efeitos de deformação citados anteriormente (GONÇALVES; MARTINS; FONSECA, 2017). Segundo (OLIVEIRA; FRAGA, 2017) devido à alta competitividade do setor naval, é constante a busca por parte dos estaleiros por melhoria nos processos de fabricação, visando aumento de produtividade e qualidade dos navios fabricados, mantendo-se custos mínimos. Além disto, a segurança oferecida pelas embarcações vem sendo cada vez mais cobrada. Para alcançar estas metas, os estaleiros fabricantes utilizam cada vez mais programas de simulação computacional, os quais permitem o desenvolvimento estruturas de navios como um todo, assim como realizar ensaios e testes de forma rápida e confiável. Atualmente busca-se a maximização do uso deles em todas as fases do projeto, desde a concepção do produto até a sua produção. O processo de simulação computacional na construção naval através da soldagem incluindo o cálculo do campo de tensões residuais e distorções, é um subdomínio da simulação computacional de manufatura. Assim, a simulação computacional de soldagem é uma ferramenta indispensável no futuro para inovação de processos de soldagem, estruturas e materiais afirma (ARAÚJO, 2012).

Também segundo (MIRANDA, 2015), sem o uso de soluções de simulação da fabricação, torna-se complexo avaliar se um processo está adequado aos desvios permissíveis, estando este muitas vezes sujeito ao conhecimento empírico para seleção do procedimento de soldagem a ser utilizado. Desta forma, o uso de soluções de simulação com foco na simulação do processo de soldagem tem se tornado uma ferramenta interessante para prever os desvios resultantes do processo de soldagem.

Ao pesquisar sobre este tema, considerando o uso de soluções de simulação por elementos finitos para previsão deste efeito, alguns trabalhos acadêmicos foram encontrados neste campo de estudo, sendo a maior parte destes realizados com o uso dos *softwares* Ansys® e Abacus®. O uso de uma solução como o Ansys® para esta aplicação apresenta um alto grau de complexidade do modelo de simulação em função da dificuldade para se realizar o modelamento dos fenômenos físicos. Dados sobre propriedades térmicas e mecânicas do material também podem ser um fator complicador.

No presente trabalho os resultados numérico computacionais foram validados por resultados experimentais acadêmicos de difração de raios-X, sobre as tensões residuais decorrentes do processo de soldagem pelo processo arame tubular (FCAW - *Flux Cored Arc Welding*), e proteção gasosa, de chapas de aço, ASTM A36.

1.1 Justificativa

Vários fatores são determinantes para ocorrência de distorções no processo de soldagem. Propriedades químicas e físicas do metal base, espessura das peças, número de restrições do processo, preparação das partes, procedimentos de soldagem, são alguns que podem ser citados. Neste contexto, a dificuldade na análise de uma deformação a ser estudada ocorre no momento em que mais de um fator gerador de distorções é aplicável ao mesmo sistema. Tantas possibilidades e correlações, necessárias para a busca de um resultado ideal, geram uma grande perda de tempo na concepção de projetos de sistemas soldados.

Recorrendo ao método por elementos finitos como forma de análise, é possível, a utilização de uma menor quantidade de ensaios físicos e com reduzida complexidade, que servirão como referência para a validação do modelo virtual de análise.

Desta maneira, visando a redução das formas empíricas nos projetos que envolvem o processo de soldagem, surge então a oportunidade do estudo através da ferramenta de métodos de elementos finitos norteada pela ocorrência de fenômenos presentes em uma situação real de teste (ensaios em laboratório, protótipos, etc.), em um ambiente virtual onde parâmetros são alterados em tempo reduzido e inúmeras variações de projeto podem ser testadas.

1.2 Objetivo geral

. O objetivo geral será avaliar as tensões e deformações em soldagem de chapas de topo a partir de análises pelo método de elementos finitos.

1.3 Objetivos específicos

- Revisar a literatura sobre distorções na transferência de calor no processo de soldagem.
- Estudar as variáveis de tensão e corrente causadoras de deformações na soldagem.
- Analisar as possibilidades de elemento, malha e contatos aplicados na análise de elementos finitos para a pesquisa.
- Modelar a fonte de calor no software de elementos finitos, estabelecendo os parâmetros inerentes ao processo.
- Confrontar os dados de tensão e deformação obtidos neste trabalho com o modelo de referencia.

1.4 Hipótese e discussão

No processo 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 desenvolver 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.

1.5 Estudo de caso

Como a produção naval envolve muitas tarefas, vários problemas podem ser abordados, com impacto significativo na construção naval.

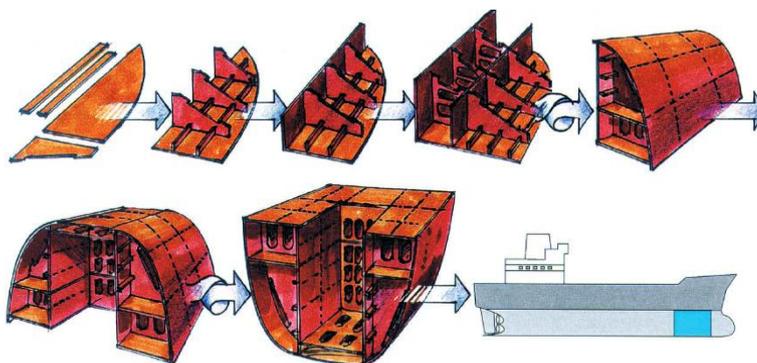
Como resultado do método de produção por montagem em bloco, a produção naval está intimamente relacionada à logística. A logística é uma tarefa fundamental na melhoria da eficiência da produção, uma vez que aborda os processos que não acrescentam valor (70%) (ANDERSEN, 2000). A principal tarefa em logística é otimizar a utilização da capacidade das instalações de produção existentes, com base nos elementos definidos na análise estrutural. Assim, a logística em um estaleiro envolve muitos fatores, principalmente se as instalações de produção forem consideradas variáveis. Um sério obstáculo à otimização da logística é o elevado grau de imprevisibilidade no tempo de produção, afirma (ANDERSEN, 2000).

As principais razões para o elevado grau de imprevisibilidade no tempo de produção são:

- Distorção geométrica de elementos estruturais devido ao processamento termomecânico, por exemplo corte e soldagem.
- Má configuração dos conjuntos antes da soldagem, resultando em desvio geométrico.
- Qualidade insuficiente nos processos executados, por exemplo; defeitos de soldagem e mau corte das bordas, etc. Como a produção naval envolve muitas tarefas, vários problemas podem ser abordados, com impacto significativo na competitividade de um estaleiro.

A estrutura de um navio porta-contêineres contém milhares de elementos, que são produzidos e montados em um padrão complexo. Hoje, os navios são construídos pelo método de produção por montagem em blocos como apresentado na Figura 1, segundo o qual os grandes blocos são montados a partir de blocos, conjuntos, subconjuntos e elementos produzidos em diversas áreas fabris.

Figura 1 - O método de produção da montagem em bloco



Fonte: (ANDERSEN, 2000)

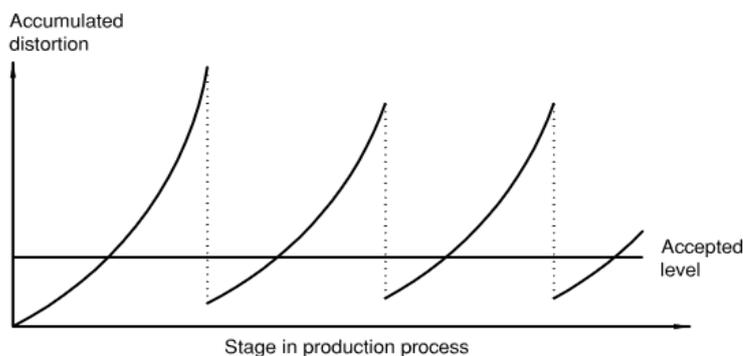
Como o fator mais significativo que influencia o tempo de produção, as distorções geométricas são consideradas os grandes desafios a enfrentar e solucionar, segundo (ANDERSEN, 2000).

O primeiro obstáculo é que as distorções são geralmente aceitas como inevitáveis na prática comum de construção naval e apenas distorções graves são notadas na produção. Assim, é difícil estabelecer uma referência de níveis aceitáveis de distorções.

Em segundo lugar, as distorções num nível da produção têm consequências extensas nos níveis subsequentes, à medida que os desvios geométricos são acumulados ao longo da cadeia de processo.

Através dos métodos numéricos computacionais é frequentemente necessário reduzir as distorções acumuladas a nível aceitável, conforme ilustrado na Figura 2. A acumulação, bem como as diferentes fontes de distorções, complica a identificação da fonte exata de distorção numa fase final da cadeia do processo.

Figura 2 - Redução da distorção acumulada durante o processo de produção



Fonte: (ANDERSEN, 2000)

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1 Conceitos Fundamentais

A soldagem é uma das principais operações tecnológicas na construção naval. Os efeitos colaterais da soldagem, tais como surgimento de distorções e de tensões residuais, são indesejáveis durante o processo de fabricação, pois implicam no retrabalho que é responsável por cerca de 25% do custo de mão de obra segundo (STEFEN et al., 2013). Uma vez que tais distorções podem aumentar o custo e o tempo da fabricação de tais embarcações, torna-se relevante um estudo mais detalhado das causas e consequências destas distorções em soldagem (ARAÚJO, 2012a). A correção das discordâncias dimensionais de peças e blocos de navio durante a sua montagem, envolve algumas e novas operações de soldagem chamadas solda de reparo, que introduzem novas tensões residuais nos elementos da estrutura do navio. A solda de reparo é uma operação não prevista no projeto original do navio sendo realizada na etapa final do processo de fabricação. (ANDERSEN, 2000) apresenta uma contribuição para a compreensão das distorções e tensões relacionadas com o processo em estruturas de aço, com ênfase nos métodos de produção, na mecânica da soldadura e nos métodos de medição de tensões residuais. A importância das tensões e deformações relacionadas com a produção é exemplificada através da descrição do impacto das distorções geométricas na construção naval. Em vez de se limitar a descrever os problemas causados pelas distorções geométricas, propõe-se uma nova estratégia de produção que enfatiza o efeito da minimização das distorções. O conhecimento da distribuição das tensões residuais induzidas por ela é de grande importância e interesse para a indústria de construção naval. No processo de soldagem por arco elétrico regiões localizadas da peça são aquecidas, permanecendo as regiões adjacentes em temperaturas muito inferiores. A região aquecida se dilata, mas essa dilatação é impedida de avançar pelas zonas adjacentes cuja temperaturas são menores, gerando o desenvolvimento de deformações elásticas e plásticas no material aquecido, conforme (TORRES, 2013). O resultado então ao final do processo de soldagem, tensões internas (tensões residuais) e mudanças permanentes de geometria e de dimensões (distorções) ocorrem na peça. Logo, para eliminar ou reduzir as distorções durante o processo de soldagem, é necessário possuir um bom conhecimento do mecanismo de distorção, seus tipos e causas, ainda segundo (TORRES, 2013). (LONG et al., 2009), estudou o

desenvolvimento na previsão de distorções de soldagem. As simulações computacionais baseadas no método FE são ferramentas muito úteis na previsão de distorções de soldagem e tensões residuais na fase inicial do desenvolvimento do produto e do processo de soldagem. Isto garante que podem ser feitas alterações no projeto do processo para compensar os efeitos da soldagem antes do início do processo de fabricação real. A correção das discordâncias dimensionais dos blocos de navio durante a sua montagem envolve, entre outras, novas operações de soldagem chamadas solda de reparo, que por sua vez introduzem novas tensões residuais nos elementos da estrutura do navio. A solda de reparo é uma operação que não é prevista no projeto original do navio, e é realizada na etapa final do processo de fabricação.

A solda de reparo também é utilizada amplamente em trabalhos de manutenção nos diferentes setores da indústria (petroquímica, química, nuclear, hidroelétrica, etc.), Este procedimento altera o estado de tensões da peça, o que conseqüentemente, influi na capacidade de carga e vida útil; resistência à fadiga; corrosão sob tensão e outros parâmetros críticos da peça. Como as situações de reparo, o estado das peças antes do reparo e a implementação do próprio procedimento variam de um caso para outro, a análise das tensões de soldagem e tratamentos de alívio é um assunto que representa grande interesse tanto para estudos acadêmicos, como para a implementação prática (STEFEN et al., 2013).

O método de elementos finitos (FEM) tem sido a técnica mais apropriada para simular e analisar os processos de soldagem, os quais envolvem fenômenos térmicos, metalúrgicos e mecânicos simultaneamente (WENTZ, 2008). Nas últimas décadas, com o avanço da computação e da capacidade de processamento, o uso de soluções numéricas e em especial simulações com elementos finitos têm sido muito empregadas para a análise dos mais diversos problemas da engenharia naval. Contudo, até recentemente não existiam programas comerciais específicos para tratar problemas relacionados a operação de soldagem, tornando esta aplicação pouco explorada na prática em função da complexidade para se representar os fenômenos físicos envolvidos no processo de soldagem utilizando *softwares* convencionais para a análise.

(MICHALERIS, 2011), (DENG; MURAKAWA, 2008), usaram estudos através do método dos elementos finitos (MEF) tridimensional, termo-elástico-plástico e de grandes deformações para simular a distorção da soldagem numa junta soldada de topo em aço de baixo carbono com 1 mm de espessura. Compararão os resultados

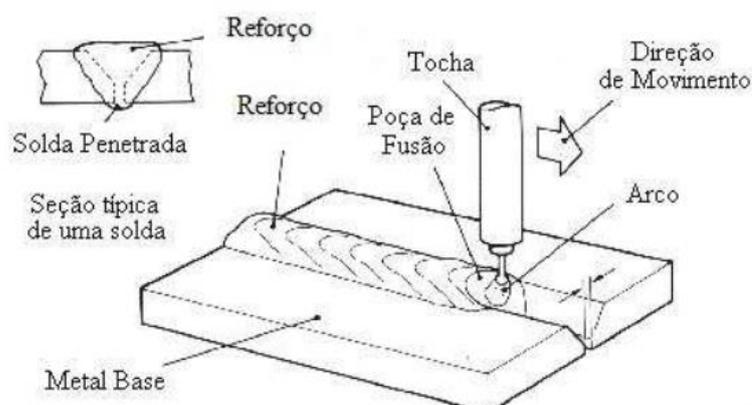
da simulação com experiências para medir as distorções da junta soldada de chapas finas e verifica-se que os resultados previstos pelo MEF termo-elástico-plástico e de grandes deformações correspondem bem aos valores experimentais.

(LONG et al., 2009), também estudou a previsão da distorção da soldagem na junta de topo de chapas finas com resultados similares a (DENG; MURAKAWA, 2008). Muitos autores utilizaram soluções como o Ansys® e o Abacus® para simular o processo de soldagem. Contudo, esta tarefa requer muito esforço e conhecimento especializado do *software* para adaptar as condições necessárias ao modelo de simulação. As tensões residuais geralmente diminuem a vida do componente mecânico e podem ter efeitos prejudiciais, tais como facilitar a corrosão sob tensão, provocar fissuração induzida por hidrogênio e reduzir o limite de fadiga. Então, é de suma importância simular o processo de soldagem, para prever o comportamento das estruturas soldadas a partir dos resultados de distorções e tensões obtidos.

2.2 Fundamentos do processo de soldagem a arco elétrico

A fonte de calor mais utilizada na soldagem para fundir materiais metálicos é o arco elétrico. Esta fonte fornece quantidade adequada de calor para fusão localizada de metais, é de fácil controle, apresenta relativamente baixos riscos à saúde dos operadores e necessita de pouca manutenção. Essas qualidades fazem deste tipo de processo um dos mais utilizados na indústria atualmente, sendo aplicado tanto na fabricação quanto na manutenção dos mais variados componentes (WENTZ, 2008). A Figura 3 ilustra as partes básicas do processo de soldagem por arco.

Figura 3 - Terminologias da soldagem por arco



Fonte: WENTZ (2008)

Um grande número de diferentes processos utilizados na fabricação e recuperação de peças, equipamentos e estruturas se encaixa no termo SOLDAGEM. Classicamente, a soldagem é considerada como um método de união, porém, muitos processos de soldagem ou variações destes são usados para a deposição de material sobre uma superfície, visando a recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais. Diferentes processos intimamente relacionados com os processos de soldagem são utilizados para o corte de peças metálicas. Os aspectos térmicos destas operações de recobrimento e corte são bastante semelhantes aos de soldagem e, por isso, muitos pontos abordados na Metalurgia da Soldagem são válidos para estas operações.

2.2.1 Processos de Soldagem

Segundo (ARAÚJO, 2012a), os processos de soldagem por fusão são caracterizados pela adição de grandes quantidades de calor localizado, provocando importantes transformações de fase, mudança de estado físico, dilatações, tensões e deformações não homogêneas no material. Basicamente, os processos de soldagem se dividem em dois grupos: por pressão e por fusão. Existe um grande número de processos de soldagem por fusão que podem ser separados em subgrupos de acordo com o tipo de fonte de calor utilizada. Dentre eles, os processos a arco são os de maior importância na indústria. Os principais processos de soldagem a arco elétrico são (BRACARENSE, 2009):

- Soldagem com Eletrodo Revestido (SMAW): (*Shielded Metal Arc Welding*); processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico consumível, revestido por um fluxo, e a peça.
- Soldagem Gás-Tungstênio (GTAW): (*Gas Tungsten ArcWelding*); processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo de tungstênio, não consumível e a peça. Durante a solda o eletrodo sempre está protegido por um fluxo constante de gás.
- Soldagem a Plasma (PAW): (*Plasma Arc Welding*); processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico constricto estabelecido entre um eletrodo de tungstênio, não consumível, e a peça.

Utiliza dois orifícios para o gás, um para restringir o arco e outro para proteger o arco.

- Soldagem Gás-Metal (GMAW): (*Gas Metal Arc Welding*) processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça. Pode utilizar um gás inerte (*Metal Inert Gas - MIG*) ou um gás ativo (*Metal Active Gas - MAG*) para proteger o arco.
- Soldagem com Eletrodo Tubular (FCAW): (*Flux-Cored Arc Welding*) semelhante ao GMAW, mas onde o eletrodo consumível é formado por um tubo metálico com fluxo na sua parte interna.
- Soldagem por Arco Submerso (SAW): (*Submerged Arc Welding*). processo que funde e une metais, através de seu aquecimento com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo consumível alimentado continuamente e a peça, protegido por fluxo granular depositado sobre a solda durante o processo. O processo de soldagem utilizado neste trabalho foi o processo FCAW (*Flux-Cored Arc Welding*) arame tubular), que será abordado no item 2.2.2.

2.2.2 Processos de soldagem FCAW

O processo FCAW (*Flux Cored Arc Welding*), ou arame tubular, é um processo de soldagem por arco elétrico, em que o eletrodo possui uma seção tubular com fluxo interno para proteção do arco. A proteção do arco pode ainda ser suplementada por um gás externo. Neste processo, o arame é consumível e a sua alimentação é contínua, tornando o processo semiautomático, e o soldador responsável pela iniciação e interrupção da soldagem.

A soldagem FCAW é um processo que combina características do MIG/MAG e eletrodo revestido, como maior rendimento e produtividade, e ao mesmo tempo maior flexibilidade para ajuste da composição química e facilidade de operação em campo, tornando este processo em alguns casos uma alternativa superior a aqueles com arame maciço e eletrodo revestido (BRACARENSE, 2009). O processo de soldagem com arame tubular é bastante semelhante ao processo GMAW, inclusive no que se refere aos equipamentos utilizados. Porém, o arame utilizado na soldagem é tubular, sendo seu interior preenchido por um fluxo, o que garante a este processo características especiais. A combinação do fluxo contido no interior do arame aliada à proteção gasosa externa produz soldas de alta qualidade, arco estável e baixo nível

de respingos. É um processo presente em muitas atividades de produção e seu desempenho está diretamente ligado à produtividade e ao nível de qualidade do projeto executado. Por isso é um processo de fabricação importante e os avanços tecnológicos nessa área trouxeram grandes benefícios, diminuindo tempo e custos, aumentando a qualidade e empregabilidade. A soldagem FCAW, dada a sua excelente taxa de deposição, alcançando até 11 kg/h quando comparada à soldagem com eletrodo revestido (RODRIGUES, 2010), é de grande utilização na construção naval, na qual se tem grandes extensões de chapas a serem unidas e em posições fora da plana.

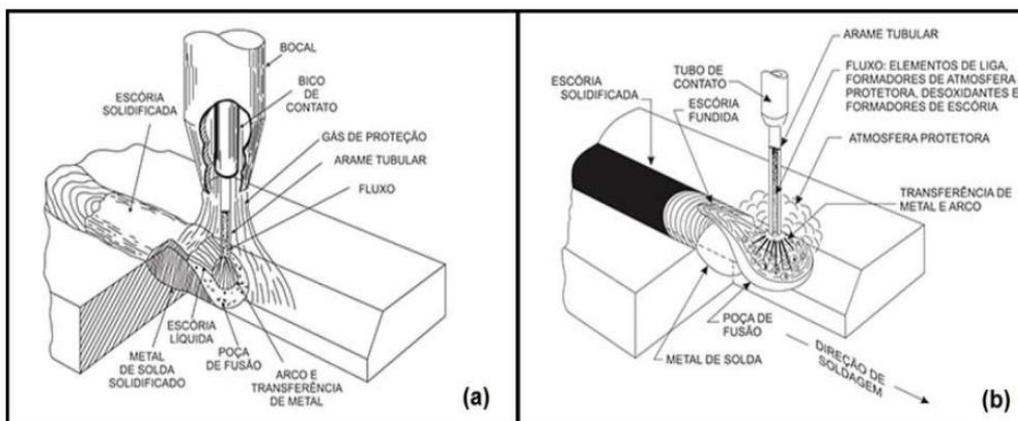
Na soldagem FCAW a alimentação do arame eletrodo é feita mecanicamente através de um alimentador motorizado. Os parâmetros iniciais são fornecidos pelo operador ao equipamento que faz o controle automático do comprimento do arco. Nos processos semi-automáticos, o controle da posição e do avanço da tocha é feito pelo soldador. A Figura 4 (a) ilustra o processo FCAW com proteção gasosa (utiliza um gás de proteção adicional), dividido em — Metal cored (fluxos com pós metálicos) e - Flux cored (fluxos com pós não metálicos).

Arares tubulares autoprotégidos – não usa gás adicional, pois dispõe uma quantidade maior de fluxo em seu interior composto por elementos capazes de gerar gases de proteção atuando na característica da poça de fusão, indicado para ambientes externos onde há dificuldade de manuseio de cilindros de gás. A Figura 4 (b) apresenta o processo de soldagem autoprotégido. Algumas vantagens do processo FCAW são:

- Maior flexibilidade para ajuste da composição química;
- Comparado a alguns processos como eletrodo revestido e TIG não possui limitação de comprimento do eletrodo;
- Permite que a soldagem possa ser executada em qualquer posição;
- Permite maiores taxas de deposição quando comparado a outros processos como o TIG por exemplo.

A utilização do processo de soldagem com arames tubulares tem aumentado significativamente nos últimos anos, no Brasil e no mundo. Esse processo de soldagem foi desenvolvido para atender às necessidades das empresas que buscam aumentar a competitividade e reduzir custos. Portanto, as altas taxas de deposição e o desenvolvimento de novos consumíveis têm levado as empresas a migrarem para este processo.

Figura 4 - Processo de soldagem com arames tubulares: (a) com proteção externa e (b) autoprotetidos

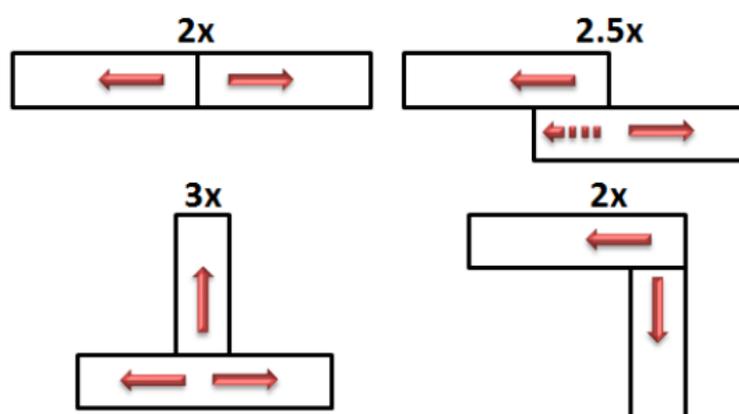


Fonte: ESAB (2024)

2.2.3 Tipos de Juntas

Um dos fatores principais no rendimento térmico de soldagem é a remoção de energia próximo ao local da solda por condução de calor. Esta remoção de energia depende da quantidade volumétrica de material da peça em que está sendo soldada, das propriedades do material utilizado e do tipo de junta de soldagem. Na Figura 5 é mostrado a remoção de energia do local da solda para o resto do material para diferentes tipos de juntas.

