



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DAS JUNTAS SOLDADAS DE UM REVESTIMENTO LINING PARA
TORRE DE DESTILAÇÃO DE PETRÓLEO

DIEGO JULLIAN DE MORAIS LOPES

RECIFE, MARÇO DE 2014

DIEGO JULLIAN DE MORAIS LOPES

SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DAS JUNTAS SOLDADAS DE UM REVESTIMENTO LINING PARA
TORRE DE DESTILAÇÃO DE PETRÓLEO

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO PARA A OBTENÇÃO
DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

ORIENTADOR: Prof. Dr. Francisco Ilo Bezerra Cardozo - UPE

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira – UFPE

RECIFE, MARÇO DE 2014

Catálogo na fonte

Bibliotecário Vimário Carvalho da Silva, CRB-4 / 1204

L864s Lopes, Diego Jullian de Moraes.

Simulação computacional das juntas soldadas de um revestimento lining para torre de destilação de petróleo. / Diego Jullian de Moraes Lopes. - Recife: O Autor, 2014.

112 folhas, il., color., p&b, foto., gráfs., tabs.

Orientador: Prof^o. Dr. Francisco Ilo Bezerra Cardozo.

Co-orientador: Prof^o Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2014.

Inclui Referências bibliográficas, listas de figuras, de tabelas, de equações, de símbolos e de trabalhos realizados.

1. Engenharia Mecânica. 2. Simulação computacional. 3. Lining. 4. Juntas. 5. Petróleo. I. Cardozo, Francisco I. Bezerra (orientador). II. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti. III. Título.

UFPE

621CDD (22. ed.)

BCTG/2014-082

“SIMULAÇÃO COMPUTACIONAL DE JUNTAS SOLDADAS DE “LINING” PARA
TORRE DE DISTILAÇÃO”

DIEGO JULLIAN MORAIS LOPES

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

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E FABRICAÇÃO
APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Prof. Dr. FRANCISCO ILO BEZERRA CARDOSO
CO-ORIENTADOR

Prof. Dr. JORGE RECARTE HENRÍQUEZ GUERRERO
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)

Prof. Dr. FRANCISCO ILO BEZERRA CARDOSO(UPE)

Prof. Dr. YOGENDRA PRASAD YADAVA(UFPE)

Prof. Dr. ADÉRITO AQUINO FILHO(UPE)

*“Quem diz não ter recursos para educação
não sabe o custo da ignorância”*

(Laerte de Paula Nunes, 2007)

AGRADECIMENTOS

A DEUS, pelo dom da vida.

À minha família, pela educação e pelo incentivo.

Aos meus pais Samuel Lopes Filho e Jucileide Marques, pela compreensão e apoio incondicionais.

Ao meu co-orientador, Prof. Dr. Francisco Ilo Bezerra Cardoso, pela orientação, companheirismo e confiança, na orientação deste trabalho.

Ao professor Dr. Ricardo Arthur Sanguinetti Ferreira pela orientação e acompanhamento das atividades propostas no projeto.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco, pela oportunidade de realização deste trabalho

Ao professor Dr. Sérgio Duarte Brandi da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo pelo incentivo para a realização deste mestrado.

Aos meus amigos da pesquisa Davi Mário Cunha e Daniele Espíndola, pela ajuda e suporte

Ao Grupo de Pesquisa Enginteg – Engenharia da Integridade Sub-Projeto da Rede Temática Gestão dos Riscos na Engenharia Industrial do setor de Petróleo e Gás – GRIPEG, coordenado pelo CEERMA-UFPE, pela concessão da bolsa de mestrado CNPq Projeto CT- Petro.

A empresa Esi-group, pelo apoio na realização inicial desta pesquisa.

RESUMO

A busca na otimização dos processos construtivos para a indústria de petróleo e gás é uma preocupação sempre crescente por parte dos executores, visando principalmente ganhos em competitividade através do trinômio prazo, preço e qualidade. O objetivo desta pesquisa é simular tensões residuais em juntas soldadas através do software SYSWELD e comparar os resultados com as medições obtidas em um corpo de prova de produção para qualificação de procedimento de soldagem, segundo o código ASME IX. As torres de destilação, atualmente em operação nas diversas unidades de refino de petróleo, são normalmente fabricadas em chapas de aço carbono (casco) com a aplicação de um revestimento do tipo “*lining*”, utilizando-se chapa de aço inoxidável, unidas através de cordões de soldas contínuos. Após um determinado período de operação de uma unidade surgem trincas na zona termicamente afetada (ZTA) neste revestimento. Experimentos realizados em outros trabalhos acadêmicos, onde foi utilizado um aço inoxidável AISI 317L como “*lining*” ao invés do aço inoxidável 316L, então usado, têm apresentado bons resultados para as juntas soldadas sem a ocorrência de trincas na ZTA ou no MS. A metodologia aplicada para a solução do problema foi realizar a soldagem de um corpo de prova (CP) com revestimento “*lining*”, usando os processos de soldagem FCAW-G e SMAW, em posição de soldagem equivalente ao casco da torre de destilação, e coletar as variáveis essenciais do procedimento (corrente, tensão e velocidade de soldagem médias), afim de constituir os inputs para a simulação computacional. Após realizar a soldagem do CP simular um ensaio de fadiga térmica no CP com temperaturas variando de 400°C (673 K) a 300°C (505 K) por um período de 0,5 hora, durante 3 ciclos, constituindo uma batelada e resfriar no forno até atingir a temperatura ambiente. Realizar uma inspeção visual nas juntas e aplicar um ensaio por líquido penetrante, com a finalidade de detectar trincas na ZAT e no MS. Os resultados obtidos pela simulação computacional, utilizando o aporte térmico induzido pelo processo de soldagem, mostraram-se satisfatórios e coerentes com os resultados experimentais. Desta forma foi demonstrada a eficiência da metodologia para obtenção das propriedades mecânicas na soldagem desses revestimentos “*lining*” com a alteração proposta. Assim, a simulação computacional pode ser uma ferramenta importante para o projeto de juntas soldadas, podendo antecipar resultados de possíveis discontinuidades neste tipo de revestimento para equipamentos da indústria de Petróleo e Gás.

Palavras-chave: Simulação Computacional, Juntas Soldadas, Lining, Aço Inoxidável, Torre de Destilação.

ABSTRACT

Searching for optimization of construction processes, in the oil and gas industry, is an increasing concern by the performers, targeting gains in competitiveness through the triad: prompt, price and quality. The objective of this research is to simulate the residual stresses in welded joints using the SYSWELD Software and comparing the results with measurements obtained in a production test specimen for welding procedure qualification in accordance with ASME IX. The distillation columns, currently operating in various units of oil refining, are usually made of carbon steel (hull) with an application of a "lining" coating, using stainless steel plate, joined by continuous weld seams. After a certain period of operation, cracks occur in the heat affected zone (HAZ) of this coating. Experiments performed in other academic works, in which AISI 317L stainless steel was used as "lining" instead of 316L stainless steel, usually used, have shown good results for welded joints without the occurrence of cracks in the HAZ or in WM. The methodology applied to solve the problem was to perform the welding of a test specimen (TS), "lining" coated, using the SMAW and FCAW-G processes with equivalent welding position of the distillation column hull, and collect the procedure crucial variables (current, voltage and welding speed averages), in order to provide inputs for the computational simulation. After performing the test specimen welding, a thermal fatigue test was simulated on this, with temperatures ranging from 400 ° C (673 K) to 300 ° C (505 K) for a period of 0.5 hours for 3 cycles constituting a batch. Then, the TS was cooled inside the oven until reach room temperature and subsequently a visual and Liquid-Penetrant Inspection (LPI) was performed on the joints, in order to detect cracks in the HAZ and in MS. The results obtained by the computational simulation, using the welding process induced heat input were satisfactory and consistent with the experimental results. Thus was demonstrated the efficiency of this methodology to obtain the mechanical properties in welding these "lining" coatings with the proposed amendment. Therefore, computational simulation can be an important tool for the design of welded joints and can anticipate results of possible discontinuities of this equipment coating type for the Oil and Gas industry.

Keywords: Computer Simulation, Welded Joints, Lining, Stainless Steel Distillation Tower.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	11
LISTA DE TABELAS.....	14
1. INTRODUÇÃO.....	19
1.1 Motivação	20
1.2 Objetivo Geral	21
1.3 Objetivos Específicos.....	21
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
2.1 Fundamentos de Soldagem	22
2.1.1 Processo Shielded Metal Arc Welding - SMAW	23
2.1.2 Processo Fluxed Cored Arc Welding - FCAW.....	26
a) Processo fluxed Cored Arc Welding Gas - FCAW-G.....	26
a) Processo Self-shielded Flux Cored Arc Welding - FCAW-S (Autoprottegido).....	27
2.2 Fluxo de Calor na soldagem	32
2.3 Tensões Residuais em Soldagem	40
2.3.1 Medição de Tensões Residuais	44
2.3.2 Aço inoxidável austenítico AISI 317L.....	47
2.4 Torre de destilação de petróleo.....	49
2.4.1 Revestimentos lining para Torre de destilação.....	51
2.5 Simulação Computacional de Juntas soldadas.	53
2.5.1 Fundamentos de Simulação de soldagem com uso do Sysweld.....	54
2.5.2 Método dos Elementos Finitos	60
3. MATERIAIS E MÉTODOS.....	63
3.1 Materiais	63
3.1.1 Dados de entrada dos materiais de simulação do Corpo de prova com revestimento “lining”	63
3.2 MÉTODOS.....	65
a) Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” Propriedades do Material	65
b) Poça de Fusão	67
3.2.1 Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo FCAW-G	70

3.2.2	Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo SMAW	76
3.2.3	Análise das Tensões Residuais	78
3.2.4	Simulação de Fadiga Térmica dos corpos de prova soldados.....	79
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	81
4.1	Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo FCAW-G.....	81
4.2	Simulação computacional de soldagem do revestimento “lining” usando processo eletrodo revestido (SMAW).....	92
5.	CONCLUSÕES	105
6.	TRABALHOS REALIZADOS	108
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	109

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Esquema simplificado de processo de soldagem por pressão. (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007)	22
Figura 2.2 - Esquema simplificado de processo de soldagem por pressão (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).	23
Figura 2.3 - Esquema simplificado do processo por eletrodo revestido. (Quites, 2002).....	24
Figura 2.4 - Esquema básico do Processo de Soldagem por Arame Tubular com proteção gasosa (adaptado AWS, 1991).....	27
Figura 2.5 - Processo Arame Tubular Autoprotégido (adaptado AWS, 1991).....	28
Figura 2.6 – Esquema do efeito do gás de proteção no perfil do cordão de solda (adaptado AWS, 1991).	30
Figura 2.7 – Diagrama da relação entre a corrente de soldagem e a taxa de deposição para diferentes diâmetros de arame E70T-1 (adaptada da AWS, 1991).....	31
Figura 2.8 – Esquema de eficiência de Calor para alguns processos de soldagem (KOU, 2003). 33	
Figura 2.9 - Conceito de Aporte térmico (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007). 34	
Figura 2.10 - Esquema mostrando isoterms de calor com a passagem da fonte de calor na peça durante o processo de soldagem (QUITES, 2008).....	35
Figura 2.11 - Esquema simplificado de ciclo térmico com parâmetros principais (MARQUES, MODENESI, E BRACARENSE, 2007).....	35
Figura 2.12 - Esquema simplificado da variação dos ciclos térmicos com a distância ao centro da solda (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).....	36
Figura 2.13 - Repartição térmica esquemática com as regiões da junta soldada (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).	37
Figura 2.14 - Esquema mostrando o escoamento de calor para: (a) juntas de topo, e (b) juntas em ângulo (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).	39
Figura 2.15 - Esquema mostrando efeito do aporte térmico no ciclo térmico de soldagem (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).	39
Figura 2.16 – Esquema dos efeitos do pré-aquecimento no ciclo térmico e velocidade de resfriamento de soldagem (WAINER, BRANDI e MELLO, 1992).....	40
Figura 2.17 – Esquema mostrando evolução das tensões no processo de soldagem (MAGALHÃES, 2008).....	42
Figura 2.18 – Esquema das Tensões Residuais típicas para uma solda de topo (Adaptado de AWS, 1991).	43
Figura 2.19 – Esquema da distância entre planos num material livre de tensões (RODRIGUES, 2007).	44
Figura 2.20 – Esquema da variação das distâncias interplanares no material tensionado (RODRIGUES, 2007).....	45

Figura 2.21 - Potencial de Resistência à corrosão por pites para aços AISI 316L e 317L para meios neutros (Roxo) e ácidos (Vermelho), (CARVALHO, 2010).	48
Figura 2.22 - Micrografia de uma solda de aço inoxidável AISI 317L evidenciando a presença de ferrita-delta no centro das dendritas de austenita (FERREIRA <i>apud</i> NAGE, 2009).	49
Figura 2.23 - Esquema simplificado de uma torre de destilação atmosférica (CARDOSO, 2008).	50
Figura 2.24 - Corte de Segmento da torre de destilação, mostrando revestimento “lining” (GUIMARÃES, 2005).	51
Figura 2.25 - Representação da soldagem interna do revestimento interno de lining em torre de destilação (ABDALLA, 2005 <i>apud</i> BALDUCCI <i>et al</i> , 2004).	52
Figura 2.26 - Microestrutura do metal de solda e da zona termicamente afetada (ZTA) do aço AISI 317L soldado com arame tubular após tratamento térmico de envelhecimento (CARDOSO, 2008).	53
Figura 2.27 – Esquema demonstrando a relação entre as análises térmica, metalúrgica e mecânica na simulação de soldagem (Adaptado de GOLDAK, 2005).	54
Figura 2.28 – Esquema da fonte de calor Dupla Elipsoide (GOLDAK, 2005)	56
Figura 2.29 – Esquema da fonte de calor cônica Gaussiana 3D (GOLDAK, 2005).	57
Figura.2.30 Superfície de escoamento de von Mises em duas dimensões	59
Figura.2.31 Alteração da superfície de escoamento no encruamento isotrópico (a) e no encruamento cinemático (b) (Murthy <i>et al.</i> , 1996).	60
Figura 2.32 – Esquema da aplicação d	61
Figura 2.33- Esquema mostrando malha refinada de elementos finitos triangulares para placa com furo (FISH e BELYTCKO, 2009).	61
Figura 3.1- Ilustração da Modelagem do corpo de prova das chapas de revestimento “lining” (SYSWELD, 2011).	64
Figura 3.2- Condutividade térmica versus temperatura para aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).	65
Figura 3.3 - Calor Específico versus temperatura utilizado no aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).	66
Figura 3.4 - Tensão de escoamento em relação a temperatura para aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).	66
Figura 3.5- Módulo de Young (escoamento) em relação a temperatura para aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).	67
Figura 3.6 - Macrografia utilizada no experimento e base para parâmetros de simulação (CARDOZO , 2008).	68
Figura 3.7- Dados de entrada para simulação da poça de fusão (SYSWELD, 2011).	69
Figura 3.8 -Seleção do material de base e de adição no banco de dados do aplicativo (SYSWELD, 2011).	70
Figura 3.9- Esquema da junta de topo para soldagem com FCAW-G.	71

Figura 3.10 – Esquema da sequência e direção de soldagem para o processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).....	72
Figura 3.11-Visualização da proporção dos parâmetros para a qualidade da malha (SYSWELD, 2011).....	74
Figura 3.12 - Modelagem da Condição de Contorno utilizado no modelo do processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).....	76
Figura 3.13 - Esquema da junta de topo usada no modelo para simular processo SMAW.....	77
Figura 3.14– Esquema da sequência e direção de soldagem para o processo SMAW (SYSWELD, 2011).....	78
Figura 3.15 - Esquema representando as regiões selecionadas para a simulação das tensões residuais (SYSWELD, 2011).....	79
Figura 3.16 - Gráfico para simulação de ensaio de 01 (uma) batelada de Fadiga Térmica.....	80
Figura 4.1- Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço inoxidável.	92
Figura 4.25 – Representação do modelo de malha mais grosseira utilizado para processo SMAW (SYSWELD, 2011).....	93
Figura 4.32 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA Inox na Região 3, processo SMAW (SYSWELD, 2011).	99
Figura 4.4 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA estrutural Região 4, processo SMAW (SYSWELD, 2011).....	100
Figura 4.5 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA estrutural Região 4, processo SMAW (SYSWELD, 2011).....	100
Figura 4.6 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem e após 1° Batelada para ZTA estrutural Região 5, processo SMAW (SYSWELD, 2011).	101
Figura 4.7 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem (parte superior) e após 1° Batelada (Parte Inferior) para ZTA Inoxidável Região 5, processo SMAW (SYSWELD, 2011).....	102
Figura 4.8- Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço estrutural.	103
Figura 4.9 - Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço inoxidável.	104

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Condutividade térmica de alguns metais (Adaptada de KOU, 2003).....	38
Tabela 2.2 - Composição química básica para aço 317L (CARVALHO, 2010).....	47
Tabela 3.1- Composição Química nominal do aço ASTM A 516 Gr 60 (% em peso) - ASM (1990).....	63
Tabela 3.2- Dados de entrada para realização da simulação velocidade de soldagem, aporte térmico e eficiência para os cordões de solda no processo FCAW-G	71
Tabela 3.3- Valores críticos de atributos de qualidade para malha de FCAW-G (Sysweld, 2011).	73
Tabela 3.4- Valores ângulos críticos para malha para o processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).	75
Tabela 3.5- Velocidade, aporte térmico e eficiência para passes de solda no processo Eletrodo Revestido.....	77

LISTA DE EQUAÇÕES

Equação 2.1 – Eficiência térmica para fonte de calor de processo de soldagem	24
Equação 2.2 – Aporte térmico de soldagem.....	15
Equação 2.3 -Lei de Bragg.....	26
Equação 2.4 – Tensão obtida para determinada direção para método de difração de Raio-X	27
Equação 2.5 – Difusão de calor tridimensional.....	35
Equação 2.6 - Lei de Newton para convecção.....	35
Equação 2.7 – Equação de Stephan-Boltzman.....	35
Equação 2.8 – Parâmetros da elipsoide dianteira (a) e da elipsoide traseira (b) do modelo de dupla elipsoide de Goldak.....	38
Equação 2.9. – Deformação Total.....	40
Equação 2.10 – Deformação Térmica.....	40
Equação 2.11 – Material Elasto Plástico.....	40
Equação 2.12 - Tensão de Escoamento de von Mises.....	41

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

ASME -AmericanSocietyofEngineers
AWS-American Weldingof Society
ASTM-American Society for Testing and Materials
AISI-American Iron and Steel Institute
Al-Alumínio
Ar-Argônio
C-Carbono
Cr-Cromo
CA -Corrente Alternada
CC+- Corrente Contínua, Polaridade Inversa
CO₂- Dióxido de Carbono
Cr_e- Cromo Equivalente
°C- Graus Celsius
CP-Corpo de Prova
GAP-Afastamento
E-Aporte Térmico
EPS-EspecificaçãodeProcediemnto deSoldagem
FCAW–Flux Cored Arc Welding ouArame Tubular
Fe–Ferro
MEF – Métodos dos Elementos Finitos
FBTS - Fundação Brasileirade Tecnologia da Soldagem
δ -Ferrita Delta
σ-Tensão
HV- Dureza Vickers
H₂S-ÁcidoSulfrídico
I-Correntede Elétrica

IEIS- Instrução e Especificação de Inspeção de Soldagem

K- Kelvin

LR- Limite de Ruptura no Ensaio de Tração

LE- Limite de Escoamento no Ensaio de Tração

LP-Líquido Penetrante

LACAM- Laboratório de Caracterização de Materiais

MB- Metal de Base

MIG- Metal InertGas

MAG - Metal Active Gas

Mn-Manganês

$M_{23}C_6$ -Carbetode Cromo

MO-Microscopia Ótica

MPa – Mega Pascoal

MS-Metal de Solda

NACE-National Association of Corrosion Engineers

η - Coeficiente de Eficiência Térmica daFonte deCalor

Nieq- Níquel Equivalente

N- Nitrogênio

Ni- Níquel

Nb- Nióbio

P- Fósforo

RX- Raios X

Si- Silício

SAW–SubmergedArcWelding ou Soldagem ao Arco Submerso

SMAW-Shielded Metal ArcWelding ou Eletrodo Revestido

S - Enxofre

SNQC- Sistema Nacional de Qualificação e Certificação

SCC- Stress Corrosion Cracking

TIG- Tungsten Inert Gas

TT- Tratamento Térmico

Ti- Titânio

UFC-Universidade Federal do Ceará

UFCG- Universidade Federal de Campina Grande

UFPE – Universidade Federal de Pernambuco

vs- Velocidade de Soldagem

V- Tensão de Soldagem

ZL- Zona de Ligação

ZTA- Zona Termicamente Afetada

ZF- Zona Fundida.

1. INTRODUÇÃO

As torres de destilação, atualmente em operação nas diversas unidades de refino de petróleo, são normalmente fabricadas com chapas de aço carbono ASTM A516 Gr. 60 (casco) com aplicação de revestimento do tipo “lining”, utilizando-se chapas de aço inoxidável, unidas através de cordões de soldas contínuos. Após um determinado período de operação da unidade têm surgido trincas na zona termicamente afetada (ZTA). Estas trincas podem estar associadas a problemas metalúrgicos na ZTA, devido aos esforços causados pela dilatação e contração do conjunto (“lining” e casco da torre) em virtude da variação de temperatura de trabalho da torre, já que estes aços possuem coeficientes de expansão térmicas diferentes, associados aos efeitos da camada de gás retida entre o “lining” e o casco da torre.

Na propagação dessas trincas também é de grande importância as tensões residuais devido ao projeto de junta soldada utilizado. Marques, Modenesi e Bracarense (2007) explicam que o desenvolvimento de tensões residuais em peças e estruturas soldadas podem gerar diversos problemas, como a formação de trincas, a maior propensão para a ocorrência de fadiga ou fratura frágil e a perda de estabilidade dimensional.

Os níveis de tensão residual são analisados por vários fatores, entre eles, pode-se destacar: o processo de soldagem, o tipo de chanfro, o material a ser soldado, a energia de soldagem e a técnica de soldagem empregada, as restrições impostas à peça durante a soldagem. Segundo Cardoso (2008) existem vários métodos para a medição do nível de tensão após a soldagem podendo ser: destrutivo, semi-destrutivo e não destrutivo.

Essas tensões também podem ser previstas por modelos que contemplam os aspectos mecânicos e metalúrgicos da soldagem. Para isso é necessária utilização de um software para simulação computacional, como o Sysweld[®]. A análise com este programa é feita utilizando o projeto da junta soldada, contemplando as dimensões das chapas e o chanfro utilizado, as especificações dos materiais, o processo de soldagem, a energia de soldagem, a temperatura ambiente e as restrições, e carregamentos que o material está sujeito.

O exame desse software é baseado no Método dos Elementos Finitos (MEF). Fish e Belytscko (2009) explicam que a idéia básica do MEF é dividir o corpo em elementos finitos e obter uma solução aproximada para uma equação diferencial usando uma malha composta por tais elementos. Esse programa usa o MEF apoiado em modelos matemáticos construídos para explicar os comportamentos mecânicos e metalúrgicos dos elementos durante a soldagem.

Nesse software é feita a simulação da fonte de calor se deslocando pelo material, tal como aconteceria em um processo de soldagem. Dessa forma é possível prever como cada ponto do material chamado de nó irá se comportar gerando um gráfico de aquecimento para o material que representa o seu ciclo térmico de soldagem (FISH e BELYTCKO, 2009).

Segundo Deshpand *et al* (2011) essa simulação da fonte de calor da soldagem é feita com uma ferramenta específica, que permite ao usuário ajustar os parâmetros da fonte de calor para simular um processo de soldagem. Deve ser fornecido o aporte térmico, em energia por unidade de comprimento de solda. Em seguida, deve se escolher a forma da fonte de calor, geralmente para os processos de soldagem a arco elétrico a dupla elipsoide de Goldak (1985) é a que possui a melhor aproximação, e fornecer os parâmetros dessa fonte (penetração, largura, comprimento).

Com estes dados, o software simula a soldagem e fornece como resultado as distorções, as deformações plásticas, o ciclo térmico e as tensões residuais dos materiais durante e após a soldagem. Além disso, fornece também a microestrutura do material. Outra capacidade do Sysweld[®] é a de realizar tratamentos térmicos nos materiais após a soldagem. Assim ao analisar esses resultados, os aspectos mecânicos e metalúrgicos, determina-se o melhor procedimento a ser utilizado para o processo de soldagem escolhido.

1.1 Motivação

A simulação computacional na soldagem é cada vez mais empregada como ferramenta de apoio para a análise de procedimentos de soldagem. A necessidade da utilização é ainda mais evidente no caso da modificação de materiais e de processos de soldagem como nos estudos de diferentes tipos de aço para aplicação como revestimento “lining” nas torres de destilação de petróleo, conforme proposto por Guimarães (2005) e Cardoso (2008).

1.2 Objetivo Geral

Simular a soldagem pelos processos FCAW-Ge SMAW de um revestimento tipo lining” paratorre de destilação de petróleo com o uso do software Sysweld.

1.3 Objetivos Específicos

- Elaborar uma metodologia para simulação computacional de revestimento “lining” soldados pelos processos FCAW-Ge SMAW;
- Analisar as tensões residuais para os modelos simulados e comparar com os resultados obtidos em experimentos por DR-X convencional.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Fundamentos de Soldagem

A soldagem é um dos principais processos de fabricação utilizados atualmente e é utilizado em uma grande variedade de indústrias, seja metal-mecânica, petroquímica, automotiva, microeletrônica, naval e offshore.

A definição de soldagem segundo a American Welding Society (AWS,1991), “ *é o processo de junção de materiais que produz a coalescência dos materiais mediante o aquecimento deles a temperatura apropriada com ou sem a aplicação de pressão ou com aplicação apenas de pressão e com ou sem o uso de material de enchimento.*” Esta definição tem uma vertente mais operacional, mas apresenta dubiedades ao utilizar a expressão “com ou sem” duas vezes, ou seja não fica muito claro para o leitor.

Após a definição do conceito é interessante entender como se dão os processos de soldagem. Estes são divididos em soldagem no estado-sólido por pressão (deformação) e soldagem por fusão. Segundo Marques, Modenesi e Bracarense (2007) no processo de soldagem por pressão, deformam-se as superfícies de contato, permitindo a aproximação dos átomos o suficiente para ocorrer uma ligação entre eles. Um esquema desse processo é mostrado na Figura 2.1. As peças podem ser aquecidas localmente de modo a facilitar as deformações da superfície de contato.

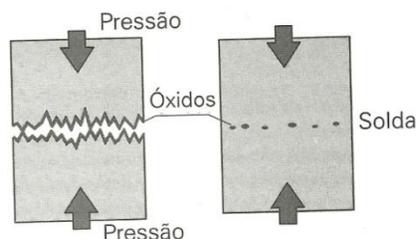


Figura 2.1 - Esquema simplificado de processo de soldagem por pressão. (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007)

O processo de soldagem a fusão se baseia na aplicação localizada de calor na região da junta até a fusão do metal de base (da peça a ser soldada) e do metal de adição (caso seja

utilizado) conforme mostrado na Figura 2.2. Como resultado dessa fusão, as superfícies entre as peças são eliminadas e, com a solidificação do metal fundido, a junta soldada é formada.

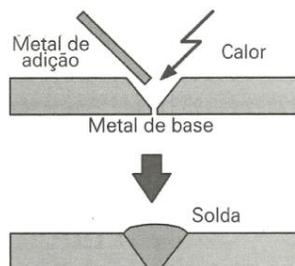


Figura 2.2 - Esquema simplificado de processo de soldagem por pressão (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).

Os processos de soldagem por fusão são divididos em diversos subgrupos sendo os principais: soldagem por resistência elétrica, soldagem a gás, aluminotermia, feixe de elétrons e soldagem a laser e a soldagem a arco elétrico.

A Soldagem a arco elétrico é o processo mais utilizado industrialmente devido a sua flexibilidade, abrangendo vários processos que contemplam a maioria dos materiais metálicos, concentração adequada de energia para fusão localizada do metal de base, facilidade de controle, baixo custo relativo dos equipamentos e um baixo risco de saúde aos seus operadores.

2.1.1 Processo Shielded Metal Arc Welding - SMAW

Entre os processos que empregam o arco elétrico o mais utilizado é o do eletrodo revestido, principalmente devido à sua versatilidade de processo e da simplicidade e baixo custo de seu equipamento e operação, a soldagem com SMAW é um dos mais populares processos de soldagem.

No processo de soldagem com eletrodos revestidos (Shielded Metal ArcWelding-SMAW) o arco elétrico é estabelecido entre um eletrodo metálico revestido (consumível) e a peça que está sendo soldada. Um esquema do processo é mostrado na Figura 2.3.

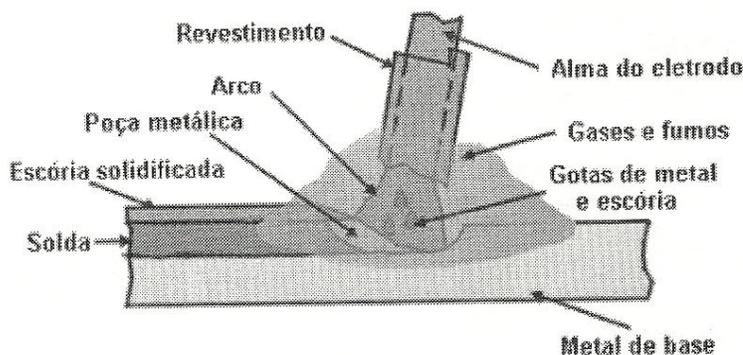


Figura 2.3 - Esquema simplificado do processo por eletrodo revestido. (Quites, 2002)

Segundo Quites (2002) a alma do eletrodo se funde e transforma-se em material de adição. Este material é incorporado à poça de fusão e, após solidificação, será parte integrante da solda. A temperatura próxima ao eletrodo é muito elevada e a parte do eletrodo dará origem a fumos metálicos que podem ser nocivos ao soldador.

O revestimento no SMAW assume várias funções de acordo com MesslerJr. (2004). Primeiramente, provém um escudo gasoso que protege o metal fundido da solda da contaminação atmosférica. Este gás de proteção é gerado pela decomposição do revestimento, que pode ser de vários tipos celulósico, ácido, rúflicos e básicos. A escolha dos revestimentos varia de acordo com a aplicação e se é tolerado ou não a presença de hidrogênio.

O revestimento também fornece estabilizadores do arco ou facilmente ionizados compostos (oxalato de potássio ou carbonato de lítio). Estes ajudam a iniciar o arco e o mantêm firme e estável, por ajudará conduzir a corrente e fornecer uma fonte de íons e elétrons. Outra função interessante do revestimento é a de proporcionar elementos de liga que ajudam a atingir e controlar a composição e a microestrutura da solda. Também pode aumentar a taxa de deposição do metal de enchimento.