Figura 5 - Remoção de energia para os diferentes tipos de juntas



Fonte: (ARAÚJO, 2012)

2.2.4 Parâmetros de soldagem

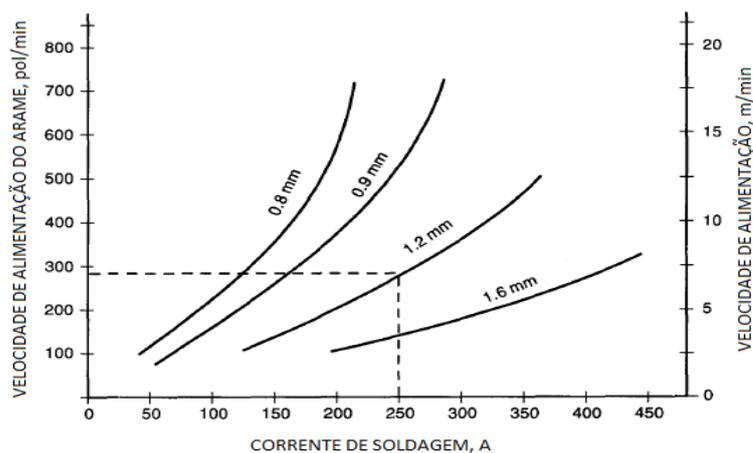
O processo de Eletrodo Tubular pode ter seu desempenho influenciado por diversas variáveis. Dessa forma, um melhor entendimento da influência destas

variáveis no comportamento do processo, auxilia numa melhor utilização do mesmo. Dentre as principais variáveis pode-se citar:

- Corrente;
- Tensão;
- Polaridade;
- Velocidade de soldagem;
- Velocidade de alimentação do arame;
- Distância do bico de contato à peça (*stick-out*);
- Composição do gás de proteção e vazão;
- Diâmetro do arame.

A corrente influencia diretamente a taxa de fusão do eletrodo e a velocidade de alimentação do arame, como pode ser observado na Figura 6. Considerando os demais parâmetros constantes, o aumento da corrente resulta no aumento da profundidade de penetração do cordão e da taxa de deposição. Analisando do ponto de vista de distorções, o aumento da corrente corresponde a um aumento do aporte térmico, o que maximiza o efeito das distorções.

Figura 6 - Velocidade de alimentação do arame em função da corrente de soldagem para diferentes diâmetros de eletrodo para o processo FCAW



Fonte: MIRANDA (2015)

O aumento da corrente e principalmente da tensão ocasionam o aumento do comprimento do arco que conduz a dois tipos de destacamento da gota. No primeiro, a gota flui ao longo da projeção e cai livremente na poça. No segundo, a gota é destacada pela explosão de uma bolha de gás formada no interior da gota, e que é causada pelo crescimento da bolha.

A tensão do arco e o seu comprimento estão diretamente relacionados. Esses parâmetros podem afetar a aparência, a penetração e as propriedades mecânicas do cordão de solda. Longos comprimentos de arco podem causar contaminação da poça de fusão pela atmosfera, permitindo que o nitrogênio proveniente da atmosfera forme nitretos e diminua a tenacidade da solda. Com o aumento da tensão também ocorre o aumento de respingos e irregularidade no formato cordão, havendo a possibilidade de causar porosidade e mordeduras. Para baixas tensões (comprimento curto do arco), além do risco de extinção há uma diminuição na tensão superficial da poça de fusão, já que a área de contato entre o arco e o metal base é menor, portanto a poça receberá menos calor irradiado do arco, originando cordão convexo de pouca penetração com superfície estreita (BRACARENSE, 2009).

Nos processos de soldagem a arco elétrico, com transferência metálica, é fundamental a formação e a manutenção de uma proteção gasosa que envolva a poça de fusão e a gota metálica da contaminação atmosférica. Neste caso, os gases gerados e/ou adicionados atuam, também, na etapa de ionização, na manutenção da estabilidade do arco e nas possíveis reações químicas que ocorrem com o metal líquido (por exemplo, em misturas ricas em CO₂, alteração da tensão superficial e seu efeito sobre o valor da corrente de transição). De acordo com (MIRANDA, 2015a) para os aços carbono ou de baixa liga, utiliza-se comumente o CO₂ para reduzir o custo do processo. Além disso misturas dos gases de proteção em diferentes proporções, sendo eles inertes ou ativos, permitem melhores condições de soldagem para determinadas aplicações.

Conforme (ARAÚJO, 2012) frequentemente nos processos de soldagem a arco há uma alta geração de calor, com a finalidade de conseguir a fusão do material de base e do metal de adição. A quantidade de energia imposta pelo arco elétrico determinará o volume da poça de fusão, sua solidificação, a distribuição de calor e as taxas de aquecimento e resfriamento do material.

Um dos parâmetros mais utilizados para o fluxo de calor no processo de soldagem é a energia de soldagem (E_s), ou aporte térmico, que significa a quantidade de energia utilizada no processo por unidade de comprimento de solda, conforme a Equação (1) cuja unidade usual é KJ/mm (SOARES, 2006).

$$E_n = \frac{U * I * \eta}{V} \quad (1)$$

Onde:

E_n - Energia transmitida pelo equipamento [J/mm];

U - Tensão regulada no equipamento de soldagem [V];

I - Corrente regulada no equipamento de soldagem [A];

η - Eficiência no equipamento de soldagem [%];

V - Velocidade de soldagem [mm/s];

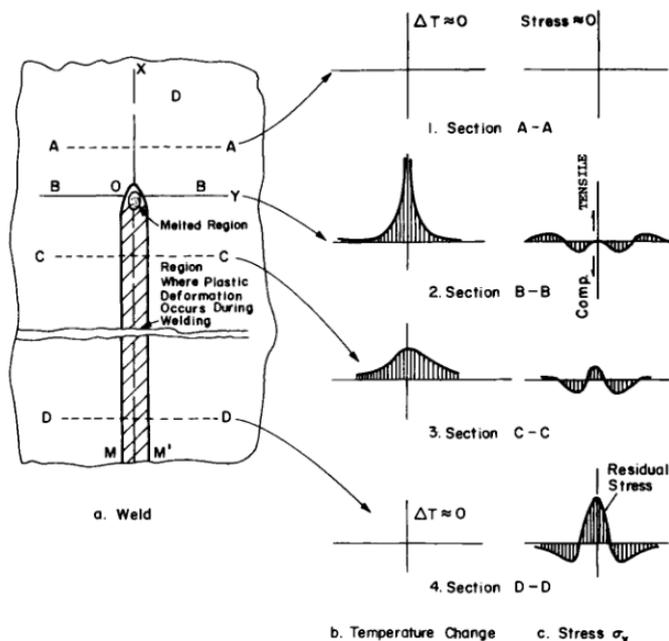
2.2.5 Tensões Residuais

Tensões residuais ou tensões internas são tensões que permanecem em um corpo após os carregamentos externos serem removidos. No caso da soldagem, as tensões residuais ocorrem principalmente em consequência do aquecimento não uniforme da peça, sendo portanto, tensões de origem térmica (MIRANDA, 2015), se um corpo for aquecido e arrefecido de modo uniforme, e não existirem restrições às suas variações dimensionais (constrangimentos), estas não resultam em efeitos mecânicos assinaláveis no mesmo corpo. Assim, após o ciclo térmico, o corpo não deverá apresentar nem tensões residuais nem distorções na sua geometria. Contudo, se a variação de temperatura não for uniforme ao longo da peça, ou se esta não puder expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, poderão desenvolver-se tensões residuais e distorções (RIBEIRO, 2010). A área soldada é plasticamente comprimida durante a fase de aquecimento e, após o arrefecimento, exibe tensões residuais de tração, em contraste com a área adjacente que apresentará tensões residuais de compressão (ALMEIDA, 2012) como apresentado na Figura 7. Alguns dos principais processos de fabricação na indústria do metal mecânico entre eles (fundição, usinagem, tratamentos térmicos, soldagem, etc) são os que introduzem as tensões residuais no produto fabricado. Além disso, pode também ser encontrados este tipo de tensões nas operações de reparação, manutenção, instalação e sobrecargas ocasionais (ARAÚJO, 2012a). Devido ao aquecimento localizado pela fonte de calor, a distribuição de temperatura na peça não é uniforme e varia durante o processo de soldagem. Ao longo da operação, tensões térmicas transientes são produzidas na solda e em sua vizinhança, acompanhadas de contração e deformação devido à solidificação da zona fundida e resfriamento. A Figura 7 esquematiza esse fenômeno em diferentes seções da peça durante o processo de soldagem (MIRANDA, 2015).

Uma chapa soldada, é na realidade um elemento tridimensional, existindo, portanto, além das tensões residuais longitudinais, tensões na direção transversal e

ao longo da espessura.

Figura 7 - Representação esquemática das variações de temperatura e tensão durante o processo de soldagem



Fonte: MASUBUCHI (1980)

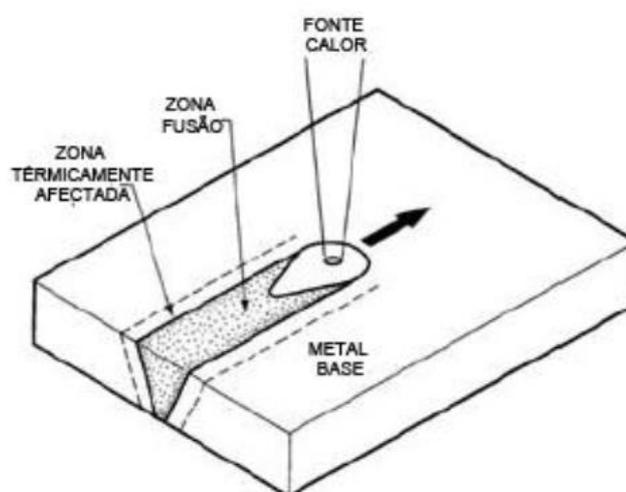
Na seção AA da Figura 7 o gradiente de temperatura em razão da soldagem é quase nulo. Contudo, na seção BB que cruza a zona fundida, o material é submetido a elevados gradientes de temperatura devido à proximidade do arco elétrico. Ao se afastar da fonte de calor, com o resfriamento e solidificação da poça de fusão, na seção CC os gradientes de temperatura se tornam menores e na seção DD que está muito afastada da fonte estes se tornam praticamente nulos novamente. Os gráficos de tensão apresentados representam os valores de tensão σ_x ao longo do eixo Y.

Na seção AA, os valores de tensão são próximos de zero. A distribuição de tensões na seção BB é complexa, e sobre a poça de fusão considera-se o seu valor como nulo em função do metal fundido não suportar solicitações de tração e cisalhamento. Ao se afastar da fonte de calor, as tensões se tornam compressivas na região vizinha à poça de fusão devido à expansão do metal ser restringida pelo metal base. Por causa das altas temperaturas nesta área, o limite de escoamento do material é reduzido de forma que as tensões ficam limitadas a este em função da temperatura. As tensões em regiões mais afastadas se tornam de tração para balancear com as tensões compressivas próximas a solda. Com o resfriamento da solda e do metal base, tensões de tração surgem na região da solda e nas regiões adjacentes (seção

CC), à medida que se afasta destas regiões, as tensões se tornam compressivas. Ao se afastar ainda mais (seção DD), a temperatura se aproxima da temperatura ambiente e a magnitude das tensões de tração e compressão se tornam maiores (MIRANDA, 2015).

Já nas regiões mais afastadas do cordão de soldadura, o metal base é afetado por tensões compressivas. Esta seção demonstra a distribuição final das tensões residuais.

Figura 8 - Zona termicamente afetada e zona fundida esquemática



Fonte: ALMEIDA (2012)

As tensões residuais são esforços internos auto equilibrados, ou seja, são tensões mecânicas que existem sem a aplicação de nenhuma força externa. Na Figura 8 esquemática ilustra as tensões internas de soldagem. Assim, as forças e momentos resultantes produzidos por essas tensões em um corpo devem sempre se anular, conforme a Equação (2) e (3) (LEAL, 2015):

$$\int \sigma * dA = 0 \quad (2)$$

$$\int dM = 0 \quad (3)$$

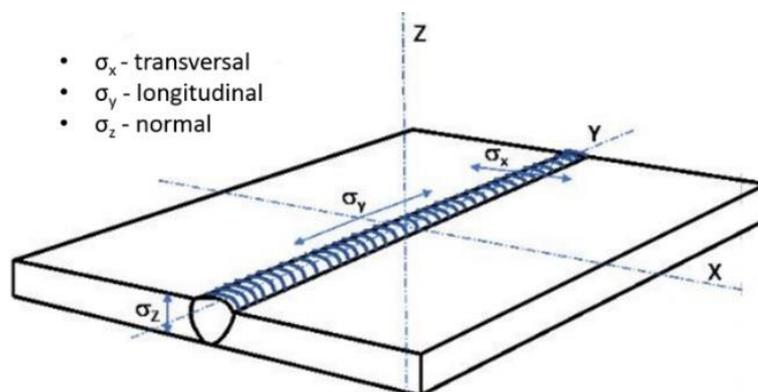
As tensões residuais podem surgir por três meios diferentes, os quais podem atuar de forma individual ou combinada, são eles:

(a) Carregamentos mecânicos: podem surgir por meio de ensaios mecânicos (tração, compressão, torção, etc.), jateamento por partículas solidas, dentre outros;

(b) Transformações metalúrgicas: fundição, forjamento, trefilação, extrusão, dentre outros;

(c) Efeitos térmicos: têmpera e soldagem são os mais comuns.

Figura 9 - Representação esquemática dos componentes de tensão numa chapa tridimensional



Fonte: (MISHCHENKO; SCOTTI, 2018)

Se um objeto for aquecido e resfriado de modo uniforme e não existirem restrições às suas variações dimensionais, estas não resultam em efeitos mecânicos importantes no objeto, isto é, após o ciclo térmico, o objeto não deverá apresentar nem tensões residuais nem distorções. Contudo, se a variação de temperatura não for uniforme ao longo da peça ou se esta não puder se expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, tensões residuais e/ou distorções podem se desenvolver (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012), como exposto na Figura 9.

Como um exemplo inicial, considere três barras de um aço de baixo carbono de mesmo comprimento e seção e unidas em suas extremidades por duas bases, de forma que nenhuma pode se alongar ou contrair independentemente das outras. Figura 10. Se a barra central (barra 2) for aquecida enquanto as externas forem mantidas a temperatura ambiente, essa tenderá a se dilatar, mas será impedida pelas outras através das bases. Assim, tensões de compressão se desenvolverão na barra central e, nas barras externas, tensões de tração de magnitude igual à metade do valor na barra central, pois pela Equação (4) e (5), tem-se:

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (4)$$

$$\sigma_1 * A_1 + \sigma_2 * A_2 + \sigma_3 * A_3 = 0 \quad (5)$$

Onde:

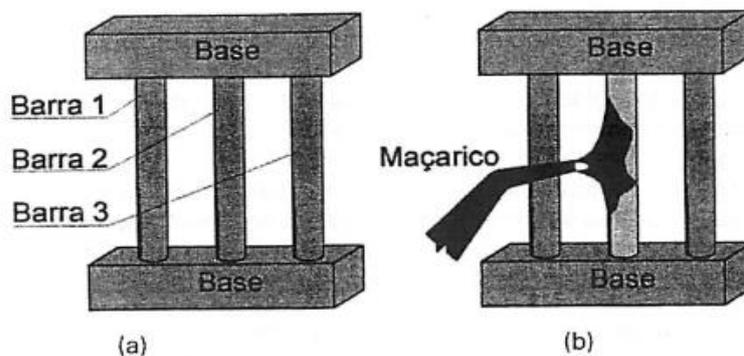
σ_1 - Tensão Média [N/m²];

A_i - Área da Seção Transversal [m²];

Considerando que as áreas das seções das barras são iguais ($A_1 = A_2 = A_3$) e que o mesmo ocorre com a tensão nas barras externas ($\sigma_1 = \sigma_3$), na Equação (6) tem-se:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_2}{2} \quad (6)$$

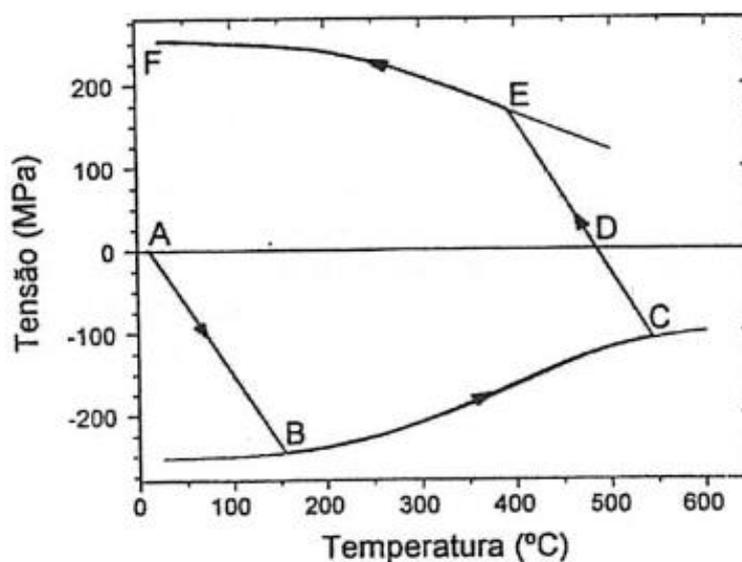
Figura 10 - (a) Conjunto de barras presas nas extremidades e (b) Barra central sendo aquecida



Fonte: BRACARENSE (2009)

A Figura 11 mostra a evolução da tensão longitudinal média na barra central em função da temperatura.

Figura 11 - Diagrama esquemático das tensões internas em função da temperatura na barra central



Fonte: (BRACARENSE, 2009)

No início do aquecimento (Figura 11, A-B), as tensões e deformações resultantes da dilatação da barra central serão elásticas. Como as barras mantêm o comprimento aproximado, a dilatação térmica tem de ser compensada por deformações

elásticas.

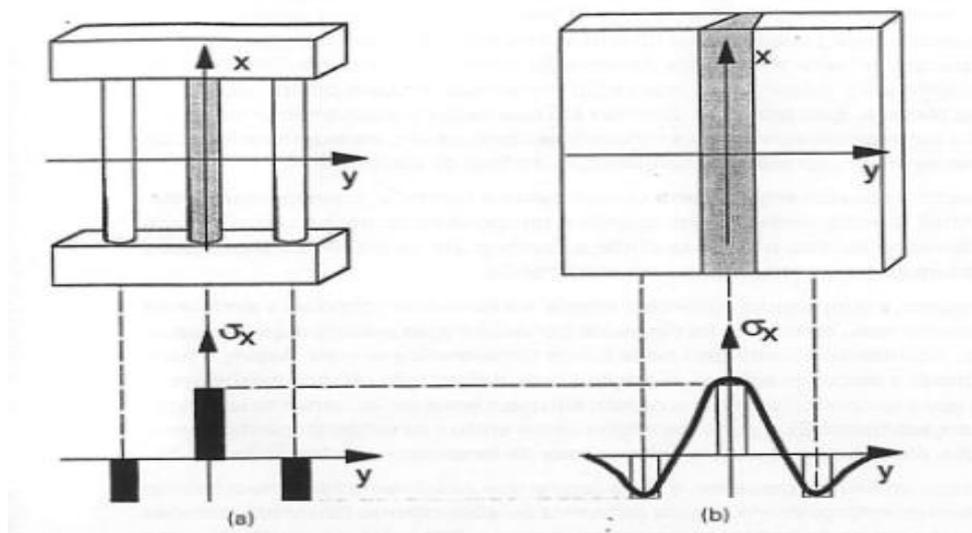
Quando a tensão na barra central (σ_c) atinge o limite de escoamento, esta barra passa a se deformar plasticamente (Figura 11, ponto B).

Nesta temperatura, a tensão na barra central atinge o seu limite de escoamento e, acima desta temperatura, ela passa a se deforma plasticamente, isto é, de forma irreversível. Como o limite de escoamento tende a diminuir com a temperatura, o valor da tensão na barra central tende a cair à medida que a sua temperatura aumenta e a barra sofre uma maior deformação plástica (Figura 11, B-C). Se o aquecimento é interrompido no ponto C, a barra central se contrai com a queda da temperatura. Devido às restrições impostas pelas barras externas, as tensões de compressão na barra central são reduzidas e tornam-se nulas acima da temperatura ambiente (pois, devido à sua deformação plástica, a barra se tornou mais curta do que as externas). Com a continuação do resfriamento, tensões de tração passam a atuar nela até que o limite de escoamento (agora sob condições de tração) seja atingido no ponto D. A partir desta temperatura, a barra central passa a deformar plasticamente até atingir a temperatura ambiente.

Ao final do processo, à temperatura ambiente, como resultado de sua deformação plástica, a barra central ainda terá um comprimento menor do que as externas. Assim, como as barras estão unidas pelas bases, as diferenças de comprimento entre elas serão acomodadas por deformações elásticas que gerarão tensões residuais. Na barra central, estas tensões serão de tração e de valor próximo ao do limite de escoamento do material (Figura 11, ponto E). Nas barras externas, para se manter o equilíbrio de forças Equação (4), existirão tensões de compressão de valor igual à metade da tensão na barra central (supondo que as seções transversais das barras ainda tenham a mesma área).

Uma situação similar pode ser considerada para uma junta soldada, associando-se a região da solda com a barra central e as regiões mais afastadas do metal de base, com as barras externas. Por este raciocínio, pode-se esperar, como consequência da operação de soldagem, o desenvolvimento de tensões residuais de tração na região da solda e de tensões de compressão no metal de base. A Figura 12 compara, esquematicamente, a distribuição de tensões residuais na montagem das barras com a esperada em uma solda.

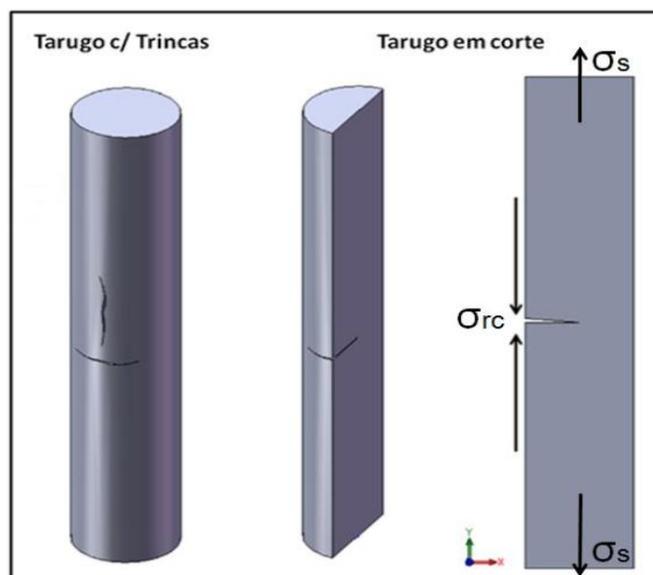
Figura 12 - (a) Comparação entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras e (b) as tensões residuais longitudinais fornecidas ao longo da direção transversal (y) de uma solda de topo por fusão



Fonte: BRACARENSE (2009)

As tensões residuais tem grande influência sobre a nucleação e/ou propagação de trincas. Tensões residuais compressivas tendem a ser benéficas, uma vez que elas tendem a interromper este fenômeno. Pois, o mecanismo de formação de falha em materiais metálicos inicia com a formação de bandas de escorregamento provocadas pela movimentação de discordâncias no reticulado cristalino do metal, levando a formação de intrusões e extrusões. Isso irá acarretar no acúmulo de grandes deformações plásticas localizadas o que provocará instabilidade. Pequenas sobrecargas de tensão durante ciclos de fadiga podem levar a liberação de discordâncias ancoradas, facilitando a movimentação, a nucleação ou a propagação de trincas. Na ausência de defeitos internos, a trinca de fadiga inicia na superfície livre do metal, pois os grãos cristalinos encontram na superfície menor restrição à deformação plástica, retirada de (DE SOUSA, 2012). Contudo, as tensões residuais compressivas irão contrapor as de linhas de escorregamento dificultando a nucleação e/ou propagação de trinca. Isto está demonstrado na Figura 13.