Conforme Marques, Modenesi e Bracarense (2007), além dessas funções, os revestimentos também podem ser usados para: facilitar a remoção da escória e controlar as propriedades físicas e químicas, facilitar a soldagem nas diversas posições, reduzir o nível de respingos e de fumos metálicos, diminuir a velocidade de resfriamento da solda, possibilitar o uso de diferentes tipos de corrente e polaridade, e aumentar a taxa de deposição (quantidade de metal depositado por unidade de tempo) entre outras.

Porém algumas dessas características são antagônicas entre si, dessa forma, nas utilizações industriais os eletrodos atendem algumas dessas características de maneira a serem adequados para aplicações específicas a um custo plausível.

Segundo Wainer, Brandi e Mello(1992) são quatro os principais grupos de revestimento de eletrodos para soldagem dos aços baixa e média liga: o celulósico, rutílico, ácido e básico.

O revestimento celulósico é composto de mais de 20% de materiais celulósicos que, sob ação do arco elétrico, se decompõem gerando grandes quantidades de hidrogênio, monóxido e dióxido de carbono. Estes gases fornecem a proteção necessária para a poça de fusão. Essa reação produz um forte jato plasmático, responsável pela sua penetração caracteristicamente elevada. A taxa de deposição é baixa e a tensão de arco é elevada em comparação aos outros tipos de eletrodos. Dependendo da composição pode gerar quantidade considerável de hidrogênio dissolvido o que aumenta a tendência à fissuração a frio. A escória formada é fina e de solidificação rápidos, tornando eles bastante adequados à soldagem fora de posição, sendo usados para soldagem de tubulações.

Os revestimentos rútilicos são assim denominados devido à presença em 20% de óxido de titânio (TiO_2) que é alcunhado de rutilo. Este componente confere alta estabilidade do arco, com tensões comparativamente baixas, pequena quantidade de respingos e bom aspecto superficial do cordão. A proteção gasosa do arco contém hidrogênio, monóxido e dióxido de carbono e talvez nitrogênio. Sua escória é ácida e pode ter a viscosidade controlada através de pequenas adições de minerais. A resistência mecânica e a ductilidade obtida são boas, e a adição de pó de ferro ao revestimento possibilita obtenção de altas taxas de deposição.

Os revestimentos ácidos são constituídos principalmente de óxido de ferro e manganês e de silicatos. Produzem uma escória ácida abundante e porosa de remoção fácil. Pode apresentar, dependendo dos constituintes, baixos teores de carbono e manganês no metal depositado, o que diminui a resistência mecânica, porém aumenta a ductilidade. O eletrodo pode ser utilizado em corrente alternada ou contínua e a penetração é média e a taxa de fusão é elevada, o que resulta em uma poça de fusão volumosa, que limita a aplicação as posições plana e horizontal. A resistência a trincas de solidificação é baixa.

Já os revestimentos básicos são baseados no carbonato de cálcio e possuem característica de fornecer depósitos com mais baixos teores de hidrogênio e inclusões que qualquer outro tipo.

A escória apresenta caráter básico e permitem redução da poça de fusão e eliminação de materiais não-metálicos, como os sulfetos. Consequentemente, as propriedades mecânicas e a resistência à fissuração, a quente e a frio são melhores que os outros revestimentos. Devido a essas características e ao fato de apresentar menor tendência de oxidar materiais metálicos durante a transferência no arco, torna este tipo de revestimento o mais adequado para a soldagem de aços-ligas e ligas não-ferrosas. Estes revestimentos são altamente higroscópicos, e os eletrodos deste tipo requerem cuidados especiais de armazenagem e secagem.

2.1.2 Processo Fluxed Cored Arc Welding - FCAW

O processo de soldagem por arame tubular, em inglês “fluxedcoredarcwelding” (FCAW) é a união entre metais é obtida através do arco elétrico entre o eletrodo, que é tubular contínuo e consumível, e a peça a ser soldada. A proteção do arco neste processo é feita pelo fluxo interno do eletrodo podendo ser complementada por um gás de proteção fornecido por fonte externa. O fluxo interno do eletrodo pode também atuar como desoxidante através da escória formada, acrescentar elementos de liga ao metal de solda e estabilizar o arco. A escória formada atua metalurgicamente e protege a solda durante a solidificação (QUITES, 2002; MARQUES, MODENESI E BRACARENSE, 2007).

a) Processo fluxedCored Arc Welding Gas - FCAW-G

O processo de soldagem com FCAW possui duas variações. Na primeira, que é eletrodo com proteção gasosa, o fluxo interno tem principalmente a função de desoxidante e de introdutor de elementos de liga. Este processo está ilustrado na Figura 2.4. As funções de proteção do arco e ionização da atmosfera ficam mais a cargo do gás introduzido pelo bocal do gás. O gás de proteção usualmente é o dióxido de carbono ou uma mistura de argônio e dióxido de carbono. O processo de proteção a gás é apropriado para produção de peças pequenas e soldagem de profunda penetração.

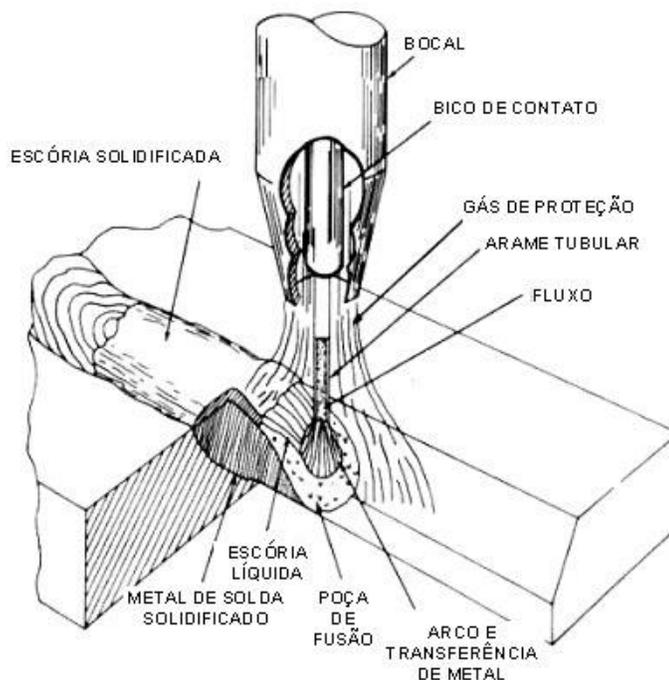


Figura 2.4 - Esquema básico do Processo de Soldagem por Arame Tubular com proteção gasosa (adaptado AWS, 1991).

a) Processo Self-shielded Flux Cored Arc Welding - FCAW-S (Autoprottegido)

Na segunda variação, conhecida como eletrodo autoprottegido, a proteção é obtida pelos ingredientes do fluxo interno, que vaporizam e são deslocados pelo ar para os componentes da escória que cobrem a poça de fusão, ficando esta protegida durante a soldagem de acordo com a Figura 2.5. O arame tubular emerge de um tubo guia eletricamente isolado e o contato elétrico fica mais distante da extremidade do arame.

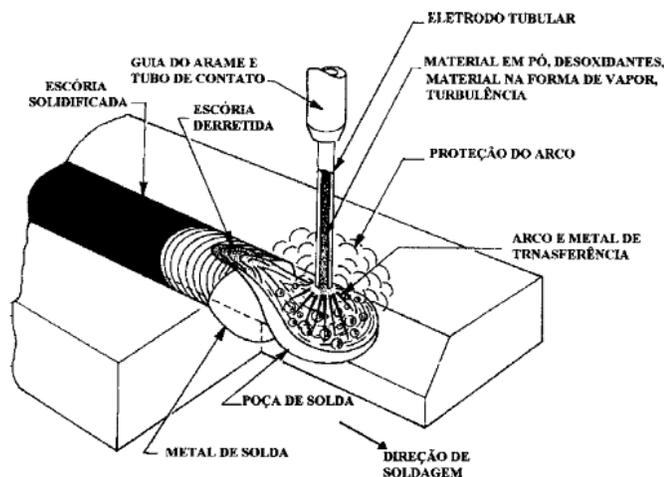


Figura 2.5 - Processo Arame Tubular Autoprotetido (adaptado AWS, 1991).

Para Messler Jr (2004) no processo de arame tubular o gerador de fluxo está contido no núcleo do arame, ao invés de ficar como revestimento externo como no processo SMAW. O arame funciona como um eletrodo consumível contínuo, com o material do núcleo realizando as mesmas funções do revestimento externo no processo de eletrodo revestido, provendo gases de autoproteção, ingredientes para escória, estabilizadores de arco, e elementos de liga e ingredientes que aumentam a taxa de deposição do processo. Essa proteção advinda da geração de gases do interior do núcleo é mais eficaz que a de um gás gerado por um revestimento externo do eletrodo.

Uma das características do processo autoprotetido é o uso de eletrodos com grande extensão. A extensão dos eletrodos é o comprimento não fundido até o tubo de contato durante a soldagem, essa extensão varia de 19 a 95 mm, que são usados dependendo da aplicação. Aumentando a extensão do eletrodo aumenta a resistência ao calor do eletrodo, este pré aquece e diminui a tensão requerida do arco. Em alguns casos a corrente de soldagem diminui a qual reduz o calor disponível para fundir o metal de base, resultando assim uma solda estreita e rasa. Grandes extensões dos eletrodos não podem ser igualmente aplicadas para os métodos de proteção a gás, por causa de efeitos desfavoráveis na proteção.

Alguns eletrodos autoprotetidos têm sido desenvolvidos especificamente para soldagem de aços com revestimento de zinco e aços ligados ao alumínio muito comuns na indústria

automobilística. Normalmente, o processo com eletrodo auto-protégido é usado para trabalhos em campo, porque eles permitem correntes de ar maiores.

Com relação à composição do fluxo interno os arames podem ser básicos, rúflicos ou “metal cored”. Os básicos produzem soldas com excelentes propriedades mecânicas e baixos teores de hidrogênio, os rúflicos proporcionam uma soldagem mais suave e um cordão com excelente aspecto visual e os do tipo “metal cored”, que possuem alto percentual de pó de ferro em sua composição, proporcionam altas taxas de deposição e rendimento.

É interessante ponderar sobre os parâmetros operacionais no processo FCAW. Segundo AWS (1991) a corrente de soldagem é proporcional a velocidade de alimentação do arame para um determinado diâmetro, composição e extensão do eletrodo. Mantendo-se constante as outras variáveis de soldagem e considerando um determinado diâmetro de eletrodo, o aumento da corrente de soldagem irá gerar: aumento da taxa de deposição do arame, aumento da penetração e um cordão de solda convexo com aparência ruim para aumentos excessivos a corrente. Contudo, uma corrente insuficiente resultará em transferência metálica do tipo spray, muitos respingos e para processo de arame tubular autoprotégido na porosidade no metal solda devido à absorção de hidrogênio.

A corrente de soldagem é aumentada ou diminuída através da variação da velocidade de alimentação do eletrodo, é interessante que a tensão de soldagem também seja alterada para que seja mantida uma relação ideal entre corrente e tensão de soldagem. Para uma determinada taxa de alimentação a corrente vai variar em função do comprimento do eletrodo. Aumentado a extensão do eletrodo, a corrente de soldagem tende a diminuir e vice-versa.

Para Starling, Modenesi e Borba (2009) *apud* Oliveira e Bracarense (2009) a aparência, penetração e propriedades do cordão de solda obtido através do processo FCAW podem ser afetadas pela tensão do arco, esta está diretamente relacionada ao comprimento do arco. Tensões elevadas, comprimento de arco maior, podem resultar em respingos excessivos e contorno irregular do cordão de solda. Em eletrodos autoprotégidos, o aumento da tensão pode provocar aumento na absorção de hidrogênio. Em arames de aço com baixo nível de carbono podem causar porosidade. Em eletrodos de aço inoxidável podem originar trincas pela redução do teor

de ferrita no metal depositado. Tensões baixas, com arco pequeno, apresentarão uma superfície estreita, excesso de respingos e redução de penetração.

A extensão do eletrodo é o seu comprimento não fundido a partir do bico de contato. Um aumento na extensão do eletrodo tende a elevar a temperatura do arame por causa do efeito Joule. Em consequência, a temperatura do eletrodo afetará a taxa de deposição e a penetração. Os fabricantes recomendam a extensão de 19 a 38 mm para eletrodos com proteção gasosa e 19 a 95 mm para eletrodos autoprotetidos, de acordo com a utilização.

Na soldagem com proteção gasosa, a composição do gás e a vazão do gás são parâmetros bastante influentes no processo e afetam diretamente a qualidade do metal depositado. Uma vazão inadequada ocasionará pouca proteção da poça de fusão e assim a ocorrência de poros e oxidação. Entretanto, uma vazão excessiva de gás resultará em turbulência e aumento de impurezas no metal depositado. A escolha correta da vazão do gás dependerá do tipo e diâmetro do bocal da tocha, distância do bocal até a peça de trabalho e correntes de ar durante a soldagem.

Na composição do gás, utiliza-se geralmente 100% de dióxido de carbono (CO_2). Segundo AWS (1991) duas vantagens deste gás são o baixo custo e alta penetração. Embora ele usualmente seja usado nas transferências globular, algumas formulações de fluxo produzem transferência spray com o uso de CO_2 .

Uma composição interessante é realizada com a mistura de gases na soldagem com arames tubulares para combinar as vantagens separadas de dois ou mais gases. O aumento de gás inerte aumenta a eficiência de transferência dos desoxidantes que estão no fluxo do arame. Por outro lado, a penetração do será reduzida. O Argônio é capaz de proteger a poça de fusão em todas as temperaturas de soldagem. Sua presença em quantidade suficiente resulta na diminuição da oxidação comparativamente a proteção com CO_2 (100%). O efeito do gás de proteção no perfil do cordão de solda é mostrado na Figura 2.6.

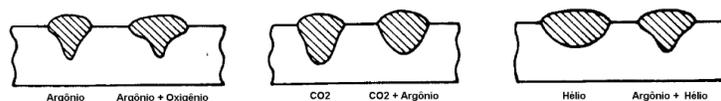


Figura 2.6—Esquema do efeito do gás de proteção no perfil do cordão de solda (adaptado AWS, 1991).

Uma combinação de gases muito utilizada é 75% de Argônio e 25% de CO₂. O metal de solda depositado com esta mistura tem limite de escoamento elevado e possui boa resistência à tração, comparado com o metal depositado com 100% de proteção com CO₂ (Starling, Modenesi e Borba, 2009 *apud* Oliveira e Bracarense, 2003).

Outro parâmetro importante é a taxa de deposição. Esta é a quantidade de eletrodo, em peso, depositado por unidade de tempo. A taxa de deposição depende dos parâmetros de soldagem como: diâmetro do eletrodo, composição, extensão do eletrodo e corrente de soldagem. A Figura 2.7 mostra a influência da corrente de soldagem na taxa de deposição para um arame tubular de aço carbono E70T-1 considerando vários tipos de diâmetros, posição e tipo de alimentação, automático e semi-automático. A eficiência de deposição é a quantidade de metal depositado por quantidade de eletrodo consumido (AWS, 1991)

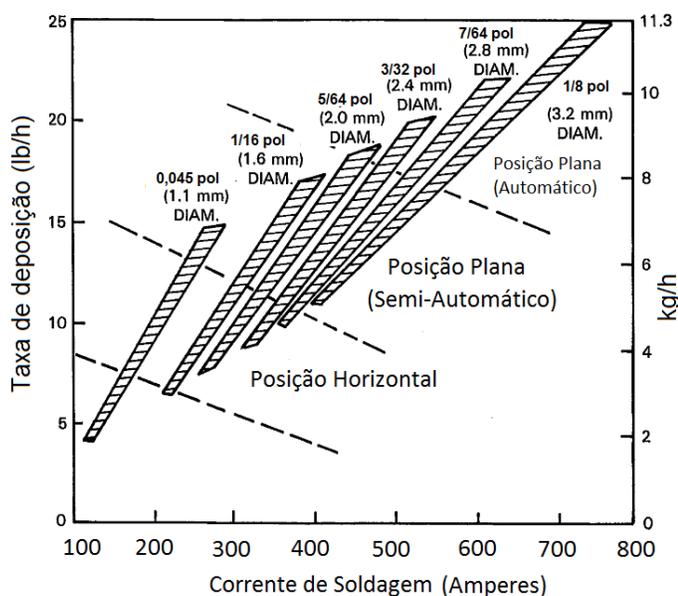


Figura 2.7–Diagrama da relação entre a corrente de soldagem e a taxa de deposição para diferentes diâmetros de arame E70T-1 (adaptada da AWS, 1991).

Também é importante considerar a velocidade de soldagem. Esta influencia na penetração e no contorno do cordão. Para altas velocidades de soldagem a penetração é baixa. Baixas velocidades e altas correntes podem resultar na ocorrência de inclusões de escórias e fusão do metal de base.

2.2 Fluxo de Calor na soldagem

Na maioria dos processos de soldagem é necessária aplicação de calor para se realizar a união dos materiais, a junta soldada. Entretanto, o calor aplicado para formação da junta soldada afeta as propriedades mecânicas e metalúrgicas dos materiais que estão sendo unidos. Assim é imprescindível conhecer os efeitos do fluxo de calor no processo de soldagem.

Segundo Marques, Modenesi e Bracarense (2007) no processo de soldagem por fusão as temperaturas da fonte de calor variam entre 2000°C (2273 K) e 20000°C (20273 K) e a concentração de energia pode atingir 8×10^8 W/m² para processos de arco elétrico.

Contudo, apenas uma parte desse calor fornecido pelo processo é utilizada efetivamente para unir o metal. Conforme Wainer, Brandi e Mello (1992) no processo de eletrodo revestido uma parte da energia é dissipada para a atmosfera sobre a forma de calor irradiante, outra parte é perdida por convecção nos meios gasosos que protegem a poça de fusão, apenas a terceira parte é de fato utilizada para fundir o material e proporcionar a soldagem.

Assim, pode-se definir de acordo com a Equação 2.1 uma eficiência térmica (n) para a fonte de calor, para considerar a parte que realmente é utilizada para fundir o metal-base e metal de adição, quando utilizado e a energia total nominal fornecida pela fonte de calor Q .

$$n = \frac{Q_{t_{solda}}}{Q_{nominal} t_{solda}} = \frac{Q}{Q_{nominal}} \quad (2.1)$$

Kou (2003) explica a variação das eficiências térmicas de alguns processos de soldagem. Nos processos de soldagem a laser (LBW) temos essa eficiência é muito baixa, devido ao efeito da alta refletividade das superfícies metálicas no processo. Essa eficiência pode ser melhorada com alterações na superfície como aumento da rugosidade ou um revestimento. Já no processo de soldagem a plasma (PAW) a eficiência energética é bem maior que a no LBW, pois a refletividade das superfícies metálicas não afeta o processo.

No processo TIG (GTAW) a eficiência da fonte de calor é diretamente afetada pelo tipo de corrente, a eficiência é maior para corrente contínua com eletrodo negativo (CC-), é mediana para corrente alternada e é mais baixa para corrente contínua com eletrodo positivo. Isso acontece porque

os elétrons colidem na peça no CC-, essa energia cinética dos elétrons é convertida em calor, aumentando a eficiência do processo. No processo MIG/MAG (GMAW) e no eletrodo revestido (SMAW) a transferência de calor pelas gotas do consumível (eletrodo) aumentam a eficiência dos processos.

No processo arco submerso (SAW) o fluxo granular e a escória fundida ajudam a evitar a dissipação de calor e aumentam a eficiência do arco elétrico e da fonte de calor.

O processo com maior eficiência é o feixe de elétrons (EBW) em que o buraco onde sai o feixe de elétrons age como um "corpo negro" aprisionando a energia desse feixe, tornando a eficiência desse processo bastante elevada. As eficiências térmicas para esses processos são mostradas no gráfico da Figura 2.8.

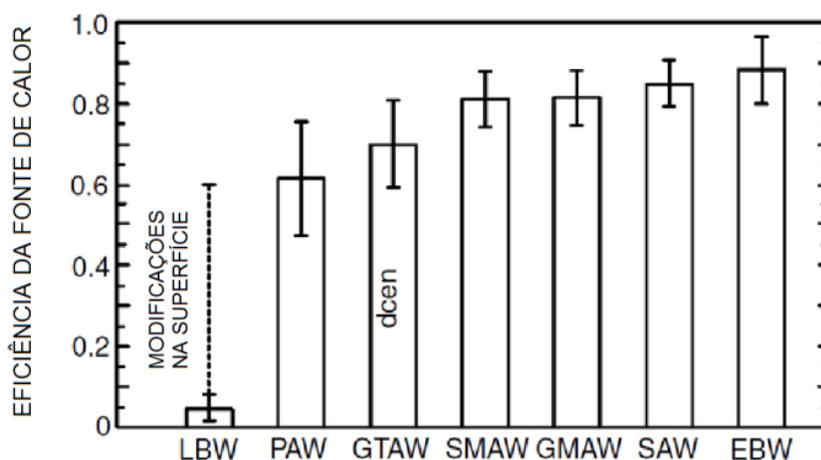


Figura 2.8–Esquema de eficiência de Calor para alguns processos de soldagem (KOU,2003).

Em processos de soldagem a arco elétrico para medir a energia fornecida ao processo é a quantidade de calor fornecida por comprimento de solda, o chamado aporte térmico. Este é definido em termos da tensão do arco (V), da intensidade da corrente (I), da velocidade de soldagem (v) e da eficiência térmica do processo (n). É expresso de acordo com a Equação 2.2.

$$H = \frac{nVI}{v} \quad (2.2)$$

Usando as unidades mais comuns para obter o aporte térmico em J/mm, temos a tensão do arco em volts, a corrente de soldagem em amperes e a velocidade de soldagem em mm/s. O

aporte térmico correlaciona a quantidade de energia disponível para a soldagem com a velocidade de avanço da fonte de soldagem (v) que é representada pelo avanço do eletrodo. A Figura 2.9 esclarece o conceito do aporte térmico.

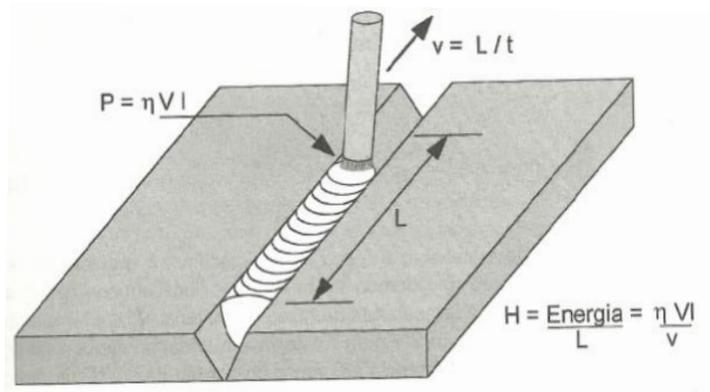


Figura 2.9 - Conceito de Aporte térmico (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).

Com o deslocamento da fonte de calor, cada ponto da junta passará por uma variação da temperatura, que considerando todo o processo de soldagem, isto é mostrado na figura 2.10. A quantificação da variação da temperatura em um determinado ponto do material é denominada de ciclo térmico. Este ciclo representa a históriatérmica de cada ponto. Segundo Qites (2008) o conhecimento do ciclo térmico de soldagem permite compreender os aspectos mais importantes da soldagem por fusão a arco voltaico. Por meio do ciclo térmico percebe-se a soldagem como se fosse um tratamento térmico severo.

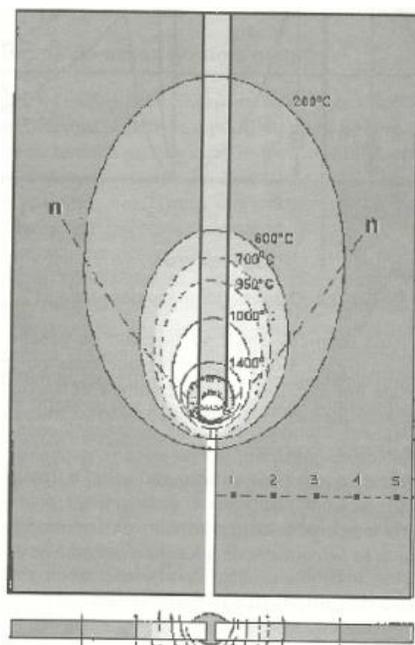


Figura 2.10 - Esquema mostrando isotermas de calor com a passagem da fonte de calor na peça durante o processo de soldagem (QUITES, 2008).

Segundo Wainer, Brandi e Mello (1992) o ciclo térmico é composto de três etapas: aquecimento elevado no início do processo, etapa de aquecimento até a temperatura de pico e resfriamento até temperatura ambiente. Um ciclo térmico esquemático é mostrado na Figura 2.11.

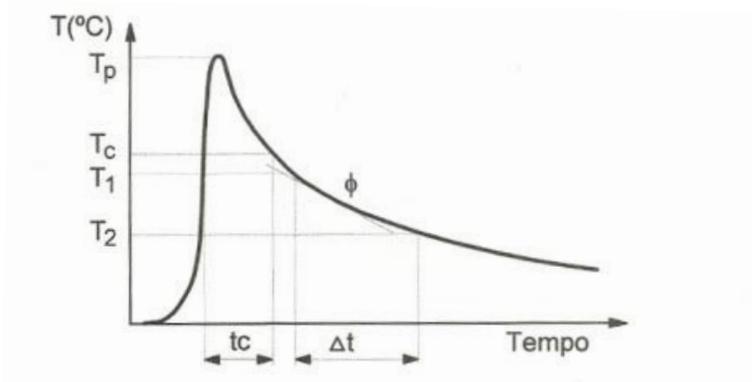


Figura 2.11 - Esquema simplificado de ciclo térmico com parâmetros principais (MARQUES, MODENESI, E BRACARENSE, 2007).

Um parâmetro importante na análise do ciclo térmico é o tempo crítico de permanência (t_c) em que o ponto está submetido a uma determinada temperatura crítica (T_c). Com este parâmetro podemos analisar a variação da microestrutura ou em das propriedades do material.

Outro parâmetro importante é a velocidade de resfriamento (ϕ) que é obtida após ser atingida a temperatura de pico e representa a taxa de diminuição da temperatura com relação ao tempo. É usual caracterizar o resfriamento de uma solda pelo tempo necessário para se resfriar de uma determinada temperatura a outra. Para os aços geralmente são consideradas as temperaturas de 800 e 500°C como referência.

Finalmente o último parâmetro é a temperatura de pico (T_p) é a temperatura máxima que ocorre no ponto em análise. Quanto maior a distância ao centro do cordão de solda menor a temperatura de pico no ciclo térmico, conforme mostrado na Figura 2.12. O ciclo “1” é de uma região mais próxima ao cordão de solda e o “5” da mais afastada. A temperatura de pico indica a possibilidade de acontecimento de transformações microestruturais, e pode ser usada para definir a extensão da região afetada pelo calor durante a soldagem.

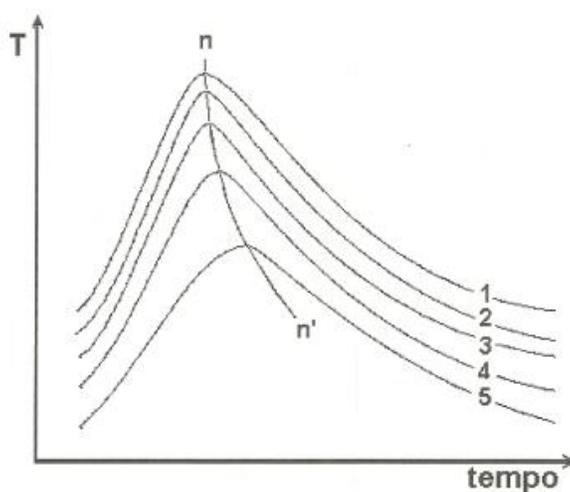


Figura 2.12 - Esquema simplificado da variação dos ciclos térmicos com a distância ao centro da solda (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).

Com a junção de ciclos térmicos variando com a distância conforme mostrado na Figura 2.12 é confeccionada uma ferramenta denominada de repartição térmica, segundo figura 2.13. Nota-se que se afastando do centro do cordão de solda, diminui a temperatura de pico. Dessa forma se distingue a zona fundida (A) e a zona termicamente afetada (B) da região do metal de base que não sofreu transformações (C).

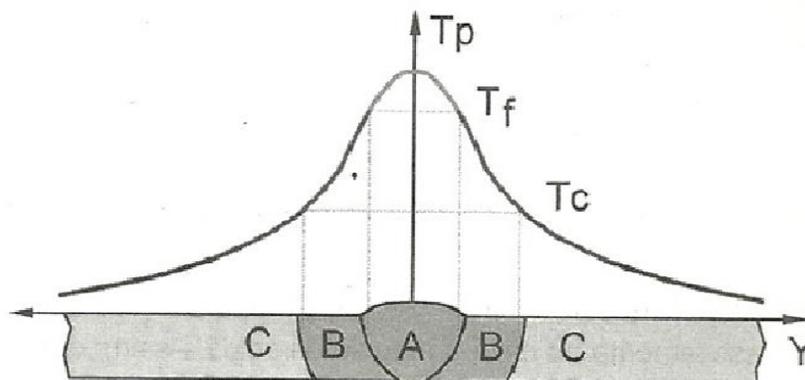


Figura 2.13 - Repartição térmica esquemática com as regiões da junta soldada (MARQUES, MODENESI e BRACARENSE, 2007).

Para um determinado processo de soldagem, os ciclos de soldagem e a repartição térmica são influenciados pelas propriedades térmicas do metal de base, geometria da junta soldada, pela espessura da junta, pela energia de soldagem imposta e pelo pré-aquecimento.

As propriedades térmicas do material de base influenciam na resposta desses ao calor imposto pelo processo de soldagem. Um parâmetro muito importante é a condutividade térmica conforme mostrado na Tabela 2.1. Materiais que apresentam menor condutividade térmica como o aço carbono, dissipam o calor por condução mais lentamente, tendendo a apresentar gradientes térmicos mais abruptos no aquecimento e menores velocidades de resfriamento. Nestes materiais, a energia térmica é mais bem aproveitada para a fusão localizada necessária à soldagem.

Diferentemente, materiais de elevada condutividade térmica, como o cobre e o alumínio, dissipam rapidamente o calor, dificultando a fusão localizada e exigindo, em geral, fontes de calor mais intensas ou, em certos casos, a utilização de pré-aquecimento para a obtenção de uma fusão adequada.

Tabela 2.1 - Condutividade térmica de alguns metais (Adaptada de KOU, 2003).

Material	Condutividade térmica (W/mK)	Ponto de fusão(K)
Alumínio	229	933
Aço carbono	41	1800
Aço 9% níquel	35,2	1673
Aço inoxidável austenítico	24,9	1773
Inconel 600	18,3	1673
Liga de titânio	27	1923
Cobre	384	1336
Monel 400	35,2	1573

Outro parâmetro importante é a espessura da Junta. Segundo Marques, Modenesi e Bracarense (2007) para uma mesma condição de soldagem, uma junta de maior espessura permite um escoamento mais fácil do calor por condução. Então, quanto mais espessa a junta, mais rapidamente esta tenderá a se resfriar durante a soldagem.