Figura 13 - Influência da tensão residual de compressão; σ_{rc} (Tensão residual compressiva) e σ_s (Tensão de Serviço)



Fonte: (DE SOUSA, 2012)

Quanto as tensões residuais trativas, estas podem ser maléficas ou indiferentes. Na situação em que uma peça esteja sendo submetida a esforços mecânicos cíclicos de tração, e sobre ela atue tensões residuais trativas, é provável que esse componente venha a falhar prematuramente. Pois, haverá uma superposição entre tensão de serviço e tensão residual trativa, e isso, favorece a instabilidade e a ruptura do material. No entanto, se uma peça estiver submetida a esforços mecânicos de compressão e a tensão residual sobre ele for de tração é improvável que ocorra dano prenuro devido a ação da tensão residual presente.

2.2.6 Distorções

Para (MIRANDA, 2015), embora eliminar completamente as distorções em processos de soldagem seja difícil, reduzir-las a um nível aceitável é possível e deve ser uma meta objetivada, principalmente em equipamentos que exigem precisão dimensional e onde distorções possam comprometer o seu funcionamento. É, por exemplo, o caso de módulos navais, em que as partes são pré-fabricadas individualmente e a montagem final dos módulos é realizada no campo (estaleiro), exigindo assim um controle geométrico e dimensional das partes a fim de se obter o offset aceitável entre as peças para soldagem final.

Durante a soldagem, as variações de temperatura nas soldas e nos metais

originais têm efeitos importantes nas características do material, nas tensões residuais e na precisão dimensional e de forma das fabricações soldadas. Para formar uma junta entre os metais originais usando um material de enchimento, os metais originais sofrem aquecimento, fusão e solidificação em uma zona de fusão localizada criada pela fonte de calor transitória usando uma tocha de soldagem. A fonte de calor causa distribuições de temperatura altamente não uniformes na junta e nos metais originais (LONG et al., 2009). Devido à complexidade do problema, que não é linear e envolve deformação plástica do meio a altas temperaturas, variando no tempo e no espaço, as soluções analíticas revelam-se inadequadas (ADAK; MANDAL, 2010). Para (MICHALERIS; DEBICCARI, 1997) simulações computacionais baseadas no método FE são ferramentas muito úteis na previsão de distorções de soldagem e tensões residuais na fase inicial do projeto do produto e desenvolvimento do processo de soldagem.

A soldagem em grandes estruturas sem restrições pode causar distorções significativas em modos que análises bidimensionais simplificadas da região de solda podem não capturar (MICHALERIS; DEBICCARI, 1997). Especificamente, as peças podem mover-se umas em relação às outras e a solda pode ser colocada num local diferente daquele da configuração não deformada.

Este tipo de resposta necessita do uso de análises termomecânicas tridimensionais totalmente acopladas. Na prática geral de soldagem, entretanto, as peças são soldadas por pontos e/ou restringidas mecanicamente antes da soldagem.

Portanto, as peças permanecem estacionárias umas em relação às outras e as soldas são colocadas na configuração pré-determinada relaxando o requisito totalmente acoplado. Modelos bidimensionais no plano perpendicular à direção de soldagem oferecem boas aproximações de tensão residual para soldas contínuas com velocidades de soldagem relativamente altas (MICHALERIS; DEBICCARI, 1997). Grandes estruturas, no entanto, podem deformar devido a tensões residuais paralelas à direção da soldagem.

Numa seção perpendicular à direção de soldagem, as tensões longitudinais durante a soldagem são de compressão na zona de soldagem e de tração em outros lugares. Este estado de tensão não é suscetível à flambagem. À medida que a seção esfria, o padrão de tensão se inverte e pode ocorrer flambagem. Além disso, a maioria das deformações plásticas ocorre durante a soldagem e apenas nas proximidades da região da solda.

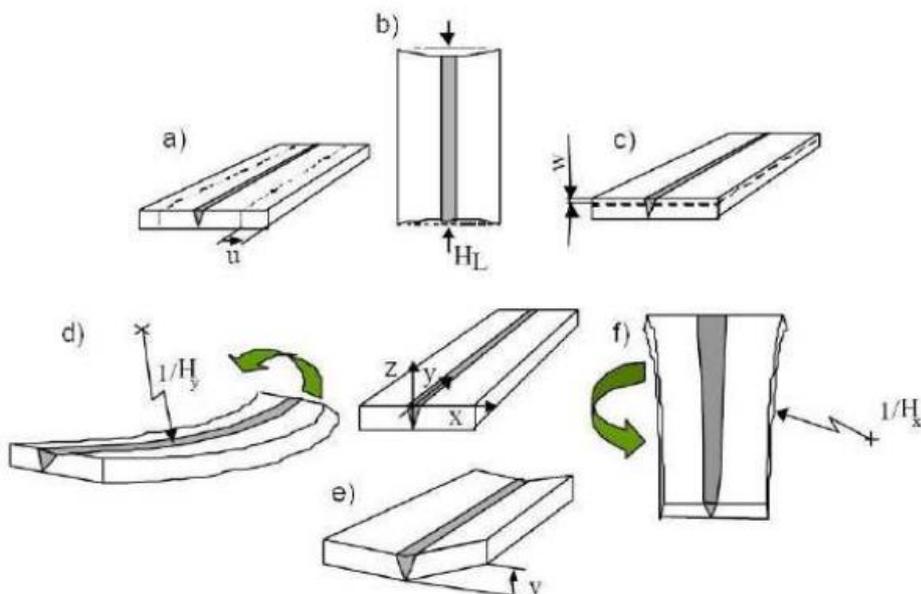
WENTZ, 2008 afirma que a solução de uma simulação de soldagem deve ser dividida em etapas para a resposta de uma grande à soldagem. Primeiro, uma simulação de soldagem bidimensional pode ser realizada para determinar a distribuição de temperatura. O modelo pode ser limitado a uma porção da estrutura que representa as restrições mecânicas utilizadas. Em seguida, uma análise estrutural tridimensional (elástica) pode ser realizada usando a distribuição de temperaturas. Se o objetivo da análise é encontrar as tensões residuais do processo ou distorções na peça, esse deve ser usado numa simulação transiente feita com elementos sólidos e propriedades materiais dependentes da temperatura.

A vantagem de uma abordagem desacoplada é a simplicidade e eficiência computacional. Simulações complexas de soldagem tridimensional não são realizadas. Além disso, para diversos tamanhos de solda ou aportes térmicos, as tensões residuais, que aqui são consideradas como cargas em uma estrutura, podem ser calculadas independentemente da resposta estrutural.

A abordagem permite a avaliação do projeto inicial e posteriores modificações sem a necessidade de realizar quaisquer simulações de soldagem adicionais.

Simulações computacionais baseadas no método MEF são ferramentas muito úteis na previsão de distorções de soldagem e tensões residuais na fase inicial do projeto do produto e desenvolvimento do processo de soldagem. Isto garante que alterações no projeto do processo possam ser feitas para compensar os efeitos da soldagem antes do início do processo de fabricação real. Esta estratégia de compensação economizaria custos e tempo consideráveis na abordagem de correções de distorções pós-soldagem e melhoria de propriedades mecânicas. No entanto, a complexidade dos processos de soldagem, particularmente para estruturas de engenharia reais, torna a previsão de distorções de soldagem e tensões residuais uma tarefa muito difícil (LONG et al., 2009). A Figura 14 ilustra vários tipos de distorções após a soldagem. A peça soldada pode encolher na direção transversal e também pode encolher na direção longitudinal ao longo da solda. Distorção angular para cima geralmente ocorre quando a solda é feita a partir do topo da peça de trabalho por si só. A solda tende a ser mais larga no topo do que no fundo, fazendo com que o encolhimento e contração térmica na parte superior da solda seja maior do que na inferior. Conseqüentemente, a distorção angular resultante é para cima. Distorções acontecem em seis formas principais: contração longitudinal, contração transversal, distorção angular, abaulamento, curvamento, flambagem e torção.

Figura 14 - Principais tipos de distorções no processo de soldagem



Fonte: (WENTZ, 2008)

As distorções básicas (a), (b) e (d) causam distorções mais complexas em juntas reais de solda como, por exemplo, o dobramento e a torção de vigas (e) e a distorção por flambagem (f) em juntas de peças de pequena espessura.

Uma estimativa da contração transversal (C_T) em soldas de topo de aço ao carbono ou de baixa liga é dada pela Equação (7). O valor real de C_T depende de vários fatores como, por exemplo, o grau de restrição da junta e o número de passes usados. De uma forma geral, um maior número de passes (através do uso de eletrodos de menor diâmetro ou de uma maior velocidade de soldagem) causa contração transversal e distorção angular maiores.

$$C_T = 0,2 * \frac{A_W}{t} + 0,05 * f \quad (7)$$

Onde:

A_W - Área da seção transversal da solda [m²];

t - Espessura das chapas [mm];

f - Abertura da raiz do chanfro;

A contração longitudinal tende a ser menor que a transversal (medindo cerca de 1/1000 do comprimento total da solda), contudo, ela pode causar efeitos importantes como o dobramento ou flexão de peças com soldas feitas fora de sua linha neutra (Figura 14 (e)) e a distorção por flambagem (enrugamento) de chapas finas. A distorção angular ocorre quando a contração transversal não é uniforme ao longo da

espessura da junta, podendo ocorrer tanto em soldas de topo como em soldas de filete (Figura 14 (b)) (BRACARENSE, 2009).

Percebendo-se a origem das tensões residuais, provenientes da soldagem, é fundamental entender-se o fenômeno que ocorre durante o ciclo térmico da soldagem e que está na sua origem. Quando um material é aquecido, as suas dimensões aumentam proporcionalmente à variação de temperatura. Este fenômeno é descrito através da equação de dilatação térmica (RIBEIRO, 2010):

$$\Delta L = L_1 - L_0 = L_0 \alpha \Delta T \quad (8)$$

Onde:

ΔL - Variação do comprimento inicial [m];

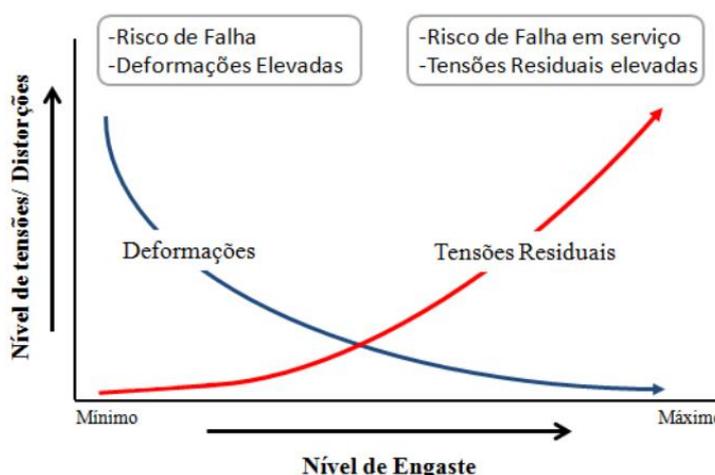
L_0 - Comprimento inicial [m];

L_1 - Comprimento final [m];

α - Coeficiente de dilatação linear [$10^{-6}/K$];

Para (COFIÑO, 2010), distorções são observadas de forma relativamente fácil e devem ser controladas durante a soldagem. Todavia, as tensões residuais não são visíveis diretamente, mas afetam diretamente o componente em serviço podendo levar a falha. Na realidade as tensões residuais e as distorções comportam-se de maneira opostas conforme mostrado na Figura 15. Quanto mais restrito for à área soldada, menores serão as deformações e maiores serão os níveis de tensão residual.

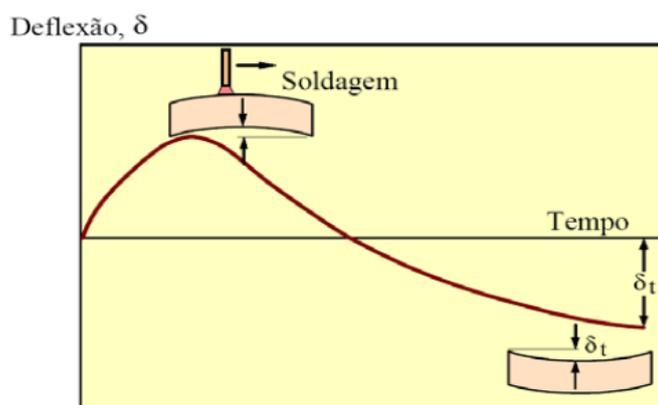
Figura 15 - Comportamento no nível das tensões residuais e distorções dependendo do grau de restrição imposta no componente



Fonte: NÓBREGA (2014)

De acordo com (SOARES, 2006), a distorção é uma alteração de forma e dimensões que componentes soldados sofrem como resultado do movimento de material que ocorre em função das tensões térmicas desenvolvidas durante o processo de soldagem. A distorção final de um componente soldado é sempre oposta e, em geral, da mesma ordem de grandeza do movimento de material que ocorre durante a soldagem, conforme é ilustrado na Figura 16.

Figura 16 - Distorção em função do tempo de aquecimento e resfriamento



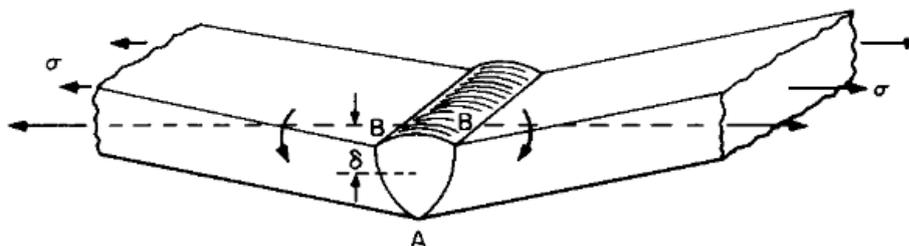
Fonte: (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012)

2.2.7 Concentração de tensão local causada por distorção fora do plano

A Figura 17 mostra uma solda de topo simples sob carga de tração transversal. Devido à distorção fora do plano, $\delta < 5$, a carga de tração causa um momento fletor que produz altas tensões de tração em regiões próximas aos pontos B. Sob certas condições, as altas tensões podem causar trincas em regiões próximas aos pontos B. À medida que o nível de tensão aplicada de tração, σ , aumenta e a junta é mais esticada, δ diminui; as concentrações de tensão em áreas próximas aos pontos B diminuem quando ocorre deformação plástica por tração na área (MASUBUCHI, 2013)

A distorção fora do plano pode causar sérios problemas se uma trinca ocorrer perto dos pontos B e se propagar para outras regiões. A distorção fora do plano também pode afetar a fratura frágil. O efeito da distorção fora do plano na resistência à fratura torna-se insignificante depois que a deformação plástica ocorre em áreas próximas aos pontos B, ainda segundo (MASUBUCHI, 2013).

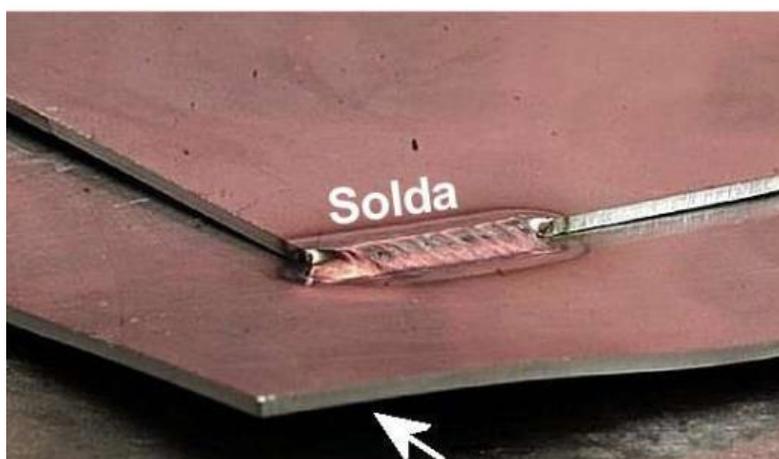
Figura 17 - Concentração de tensão local causada por distorção fora do plano



Fonte: MASUBUCHI (1980)

Distorções afetam a forma e dimensões de um componente ou estrutura de modo tanto global como localizado (quando são também chamadas de deformidades) (MODENESI; MARQUES; SANTOS, 2012). Um exemplo de distorção esta exposto na Figura 18.

Figura 18 - Distorção localizada causada por uma pequena solda entre chapas de aço inoxidável



Fonte: MODENESI (2011)

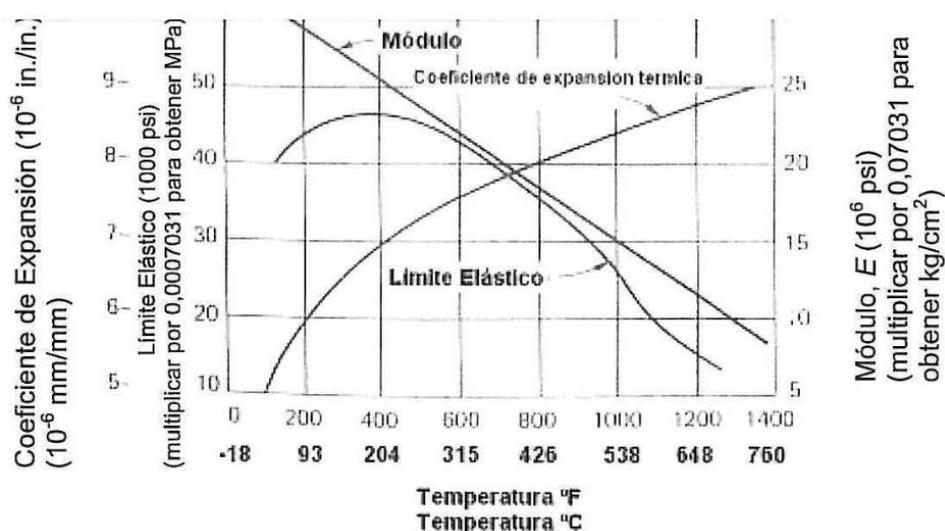
2.2.8 Deformações resultantes das tensões residuais

Como informado no item 2.2.5, problema comum às estruturas soldadas que importa discutir é a sua distorção, ou seja, as deformações resultantes das tensões residuais da soldadura. A distorção de uma estrutura soldada ocorre devido à expansão e contração não uniforme do metal depositado e do metal base adjacente, durante o ciclo de aquecimento e arrefecimento decorrente do processo de soldadura.

Durante este ciclo, muitos fatores afetam a contração do metal e dificultam a previsão exata da deformação da estrutura soldada. As propriedades físicas e mecânicas que serviram de base ao dimensionamento da estrutura alteram-se quando se aplica calor, isto é, variam com o aumento da temperatura da peça. Com o aumento

da temperatura, o limite elástico, o módulo de elasticidade e a condutividade térmica do aço diminuem, enquanto que o coeficiente de expansão térmica e o calor específico aumentam, como mostrado na Figura 19. Estas variações, por sua vez, afetam o fluxo de calor e a uniformidade da sua distribuição ao longo da peça. Daí que seja muito difícil fazer-se o cálculo exato do que sucede durante o aquecimento e no arrefecimento das soldaduras, e caso isto fosse possível, facilitaria enormemente em fase de projeto, a previsão exata das distorções que as estruturas iriam sofrer no seu fabricamento.

Figura 19 - Alteração nas propriedades do aço com o aumento da temperatura



Fonte: RIBEIRO (2010)

2.2.9 Controle de distorções

Existem muitos fatores que contribuem para a distorção, o que torna difícil seu controle, incluindo a sequência de soldagem, o grau de restrição, as condições do processo e os detalhes do chanfro.

Para resolver este problema com sucesso, três enfoques podem ser aplicados:

- Desenvolvimento de procedimentos de soldagem e processo de fabricação para minimizar a distorção;
- Estabelecimento de normas para os limites aceitáveis de distorção;
- Desenvolvimento de técnicas apropriadas para eliminar a distorção.

No presente trabalho nos basearemos nos dois últimos enfoques, estabeleceremos limites de distorção e desenvolveremos o método de correção por

aquecimento localizado como técnica para eliminar a distorção.

2.2.10 Métodos de controle de distorções

Os métodos de controle de distorção mais usados na indústria são detalhados e definidos sucintamente abaixo, segundo (Adaptado de (TORRES, 2013)) estes são:

- Sequenciamento de solda. Com uma ordem adequada de deposição do metal de base pode-se controlar a distorção, mas em alguns casos isso não é suficiente;
- Definição dos parâmetros de soldagem. Com uma boa seleção dos parâmetros do processo de soldagem, tais como, a velocidade da fonte de calor, a geometria do chanfro, diâmetro do eletrodo, número de passes, tipo de junta e calor fornecido, pode-se causar uma diminuição da distorção;
- Fixações de projeto. Para forçar que algumas áreas não tenham nenhuma deformação nem rotação, se faz uso de fixadores que devem ser cuidadosamente definidos para alcançar o objetivo de reduzir as distorções;
- Pré-curvamento (Precambering). Consiste em aplicar aos componentes a ser soldados alguma flexão elástica (ou pode ser também plástica), em geral com fixadores projetados adequadamente. Após a soldagem, a estrutura é liberada do pré-curvamento para ficar com uma distorção mínima;
- Pre-flexão (Prebending). Consiste em aplicar aos componentes alguma flexão plástica antes da soldagem e, possivelmente, antes de colocá-los em qualquer fixador. Após a soldagem a placa não aparenta deformação. A soldagem é realizada com ou sem fixadores;
- Tensão térmica. Neste método anexa-se à tocha de soldagem uma fonte de calor, seja diante, atrás ou ao lado. Desta forma é possível controlar as distorções e as tensões residuais durante o processo de soldagem por meio do controle das taxas de aquecimento e resfriamento da solda;
- Dissipador de calor de soldagem. Este método é muito semelhante ao método de tensão térmica, mas se substitui a fonte de calor por uma fonte de resfriamento, que pode estar em movimento ou estacionária com a tocha de soldagem;
- Tratamento térmico pós-soldagem. Neste método é aquecida a peça em altas temperaturas (dependendo do material) por um determinado período de tempo, a fim de aliviar as tensões residuais e reduzir as distorções;

- Controle de consumíveis de soldagem. Os consumíveis de soldagem têm sido recentemente desenvolvidos, resultando em uma forma particular do cordão de solda que pode ser usado para controlar as tensões residuais;
- Métodos de correção pós-soldagem. Os métodos de correção pós-soldagem são usados para corrigir um componente distorcido ou reduzir a tensão residual em um componente. Entre os métodos de correção mais utilizados têm-se o aquecimento localizado, calandragem, prensagem e martelamento.

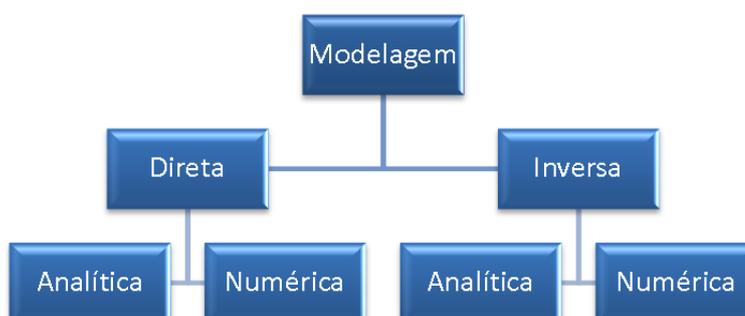
2.3 Modelo de elementos finitos

O processo de soldagem é um sistema físico de elevada complexidade, isto porque envolvem transformações de fase, transformações microestruturais e uma ou mais fontes móveis. Sendo assim, é relativamente onerosa uma modelagem do sistema completo. Desta forma, muitos trabalhos vêm sendo realizados nesta área, alguns com simplificações e outros com uma complexidade maior.

Uma análise sobre a utilização de técnicas para simulação numérica de uniões soldadas é apresentada no trabalho de (WENTZ, 2008), o qual foca a utilização do MEF, discutindo as simplificações e limitações da modelagem numérica do processo de soldagem. No trabalho citado, Wentz engloba em sua análise numérica vários efeitos metalúrgicos envolvidos durante o processo de soldagem.

De acordo com (ARAÚJO, 2012), no processo de soldagem a arco elétrico há a geração de calor muito intensa e concentrada aplicada no material a ser soldado, com a finalidade de fusão dos materiais para que haja a união entre eles. Porém, este calor intenso no material também pode ocasionar além de problemas metalúrgicos, distorções e tensões residuais. A fim de entender alguns destes comportamentos físicos, utilizam-se ferramentas analíticas ou numéricas representados na Figura 20.

Figura 20 - Tipos de modelagens



Fonte: ARAÚJO (2012)

Conforme explicado por diversos autores, a modelagem por elementos finitos da soldagem é feita 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. Para (LEAL, 2015), 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.

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. O fenômeno de soldagem ocorre em uma pequena área da peça de trabalho, onde acontece a fundição do metal base e material da solda.

No presente estudo optou-se por utilizar o método dos elementos finitos para prever, de maneira estática e aproximada na modelagem numérica, os históricos de distorções que vão produzir as deformações elásticas e plásticas em duas chapas de aço submetidas a uma união em chanfros tipo “V” e “U”, por processo de soldagem. Este método é uma ferramenta amplamente utilizada na resolução de problemas e previsão de fenômenos térmicos e físicos complexos, como aqueles que ocorrem durante o processo de soldagem. 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, considera (LEAL, 2015).

2.3.1 Considerações no modelo de elementos finitos

Na simulação da soldagem, objetivando-se de representar os fenômenos ocorridos, nos dois tipos de geometria foram considerados, para cada evento, hipóteses, condições iniciais e de contorno que venham a facilitar as análises, os quais serão descritos a seguir.

2.3.2 Considerações na análise termomecânica da soldagem

Na análise térmica do processo de soldagem foram assumidas as seguintes hipóteses:

- 1) Todas as propriedades térmicas, com exceção da densidade, são consideradas como função da temperatura;
- 2) O resfriamento é por convecção newtoniana linear se considera na superfície superior da chapa base. O valor do coeficiente de convecção é $1,183 \text{ W/mm}^2 \text{ }^\circ\text{C}$;
- 3) Não se considera a convecção forçada;
- 4) Não se considera os efeitos da transformação de fase do metal;
- 5) É adotada uma eficiência global da transferência de calor do arco;
- 6) O fluxo de calor é considerado como uma carga na análise mecânica;
- 7) A fonte de calor é assumida como uma distribuição gaussiana de fluxo de calor sobre a peça de trabalho;

2.3.3 Análise Térmica

A análise térmica tem por objetivo obter os campos de temperatura ao longo do componente soldado (BARBAN, 2014). Estas estimativas podem ser realizadas por métodos analíticos e numéricos computacionais, os quais atualmente são os mais utilizados. Pelo fato de as propriedades do metal variarem fortemente com a temperatura, essa se torna uma análise não linear. 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) equação da condução de calor que governa o estudo térmico em sólidos é apresentada pela Equação (9).

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \dot{Q}_G + \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z} \right) \quad (9)$$

Onde:

ρ - Massa específica [kg/m^3];

c - Calor específico [J/kg.K];

θ - Temperatura [K];

t - Tempo [s];

λ - Condutividade térmica [W/m.K];

\dot{Q}_G - Fluxo de calor por unidade de volume [J/s];

Como todo processo de soldagem inicia pelo aquecimento, modelar corretamente a fonte de calor é vital para obter bons resultados. Para soldas usando arco elétrico, a fonte de calor é modelada diretamente como um carregamento da simulação térmica. Para obter o campo de temperaturas é necessário simular a forma que o arco de solda aquece o componente durante o processo de soldagem.

A análise térmica transiente pode ser utilizada no estudo dos principais aspectos do processo de soldagem, como os gradientes térmicos de aquecimento e resfriamento, a identificação das regiões afetadas pelo calor e a distribuição das tensões elásticas transientes (VETTURAZZI, 2013).

- Método analítico

Segundo MASUBUCHI (1980), 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. 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.

- Método Numérico

Rescrevendo na forma matricial a Equação (10) para a condução de calor de um sólido homogêneo, dada pela lei de Fourier do balanço energético, tem-se:

$$\rho c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \{V\}^T * \{L\}^T \right) = \{L\}^T * \{[D]\{L\}T + \ddot{q}\} \quad (10)$$

Onde:

ρ - Densidade do material [kg/m³];

c - Calor específico do material [J/kg.K];

T - Temperatura [K];

t - Tempo [s];

$$\{L\} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} \\ \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} \end{Bmatrix} - \text{vetor operador;}$$

$$\{v\} = \begin{Bmatrix} v_x \\ v_y \\ v_z \end{Bmatrix} - \text{vetor velocidade para transporte de calor e massa;}$$

$\{q\} = -[D]\{L\}T$ - vetor de fluxo de calor;

\ddot{q} - geração de calor por unidade de volume;

$$[D] = \begin{bmatrix} K_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & K_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & K_{zz} \end{bmatrix} - \text{matriz condutividade;}$$

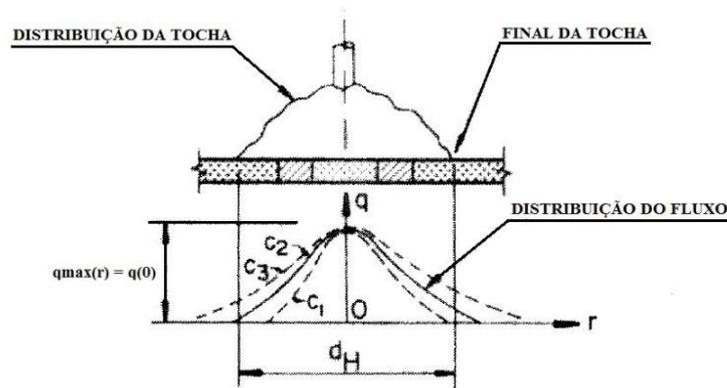
K_{xx} , K_{yy} e K_{zz} - condutividade dos elementos nas direções x, y e z;

Expandindo a Equação (10), e ignorando o efeito do transporte de massa e o efeito de geração de calor por unidade de volume, tem-se a Equação (11) abaixo.

$$\rho c_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (11)$$

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 modelos de fonte térmica, estudados, 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 21 e representado pela Equação (12).

Figura 21 - Modelo circular de distribuição do fluxo de calor proposto por Pavelic



Fonte: Goldak (2005)

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad (12)$$

Onde:

$q(r)$ - Fluxo de calor na superfície [J/s];

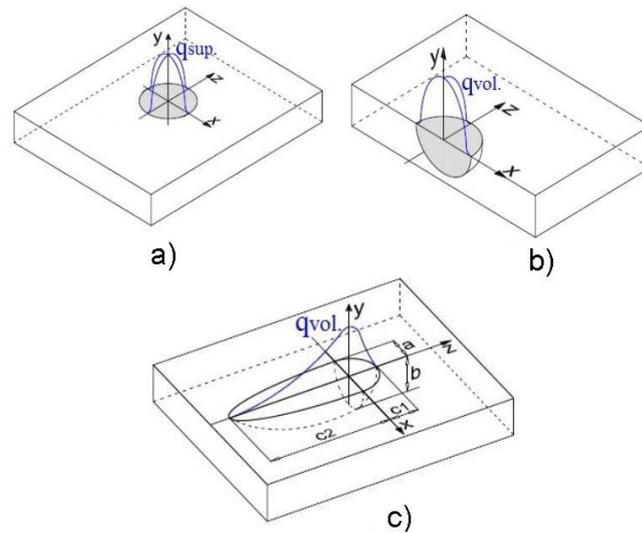
$q(0)$ - Máximo fluxo na origem da fonte de calor [J/s];

C - Coeficiente de distribuição;

r - Raio do centro da fonte [m];

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 22 (a)), obtendo uma expressão para o fluxo de calor, nas coordenadas (x, y, z) , conforme Equação (13). O eixo z representa o sentido da soldagem.

Figura 22 - a) Modelo de fonte de calor Gaussiana aplicada à superfície; b) Modelo de fonte de calor Gaussiana volumétrico; c) Dupla elipsoidal de Goldak;



Fonte: LINDGREN (2007)

$$q(x, z, t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{-\frac{3x^2}{c^2}} e^{-\frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (13)$$

Onde:

q - Fluxo de calor na superfície [J/s];

c - Raio da distribuição do fluxo de calor [m];

v - Velocidade de soldagem [m/s];

t - Tempo [s];

τ - Fator de retardamento para definir a posição da fonte no instante $t=0$;

Q - Taxa de energia [J];

η - Eficiência do processo de soldagem;

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 22 (b), representa uma situação mais real, já que é aplicado sobre um volume. A Equação (14) descreve a formulação desta fonte de calor volumétrica.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{c^3\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{c^2}} e^{-\frac{3y^2}{c^2}} e^{-\frac{3[z+v(\tau-t)]^2}{c^2}} \quad (14)$$

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 (BARBAN, 2014). Este sistema combina duas formas elipsoidais separadas, conforme demonstrado na Figura 22 (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 (15), enquanto o da parte traseira é indicado pela Equação (16).

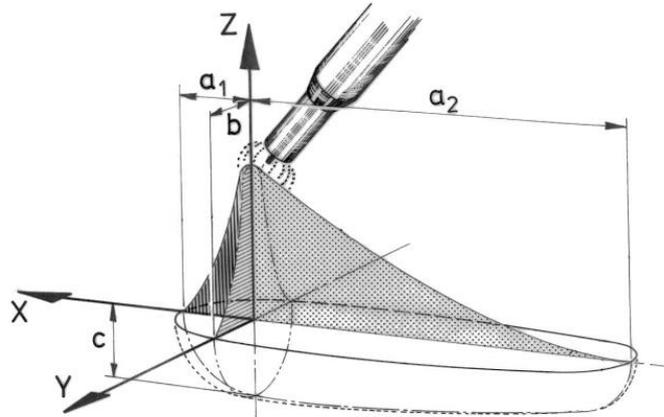
2.3.4 Fonte de Calor

Como já dito anteriormente todo processo de soldagem inicia pelo aquecimento, modelar corretamente a fonte de calor é vital para obter bons resultados. Para soldas usando arco elétrico, como dito anteriormente, a fonte de calor é modelada diretamente como um carregamento da simulação térmica. Esta fonte de calor pode ser pontual, planar ou volumétrica, dependendo do tipo de soldagem realizada. É necessário simular a forma que o arco de solda aquece o componente durante o processo de soldagem para obter o campo de temperatura.

- Duplo Elipsoide de Goldak

Um dos modelos mais usados atualmente para descrever a fonte de calor é o duplo elipsoide proposto por Goldak, 1984, como apresentado na Figura 23. Nesta abordagem a distribuição do calor é considerada gaussiana e dois elipsoides, um frontal e outro traseiro, delimitam a distribuição. E o valor de q encontrado é aplicado na Equação (17).

Figura 23 - Elipsoide duplo da distribuição de calor de Goldak



Fonte: WENTZ (2008)

O arranjo de dois elipsoides, com aproximadamente a forma e o tamanho da poça de fusão, junto com gradientes para representar a densidade de potência, descrevem o comportamento da geração de calor à frente e atrás do arco de solda. Os elipsoides são descritos por semieixos a_1 , a_2 , b e c enquanto a distribuição Gaussiana é dada pelas seguintes equações:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{a_1 c b \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{z^2}{c^2}} e^{-3\frac{[x+v(\tau-t)]^2}{a_1^2}} \quad (15)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{a_2 c b \pi \sqrt{\pi}} e^{-3\frac{y^2}{b^2}} e^{-3\frac{z^2}{c^2}} e^{-3\frac{[x+v(\tau-t)]^2}{a_2^2}} \quad (16)$$

$$Q = nVI \quad (17)$$

Onde:

q_f ; q_r - Densidade de potência nos elipsoides dianteiro e traseiro;

f_f ; f_r - Frações de calor depositadas na frente e na traseira;

v ; t ; τ - Velocidade de soldagem, tempo e posição x da fonte de calor em $t=0$;

Q - Taxa de entrada de energia efetiva;

η ; V ; I - Eficiência, tensão e amperagem da fonte de calor;

Para manter a continuidade de Q entre as formulações, a Equação (18), (19) e (20) deve ser respeitada:

$$f_f + f_r = 2 \quad (18)$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad (19)$$

$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad (20)$$

Os limites do elipsóide são definidos como a região onde o valor da função equivale a 5% do calor máximo. Para compensar os 5% de calor perdido com o limite o valor de Q foi multiplicado por um fator de 1,05. Os parâmetros a_1 , a_2 , b e c do elipsóide de Goldak fisicamente se referem as dimensões da poça de fusão. Se a seção do componente soldado for conhecida a partir de experimentos esta informação pode ser usada para definir os parâmetros da elipse. Na falta de dados experimentais esses parâmetros devem ser obtidos na base de tentativa e erro. A dimensão longitudinal da poça de fusão, caso não disponível, pode ser aproximada por: metade da largura do cordão para a fração dianteira e uma vez e meia a mesma largura para a fração traseira, segundo GOLDAK 1984. Neste trabalho o cordão de solda possui 10,6 mm de largura e definiram-se os valores de b e c de acordo com tal.

- Propriedades do 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. 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.

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 (21), é descrita pela lei de Newton do resfriamento, enquanto o fluxo de calor devido à radiação, Equação (22), é derivado da lei de Stefan-Boltzmann (WENTZ, 2008).

$$q_{conveccao} = h_{conveccao}(T_{sup} - T_{amb}) \quad (21)$$

$$q_{radiacao} = \sigma_{bol} \varepsilon_{em} A_i F_{ij} (T_i^4 - T_j^4) \quad (22)$$

Onde:

$h_{conveccao}$ - Coeficiente de transferência de calor por convecção;

T_{sup} - Temperatura na superfície;

T_{amb} - Temperatura ambiente;

σ_{bol} - Constante de Stefan-Boltzmann;

ε_{em} - Emissividade;

A_i - Área da superfície i;

F_{ij} - Fator de forma entre as superfícies i e j,

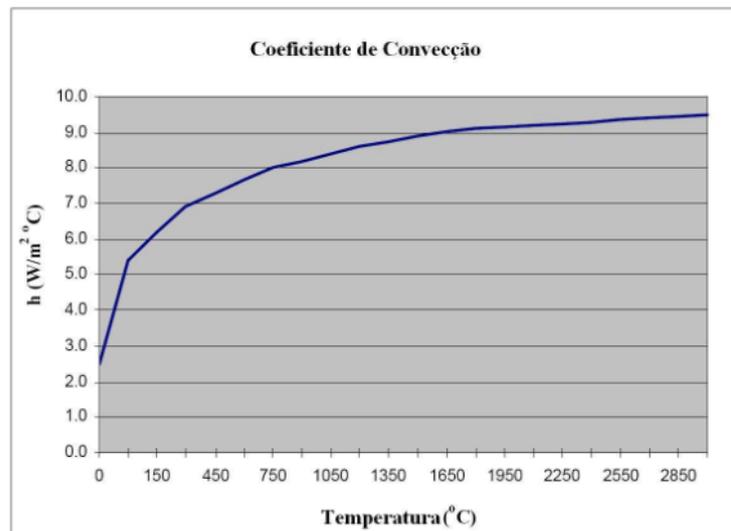
T_i - Temperatura da superfície i;

T_j - Temperatura da superfície j;

As condições de contorno em uma análise de soldagem podem variar de caso para caso. A maneira como a peça for fixada irá ditar tais condições. No entanto na análise térmica, as condições são praticamente iguais para uma solda por arco elétrico, e não apresentam grandes dificuldades de modelagem. Em uma análise térmica as condições de contorno podem ser de convecção ou radiação.

Neste trabalho assim como o de (Wentz 2008), nas simulações realizadas a influencia da transferência de calor por radiação foi desprezada. Apenas usou-se um coeficiente de convecção dependente da temperatura como mostra a Figura 24.

Figura 24 - Coeficiente de convecção



Fonte: WENTZ (2008)

2.3.5 Análise estrutural da soldagem via elementos finitos

De acordo com (ARAÚJO, 2012), análise estrutural de um processo de soldagem é basicamente composta de distorções e tensões residuais que estão intrinsecamente ligados ao campo térmico de soldagem. Desta forma, as distorções e tensões residuais de um processo de soldagem resultam de um acoplamento entre o campo térmico com o campo estrutural do material. O campo térmico resulta na sua maior parte de uma fonte externa de calor imposto pelo processo. Já o campo estrutural resulta do campo térmico através das dilatações térmicas, transformações microestruturais e forças externas como, por exemplo, as restrições impostas ao material.

A análise termomecânica de elementos finitos do processo de soldagem a arco é também composta de duas análises. A primeira corresponde à análise térmica, onde existe uma fonte de calor móvel sobre o material, resultando no campo de temperatura e fluxo de calor no material. Já a segunda análise corresponde à estrutural, onde são sujeitos às restrições externas do material e as forças e tensões geradas pelo processo térmico anterior (ARAÚJO, 2012).

Na análise mecânica é introduzido o campo de temperatura encontrado na análise térmica como uma carga térmica no modelo estrutural. O cálculo das deformações e tensões térmicas é feito em cada incremento de tempo. Como mencionado acima, na hipótese de análise termomecânica, o material deve seguir o critério de escoamento de Von Mises e regras de escoamento com encruamento cinemático, e os efeitos da transformação de fase não serão considerados. A equação básica do modelo de elementos finitos da análise mecânica é obtida através das três equações fundamentais da análise estrutural. A equação de equilíbrio, a equação de compatibilidade e a equação constitutiva.

Como não ocorrem transformações de fase no estado sólido para o aço 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 (23), em termos de taxa de deformação.

Este acoplamento termo estrutural na técnica de elementos finitos é feito nó a nó da estrutura. Desta forma, a malha da análise térmica deve ser semelhante da análise estrutural. Porém, os elementos podem ou não ser diferentes. Em problemas lineares a relação força deslocamento pode ser descrita pela equação:

$$F = Ku \quad (23)$$

Onde:

K - Matriz de rigidez;

F - Força;

u - Deslocamento;

Esta matriz independe dos valores de deslocamento u e a força F . Contudo, se a matriz de rigidez depende do deslocamento, da força ou da relação tensão deformação, o problema se torna não linear, conforme mostrado na Equação (24).

$$F = K(P, u)u \quad (24)$$

Existem três tipos de não linearidade:

- Não linearidade do material;
- Não linearidade geométrica;
- Não linearidade das condições de contorno;

Um exemplo de não linearidade do material ocorre quando este entra na fase elasto-plástica, em que a relação tensão-deformação não é linear. Outros parâmetros que apresentam não linearidade do material são os parâmetros módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν) e o coeficiente de expansão térmica (αT), pois estes dependem da temperatura.

Não linearidade geométrica resulta da falta de linearidade entre forças e tensões, e entre deslocamentos e deformações. Não linearidade geométrica causa dois tipos de problemas: mudança no comportamento estrutural e perda de estabilidade. Exemplos destes tipos de problema são concentradores de tensão e à flambagem. A não linearidade geométrica pode ser analisada segundo dois modelos: o primeiro de grandes deslocamentos e pequenas deformações, e o segundo de grandes deslocamentos e grandes deformações. Para o primeiro modelo, mudanças na relação tensão deformação pode ser desprezadas. Para o segundo modelo, relações constitutivas devem ser adotadas e combinadas com equações de equilíbrio (MIRANDA, 2015).

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 três grupos de equações que descrevem o comportamento mecânico dos sólidos elásticos num total de quinze equações independentes. Essas formam um sistema de equações usado para resolver o problema de elasticidade e ter o campo de deslocamentos em um sólido contínuo. No entanto, na análise de tensões térmicas induzidas por processos de soldagem, o comportamento plástico dos materiais está envolvido (BARBAN, 2014).

Equilíbrio de Forças - Três equações Independentes:

$$\sigma_{y,j} + F_i = \rho \partial_u u_i \quad (25)$$

Relação Constitutiva - Seis Equações relacionando tensões e deformações:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(E, \nu, T, h, \sigma_e) \varepsilon_{kl} \quad (26)$$

Relações entre Deformações e Deslocamentos – Seis Equações relacionando deslocamentos e deformações:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{j,i} + u_{i,j}) \quad (27)$$

Para materiais elásticos lineares a solução da Equação (25), (26) e (27) é relativamente simples. Quando plasticidade e grandes deslocamentos devem ser incluídos na análise essas equações têm alguns de seus termos modificados.

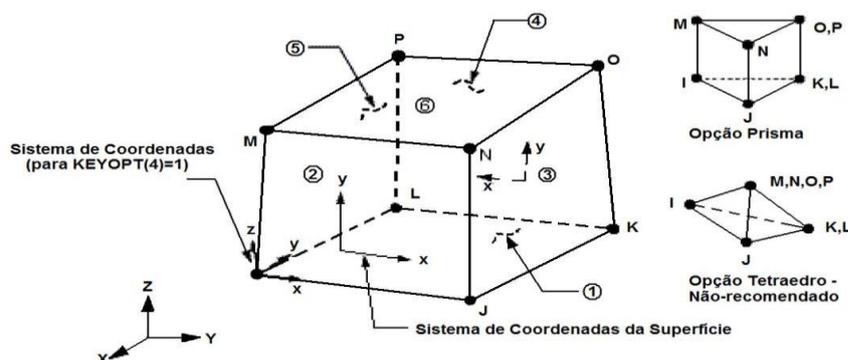
2.3.6 Definição do Elemento para análise térmica e estrutural

Para a análise mecânica implementou-se um modelo tridimensional de elementos sólidos do tipo SOLID185 que são usados para a modelação de estruturas sólidas 3D. É definido por oito nós com três graus de liberdade em cada nó: translações nodais nas direções x, y, e z. O elemento tem capacidade para plasticidade, hiper elasticidade, isto é, não linearidade do material e grandes deflexões, grandes deformações, ou seja, não linearidade geométrica. (ANSYS 2011), Sua geometria, a posição dos nós e o sistema de coordenadas podem ser vistas na Figura 25. Na sua matriz de rigidez podem ser inseridos valores de propriedades como módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, coeficiente de dilatação térmica, massa específica, entre outros.

Para a análise térmica, o modelo 2D, que foi utilizado neste trabalho apesar

de poupar uma quantidade razoável de tempo computacional, não consegue capturar todos os detalhes de temperatura, distorção e tensão residual para soldagens para uma análise completa do fenômeno.

Figura 25 - Elemento SÓLID185 contínuos de oito nós linear



Fonte: ANSYS 2011

A análise por elementos finitos em juntas soldadas de topo, normalmente é feita desacoplada, ou seja, primeiramente é feita a análise térmica, seguida pela análise estrutural. 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 temperaturas obtidas na análise térmica para os nós do modelo mecânico estrutural. A análise mecânica, por sua vez, calcula as tensões decorrentes das variações de temperatura e restrições existentes no modelo.

$$\varepsilon_{Total} = \varepsilon_{EI} + \varepsilon_{PI} + \varepsilon_{VE} + \varepsilon_T \quad (28)$$

Onde:

ε_{EI} - Deformação elástica;

ε_{PI} - Deformação plástica;

ε_{VE} - Deformação visco-elástica;

ε_T - Deformação térmica;

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 análise estrutural é a mesma do modelo térmico, este

com elementos hexaédricos, porém composta pelo elemento estrutural SOLID70, da biblioteca ANSYS. Este tipo de elemento tem a capacidade de condução de calor 3D com propriedades constantes ou termodependentes, condições tanto estáticas quanto transientes. Ele possui oito nós com apenas um grau de liberdade para cada nó, a temperatura.

Para a solução da análise estrutural resta apenas definir as condições de contorno, ou seja, as restrições mecânicas impostas no componente.

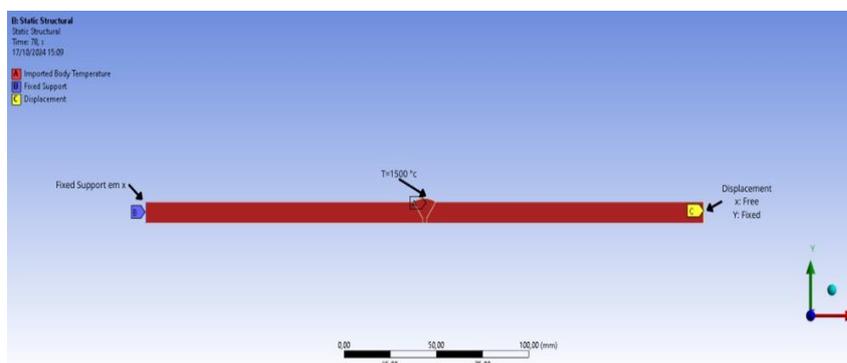
2.3.7 Condições de Contorno Estruturais

Para aplicar as condições de contorno estruturais é necessário que se tenha em mente a forma final que o componente pode assumir. A escolha de vinculações que empecem o movimento natural do componente durante o resfriamento pode alterar o campo de tensões residuais (WENTZ, 2008).