A geometria da junta influencia a taxa de resfriamento na soldagem. Para juntas em ângulo, esta velocidade será maior do que para juntas de topo, considerando que os parâmetros do processo, até mesmo a espessura dos componentes da junta, sejam semelhantes. Isso acontece porque nas juntas em ângulo o calor pode se dissipar em mais direções, conforme mostrado na Figura 2.14.

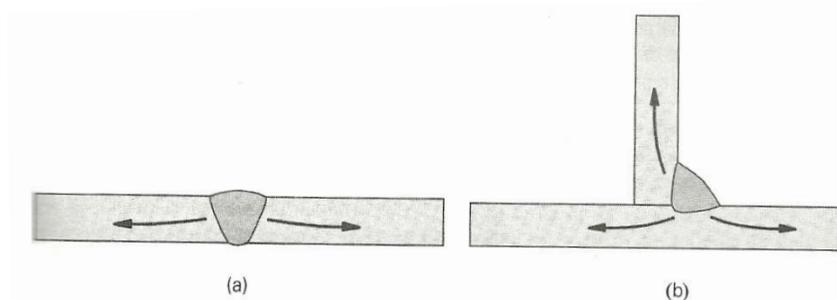


Figura 2.14 - Esquema mostrando o escoamento de calor para: (a) juntas de topo, e (b) juntas em ângulo (MARQUES, MODENESIe BRACARENSE, 2007).

O aporte térmico afeta diretamente o ciclo térmico e a taxa de resfriamento de soldagem. O ciclo térmico tende a aumentar o tempo de permanência para temperaturas críticas, e a taxa de resfriamento diminui, tornando a curva do ciclo térmico mais suave. Esses aspectos são mostrados claramente na Figura 2.15. Esse aspecto é importante, pois o aporte térmico depende da velocidade de soldagem, assim com o aumento da velocidade de soldagem também se tem o aumento da velocidade de resfriamento.

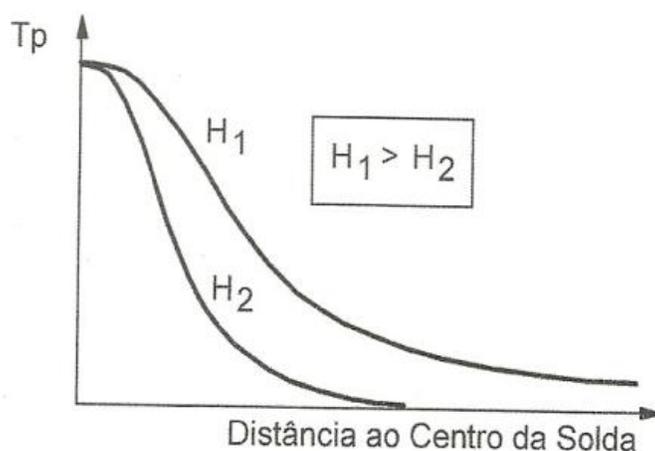


Figura 2.15 - Esquema mostrando efeito do aporte térmico no ciclo térmico de soldagem (MARQUES, MODENESIeBRACARENSE, 2007).

O pré-aquecimento também é um parâmetro importante para o ciclo térmico, mostrado na Figura 2.16. Com o aumento da temperatura de pré-aquecimento, a taxa de resfriamento do ciclo diminui. Então esse parâmetro é importante, o controle deste permite certo governo da taxa de resfriamento que, por sua vez, influencia nas transformações microestruturais da junta e nas propriedades mecânicas.

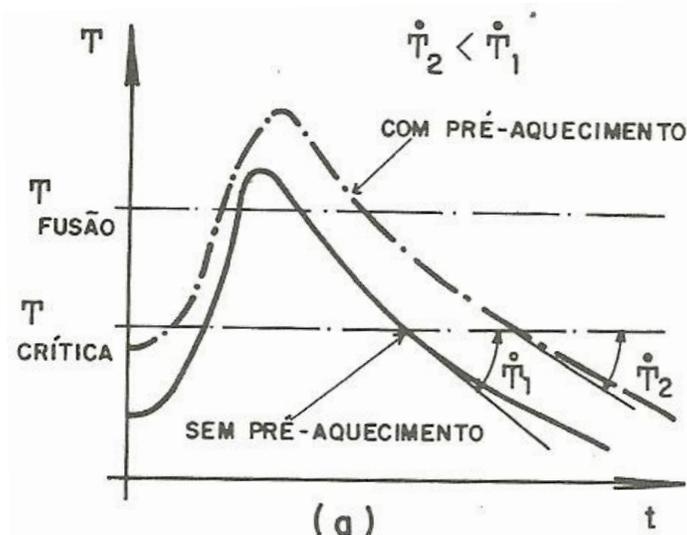


Figura 2.16– Esquema dos efeitos do pré-aquecimento no ciclo térmico e velocidade de resfriamento de soldagem (WAINER, BRANDI e MELLO, 1992)

Os ciclos térmicos podem causar efeitos danosos à estrutura soldada. Além das transformações mecânicas e metalúrgicas na região fundida e na região termicamente afetada, pode ocorrer a geração de defeitos como a geração de deformações plásticas, empenamentos, distorções e tensões residuais.

2.3 Tensões Residuais em Soldagem

As tensões residuais são aquelas que permanecem no material após ser removido qualquer tipo de solicitação externa. Essas tensões residuais podem ser provenientes de diferentes tipos de processos mecânicos ou térmicos como a estampagem, fundição, forjamento, usinagem, têmpera e soldagem.

Segundo Macherauch (2006) as tensões residuais em soldagem são geradas por escoamentos parciais localizados que ocorrem durante o ciclo térmico. As fontes de surgimento de tensões residuais em soldagem são basicamente três:

- (1) Contração no resfriamento de regiões diferentemente aquecidas e plastificadas durante a operação de soldagem.
- (2) Resfriamento superficial mais intenso.

(3) Transformação de fase

As tensões residuais resultantes do resfriamento de regiões distintamente aquecidas e plastificadas são explicadas por Tsai e Kim (2005). Essas tensões são desenvolvidas como reações para deformações plásticas localizadas em materiais, que ocorrem devido ao aquecimento e resfriamento do material sendo soldado.

No aquecimento, o volume do material tende a aumentar devido à dilatação natural, porém é restringido pelas regiões adjacentes que estão menos aquecidas. Já no resfriamento ocorre o inverso, o volume do metal depositado tende a contrair, para ocupar o volume que ocuparia na temperatura mais baixa, porém é impedido de realizar essa diminuição devido ao material adjacente que está em temperatura inferior. Esses processos de aquecimento e resfriamentos resultam no desenvolvimento de tensões, nas regiões submetidas a esses processos, que por sua vez ocasionam deformações elásticas e plásticas, se essas tensões forem maiores que a de escoamento do material. Finalmente, as deformações plásticas acumuladas geradas pelos processos de aquecimento e resfriamento interagem com a rigidez do material e resultam em tensões residuais e distorções.

Tensões Residuais surgem devido ao resfriamento mais rápido da superfície, pois o processo de resfriamento não é homogêneo ao longo da espessura. A superfície resfria-se mais rapidamente que o interior. Desta forma, além do gradiente de temperatura nas direções longitudinal e transversal ao cordão de solda, será também estabelecido um gradiente de temperatura ao longo da espessura da peça.

Este gradiente de temperatura poderá ocasionar deformação plástica localizada e, conseqüentemente, tensões residuais ao longo da espessura. Ocorrerá um nível elevado de tensões residuais deste tipo quando a junta soldada apresentar elevado gradiente de temperatura ao longo da espessura (no caso de chapas espessas), e de baixo limite de escoamento nesta faixa de temperatura.

As variações de temperatura também causam transformações microestruturais. A transformação de fase da austenita para ferrita, bainita, perlita ou martensita, ocorre com aumento de volume, devido à densidade diferente dessas fases. Assim, numa junta soldada, o material da zona fundida e da zona termicamente afetada, que sofre transformação de fase,

tenderá a se expandir, sendo restringido (principalmente na região longitudinal da solda) pelo restante do material mais frio e que não sofreu transformação. Aparecem então, tensões residuais de compressão na região transformada.

O valor das tensões residuais no cordão de solda está intimamente relacionado com o grau de restrição que a estrutura mecânica oferece. Esta restrição geralmente é total na direção longitudinal dos cordões de solda

A evolução das tensões durante a soldagem é mostrada, de forma simplificada, na Figura 2.17 proporciona um melhor entendimento da evolução das tensões em determinadas secções transversais do cordão de solda, de acordo com o ciclo térmico imposto pela soldagem nessas regiões.

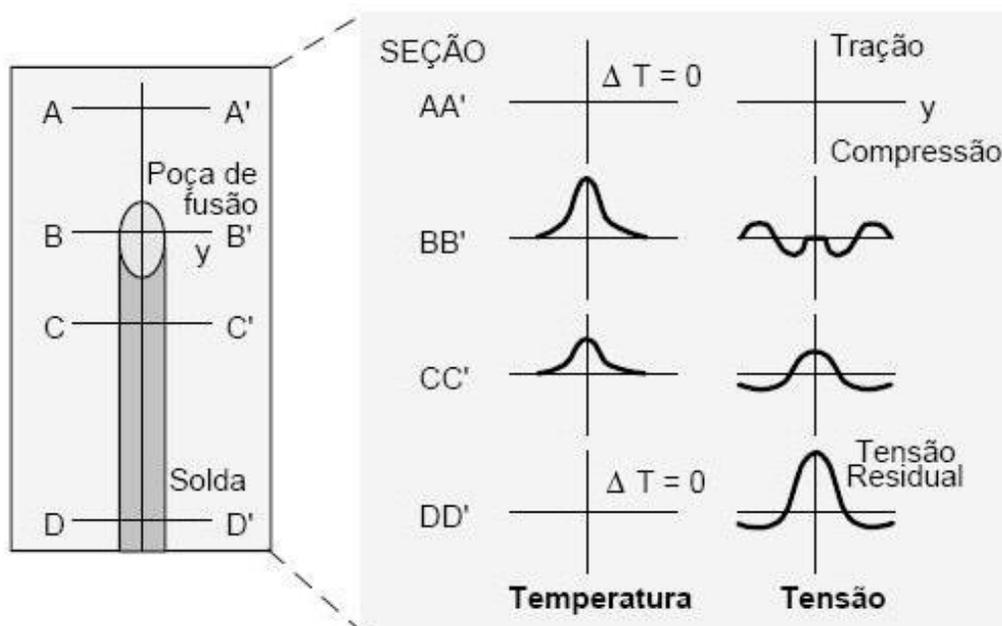


Figura 2.17 – Esquema mostrando evolução das tensões no processo de soldagem (MAGALHÃES, 2008).

Na seção AA' o calor imposto não é suficiente para causar alterações no nível de tensão do material. Na seção BB', localizada exatamente na poça de fusão, a temperatura de pico elevada (acima da temperatura de fusão do material) gera a expansão do material que devido as restrições internas impostas pelos materiais mais frios da vizinhança, são desenvolvidas tensões elásticas de compressão, que aumentam de intensidade até ultrapassar a tensão de escoamento do material.

Na seção CC' , a tensão de escoamento à compressão, que é a tensão experimentada pelo material no ponto em questão, diminui em módulo. Neste momento, começam a surgir tensões de tração no centro do cordão de solda, em função do resfriamento do material naquela região e da contração do material circunvizinho.

No resfriamento, a retração do material sofre as mesmas restrições internas e externas, chegando ao ponto de desenvolver tensões de tração, que aumentam com a redução da temperatura. Estas tensões de tração podem ou não atingir a tensão de escoamento do material, dependendo da máxima temperatura atingida durante o ciclo térmico. Quando o material retorna à temperatura ambiente (seção DD'), as tensões que permanecem são as tensões residuais.

As tensões residuais variam bastante de acordo com a distância à zona fundida, tanto para a tensão paralela ao cordão de solda, a tensão longitudinal, como da tensão perpendicular ao cordão, a tensão transversal. Essa situação é ilustrada na Figura 2.18.

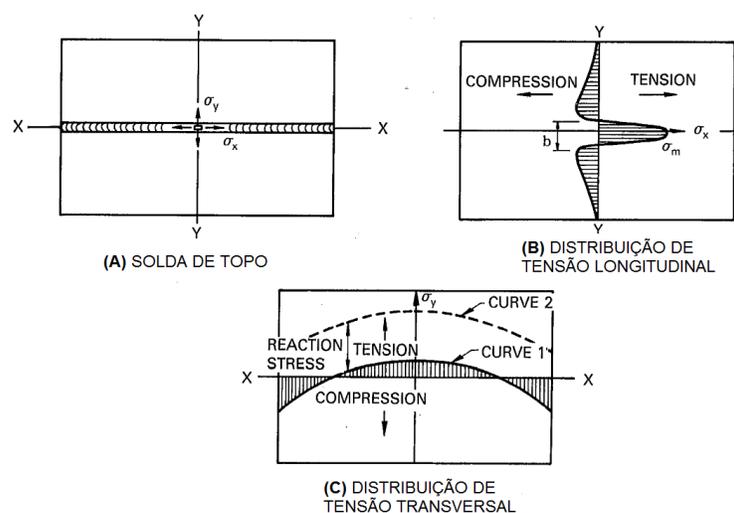


Figura 2.18—Esquema das Tensões Residuais típicas para uma solda de topo (Adaptado de AWS, 1991).

É possível notar na figura que a tensão longitudinal (direção X) no cordão tende a ser trativa, e quando vai se afastando para regiões mais distantes da zona fundida, a tensão tende a ser mais compressiva. Para a tensão transversal (direção Y), os valores de tensão são compressivos no início e no final do cordão e trativos no restante do cordão.

Essa variação está ligada a diferença de energia térmica fornecida à região fundida, as grandes diferenças de picos de temperaturas dessa região para as regiões da ZTA e regiões que não sofreram alterações microestruturais.

2.3.1 Medição de Tensões Residuais

A técnica de difração de raios-X tem como princípio a medição do espaçamento entre planos da rede cristalina dos materiais, através do uso de feixes estreitos de raios-x. Esta grandeza é medida através da posição angular da linha de difração. Num material policristalino, com granulometria fina e isento de tensões, o espaço entre os planos cristalinos não varia com a orientação destes planos, conforme mostrado na Figura 2.19.

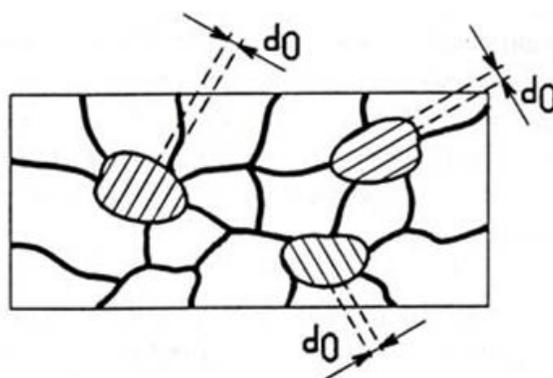


Figura 2.19–Esquema da distância entre planos num material livre de tensões (RODRIGUES, 2007).

As deformações causam uma mudança no espaçamento dos planos cristalográficos na situação livre de tensão para um novo valor que é dependente da magnitude da tensão aplicada. Este novo espaçamento será o mesmo para qualquer plano orientado similarmente com relação à tensão aplicada e, portanto, a rede cristalina funciona como um extensômetro muito pequeno. Este método é baseado na lei de Bragg expressa na Equação 2.3.

$$n\lambda = 2 \cdot d \cdot \text{sen } \theta \quad (2.3)$$

Nesta equação n é o número inteiro que representa a ordem de difração, λ representa o comprimento de onda do feixe incidente de raios-X, d é a distância entre os planos, e por fim θ é o ângulo de difração do plano.

Para um comprimento de onda constante, uma variação da distância entre planos provocada pela aplicação de uma tensão, provocará uma mudança no ângulo de difração, como mostrado na Figura 2.20.

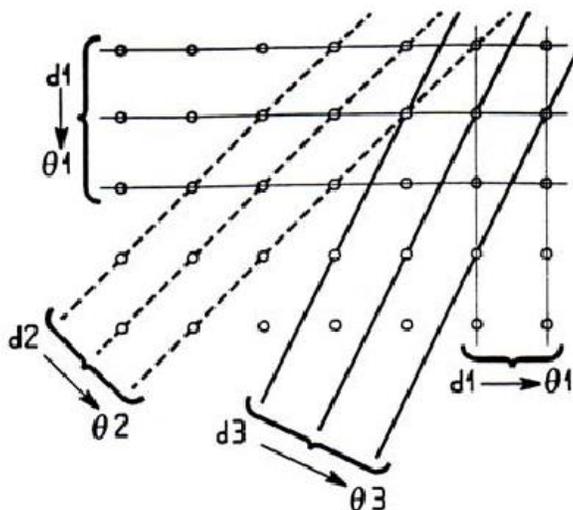


Figura 2.20—Esquema da variação das distâncias interplanares no material tensionado (RODRIGUES, 2007).

Com a variação da distância entre os planos, e da angulação é possível obter uma tensão numa determinada direção de acordo com a Equação 2.4 (WELZEL *et al.*, 2005).

$$\sigma_{\phi} = \left(\frac{E}{1+\nu} \right) \frac{1}{\sin^2 \psi} \left(\frac{d_i - d_n}{d_n} \right) \quad (2.4)$$

Onde d_i é a distância inicial entre os planos difratores inclinados (sem aplicação de tensão), d_n distância interplanar do material sob tensão, ψ é o ângulo entre a normal à superfície e o plano formado pelos feixes incidente e refratado, E é a constante de elasticidade do material, ν é o coeficiente de poisson para o material, e σ_{ϕ} é a tensão na direção ϕ .

O método de difração de raios-x é utilizado na determinação de campos de tensões em camadas com espessuras em torno de $5\mu\text{m}$. Quando aplicado em conjunto com uma técnica de decapagem química possibilita que profundidades de $0,1\text{mm}$ ou mais podem ser analisadas. A

área da superfície analisada dependendo do diâmetro do feixe de raios-x, que em alguns instrumentos varia entre 1 e 8 mm.

A técnica apresenta diferentes métodos que podem ser usados para avaliar tensões internas de um material via difração de raios-X. Os principais são: método das duas exposições; método do feixe paralelo e método do $\sin^2 \psi$.

O método apresenta limitações, só pode ser aplicado a materiais com estrutura cristalina, para peças que possuam geometria favorável, nas quais o feixe de raios-x possa atingir a área de medição e ser difratado sem obstruções. A condição superficial da amostra também requer cuidados especiais antes da medição, sendo recomendado tratamento da superfície antes da medição.

Essa técnica pode ser influenciada por impurezas e vazios na estrutura cristalina que são muito difíceis de serem detectados. É importante que o material tenha granulometria refinada, comportamento linear elástico, seja homogêneo e isotrópico. No caso da soldagem, uma grande desvantagem é o fato desse método não indicar tensão verdadeira em pontos onde houver ocorrido deformação plástica.

Outro método não-destrutivo é a difração por raios de nêutrons. Este segue o mesmo princípio do método de difração de raios-X. Assim, usa a variação das distâncias entre planos medidos com as tensões atuantes no espécime. A capacidade de penetração dos raios nêutrons é bem maior do que a dos raios-X o que permita a análise das tensões no interior do material. Dessa forma permite um mapeamento tridimensional das tensões do material.

Contudo, este método apresenta limitações importantes, como os erros de medição em regiões superficiais, devido a necessidade de o volume amostral estar totalmente contido no interior da peça de trabalho. O custo muito elevado de equipamento de fonte de nêutrons também é uma restrição importante.

Outra técnica de medição não-destrutiva é a que utiliza ultrassom. Essas técnicas baseiam-se no fato de que a velocidade de propagação das ondas ultrassônicas varia aproximadamente de forma linear com o nível de tensões do espécime avaliado.

2.3.2 Aço inoxidável austenítico AISI 317L

O aço inoxidável austenítico AISI 317L apresenta como principal característica o teor de molibdênio mais elevado, em torno de 3 e 4 % em peso. Uma composição química típica é mostrada na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 - Composição química básica para aço 317L (CARVALHO, 2010).

C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	N
0,03	2,00	0,75	18,00	11,00	3,00	0,04	0,10
max	max	Max	20,00	15,00	4,00	max	max

Os teores de molibdênio, cromo e nitrogênio aumentam a resistência à corrosão por pites e por frestas, especialmente para ambientes ácidos que contêm cloretos e compostos de enxofre a elevados. Na avaliação da eficácia do Molibdênio, é considerado um mínimo de 2,2% como necessário para resistência relevante à corrosão por solução efervescente de ácido acético. Segundo Carvalho (2010) não foram encontradas falhas para rolamentos feitos de aços inoxidáveis com molibdênio em ambientes suscetíveis a corrosão naftênica. Para essas aplicações o uso de 317L, que apresenta molibdênio entre 3% e 4%, seria bastante bem adequado (RAPHAEL, 2009 *apud* NAGE *et al*, 2007).

Outra maneira para caracterizar a resistência à corrosão é através do número equivalente de resistência à corrosão por pites (Pitting Resistance Equivalent Number – PREN). Este número é calculado de acordo com uma equação baseada no conteúdo de cromo, molibdênio e nitrogênio presente na liga de aço. Na Figura 2.21 são mostrados os valores de PREN para aços 316L e 317L para meios neutros e meios ácidos.

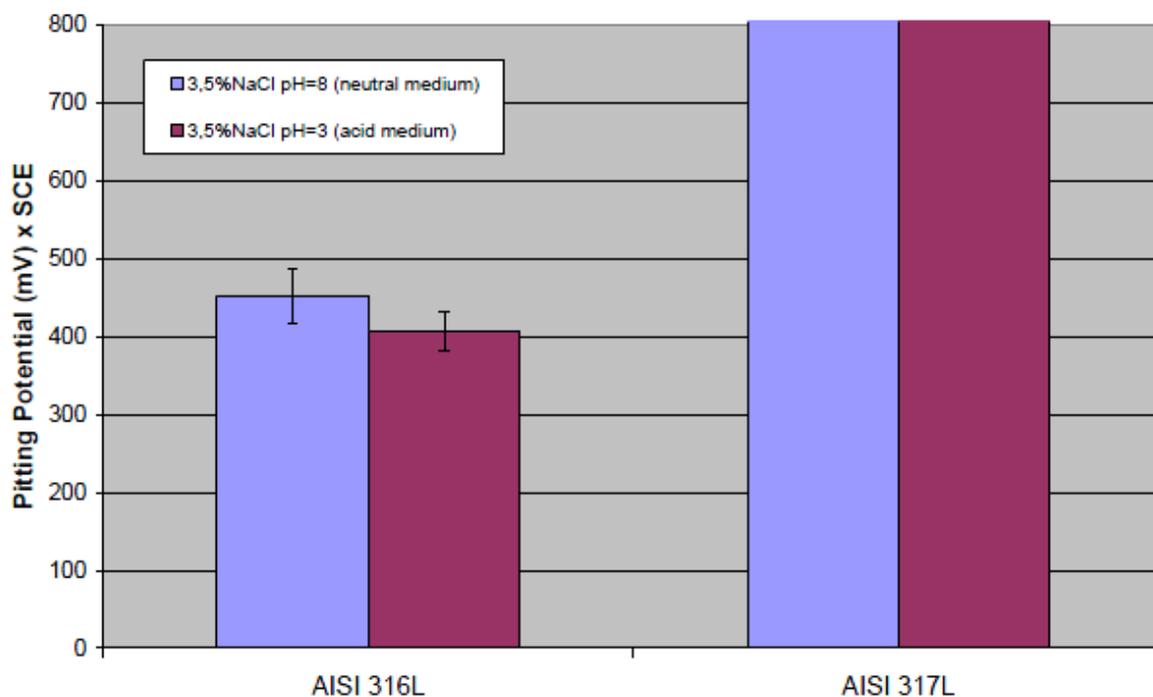


Figura 2.21 - Potencial de Resistência à corrosão por pites para aços AISI 316L e 317L para meios neutros (Roxo) e ácidos (Vermelho), (CARVALHO, 2010).

Este aço apresenta um menor teor de carbono em relação ao AISI 317, sendo limitado a 0,03 % em peso. Essa diminuição atribui maior resistência à sensitização e evita a formação de carbeto de cromo (Cr_{23}C_6). Com isso, é evitada a corrosão intergranular no contorno da solda nesse aço. Essa menor presença de carbono confere melhor soldabilidade a este aço (GENTIL, 2011)

Todavia, essa menor quantidade de carbono aumenta a tendência à formação da ferrita delta durante a soldagem conforme mostrado na figura 2.22, esta presença de ferrita delta favorece a precipitação de fases intermetálicas como a fase sigma que aumentam a fragilidade do aço (FERREIRA, 2009).

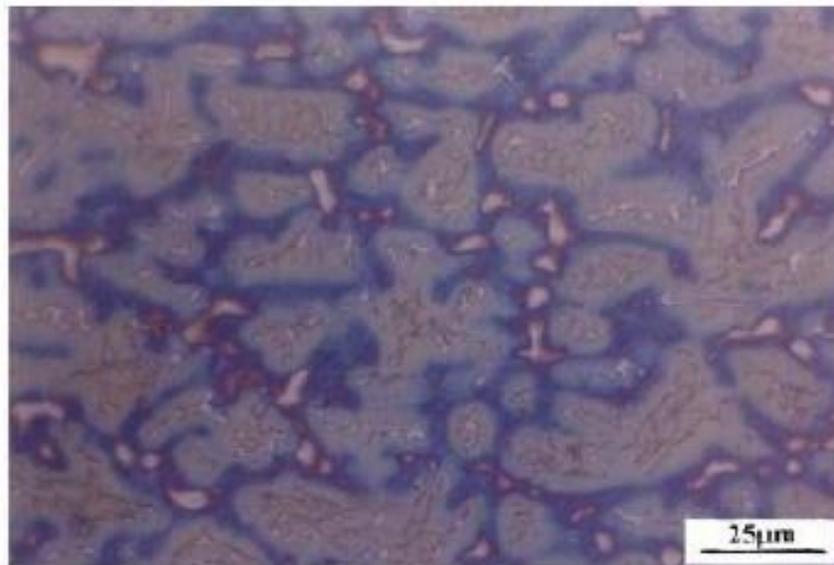


Figura 2.22 - Micrografia de uma solda de aço inoxidável AISI 317L evidenciando a presença de ferrita-delta no centro das dendritas de austenita (FERREIRA *apud* NAGE, 2009).

Outro processo de corrosão que pode acontecer nesse aço, assim como todos inoxidáveis austeníticos, é a corrosão sob tensão (Stress Corrosion Cracking - SCC). Essa acontece devido à combinação de tensões de tração, aplicadas ou residuais decorrentes de algum processo mecânico ou térmico, e condições corrosivas favoráveis, como em soluções contendo cloretos, pH ácido, temperatura mais elevadas e outras. A estrutura CFC dos aços inoxidáveis austeníticos faz com que estes sejam mais vulneráveis a este tipo de corrosão que os ferríticos e martensíticos. A presença de elementos de liga mais resistentes aos meios corrosivos como molibdênio confere uma resistência maior à SCC (GENTIL, 2011).

2.4 Torre de destilação de petróleo

A torre atmosférica é um dos equipamentos mais importantes de uma unidade de destilação de óleo cru em uma refinaria. Segundo Diehl (2009) a otimização da operação deste equipamento é uma meta constante neste tipo de indústria, pois ela possibilita retornos financeiros bastante atrativos.

Segundo Cardoso (2008) a torre consiste em um grande equipamento e pode atingir mais de 55 m de altura e pesar mais de 250 toneladas. Uma representação esquemática da torre de destilação aparece na Figura 2.23.

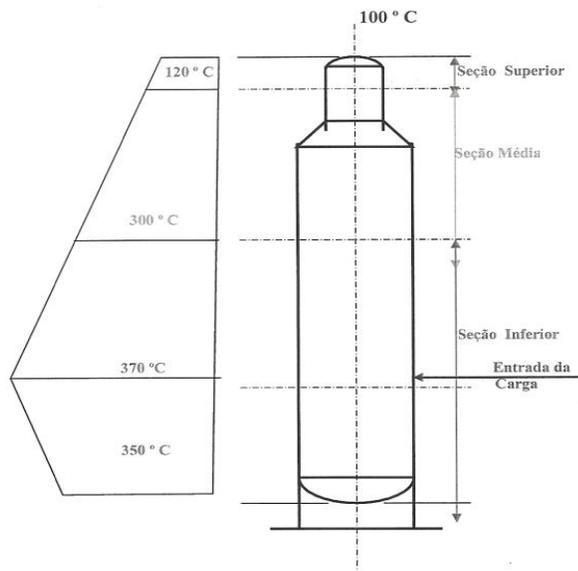


Figura 2.23 - Esquema simplificado de uma torre de destilação atmosférica (CARDOSO, 2008).

Como é um equipamento de grande porte, e as faixas de operação de temperatura variam para as regiões da torre, segundo (Cardoso, 2008) é usual dividi-la em três seções: inferior, média e superior. Dessa forma são escolhidos materiais que suportem as condições operacionais de cada seção.

Na seção superior são utilizadas temperaturas entre 100°C (373 K) e 120°C (393K). Nessa faixa de temperatura existe a possibilidade de formação de ácido clorídrico por hidrólise de sais. Os materiais mais indicados são aço carbono mais “Clad” de monel para o casco e metal monel para as bandejas internas.

Na seção média são utilizadas temperaturas entre 120°C (393 K) e 300°C (573K). Nessa temperatura existe o ataque intenso dos produtos sulfurosos. Os materiais mais indicados são aço carbono, considerando sobre espessura para corrosão, para o casco e aço inoxidável tipo AISI 405 ou AISI 410.

Na seção inferior são utilizadas temperaturas entre 300°C (573 K) e 370°C (643 K). Nessa temperatura existe o ataque intenso dos produtos sulfurosos. Os materiais mais indicados

são aço carbono mais “clad” de inoxidável AISI 405 para o casco, e aço inoxidável tipo AISI 405 ou AISI 410 para as bandejas internas.

2.4.1 Revestimentos lining para Torre de destilação

As torres de destilação operam em ambientes corrosivos com expressiva ação de ácidos naftênicos e compostos sulfurados. Uma maneira de resistir a essa corrosão e proporcionar a operação segura do equipamento é através de um revestimento.

As torres de destilação da Petrobrás utilizam geralmente um “clad” de aço AISI405. Porém a elevada acidez naftênica do óleo nacional expunha o aço estrutural da torre (aço carbono) para o meio agressivo, e desencadeando a degradação da torre.

Uma solução encontrada foi revestir as partes degradadas com revestimento tipo “lining” usando chapas de aço inoxidável AISI 316L, com 3,0 mm de espessura e largura de 100 mm (para temperaturas maiores que 350°C) e de 150 mm (para temperaturas menores que 350°C). O comprimento das chapas é de 1.500 mm. Essa disposição de revestimento “lining” é ilustrado na Figura 2.24 com um corte de segmento da torre.