Como descrito em todo capítulo, uma das condições de contorno da análise estrutural do processo de soldagem é a análise térmica. E esta condição de contorno é feita nó a nó e em cada passo de tempo. Isto é chamado de acoplamento entre domínios.

Além do campo de temperatura originada das análises térmicas, existem outras condições de contorno como, por exemplo, as restrições da estrutura. Para este caso as restrições são apenas para o caso de convergência da análise. É como se a chapa estivesse totalmente livre para qualquer tipo de distorção. As restrições na direção x é para o caso de simetria, já na direção y é como se ela estivesse biapoitada livre para rotação e na direção z é para não ficar “flutuando” no ar, isto porque o sistema não convergiria. A condição de contorno está representada na Figura 26.

Figura 26 - Restrições da chapa para o caso da influência das propriedades termodependentes



Fonte: Autor (2024)

3 METODOLOGIA

Neste capítulo é apresentada a metodologia geral do trabalho, das simulações numéricas no estudo dos ciclos térmicos e distorções em estruturas soldadas. Será abordada a problemática que envolve as distorções no processo de soldagem devido ao rápido aquecimento e resfriamento da estrutura soldada, assim como o estudo dos métodos explícitos de forma a solucionar o problema apresentado.

Uma vez que o objetivo do trabalho é contribuir para o conhecimento detalhado das distorções que ocorrem no processo de soldagem, assim como suas causas e possíveis medidas proativas para sua minimização, através de técnicas computacionais, a metodologia utilizada deve contemplar simulações e comparação com a literatura para entrada de dados e validação de tais simulações.

3.1 Avaliação do problema

As distorções de soldagem, juntamente com as tensões residuais são dois dos maiores problemas que envolvem o processo. A alta transferência localizada de calor, fundamental para a união das peças, também é responsável por ambos os aspectos citados acima. A Figura 27 demonstra uma situação de deformação devido à soldagem de duas chapas planas de aço inoxidável.

Atualmente, a avaliação das distorções de qualquer sistema soldado é feita após a execução do processo da peça de corpo de provas. Com base nessa análise preliminar, são determinadas as alterações no processo que devem ser tomadas para a eliminação da deformação.

Essas alterações solicitam o conhecimento aprofundado do procedimento, requisito alcançado pela qualificação do profissional responsável pelo processo. Em peças de geometria complexa, no entanto, faz-se necessário a soldagem de diversas peças, com mudanças no processo, tais como: parâmetros de soldagem, restrição das peças, mudança na sequência de soldagem, variação na temperatura de pré e pós-aquecimento. Algumas dessas alterações são realizadas de forma empírica, dificultando a validação do resultado ideal.

Esse grande número de corpos de prova acaba por se tornar de alto custo, tanto de caráter financeiro como no quesito tempo, muitas vezes não disposto pela necessidade de agilidade e redução de custo presente em qualquer empresa do ramo metalmeccânico.

Figura 27 - Distorção localizada causada por uma pequena solda entre chapas de aço inoxidável



Fonte: Welding Journal (2011)

O método de avaliação por elementos finitos permite a análise das alterações previamente mencionadas, com reduções nos custos financeiro e de tempo. Entretanto, é necessária uma definição do modelo ideal de simulação, encontrado através da definição de alguns parâmetros abordados na revisão bibliográfica do presente trabalho.

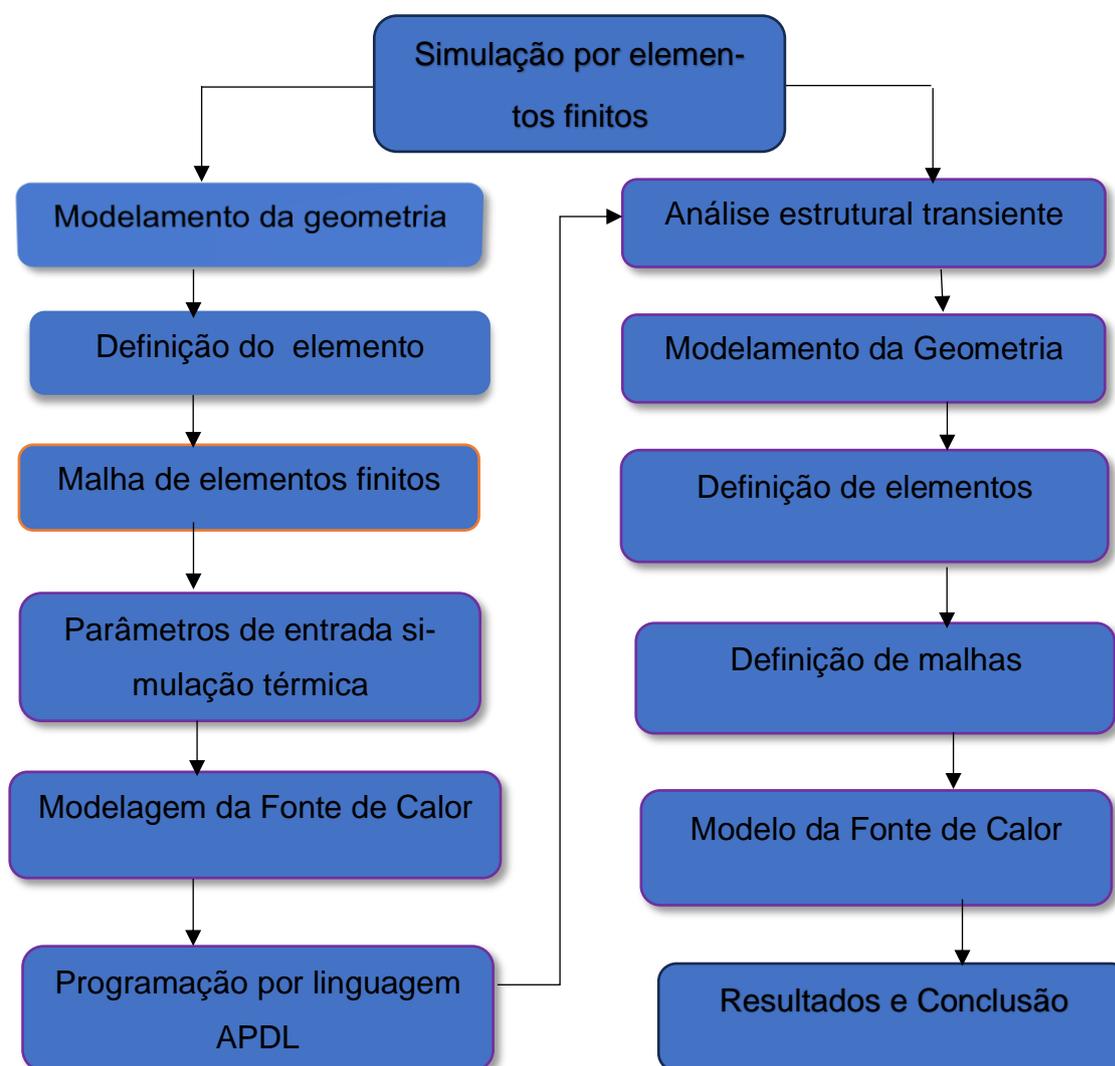
Este trabalho busca a definição de um modelo de simulação que se aproxime da situação de redução e/ou eliminação das distorções de soldagem e, com base neste modelo geral, avaliar alterações na parametrização do processo visando agilidade e redução de custos comparado com o processo real.

3.2 Procedimento para a simulação

A partir deste momento, é realizado o descritivo de todas as etapas que envolvem a criação de um modelo virtual de distorções de soldagem, e que serve como referência para um melhor entendimento da execução do projeto.

O procedimento geral para simulação do caso sob estudo é composto pelas seguintes etapas: para a etapa térmica (não simulada) a geração da geometria; geração da malha de elementos finitos; definição das propriedades do material; especificação dos parâmetros de soldagem; definição das condições de contorno e iniciais; especificação dos parâmetros do *solver*; solução; e pós-processamento. Para a etapa mecânica, são necessários: malha, geometria e resultados da etapa térmica; definição das propriedades; definição das condições iniciais e de restrição da chapa; especificação dos parâmetros do *solver*; solução; e pós-processamento e um fluxograma de análise como indica a Figura 28.

Figura 28 - Fluxograma de Análise Termo estrutural



Fonte: Autor (2024)

3.2.1 Análise estrutural transiente

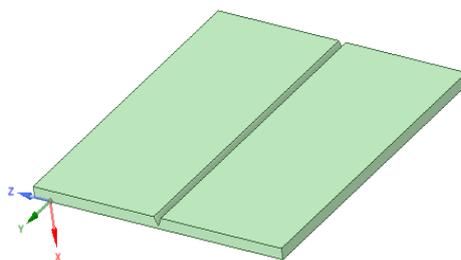
A segunda etapa de análise de distorções de soldagem é de caráter estrutural. A partir deste momento, com base nos dados obtidos na análise térmica, são avaliadas as alterações estruturais que ocorrem no modelo. Para tanto, é necessária a definição dos parâmetros de análise, a inserção de restrições, como indica a Figura 28 e a elaboração de uma rotina de programação para finalizar a análise.

3.2.2 Modelamento de geometria

O procedimento de simulação de distorções de soldagem inicia-se com o modelamento do corpo de prova em um software CAD. No presente estudo foi utilizado

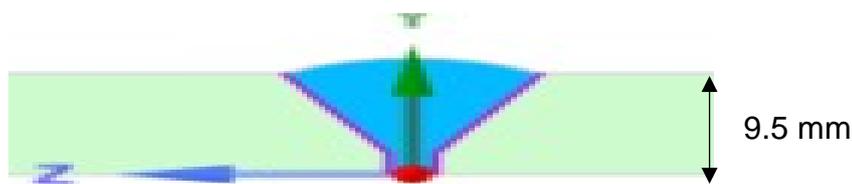
o software Ansys Spaceclaim como ferramenta de execução deste modelamento. Desta forma, foram desenhadas duas chapas, de topo, com dimensões de 300 milímetros de comprimento por 150 milímetros de largura e espessura de 9,5 milímetros com chanfro em “V” de 60° de abertura e chanfro em “U” para o estudo do efeito de distorções devido ao processo de soldagem, como apresentado na Figura 29, Figura 30 e Figura 31.

Figura 29 - Dimensões bidimensionais das chapas corpo de prova



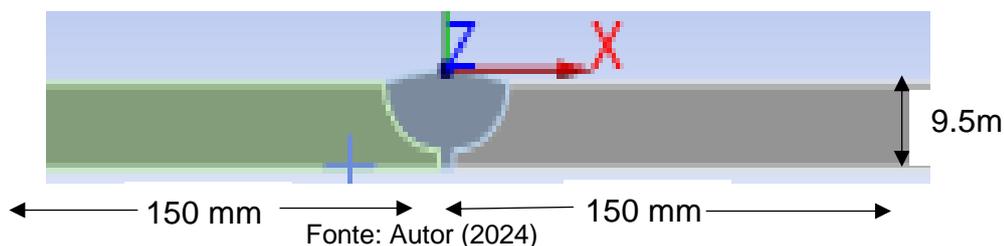
Fonte: Autor (2024)

Figura 30 - Dimensões bidimensionais das chapas corpo de prova



Fonte: Autor (2024)

Figura 31 - Geometria tipo “U” do segundo corpo de prova

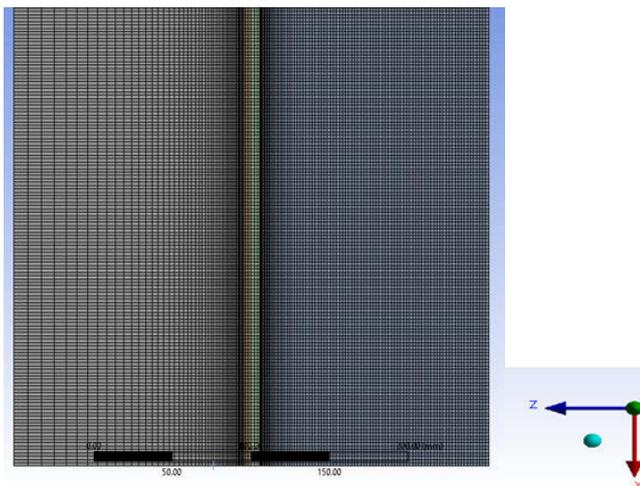


Fonte: Autor (2024)

No sentido da largura das chapas é feita uma divisão em 20 milímetros a partir da origem, por todo o comprimento da mesma, objetivando facilitar o refinamento de malha somente na região de maior interesse, ou seja, próximo ao cordão de solda.

No segundo momento, foi desenhado o cordão de solda, de maneira a preencher todo o comprimento das chapas com garganta (distância entre a raiz da junta e a face da solda) de 2 milímetros. A Figura 32 apresenta o modelamento realizado para utilização no software Ansys Workbench.

Figura 32 - Cordão de solda, preenchendo todo o comprimento longitudinal



Fonte: Autor (2024)

3.2.3 Definição de Elementos

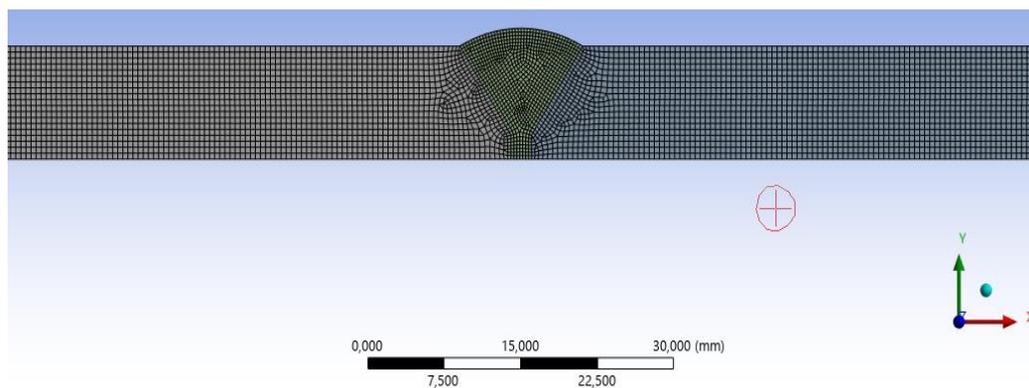
Seguindo a execução, foi realizada a definição do tipo de elemento apresentado no item 2.3.6 presentes na análise. Esta definição também é um parâmetro relacionado à verificação do modelo que mais se adéqua a situação real de distorções de soldagem. Foi definida a utilização de elementos tridimensionais de primeira ordem, com um nó vinculado a cada vértice do elemento, esta definição é realizada na janela gráfica do software através da indicação da opção vinculada à manutenção ou exclusão dos nós médios do elemento. Habilitando a manutenção dos mesmos, temos a formulação de elementos tridimensionais de segunda ordem, entretanto, desabilitando esta formulação, temos elementos tridimensionais de primeira ordem.

3.2.4 Malha

Dentro do ambiente virtual da análise estrutural, foi definido como condição geral nas análises deste estudo, o tamanho de elemento definido pelo software. Entretanto, houve um refinamento solicitando alta relevância da mesma, com o objetivo de aumentar o número de elementos presentes nas regiões adjacentes ao fluxo de entrada de calor de soldagem. Na região de aplicação do fluxo de calor, cordão de solda e segmentos da chapa, foi definido o tamanho de elemento de 1 milímetro. Esta definição está vinculada a uma melhor qualidade da malha, o que representa uma busca por resultados coerentes com a situação real de aplicação. O tipo de malha presente na análise é um dos parâmetros que são avaliados na busca do modelo virtual ideal. Desta forma, em modelos diferentes, foi necessária a utilização tanto da

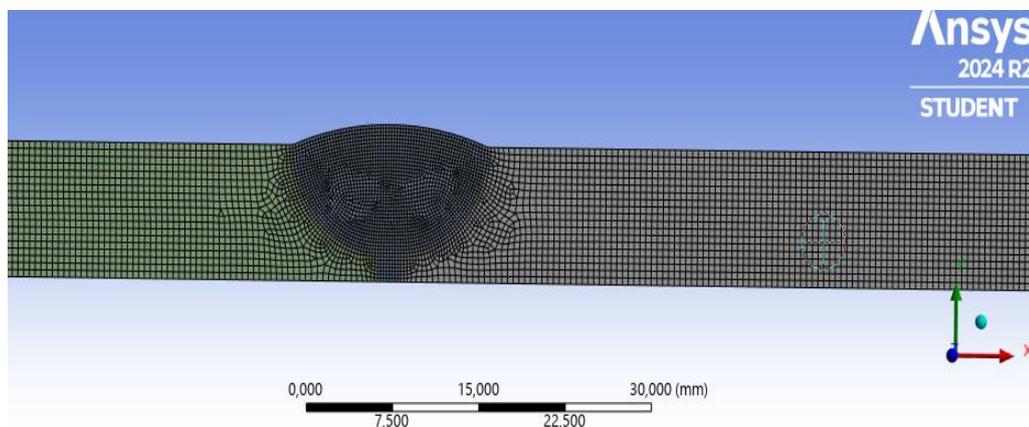
malha livre quanto da malha estruturada. Esta definição é realizada através da indicação na janela gráfica do ambiente virtual do software. A Figura 33, Figura 34 e Figura 35 apresentam respectivamente, com 37.892 nós e 12.213 elementos chanfro “V”, e 41.522 nós com 13.421 elementos chanfro “U” em destaque seção transversal do cordão de solda com refinamento de malha para ambos os chanfros.

Figura 33 - Vista frontal com refino de malhas, chanfro em “V”



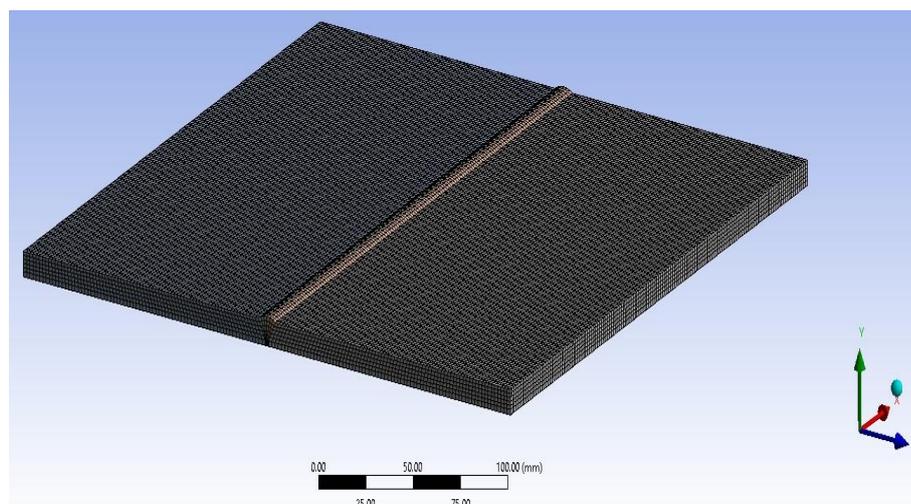
Fonte: Autor (2024)

Figura 34 - Vista frontal com refino de malhas, chanfro em “U”



Fonte: Autor (2024)

Figura 35 - Vista isométrica apresentando o cordão de solda



Fonte: Autor (2024)

3.2.5 Materiais e consumíveis

O material utilizado como metal de base para confecção das juntas soldadas foi o aço ASTM A36 processado por laminação convencional, cujas propriedades químicas estão apresentadas na Tabela 1, as propriedades mecânicas do arame na Tabela 2, as propriedades mecânicas do aço na Figura 36, as propriedades térmicas do aço na Figura 37, sendo dependentes da temperatura, o que é fundamental para se ter resultados coerentes via simulação numérica.

Tabela 1 - Composição Química Nominal do aço ASTM A36

Elementos	C	Cu	Si	P	S
Composição (%)	< 0,25 – 0,29	0,2	< 0,28	<0,04	0,05

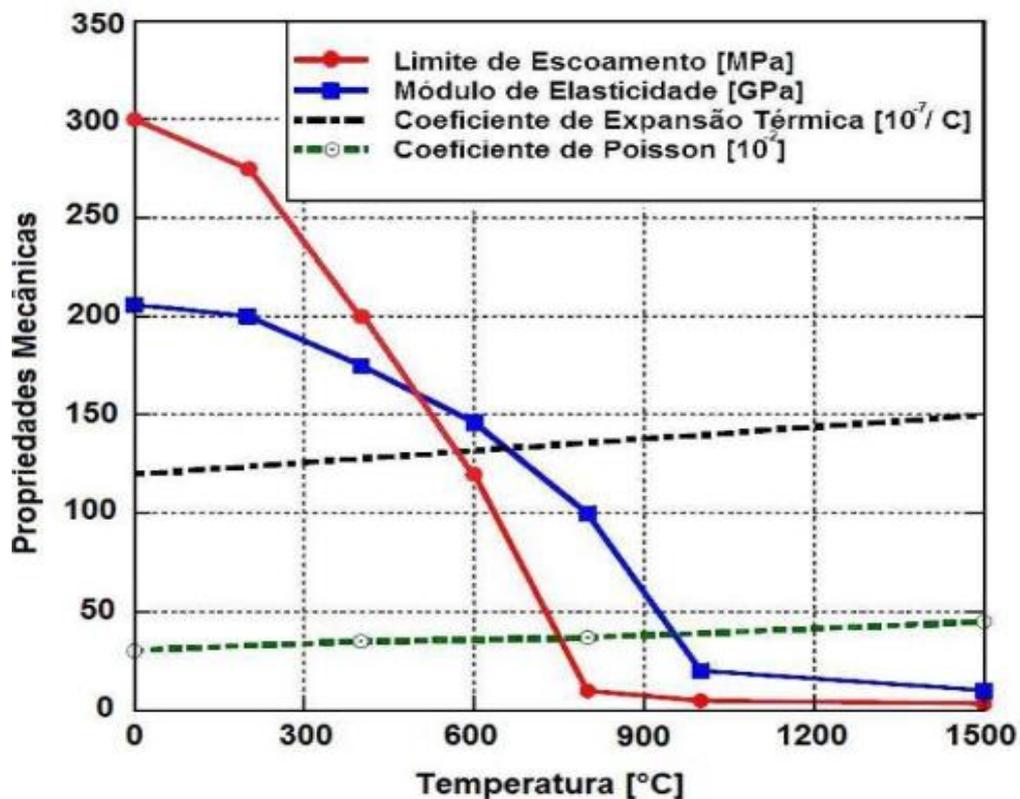
Fonte: MATWEB (2010)

Tabela 2 - Propriedades mecânicas do arame AWS A5.20-05 E71T-1C

Propriedades Mecânicas	Valor de Referência
Limite de escoamento (Mpa)	500
Limite de Resistencia (Mpa)	590
Alongamento %	28
Impacto Charpy a -30°C (J)	86

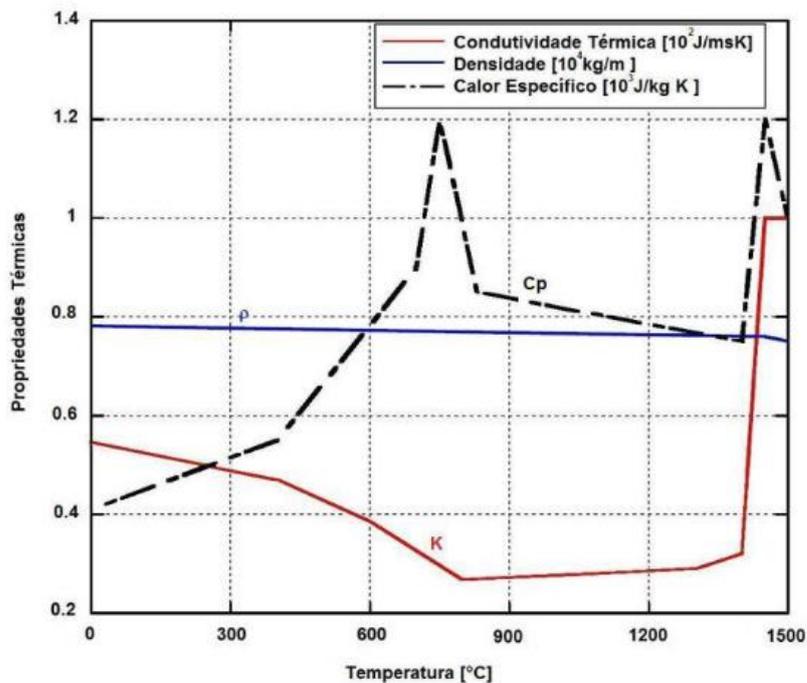
Fonte ESAB (2015)

Figura 36 - (a) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono



Fonte: (DENG; MURAKAWA, 2008)

Figura 37 - (b) Propriedades mecânicas do aço baixo carbono



Fonte: DENG; MURAKAWA (2008)

O calor específico define a variação térmica de uma substância quando esta recebe uma determinada quantidade de calor.

A condutividade térmica é a capacidade de um material em conduzir calor, isto é, quanto maior for o seu valor, maior é a taxa de transferência de calor para esse material. Esta propriedade vai ter uma grande influência na simulação da análise térmica.

Para as simulações com as propriedades constantes, foram escolhidos os valores que estão na temperatura ambiente, que são as mais utilizadas. As propriedades térmicas constantes do material que foram utilizadas estão definidas na Tabela 3.

Tabela 3 - Valores das propriedades térmicas constantes do aço ASTM A36

k [W/mK]	C_p [J/kgK]	ρ [kg/m ³]
51,9	450	7850

Fonte: MATWEB (2010)

Onde:

k - Valor da condutividade térmica;

c_p - Valor do calor específico;

ρ - Densidade do material;

A escolha do tipo e diâmetro do eletrodo está relacionada ao fato de já existirem trabalhos prévios com esse tipo de arame aplicado ao processo FCAW curto-circuito, (MIRANDA, 2015) e (MARINHO, 2020) servindo como comparação, e também pelo fato de que este tipo de arame é amplamente utilizado na soldagem de componentes de aço ao carbono.

Esse metal de adição pode ser usado para soldas de passagem única e múltipla nas posições plana (1G e 1F) e horizontal (2F), com proteção gasosa de 100% de CO₂.

3.2.6 Parâmetros de Entrada na Análise Térmica Numérica

Nas simulações do corpo de provas, foi realizada uma simulação térmica transiente e estrutural de um único passe de soldagem. Na Tabela 4 lista-se os parâmetros utilizados do processo de soldagem por FCAW para os chanfros em V e U. As variáveis empregadas nesta simulação estão referenciadas acima, estudada por (MIRANDA, 2015).

Tabela 4 - Parâmetros estimados do aporte térmico utilizado na simulação numérica

Tipo de Chanfro	Espessura da Placa (mm)	Nº de Passes	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade de soldagem (m/s)	Energia Líquida (J/s)	Ângulo do Chanfro (°C)
V	9,5	1	28	185	0,003	4144	60
U	9,5	1	28	185	0.003	4144	60

Fonte: MIRANDA (2015)

Os parâmetros geométricos a_f , a_r , b , c e os parâmetros energéticos f_f e f_r , foram obtidos com o auxílio das relações existentes dentro da literatura (GERY; LONG; MAROPOULOS, 2005) ; (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005), são mostrados pela Tabela 5.

Tabela 5 - Parâmetros geométricos e energéticos da fonte de calor

Potência (Q)	4144 [W]
Eficiência (η)	0,80
Velocidade (v)	3×10^{-3} [m/s]
a_f	0,008 [mm]
a_r	0,012 [mm]
b	0,005 [mm]
c	0,017 [mm]

Fonte: GERY; LONG; MAROPOULOS (2015)

Aplicações do elipsóide de Goldak em análises bidimensionais não foram encontradas na literatura. Aqui se usa este modelo, haja vista maior precisão nos resultados que este proporcionará. A aplicação é feita através de uma tabela tridimensional com os valores calculados de q variando ao longo dos eixos de coordenadas x , y e ao longo do tempo, eixo z . Esses valores de densidade de potência são aplicados, ao modelo em elementos finitos, numa área com as dimensões da elipse descrita pelos parâmetros b e c .

3.2.7 Modelagem da fonte de calor

A modelação da fonte de calor é um dos parâmetros mais importantes para simulação tridimensional transiente. Neste trabalho utilizou-se a dupla elipsóide proposta por Goldak para modelar a fonte de calor. Os parâmetros dimensionais a_f , a_r , b , c normalmente são determinados a partir de dados experimentais. Contudo, na sua ausência, para o quadrante frontal pode estimar-se que a dimensão longitudinal

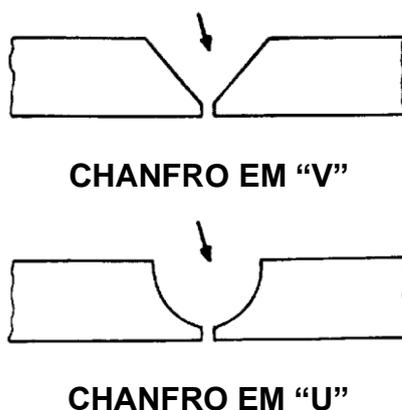
é aproximadamente igual à metade da largura do cordão; já para o quadrante posterior pode-se assumir que a sua dimensão longitudinal é igual a $3/2$ do cordão de soldagem (WENTZ, 2008). Na Tabela 5 do item 3.2.6 estão apresentados os parâmetros considerados para a dupla elipsóide de Goldak deste trabalho.

3.2.8 Influência do Tipo de Junta na Propagação do Calor

Um dos fatores de grande influência no ciclo térmico de soldagem é o tipo de junta utilizado. Já que estes estão intimamente ligados à distribuição de energia do arco elétrico sobre a junta e a facilidade de remoção do calor por condução pelo material, considerando que para juntas diferentes o volume de material próximo à poça de fusão também é diferente (ARAÚJO, 2012).

Para verificar a influência que o tipo de junta utilizada tem no calor do processo de soldagem, foram realizadas análises numéricas em elementos finitos utilizando o software Ansys®. para quantificar o fluxo de calor para os diferentes tipos de juntas. Para a simulação foi colocado uma fonte de calor na forma de área com uma temperatura pré-definida de 1500 °C com o restante do material à temperatura ambiente (25°C). Esta fonte na forma de área tem um formato triangular com duas de suas arestas com dimensões iguais a espessura das chapas. E o ângulo entre estas arestas com o valor de 60°. Desta forma, é possível fixar a geometria e a dimensão da fonte de calor para os diversos tipos de juntas para efeito de comparação conforme mostra a Figura 38.

Figura 38 - Tipos de juntas que foram analisados os fluxos de calor via elementos finitos

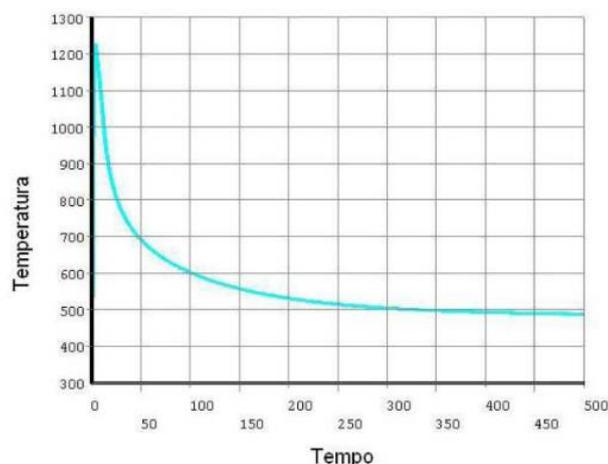


Fonte: O Autor

O histórico de temperaturas para um ponto na superfície da solda é mostrado na Figura 39. A figura mostra o rápido aquecimento até o ponto de fusão, seguido por

um decaimento logarítmico até a temperatura ambiente, como é esperado para este tipo de resfriamento.

Figura 39 - Histórico de temperatura, valores em kelvin e segundos.



Fonte: (WENTZ, 2008)

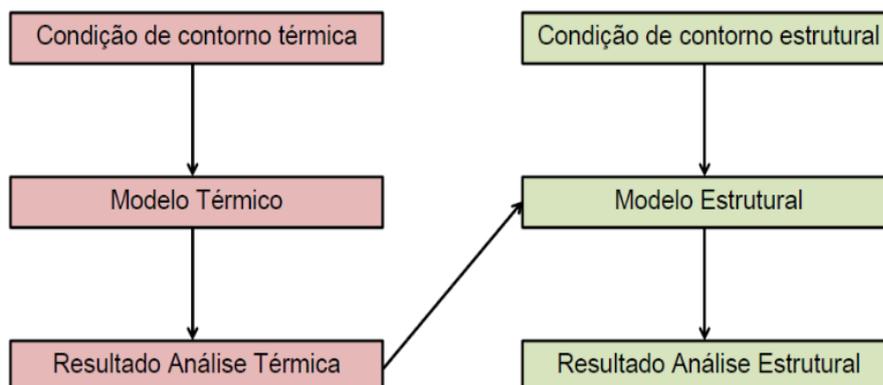
É importante observar que a simulação da soldagem envolve um modelo transitório não linear, pois a fonte de calor se movimenta com o tempo e as propriedades do material variam com a temperatura.

O estudo 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 40.

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 41.

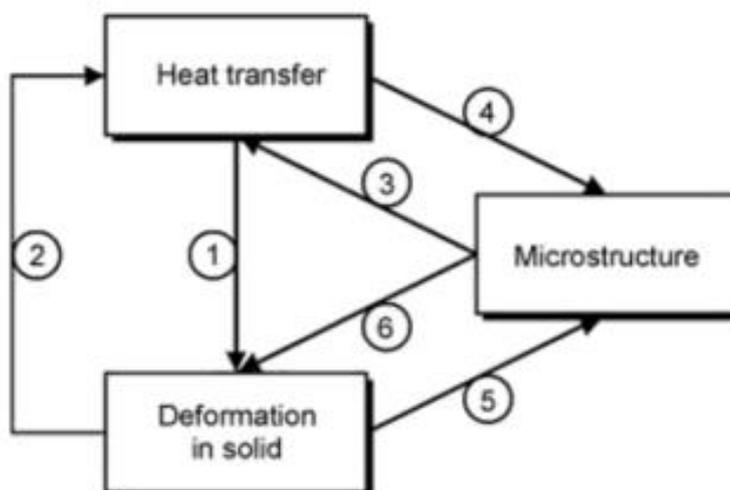
Para uma análise térmico-mecânica, o acoplamento 1 explica que a expansão térmica, que depende da temperatura, gera deformações; enquanto o acoplamento 2 indica que as deformações geram calor e alteram as condições de contorno térmicas (LINDGREN, 2007).

Figura 40 - Esquema sequencial para análise termo-estrutural



Fonte: Figura adaptada de Lindgren (2007).

Figura 41 - Acoplamentos para simulação de soldagem



Fonte: 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; AKHLAGHI, 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; AKHLAGHI, 2005).

3.2.9 Programação por linguagem paramétrica (APDL)

A programação por linguagem paramétrica, ferramenta presente no software Ansys, facilitando a inserção de dados através de linhas de comando. Essa ferramenta se mostra de grande valia nas análises de soldagem, já que permite a utilização de um modelo que simule o deslocamento do bocal de soldagem, vinculado a uma velocidade de soldagem. Além disso, permite a utilização da equação de Goldak vinculada ao fluxo de calor do processo.

Visando facilitar a execução e avaliação de simulação de processos de soldagem com diferentes parâmetros de entrada, a programação em APDL foi dividida em três diferentes rotinas de programação na análise térmica transiente. A primeira está vinculada aos dados de entrada da análise e devem ser editadas de acordo com os parâmetros de soldagem estudados. A segunda é voltada a execução da equação de Goldak e a avaliação da região onde a mesma é executada, e a terceira busca a criação de um arquivo com os resultados encontrados.

3.3 Considerações na análise termomecânica da soldagem.

Na análise térmica do processo de soldagem foram assumidas as seguintes hipóteses:

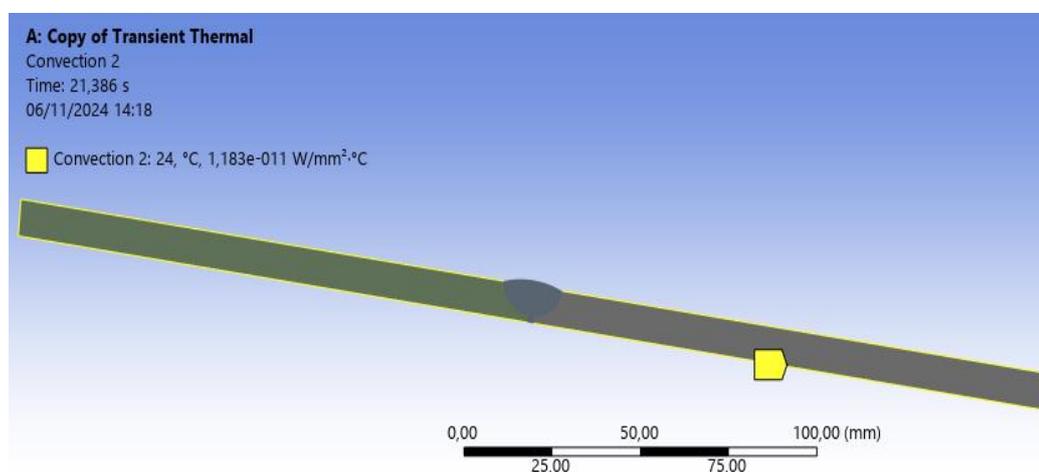
- Todas as propriedades térmicas, com exceção da densidade, são consideradas como função da temperatura;
- O resfriamento por convecção newtoniana linear se considera na superfície superior da chapa base. O valor do coeficiente de convecção é de $1.183 \text{ W/mm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$;
- Não se considera a convecção forçada;
- Não se considera os efeitos da transformação de fase do metal;
- Adota-se uma eficiência global da transferência de calor do arco;
- O fluxo de calor é considerado como uma carga na análise mecânica;
- A fonte de calor é assumida como uma distribuição gaussiana de fluxo de calor sobre a peça de trabalho.(GOLDAK; CHAKRAVARTI; BIBBY, 1984);

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Devido à falta de dados experimentais para o caso de estudo, relativamente ao campo de distribuição das temperaturas não é possível comparar os valores térmicos obtidos na simulação numérica com os reais. No entanto, os resultados obtidos durante a validação numérica com o estudo de alguns dados da literatura são bastante coerentes e, devido à semelhança dos casos de estudo, é de esperar que estes resultados sejam bastante próximos da realidade.

Inicialmente a análise térmica é conduzida, onde a fonte de calor percorre uma distância de 300 mm, comprimento da peça, a uma velocidade de soldagem de 0,0038 mm/s, levando desta maneira 78 segundos do seu início até a extinção do arco. Na Figura 42, Figura 43 e Figura 44, é possível visualizar a obtenção da temperatura para a análise térmica. Os valores apresentados na Figura 45 e Figura 48 correspondem a temperatura em °C. Pode-se observar que diferentes regiões do componente são submetidas a variados gradientes de temperatura, ocorrendo uma distribuição heterogênea após o tempo de soldagem mostrado na Figura 47 e Figura 49.

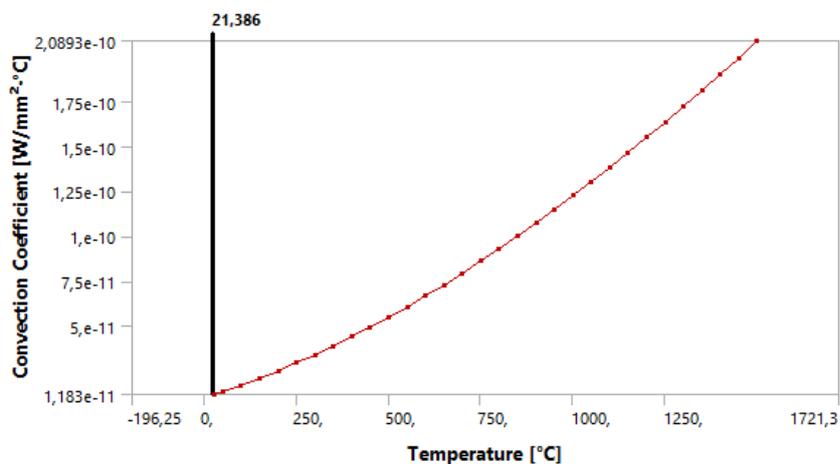
Figura 42 - Condição de Contorno por convecção da superfície chanfro “U”



Fonte: Autor (2024)

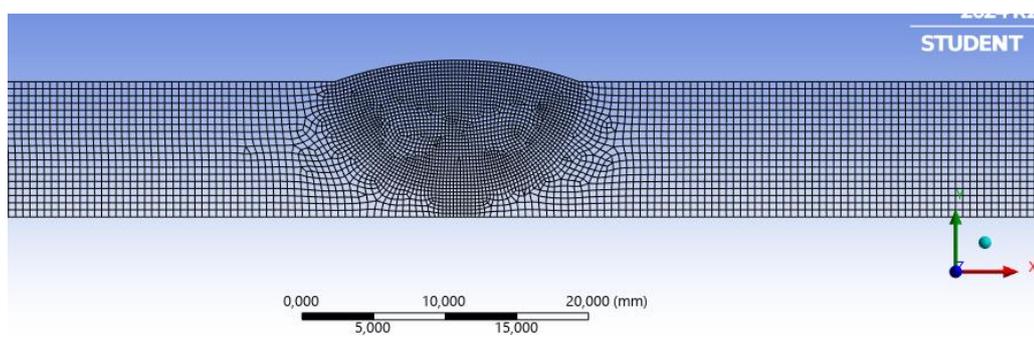
Na análise estrutural, uma das condições de contorno foram o campo de temperatura obtidos da análise térmica anterior (fonte de calor móvel) e as outras condições de contorno foi a restrição em uma das faces transversais da placa da chapa com a outra face livre. Em seguida, são consideradas três condições de fronteira térmica. A condição de fronteira térmica mais simples é a temperatura prescrita. (HANSEN, 2003)

Figura 43 - Curva do coeficiente de convecção dependente da temperatura



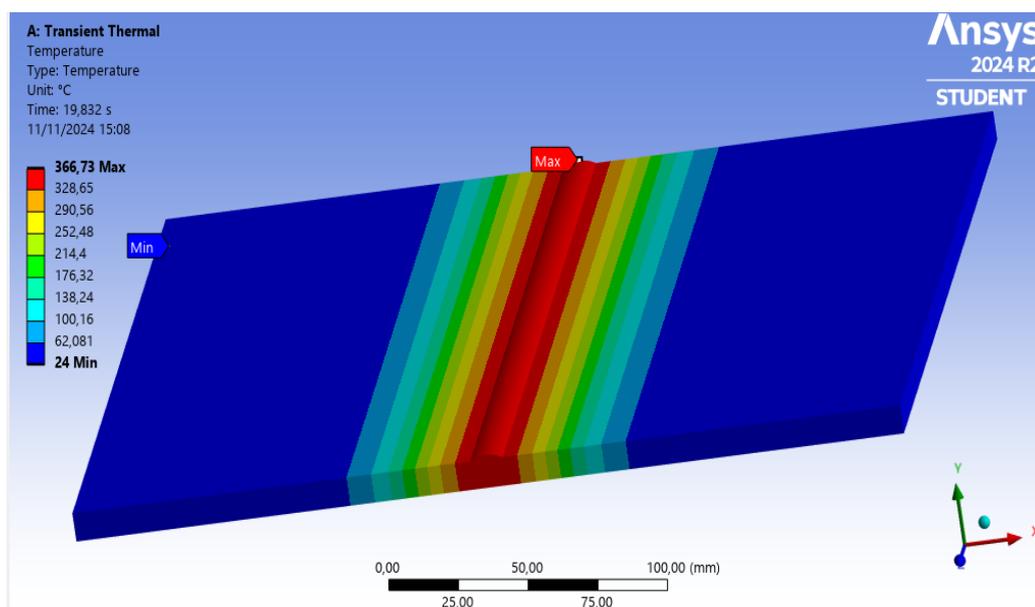
Fonte: Autor (2024)

Figura 44 - Malha para análise termo estrutural em “U”, 41.522 nós e 13.421 elementos



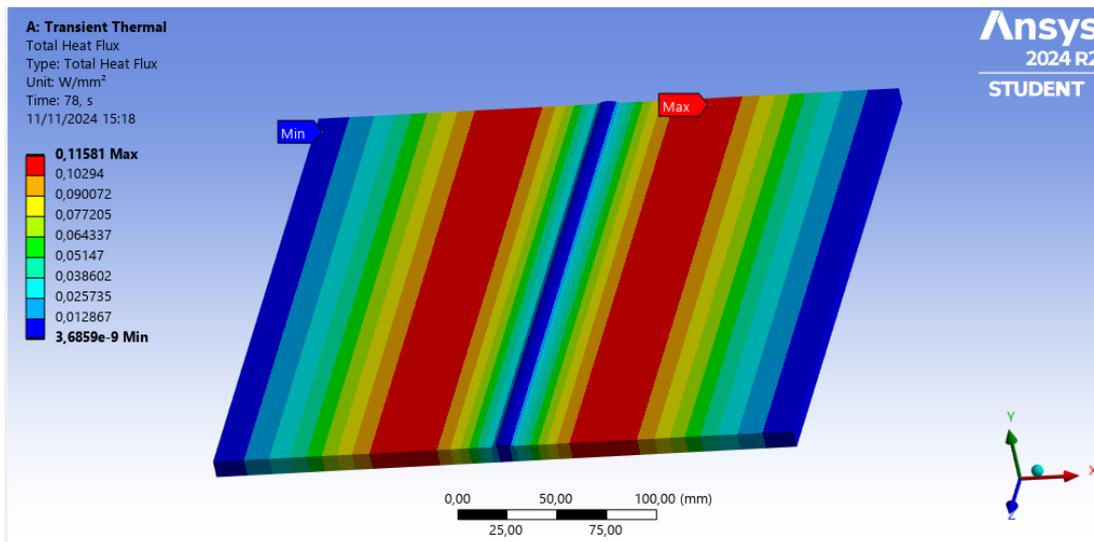
Fonte: Autor (2024)

Figura 45 - Distribuição de temperatura ao longo da seção transversal direção x em 3D



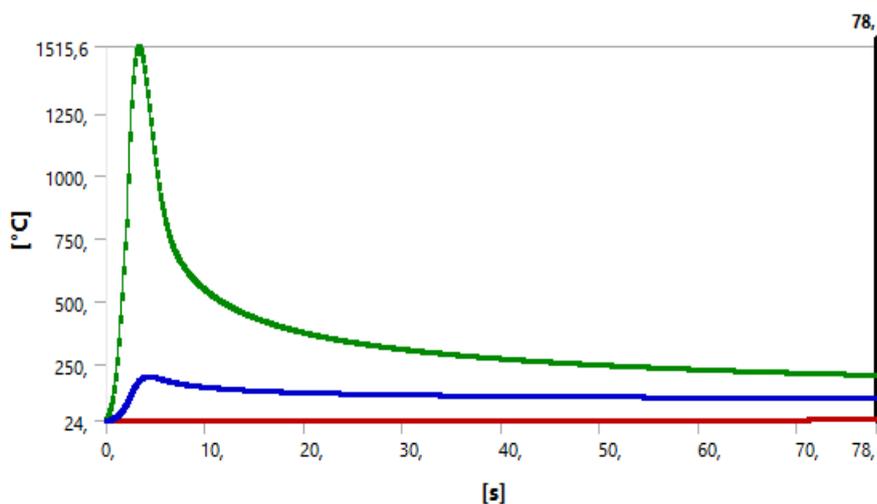
Fonte: Autor (2024)

Figura 46 - Distribuição do Fluxo de Calor Total "U"



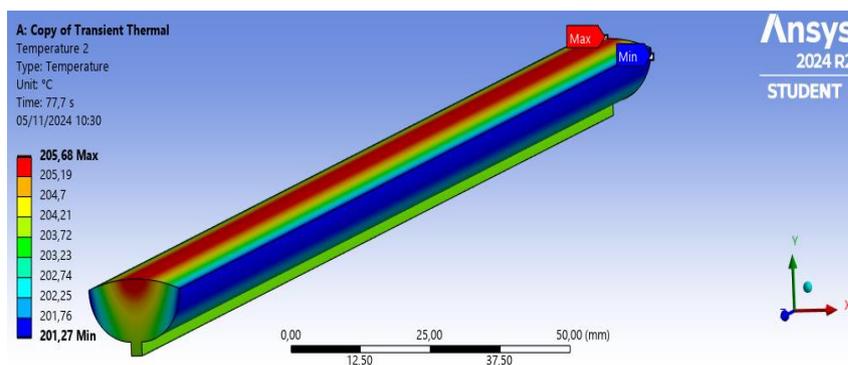
Fonte: Autor (2024)