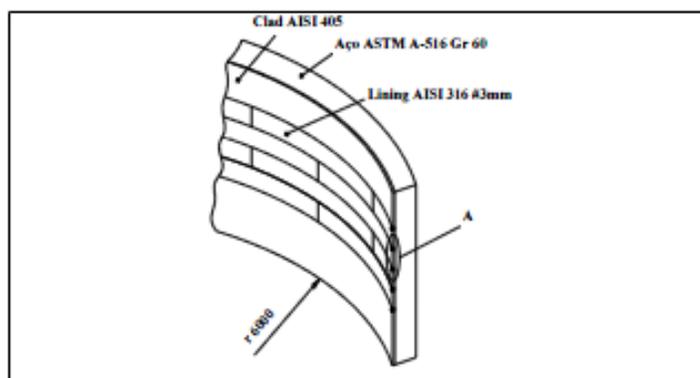


Figura 2.24 - Corte de Segmento da torre de destilação, mostrando revestimento “lining” (GUIMARÃES, 2005).

Entretanto, mesmo com a aparente resistência a corrosão naftênica, foram encontradas trincas na zona termicamente afetada nas soldas do “lining” com 316L após um determinado período de operação da unidade. Segundo Guimarães (2005) estas trincas poderiam ter sido causadas por algum problema metalúrgico na ZTA e a esforços causados pela dilatação e

contração do conjunto “lining” e parede da torre associados aos efeitos da camada de gás retida entre o “lining” e a parede da torre.

Uma solução interessante foi proposta por Cardoso (2008), de utilizar um aço 317L como revestimento “lining” ao invés do AISI 316L. Conforme demonstrado o aço 317L possui molibdênio, cromo e níquel em teores mais elevados o que lhe garante uma maior resistência a corrosão do que o 316L (especialmente devido ao maior teor de molibdênio).

No experimento de Cardozo (2008) foi executada a soldagem do aço inoxidável AISI 317L como revestimento “lining” em uma posição para a qualificação do procedimento de soldagem representando uma condição real da posição de soldagem na torre. Os corpos de prova foram soldados utilizando os processos de soldagem de eletrodo revestido e de arame tubular com proteção gasosa. A Figura 2.25 apresenta a soldagem interna do revestimento “lining” em torre de destilação de petróleo (ABDALLA, 2005 *apud* BALDUCCI *et al*, 2004).



Figura 2.25 - Representação da soldagem interna do revestimento interno de lining em torre de destilação (ABDALLA, 2005 *apud* BALDUCCI *et al*, 2004).

Como a torre de destilação está sujeita a altas temperaturas durante seu tempo de operação, Cardoso fez um tratamento térmico de envelhecimento para verificar o comportamento

do 317L submetido a temperatura de 400°C por 100 horas. Após o tratamento, foram retiradas seções transversais do corpo de prova e analisadas, com ajuda de microscópio ótico, as microestruturas presentes nessas seções. A Figura 2.26 mostra as microestruturas de uma secção extraída de um corpo de prova soldado por arame tubular após o tratamento de envelhecimento.

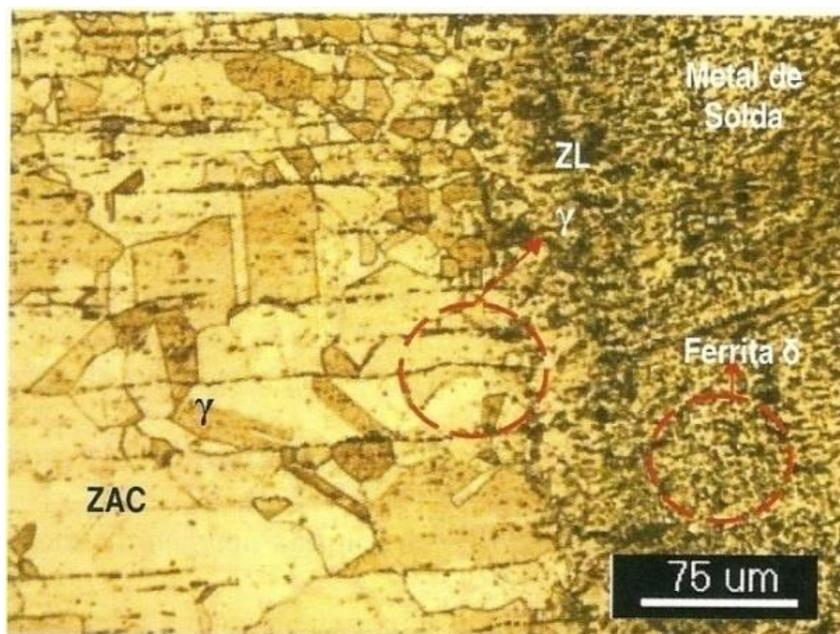


Figura 2.26 - Microestrutura do metal de solda e da zona termicamente afetada (ZTA) do aço AISI 317L soldado com arame tubular após tratamento térmico de envelhecimento(CARDOSO, 2008).

Pode-se observar a presença de austenita, que é o microconstituente característico desse aço, na zona afetada pelo calor, na zona de ligação e no metal de solda a presença da ferrita delta no metal de solda. Nesse processo o aporte térmico médio foi de 377 J/mm.

2.5 Simulação Computacional de Juntas soldadas.

O crescimento exponencial do desempenho do computador combinados igualmente com a rápida evolução de métodos numéricos e modelagem geométrica permitiram que a simulação computacional de soldagem atingisse o estágio em que pode resolver um número crescente de problemas que o interesse da indústria especialmente em gasodutos, usinas, refinarias e vasos de

pressão, reatores nucleares, construção de pontes, e automóveis, caminhões e trens, navios, estruturas offshore, aeroespacial, microeletrônica e muitos outros (GOLDAK, 2005).

A simulação computacional de soldagem é a utilização de conjunto de ferramentas computacionais que determinam as propriedades mecânicas, metalúrgicas e físicas de uma peça submetida a um procedimento de soldagem.

2.5.1 Fundamentos de Simulação de soldagem com uso do Sysweld

Nos processos de soldagem, um aquecimento localizado é realizado na junta localizado com a fusão do metal depositado e depois um resfriamento não uniforme. A distribuição de temperatura é consideravelmente não uniforme ao longo do deslocamento pela junta e pelo tempo de aplicação, assim esse gradiente de temperatura vai ocasionar mudanças de fase e distorções, deformações e tensões residuais.

A complexidade da modelagem e simulação do processo de soldagem está relacionada aos diversos fenômenos presentes e nas relações entre estes fenômenos. Basicamente a análise é dividida entre as respostas térmicas, metalúrgicas e mecânicas. A relação entre essas análises está mostrada na Figura 2.27.

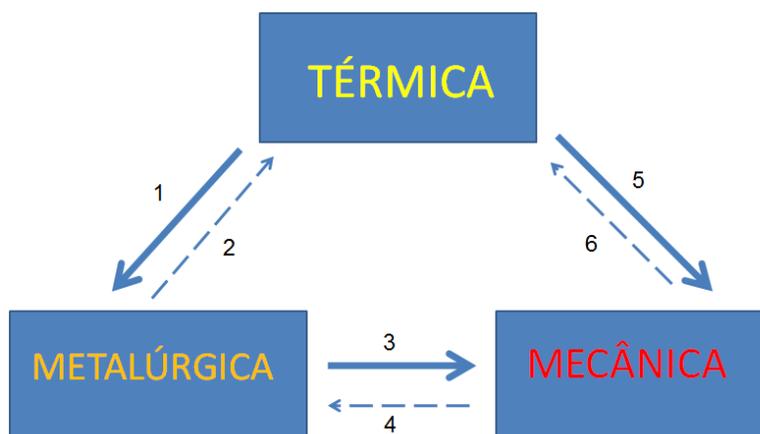


Figura 2.27– Esquema demonstrando a relação entre as análises térmica, metalúrgica e mecânica na simulação de soldagem (Adaptado de GOLDAK, 2005).

A taxa de transformação microestrutural é afetada pela temperatura (1), porém os calores latentes das transformações de cada fase causam um pequeno acréscimo na temperatura (2). As transformações de fase estão acompanhadas de variações volumétricas, que devido às restrições

do material causam deformações mecânicas(3), a deformação mecânica influencia as taxa das transformações de fase, especialmente para martensita e bainita (4). Os gradientes térmicos causam expansão e contração térmica que, por sua vez, causam deformações, tensões e distorções (5) e a deformação plástica gera pequenas modificações nas propriedades térmicas (6).

Na análise térmica, para o cálculo da temperatura é utilizada a equação de difusão de calor tridimensional com geração de calor Equação (2.5). Como esta equação calcula a difusão de calor para um sólido qualquer considerando um sistema cartesiano triortogonal (x,y,z). Esta equação é mostrada abaixo (MACHADO, 2010).

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T}{\partial t} = q + \frac{\partial(K_x(T)\frac{\partial T}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(K_y(T)\frac{\partial T}{\partial y})}{\partial y} + \frac{\partial(K_z(T)\frac{\partial T}{\partial z})}{\partial z} \quad (2.5)$$

Nesta equação ρ é a densidade, c é o calor específico K_x, K_y, K_z são as condutividades térmicas para as direções x,y,z. Todas estas propriedades estão em função da temperatura (T). A variável q é o calor gerado por volume. Também são levadas em consideração a convecção e a radiação no cálculo da difusão de calor (MACHADO, 2010).

Parte do calor fornecido a poça de fusão é perdido ao ambiente como convecção e radiação. O calor perdido por convecção (q_c) segue a lei de Newton mostrada na Equação 2.6. Considera-se que onde o coeficiente de convecção varia com a temperatura (T) e com as condições de contorno (MACHADO, 2010).

$$q_c = \left(\frac{kNu}{L}\right)(T - T_a) \quad (2.6)$$

O parâmetro k representa a condutividade térmica do material, L é o comprimento característico da superfície, T_a é a temperatura ambiente e Nu é o número de Nusselt. Este depende do número de Prandtl e do número de Grashof, onde ambos são função da temperaturas do ambiente e da diferenças desta com a temperatura superficial.

A perda de calor por radiação é significativa quando se tem uma diferença de temperatura elevada entre o ambiente e a junta durante o processo de soldagem. É calculada de acordo com a relação de Stefan-Boltzman conforme Equação 2.7.

$$q_r = \varepsilon\sigma(T^4 - T_a^4) \quad (2.7)$$

Nessa equação ε representa a emissividade de calor, T_a é a temperatura do ambiente, T a temperatura da peça e σ é a constante de Stephan-Boltzman(INCROPERA, 1992).

Assim, o grande problema da análise térmica é determinar o calor específico gerado por um volume em um determinado processo de soldagem. Usualmente faz-se a modelagem do processo de soldagem com uma fonte de calor se deslocando pela junta soldada. O modelo mais simples considera a fonte de calor como um ponto se deslocando pela junta soldada. Contudo, a fonte que melhor consegue reproduzir os processos de fusão por arco elétrico é a dupla elipsoide de Goldak, conforme mostrada na Figura 2.28.

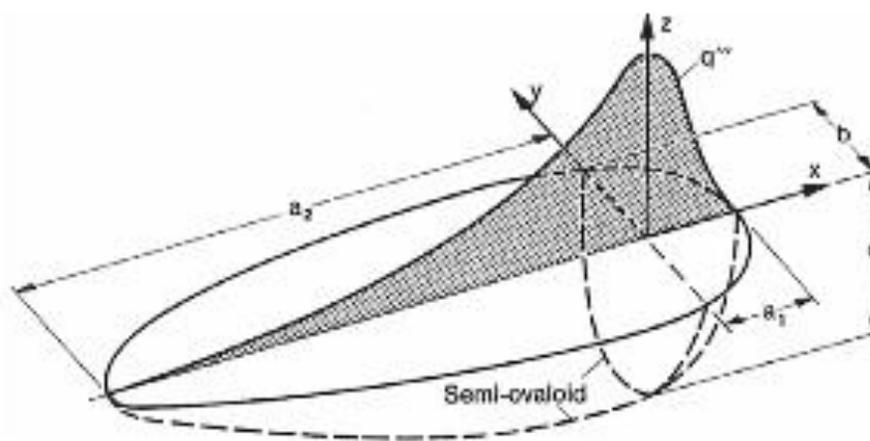


Figura 2.28–Esquema da fonte de calor Dupla Elipsoide (GOLDAK, 2005)

Os elipsoides são descritos por parâmetros “ a_1 ”, “ a_2 ”, “ b ” e “ c ” que são ajustados de forma a se assemelhem com a poça de fusão que acontece no processo real de soldagem. O parâmetro “ a_1 ” e “ a_2 ” representam o comprimento da elipsoide dianteira e traseira respectivamente. O parâmetro “ b ” representa a largura da fonte de soldagem e o “ c ” representa a profundidade da fonte de soldagem. Assim são calculados os fluxos de calor subdivididos para a elipsoide dianteira (d) e traseira (t) conforme mostrado na equação 2.8a e 2.8b (GOLDAK, 2005).

$$q_d(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_dQ}{abc_d\pi\sqrt{\pi}} \cdot e^{-3\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-3\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-3\frac{z^2}{c^2}} \quad (2.8a)$$

$$q_t(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_t Q}{abc_t\pi\sqrt{\pi}} \cdot e^{-3\frac{x^2}{a^2}} \cdot e^{-3\frac{y^2}{b^2}} \cdot e^{-3\frac{z^2}{c_t^2}} \quad (2.8b)$$

Nesse modelo, as f_d e f_t são as frações de calor depositadas pela elipsoide dianteira e traseira respectivamente. Essas frações somadas devem sempre ser igual a dois. O parâmetro Q é o aporte de energia, ou aporte térmico na peça.

Também são utilizados modelos mais simples de fontes de calor como distribuição gaussiana, elipsoide simples, e modelo de disco. Porém a dupla elipsoide é o mais adequado para retratar fielmente o calor fornecido pela poça de fusão em três dimensões. Entretanto, para processos de soldagem a fusão que apresentam uma densidade elevada de energia, um modelo muito utilizado é o cônico conforme mostrado na Figura 2.29 (GOLDAK, 2005).

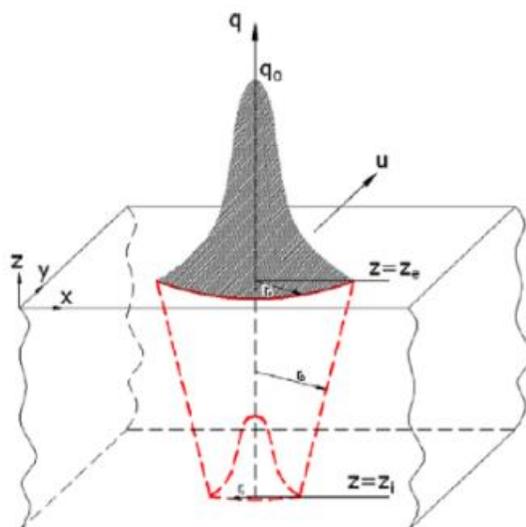


Figura 2.29–Esquema da fonte de calor cônica Gaussiana 3D (GOLDAK, 2005).

A soldagem a Laser e a por feixe de elétrons utiliza este modelo. Neste a densidade de energia é depositada na superfície superior da peça e o mínimo de energia é colocado na superfície inferior da peça. Ao longo da espessura da peça o diâmetro da distribuição de energia aumenta linearmente. Porém a densidade de calor no eixo central da fonte de calor é mantida constante, (Shanmugamet *al*, 2010).

Por meio desses modelos de fontes de calor, é possível calcular as temperaturas ao longo da peça. Para isso é necessário que sejam conhecidas algumas propriedades dependentes da temperatura do material a ser soldado. Basicamente é necessário da condutividade térmica, calor específico, ponto de fusão, entalpia, densidade.