Figura 47 - Ciclo térmico de temperatura do corpo de prova do modelo "U"



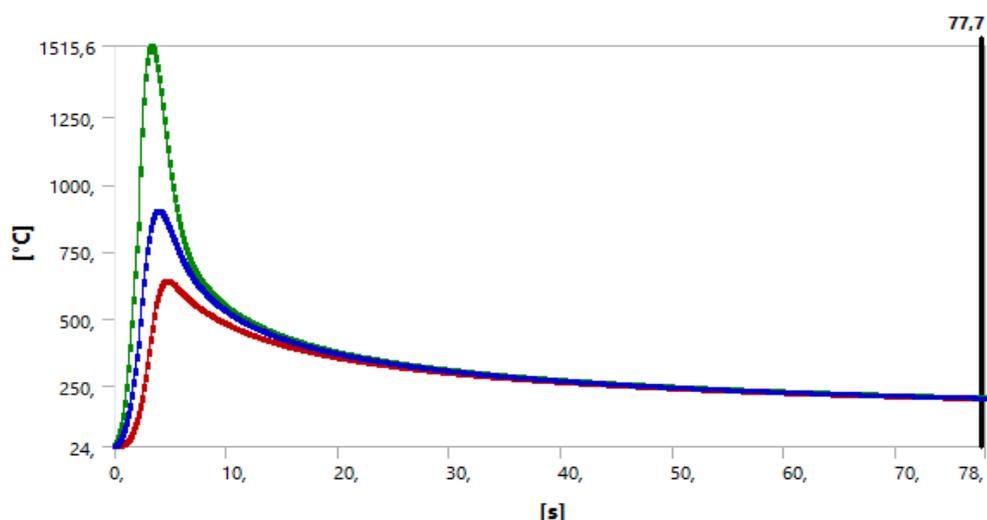
Fonte: Autor (2024)

Figura 48 - Distribuição de temperatura no cordão de solda de passe único



Fonte: Autor (2024)

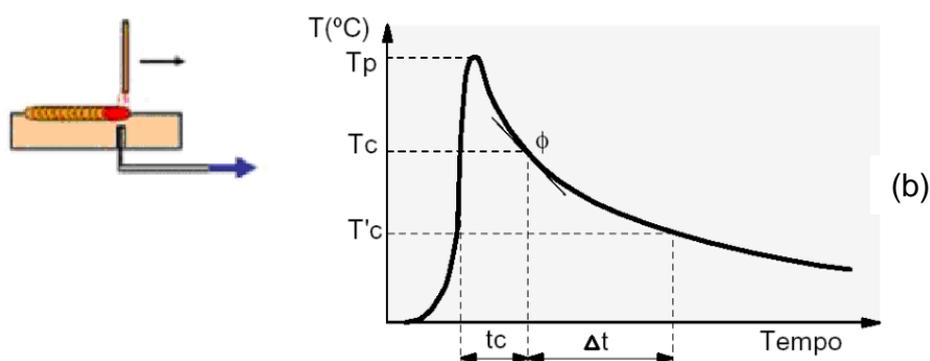
Figura 49 - Ciclo térmico de temperatura do cordão de solda do modelo "U"



Fonte: Autor (2024)

Conforme foi referido anteriormente, devido à falta de dados experimentais para o caso de estudo, relativamente ao campo de distribuição das temperaturas não é possível comparar os valores térmicos obtidos na simulação numérica com os reais. No entanto, os resultados obtidos durante a validação numérica com o estudo de (GUIMARÃES, 2010) são bastante coerentes. A forma de dissipação de calor muito influencia o ciclo térmico no que diz respeito ao resfriamento e à velocidade de resfriamento (ϕ), que é dada pela tangente à curva $T \times t$. Considerando um ponto de uma junta soldada, definido pela sua distância ao centro da solda e pela sua posição em relação à espessura, a variação de temperatura (T) em função do tempo (t) é o ciclo térmico no ponto considerado, conforme mostrado na Figura 50.

Figura 50 - Ciclo térmico



Fonte: GUIMARÃES (2010)

A Figura 50 mostra esquematicamente uma curva de ciclo térmico para o

cordão de solda, onde:

T_p - Temperatura máxima atingida (pico) [°C];

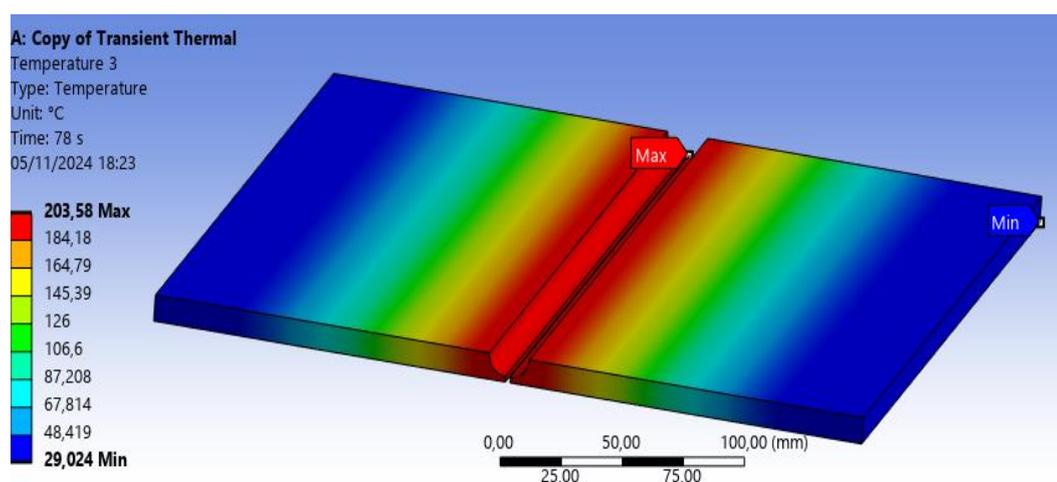
T_c - Temperatura crítica [°C];

t_c - Tempo de permanência acima da temperatura crítica [s];

\emptyset - Velocidade de resfriamento à partir da temperatura T [m/s];

Nesta simulação, as placas foram submetidas a imposição de calor gerado por corrente elétrica à temperatura ambiente e processo convectivo de perda de calor para o meio. Foi considerado apenas perda de calor por convecção térmica em todas as superfícies como condição de contorno. As perdas por radiação não foram consideradas para não incrementar o tempo de solução dos modelos e também pelo fato de a perda de calor ser significativa apenas na região da poça de fusão (GOLDAK; CHAKRAVARTI; BIBBY, 1984).

Figura 51 - Campo de temperatura na chapa de passe único



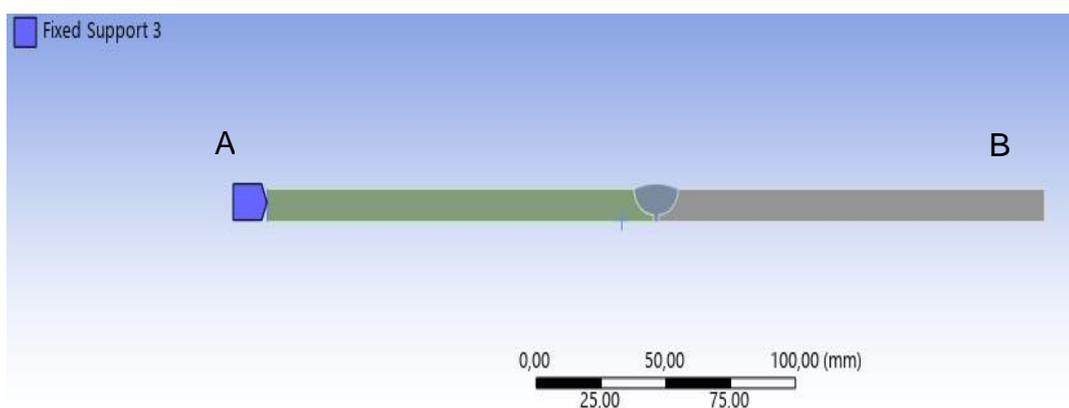
Fonte: Autor (2024)

Neste artigo, é apresentada uma simulação de elementos finitos do processo de soldagem que produz as tensões residuais induzidas pela soldagem em uma chapa soldada de topo. O modelo foi validado pela comparação de suas previsões com resultados de deformação e simulações numéricas da literatura (WU; SYNGELLAKIS; MELLOR, 2001). Com base nesses parâmetros foi proposto um procedimento de modelagem simplificado de precisão razoável. A velocidade de soldagem e a espessura da chapa demonstram ter efeitos consideráveis nas distorções de soldagem e tensões residuais.

Como primeiros resultados deste estudo foram obtidos os campos de

temperatura transiente durante o processo de soldagem ao longo da chapa utilizando a condição de contorno de convecção da Figura 42 com a temperatura de pico e temperatura crítica, conforme Figura 51 e comparada com um grafico experimental de (GUIMARÃES, 2010).

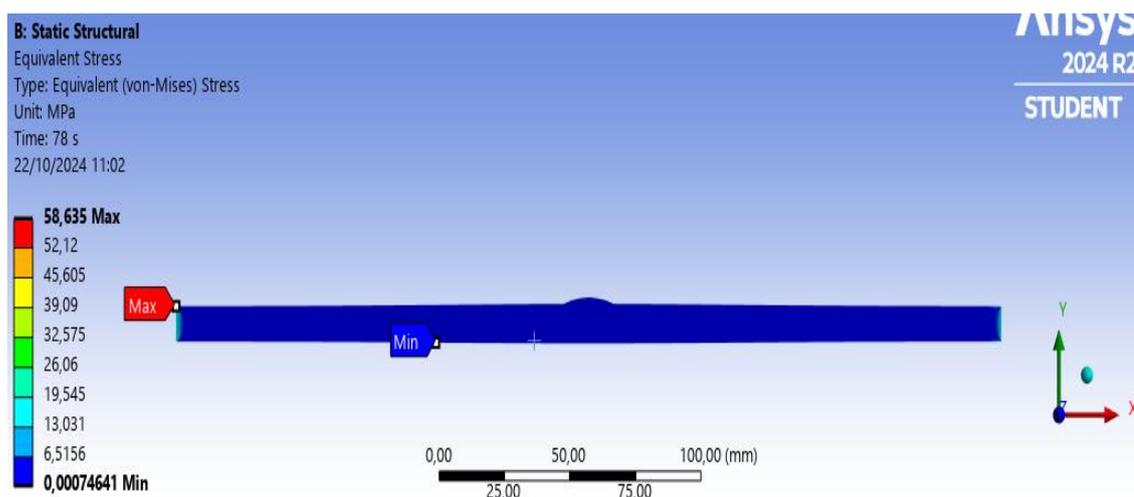
Figura 52 - Suporte fixo de restrição face engastada do modelo "U"



Fonte: Autor (2024)

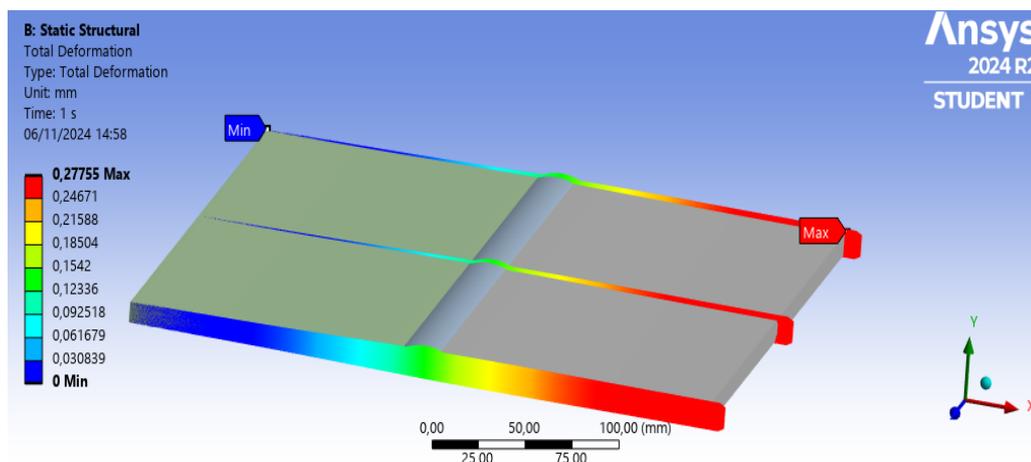
Empregando-se o modelo bidimensional foi possível reduzir os tempos de processamento e volume de arquivos, adequando o modelo de elementos finitos aos recursos computacionais disponíveis. Tendo restringido a face de engastamento A com a outra extremidade B livre. Esta situação está representada na Figura 52.

Figura 53 - Tensão de Von-Mises na simulação do corpo de prova do modelo "U"



Fonte: Autor (2024)

Figura 54 - Deslocamento máximo na direção x chanfro “U”

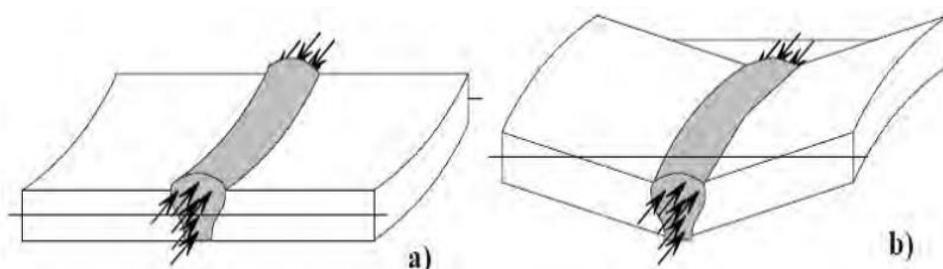


Fonte: Autor (2024)

Por se tratar de uma solda linear e de pouca penetração, escolheu-se simplificar o problema usando a hipótese de estado plano de deformação. A escolha é principalmente baseada no fato da chapa grossa de 9.5 mm, julga-se que a flexão causada no eixo transversal a solda (Figura 53) pode ser desprezada, pois a inércia da seção irá resistir suficientemente a este modo de flexão. Não observou-se uma distorção angular aproximadamente constante ao longo da seção transversal da chapa, além de uma distorção por flexão longitudinal no sentido do cordão de solda. A ausência de experimental não há medições de tensões residuais e acaba por limitar as conclusões sobre as diferenças de resultados entre experimento e simulação. No entanto, as simplificações necessárias para a simulação da etapa mecânica provavelmente podem ser a causa desta diferença do ponto de vista quantitativo.

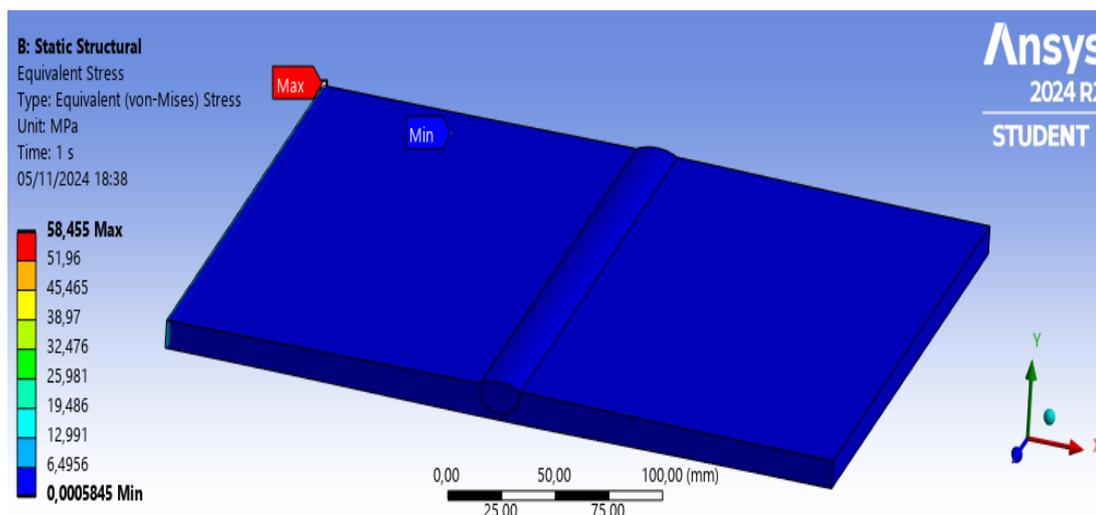
A distorção longitudinal é governada pelo momento longitudinal e consequentes tensões longitudinais. Dependendo da magnitude da distorção angular, duas formas de distorção longitudinal são possíveis, conforme Figura 55, devido a movimentação da linha neutra da geometria.

Figura 55 - Distorção longitudinal convexa (a) e côncava (b)



Fonte:(PILIPENKO, 2001)

Figura 56 - Equivalente Von-Mises



Fonte: Autor (2024)

Obtidos os dados da análise térmica, foi possível iniciar a avaliação do modelo estrutural de soldagem, onde, efetivamente, são verificadas os deslocamentos resultantes do rápido aquecimento do metal.

O software Ansys permite a avaliação das distorções na forma gráfica na direção determinada pelo usuário. Sendo assim, tornou-se possível exibir as deformações verificadas na direção X, para avaliação das mesmas na chapa horizontal.

O software Ansys apresenta, além dos dados numéricos, uma resolução na forma gráfica, o que permite uma melhor visualização da análise na totalidade. Na sequência, são apresentados alguns gráficos criados, utilizando o corpo de prova como referência, onde é possível avaliar o modo como ocorre o avanço do fluxo de soldagem, assim como a tensão de Von-Mises. A Figura 56 apresenta a malha e as condições de restrição em cada instante de tempo.

Na Figura 54 efetua-se a medição conforme as restrições, fixam-se as coordenadas nas direções Y (espessura da peça) e Z (comprimento da peça), e avaliam-se as variações dimensionais na coordenada X (largura da peça) na chapa que se encontra na horizontal.

O histórico de temperaturas para um ponto na superfície da solda é mostrado na Figura 56. A figura mostra o rápido aquecimento até o ponto de fusão, seguido por um decaimento logarítmico até a temperatura ambiente, como é esperado para este tipo de resfriamento.

Este é um resultado interessante, que serve de análise para o ponto de vista estrutural. Curvas de decaimento térmico ao longo do corpo soldado podem, juntamente com o diagrama de fase, indicar onde o componente se encontra normalizado, ou seja, teve sua tensão de escoamento reduzida. Análises globais por elementos finitos podem mais precisamente escolher as zonas afetadas pelo calor e calcular margens de segurança mais reais.

Outro fator que se deve atentar é que a hipótese de estado plano de deformações restringe o modo como o corpo sofre deformação, ou empena, impedindo o modo (d) visto na Figura 57.

Em vista dos bons resultados obtidos por (WU; SYNGELLAKIS; MELLOR, 2001), também se adotou a simplificação de estado plano de deformações para a simulação de solda por arco elétrico. Assim, empregando o modelo bidimensional foi possível reduzir os tempos de processamento e volume de arquivos, adequando o modelo de elementos finitos aos recursos computacionais disponíveis.

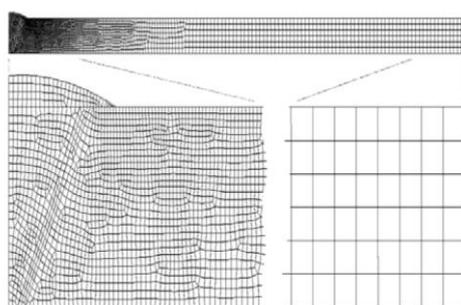
A soldagem não foi assumida como sendo simétrica, no modo como: HANSEN 2003 e Wu 2001 utilizaram suas análises.

Podemos ainda calcular o coeficiente de segurança segundo critério de falha de von Mises. Caso o coeficiente de segurança seja menor que 1, então a estrutura falhará por escoamento.

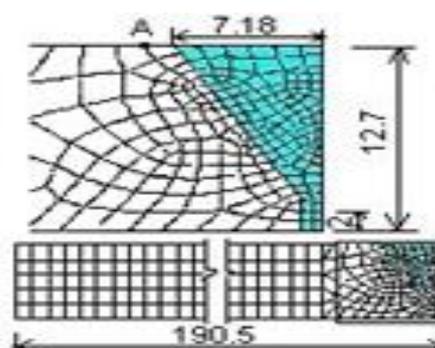
$$\text{Coeficiente de Segurança} = \frac{\text{Tensão de escoamento do material}}{\text{Tensão equivalente de von Mises calculada}} \quad (29)$$

Como o menor coeficiente calculado é igual a 2,188, então, a estrutura não apresentará falha por escoamento, segundo critério de falha de von Mises.

Figura 57 - Geometria com a malha de elementos finitos para a análise bidimensional da aplicação de solda de topo, usadas por HANSEN 2003(a), Wu 2001(b)

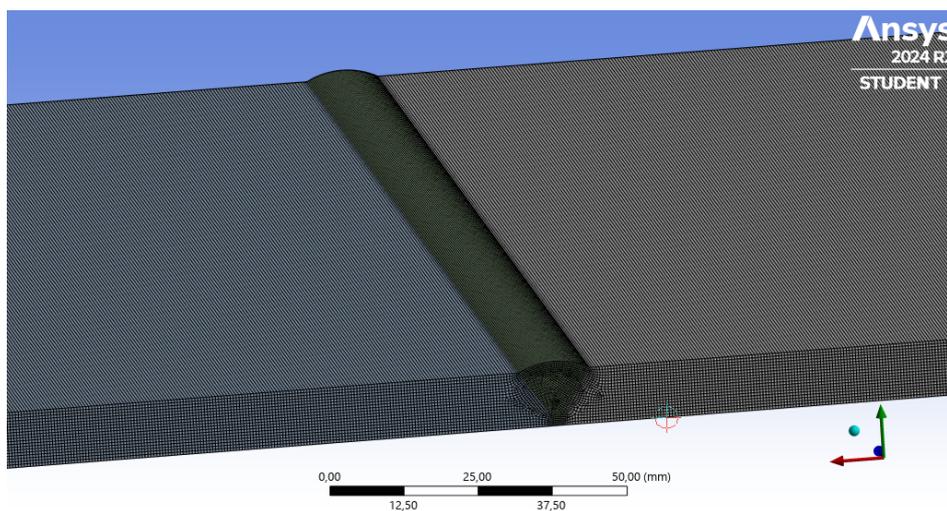


Fonte: HANSEN (2003) (a)



Fonte: Wu 2001 (b)

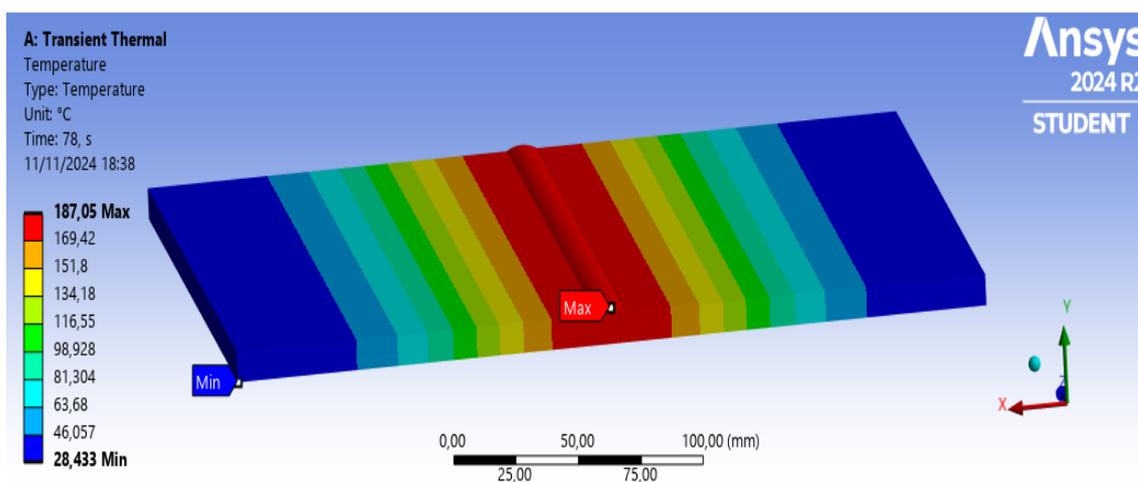
Figura 58 - Geometria da malha canfro “V” apresentando 37892 nós e 12213 elementos



Fonte: Autor (2024)

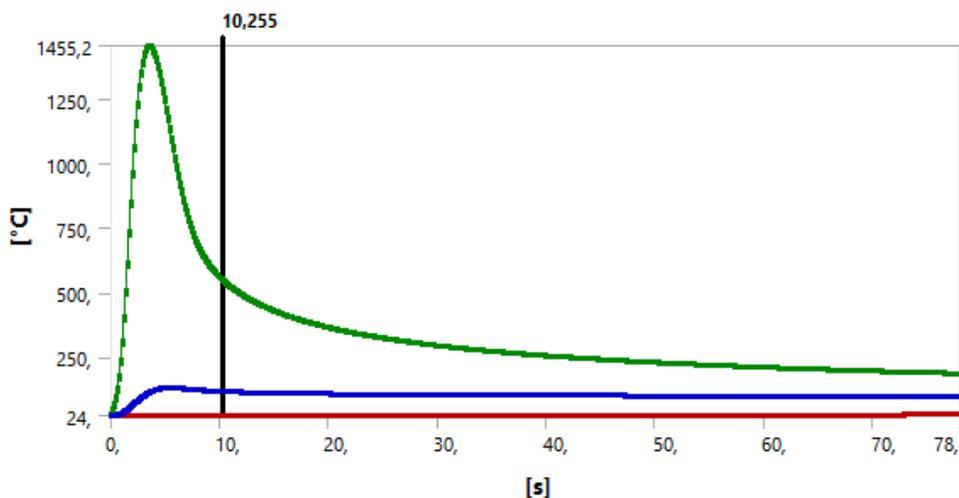
A geometria da seção transversal mostrada com a malha na Figura 58 é a malha que foi usada no modelo térmico e mecânico deste trabalho como referência à usada por (HANSEN, 2003). Na análise térmica, o calor conduzido na direção da solda é negligenciado, portanto, todo o transporte de energia ocorre como condução no plano transversal à solda, incluindo condições de contorno na superfície superior e inferior da peça de trabalho Figura 59.

Figura 59 - Campo de temperatura em °C chanfro “V”



Fonte: Autor (2024)

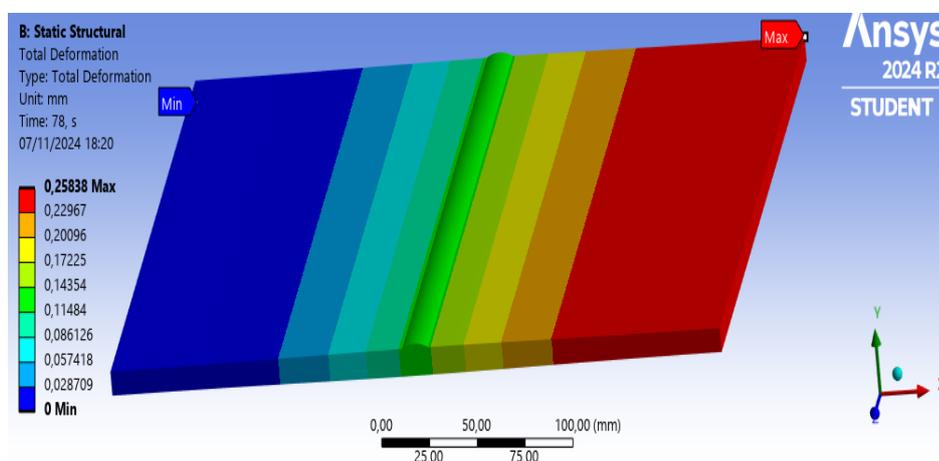
Figura 60 - Ciclo termico de simulação da soldagem chanfro "V"



Fonte: Autor (2024)

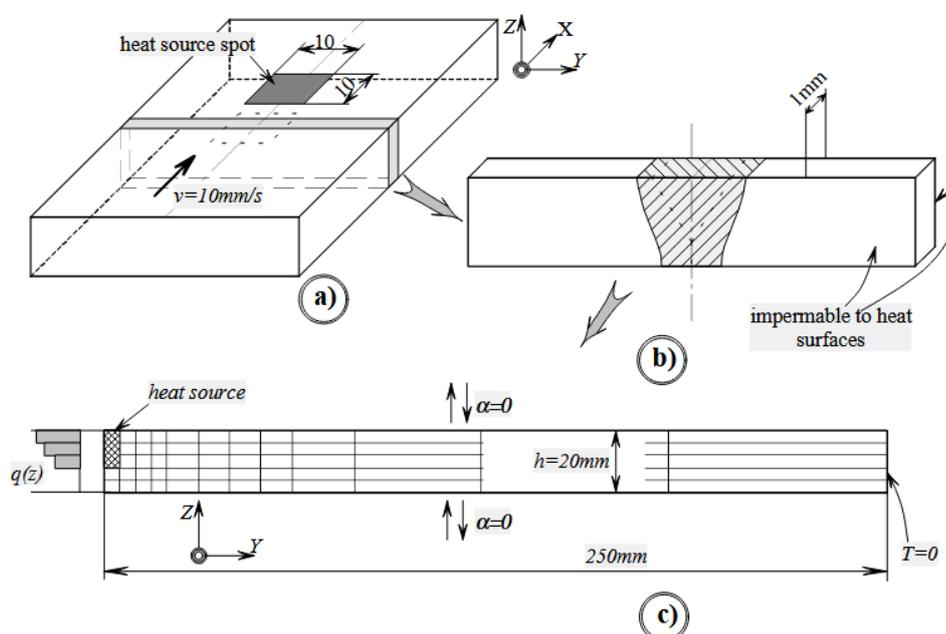
A melhor maneira de determinar a precisão da malha seria comparar os resultados calculados com o experimento. Infelizmente, não temos dados experimentais que pudessem ser usados para esse propósito. Com base em uma análise abrangente do problema, a decisão tomada foi comparar uma solução numérica aproximada da literatura como a de (PILIPENKO, 2001) e (HANSEN, 2003). Um critério significativo foi a distribuição máxima de temperatura em uma seção transversal 3D com o modelo de fluxo 2D, apresentado na Figura 60 (PILIPENKO, 2001). Para introduzir um processo de resfriamento, o mais realista seria levar em consideração a perda de calor convectiva das superfícies livres. Mas, infelizmente, isso tornaria a solução não exata. Este processo serviu como exemplo de referência e validação deste trabalho, e está exposto na Figura 62.

Figura 61 - Deslocamento transversal em x



Fonte: Autor (2024)

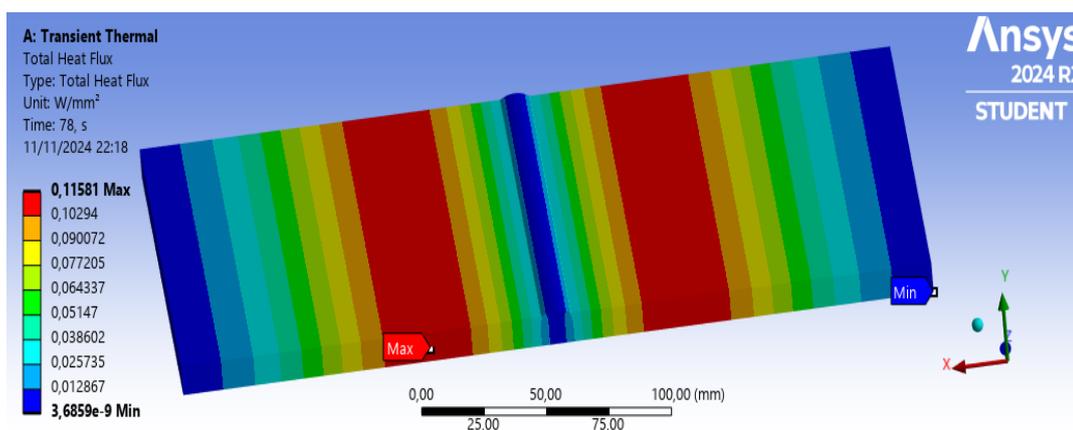
Figura 62 - Esquema do modelo de fluxo de calor 2D; (a) placa 3D; (b) Seção transversal isolada extraída da placa; (c) Modelo de elemento finito 2D;



Fonte: PILIPENKO (2001)

A deformação no plano das placas soldadas na Figura 63 se torna perceptível somente após as placas serem resfriadas completamente. Isso acontece apesar do fato de que a deformação plástica, causando contração, é alcançada durante o próprio processo de soldagem.

Figura 63 - Distribuição do Fluxo total de calor "V"

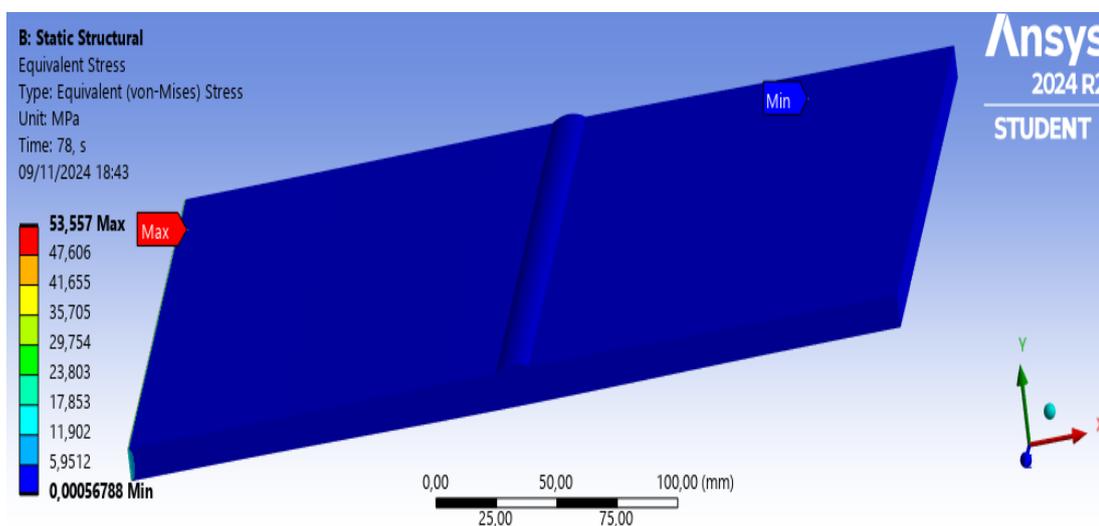


Fonte: Autor (2024)

Para o cálculo das deformações no plano (encolhimento longitudinal e transversal), a temperatura calculada com o modelo de temperatura do plano XY 2D pode ser encontrada na Figura 64 e Figura 65. Os resultados deste modelo seriam

uma entrada para o modelo 2D de tensão plana.

Figura 64 - Distribuição das tensões equivalentes de Von Mises



Fonte: Autor (2024)

Figura 65 - Data tabular com os valores de cada passo de tempo até o final do cordão

	Time [s]	✓ Minimum [MPa]	✓ Maximum [MPa]	✓ Average [MPa]
765	76,5	5,6788e-004	53,557	0,31767
766	76,6	5,6788e-004	53,557	0,31767
767	76,7	5,6788e-004	53,557	0,31767
768	76,8	5,6788e-004	53,557	0,31767
769	76,9	5,6788e-004	53,557	0,31767
770	77,	5,6788e-004	53,557	0,31767
771	77,1	5,6788e-004	53,557	0,31767
772	77,2	5,6788e-004	53,557	0,31767
773	77,3	5,6788e-004	53,557	0,31767
774	77,4	5,6788e-004	53,557	0,31767
775	77,5	5,6788e-004	53,557	0,31767
776	77,6	5,6788e-004	53,557	0,31767
777	77,7	5,6788e-004	53,557	0,31767
778	77,8	5,6788e-004	53,557	0,31767
779	77,9	5,6788e-004	53,557	0,31767
780	78.	5.6788e-004	53.557	0.31767

Fonte: Autor (2024)

Segundo a literatura, um material não escoar se submetido a tensões volumétricas iguais e, portanto, somente começará a escoar caso essas tensões não sejam uniformes e causem uma energia de distorção no material.

É importante lembrar que o critério de falha de von Mises tem boas

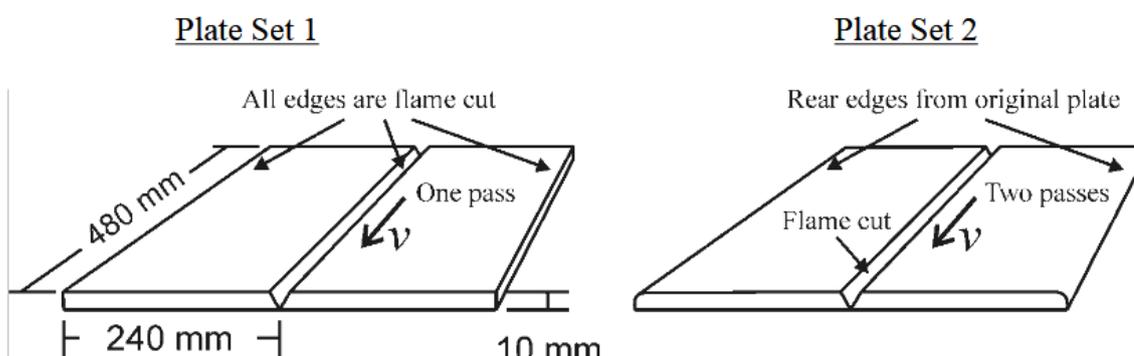
correlações apenas para metais dúcteis, como aços e ligas de alumínio em geral, e que a tensão de von Mises é apenas uma tensão reduzida de comparação, que serve para estimar se haverá escoamento do material devido aos carregamentos de aplicação.

O processo de simulação computacional na soldagem incluindo o cálculo do campo de temperatura, tensões residuais e distorções, é um subdomínio da simulação computacional de manufatura (ARAÚJO, 2012). E em comparação ao procedimento experimental, (adaptado de Radaj (2003)) mostra que a simulação pode oferecer as seguintes vantagens:

- A modelagem dos fenômenos abre uma nova visão dentro das relações físicas e desta forma, ajuda na melhoria dos processos e componentes;
- Os parâmetros limites de um processo real e de um componente podem ser removidos no modelo por recursos de realidade virtual;
- Cálculos são menos caros e mais rápidos de realizar que os experimentos;
- O efeito de influência dos parâmetros pode confiantemente ser descritos por condições ideais de simulação. Os intervalos de dispersão podem ser incluídos;
- Na prática, o que é difícil ou não pode ser medido, na simulação isto é possível.

Sistema de soldagem de chapa de topo de HANSEN que serviu como referência neste trabalho.

Figura 66 - Solda de topo numa chapa de ranhura em "V" simples de 60°



Fonte:(HANSEN, 2003)

5 CONCLUSÃO

A partir dos resultados obtidos e conhecimento mais detalhado das distorções que ocorrem na soldagem, com o uso de técnicas computacionais é possível traçar as seguintes conclusões:

As juntas com chanfro em “V” e “U” apresentaram o mesmo coeficiente de remoção de calor. Este valor é referência da junta de topo;

A análise mostra que a capacidade de remoção de calor do cordão de solda está intimamente ligada à quantidade de material fundido do cordão de solda.

A técnica de elementos finitos foi capaz de encontrar com boa precisão os campos de temperatura 2D próximas com os encontrados na literatura.

A fonte de calor do tipo gaussiana apresentou resultados satisfatórios para as soldagens de chapa consideradas grossas (9,5 mm);

Não foram consideradas as perdas por radiação e as perdas por convecção, que quando comparadas dependem dos valores do coeficiente de convecção e da faixa de temperatura.

As tensões transversais ao cordão de solda não apresentaram valores expressivos.

As restrições estão intimamente ligadas às deformações plásticas e estas à distorção da junta.

Esta análise mostra que a geometria ou a inércia da chapa tem maiores influências do que o campo de temperatura na deformação de juntas de topo;

Com a geometria tendo grande influência na deformação da junta, a distribuição de temperatura desigual também tem sua parte neste tipo de deformação.

O modelo 2D, sugerido para a análise do fluxo de calor na seção transversal da placa, inclui a técnica de estado plano de tensão permitindo simular o fluxo de calor.

As análises térmicas realizadas para verificar a influência dos tipos de juntas na propagação de calor mostrou que juntas de topo chanfro em “V” têm aproximadamente a mesma capacidade de remoção do calor do local do cordão de solda que com chanfro em “U”.

Estas análises mostram que o nível de restrição das juntas, neste caso a junta tipo topo não apresentou grande influência na junta;

O nível de restrição apresentou valores mínimos de distorção e deslocamento da junta;

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com a intenção de aprimorar e complementar as informações conseguidas neste trabalho, são propostas as seguintes sugestões para dar continuidade nos trabalhos relacionados com o estudo das distorções resultantes de processos de soldagem.

- Procurar encontrar valores de emissividade para os aços ASTM A 36;
- Variar um maior número de faixas de temperatura na modelagem da fonte de calor;
- Calibrar a modelagem numérica para chapa de aço A 36 de maiores espessuras com processo de soldagem multipassos;
- Realizar estudos de fontes de calor numéricos para processos de soldagem com maiores penetrações;
- Verificar a influência das transformações de fase na distorção e tensões residuais via elementos finitos de aços A 36;
- Encontrar rendimentos térmicos para os diversos tipos de juntas, como a junta “T”;
- Verificar outros tipos de restrições de estruturas soldadas;
- Realização experimental de parte do processo computacional, a fim de comparar os desvios mínimos passíveis do processo de soldagem;
- Realização de ensaios para medição de distorções, a fim de validar os resultados numéricos obtidos por simulação;

7 REFERÊNCIAS

ADAK, M.; MANDAL, N. R. Numerical and experimental study of mitigation of welding distortion. **Applied Mathematical Modelling**, v. 34, n. 1, p. 146–158, 2010.

ALMEIDA, D. F. F. **Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos**. Master's Thesis—[s.l.] Universidade NOVA de Lisboa (Portugal), 2012.

ANDERSEN, L. F. **Residual stresses and deformations in steel structures**. [s.l.] Department of Naval Architecture and Offshore Engineering, Technical ..., 2000.

ARAÚJO, D. **Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica)—Uberlândia: Universidade Federal de Uberlândia, 15 jun. 2012.

BARBAN, L. **Análise numérico-computacional das tensões térmicas induzidas pela soldagem**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—São Paulo: Universidade de São Paulo, 2014.

BRACARENSE, A. Q. **Soldagem - Fundamentos E Tecnologia**. [s.l.] Editora UFMG, 2009.

COFIÑO, R. C. **ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS EM UMA JUNTA SOLDADA EM CONDIÇÃO OVERMATCH**. Trabalho de Conclusão de Curso—São Paulo: Centro Universitario da FEI, 2010.

DE SOUSA, D. A. **Determinação de Tensões Residuais em Materiais Metálicos por meio de Ensaio de Dureza**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—[s.l.] Universidade Federal de São João Del-Rei, 2012.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint. **Computational Materials Science**, v. 43, n. 2, p. 353–365, ago. 2008.

GERY, D.; LONG, H.; MAROPOULOS, P. Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding. **Journal of materials processing technology**, v. 167, n. 2–3, p. 393–401, 2005.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational welding mechanics**. [s.l.] Springer Science & Business Media, 2005.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. A new finite element model for welding heat sources. **Metallurgical transactions B**, v. 15, p. 299–305, 1984.

GONÇALVES, D. C.; MARTINS, M. C.; FONSECA, M. P. C. Estudo Experimental e Numérico de Tensões Residuais em Juntas Soldadas com e sem Restrição. **Soldagem & Inspeção**, v. 22, n. 2, p. 147–162, jun. 2017.

GUIMARÃES, P. B. Estudo de campo de temperatura obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço ASTM AH36. 2010.

HANSEN, J. L. Numerical modelling of welding induced stresses. 2003.

LEAL, S. **ESTUDO DE TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS UTILIZANDO MEF**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—Guaratinguetá: Universidade Estadual Paulista, 2015.

LINDGREN, L.-E. **Computational welding mechanics**. [s.l.] Elsevier, 2007.

LONG, H. et al. Prediction of welding distortion in butt joint of thin plates. **Materials & Design**, v. 30, n. 10, p. 4126–4135, 2009.

MARINHO, C. C. **INFLUÊNCIA DA PREPARAÇÃO DE JUNTAS SOLDADAS PELO PROCESSO ARAME TUBULAR NA MICROESTRUTURA E RESISTÊNCIA MECÂNICA DO AÇO NAVAL ASTM A131 -A**. Dissertação Mestrado (Engenharia Mecânica)—Manaus: Universidade Federal do Amazonas, 2020.

MASUBUCHI, K. **Analysis of welded structures: residual stresses, distortion, and their consequences**. [s.l.] Elsevier, 1980. v. 33

MICHALERIS, P. **Minimization of welding distortion and buckling: modelling and implementation**. [s.l.] Elsevier, 2011.

MICHALERIS, P.; DEBICCARI, A. Prediction of welding distortion. **Welding Journal-Including Welding Research Supplement**, v. 76, n. 4, p. 172s, 1997.

MIRANDA, A. **SIMULAÇÃO DAS DEFORMAÇÕES E TENSÕES RESIDUAIS PROCESSO FCAW.PDF**. Dissertação (Mestrado Engenharia Metalúrgica)—Belo Horizonte: UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, 2015

MIRANDA, A. C. M. DE. **Simulação numérica das deformações e tensões residuais na fabricação de um componente soldado**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—Belo Horizonte: UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, 2015.

MISHCHENKO, A.; SCOTTI, A. Tensões Residuais em Soldagem a Arco: Uma Visão Holística. **Soldagem & Inspeção**, v. 23, n. 1, p. 93–112, mar. 2018.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. , 2012.

NÓBREGA, J. A. DA. **Simulação numérica de distribuição de temperaturas e tensões residuais em juntas soldadas do aço API 5L X80 pelos processos de soldagem GTAW E SMAW**. Dissertação Mestrado (Engenharia Mecânica)—Campina Grande: Universidade Federal de Campina Grande, 2014.

OLIVEIRA, L. S. DE; FRAGA, F. E. N. **SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE UM PROCESSO DE SOLDAGEM POR PONTOS PELO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**. 2017.

PEREIRA, D. H. D. M. et al. Análise das Tensões Residuais Utilizando o Método DPC na Soldagem Multipasse do Aço ASTM A131 AH36 pelos Processos SMAW e FCAW. **Soldagem & Inspeção**, v. 25, p. e2513, 2020.

PILIPENKO, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multielectrode submerged arc welding: their mitigation techniques**. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica)—Trondheim, Norway: Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi, 2001.

RIBEIRO, J. **ANALISE DE TENSÕES RESIDUAIS E DEORMAÇÃO EM SOLDA.pdf**. Dissertação Mestrado (Engenharia de Solda)—Monte Caparica: Universidade Nova Lisboa, 2010.

RODRIGUES, E. R. **Influência de parâmetros do processo FCAW-G nas características da solda do aço ASTM A-36**. Master's Thesis—[s.l.] Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 2010.

SOARES, H. **ESTUDO DE SEQÜÊNCIAS DE SOLDAGEM PARA REDUÇÃO E ELIMINAÇÃO DE DISTORÇÕES”**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—[s.l.] UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS, 2006.

STEFEN, S. et al. **ALÍVIO DAS TENSÕES RESIDUAIS DE SOLDAGEM POR SHOT PEENING**. 2013.

TORRES, V. D. Z. **APLICAÇÃO DO MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS NA CORREÇÃO DE DISTORÇÕES DEVIDO À SOLDAGEM DE PLACAS PELO MÉTODO DE AQUECIMENTO LOCALIZADO**. Dissertação (Mestrado Engenharia Oceânica)—Rio de Janeiro: UFMG, 2013.

VETTURAZZI, R. **Deformações em Estruturas soldadas Avaliação Comparativa entre o Método de Elementos finitos e a Análise real Aplicado em Aço de Baixo carbono e aço de Alta resistência.pdf**. TCC (Monografia Engenheiro Mecânico)—Caxias do Sul: Universidade de Caxias do Sul, 2013.

WENTZ, A. V. **SIMULAÇÕES DE SOLDAGEM POR ARCO E RESISTÊNCIA ELÉTRICA USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica)—Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2008

WU, A.; SYNGELLAKIS, S.; MELLOR, B. G. Finite element analysis of residual stresses in a butt weld. **University of Southampton, High field, UK**, 2001.