Formulação do Problema Mecânico na Soldagem

A deformação total ocorrida durante o processo de soldagem pode ser expressa pela equação 2.9 (Lemaitre e Chaboche, 1988):

$$\epsilon_{\text{total}} = \epsilon_e + \epsilon_{\text{term}} + \epsilon_p \quad (2.9)$$

Onde ϵ_{total} é a deformação total, ϵ_e é a deformação elástica, ϵ_{term} é a deformação componente térmica e ϵ_p é a deformação plástica. A componente elástica da deformação pode ser determinada diretamente pela lei de Hooke, utilizando o módulo de elasticidade, dentro da faixa delimitada pelo limite elástico do material. Vale lembrar que estas propriedades dependem da temperatura.

A deformação térmica é obtida utilizando a relação física da dilatação térmica, através da Equação 2.10.

$$\epsilon_{\text{term}} = \alpha(T - T_o) \quad (2.10)$$

Onde α é o coeficiente de dilatação térmica, T é a temperatura instantânea e T_o é a temperatura inicial do CP.

A modelagem da plasticidade é bem mais complexa. A teoria da plasticidade fornece uma relação matemática que caracteriza a resposta elasto-plástica do material. Primeiramente, é necessário definir o critério de von Mises (Lemaitre e Chaboche, 1988), através da Equação 2.11.

$$f_e = \sigma_{\text{vm}} - \sigma_e < 0 \quad (2.11)$$

onde f_e é a função de escoamento, σ_e é tensão de escoamento equivalente e σ_{vm} é tensão de von Mises, a qual é definida pela Equação 2.12

$$\sigma_{\text{vm}} = \sqrt{\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (2.12)$$

onde σ_1 , σ_2 e σ_3 são as tensões normais principais.

O escoamento irá ocorrer segundo a Equação 2.13, o escoamento será nulo quando:

$$f_e = \sigma_{vm} - \sigma_e = 0 \quad (2.13)$$

Nota-se que a tensão equivalente nunca pode exercer o escoamento do material já que, neste caso, deformações plásticas se desenvolverão instantaneamente, levando então a tensão para o novo limite de escoamento do material.

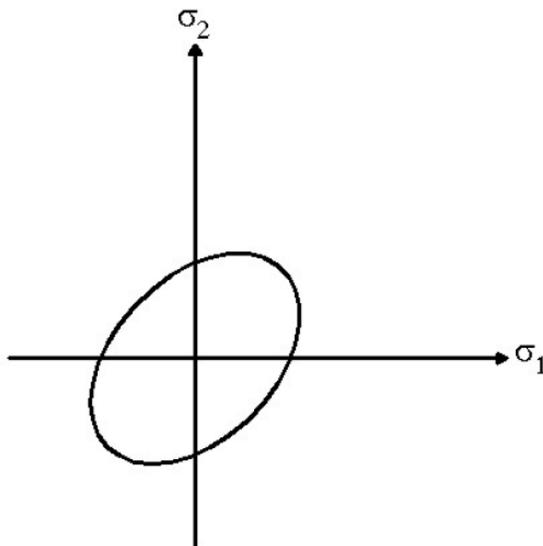


Figura.2.30 Superfície de escoamento de von Mises em duas dimensões

O encruamento do material descreve a mudança no domínio elástico com a progressão de escoamento, de tal forma que a condição para o escoamento subsequente pode ser estabelecida. Dentre os modelos existentes, dois se destacam para o caso da soldagem: encruamento isotrópico e encruamento cinemático (Figura 2.30).

No encruamento isotrópico, a superfície de escoamento permanece centrada em um ponto e expande em tamanho com o desenvolvimento das deformações plásticas (Figura 2.31a). Este tipo de encruamento que representa adequadamente um carregamento monotônico, o qual faz analogia à soldagem de um único passe.

Já o encruamento cinemático assume que a superfície é constante em tamanho, mas translada no espaço das tensões com a progressão do escoamento (Figura 2.31b). Este tipo de

encruamento, associado ao encruamento isotrópico, é normalmente utilizado para representar soldagem multipasse (Murthy *et al.*, 1996).

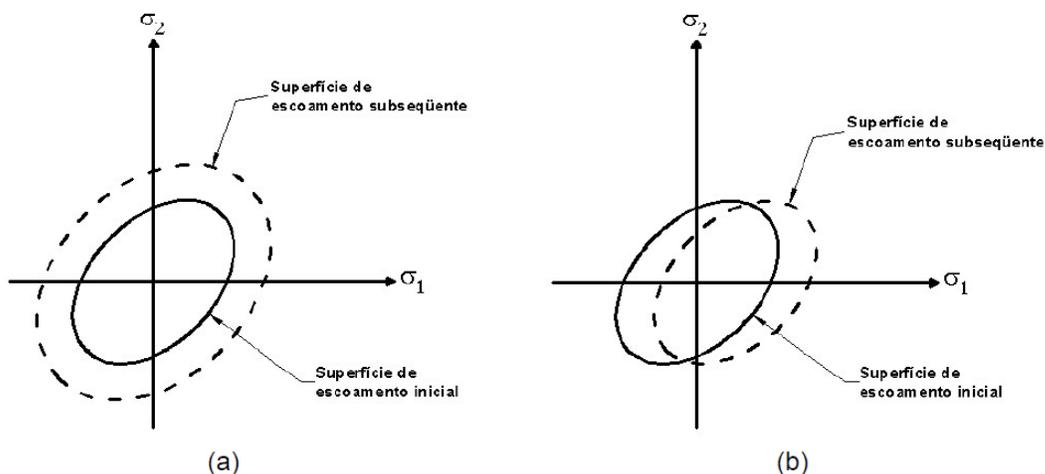


Figura.2.31 Alteração da superfície de escoamento no encruamento isotrópico (a) e no encruamento cinemático (b)(Murthy *et al.*, 1996).

Quando o material sofre deformação plástica, a regra do escoamento (flowrule) define o incremento plástico, $d\epsilon_p$, (Lamaitre e Chaboche, 2008), segundo Equação 2.14:

$$d\epsilon_p = \lambda_p \frac{\partial f_e}{\partial \sigma} \quad (2.14)$$

Onde λ_p é o constituinte plástico, o qual determina o montante de deformação plástica. A equação de consistência, $df_e = 0$, permite determinar o multiplicador λ_p .

2.5.2 Método dos Elementos Finitos

A idéia básica do método é dividir o corpo em elementos finitos, ou seja, fazer uma representação discreta de um sólido contínuo. Esses elementos são conectados por nós. O conjunto de nós e de elementos é denominado malha. O processo de construção dessa malha é chamado de geração de malhas. Um exemplo de geração de malha para um placa com furo é mostrado na Figura 2.32 (FISH e BELYTCKO, 2009).

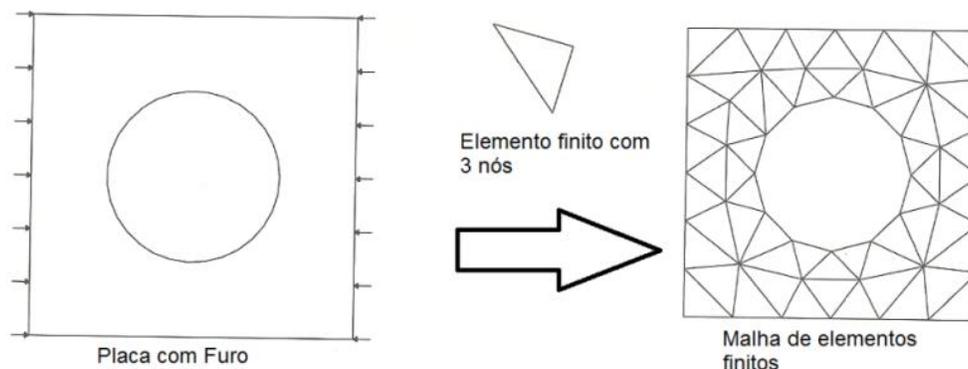


Figura 2.32–Esquema da aplicação d

a malha de elementos finitos com 3 nós para uma placa com furo (Adaptado de FISH e BELYTSCKO, 2009).

Para este método, quanto maior for o número de nós, maior será a precisão do resultado encontrado. Porém uma malha muito refinada representará um custo computacional elevado, e a sua execução pode não ser possível por limitação do computador. A malha refinada para o exemplo da placa com furo é mostrada na Figura2.33.

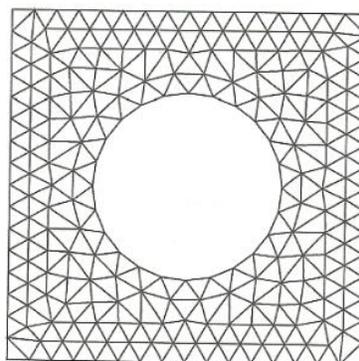


Figura 2.33- Esquema mostrando malha refinada de elementos finitos triangulares para placa com furo (FISH e BELYTSCKO, 2009).

Então são calculados para cada nó desta malha de elementos finitos as equações dominantes do processo. Sendo assim, as equações diferenciais são discretizadas em conjunto de equações lineares ou não-lineares. Estas equações geralmente são resolvidas em formas matriciais.

O método dos elementos finitos é uma técnica de análise numérica destinada a obtenção de soluções aproximadas de problemas regidos por equações diferenciais. O MEF permite levar em consideração as não-linearidades introduzidas pela dependência das propriedades

termofísicas do material (condutividade térmica, calor específico e densidade) em relação à temperatura, os diferentes mecanismos de troca de calor com o meio (convecção e radiação), além de possibilitar a modelagem de estruturas complexas.

O Sysweld é um software dedicado à previsão de tensões residuais de soldagem e distorções. Sobretudo, ele leva em consideração as transformações metalúrgicas durante a soldagem e sua influência sobre o comportamento mecânico de estrutura. A arquitetura geral do software é apresentada na Figura.

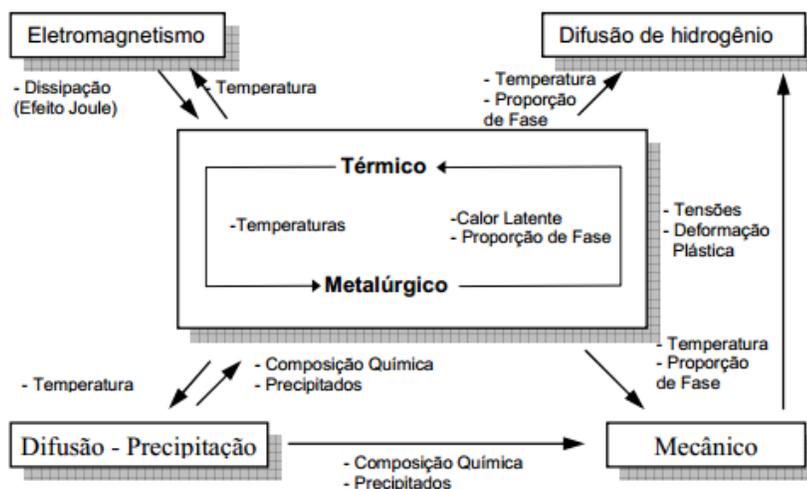


Figura 2.34 Arquitetura geral do Sysweld (SYSWELD, 2011).

O aplicativo Sysweld foi escolhido para ser utilizado na presente investigação, devido os amplos recursos e ferramentas dedicadas para a simulação de soldagem. Essas ferramentas incluem depósito de material através da ativação elemento e de fontes de calor em movimento pré-definidos incluindo, mas não limitado ao modelo elipsóide Duplo Goldak descrito no Capítulo 2.

Outra característica fundamental do Sysweld que o diferencia de outros software de elementos finitos comerciais, é a capacidade de modelar transformações metalúrgicas que incluem variações de volume devido a transformações de fase, bem como as mudanças de propriedades mecânicas devido às transformações de fase. Também está incluída uma biblioteca de modelos metalúrgicos

3. MATERIAIS E MÉTODOS

A simulação da soldagem de aplicação de revestimento “Lining” para torre de destilação foi realizada modelando um corpo de prova experimental com as dimensões utilizadas para qualificação de Especificação de Procedimento de Soldagem (EPS).

3.1 Materiais

3.1.1 Dados de entrada dos materiais de simulação do Corpo de prova com revestimento “lining”

a) Metal de Base

-Chapa de aço carbono ASTM A516 Gr. 60 para representar o casco da torre de destilação de petróleo;com as dimensões de 25,00 mm de espessura, 286,00 mm de largura e 400,00 mm de comprimento, as mesmas dimensões do experimento realizado por Cardoso (2008), com composição química conforme Tabela 3.1.

Tabela 3.1- Composição Química nominal do aço ASTM A 516 Gr 60 (% em peso) - ASM (1990).

Elemento	Percentual
C	0,27
Mn	0,60 – 1,20
P	0,035
S	0,04
Si	0,15 - 0,40
Al	0,037

- Chapas inox AISI 317L que atuam como revestimento “lining” aplicado a chapa de aço carbono, conforme modelo mostrado na Figura 3.1, foram utilizadas duas chapas de aço inoxidável AISI 317L, com espessura de 3,00 mm, 100 mm de largura e 150 mm de comprimento, e uma chapa de aço inoxidável AISI 317L com espessura de 3,00 mm, 100 mm de largura e 300 mm de comprimento.

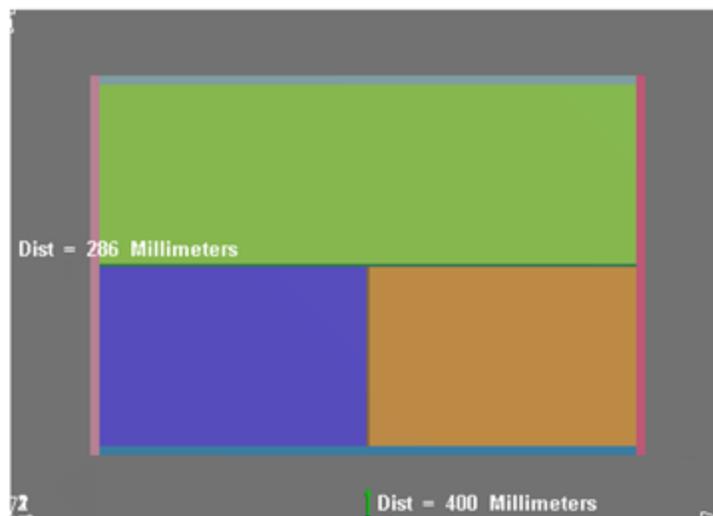


Figura 3.1- Ilustração da Modelagem do corpo de prova das chapas de revestimento “lining”(SYSWELD, 2011).

b) Consumíveis de soldagem processo Fluxed Cored Arc Welding Gas- FCAW-G

- Arame tubular E-317LTO-4/1, com diâmetro de 0,9 mm. É um arame tubular do tipo “flux cored” para a soldagem em todas as posições. Ele utiliza como gás de proteção tanto CO₂ como misturas de Ar + 20-25% CO₂. Este arame contém molibdênio, o qual aumenta a resistência à corrosão localizada induzida por ácidos sulfúricos e sulfurosos, cloretos e soluções de celulose de acordo com fabricante BÖHLER (2007).

c) Consumíveis de soldagem processo Shielded Metal ArcWelding -SMAW

Eletrodo revestido AWS E317L-17 com diâmetro de 2,5 mm de acordo com KESTRA (2007).

3.2 MÉTODOS

a) Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” Propriedades do Material

O Sysweld possui uma boa variedade de aços no seu banco de dados. Entretanto não possui o aço inoxidável austenítico AISI 317L, em vista disso, foi necessário adicionar esse material.

As propriedades físicas do aço AISI 317L necessárias para a simulação são a condutividade térmica, calor específico, densidade e a cinética de transformação de fase que é extraída dos diagrama TRC e TTT. Para isso tomou-se como base as propriedades do aço inoxidável AISI 316L, modificado com as propriedades do aço inoxidável AISI 317L.

As Figuras 3.2 e 3.3, mostram o comportamento da condutividade térmica e calor específico em função da temperatura.

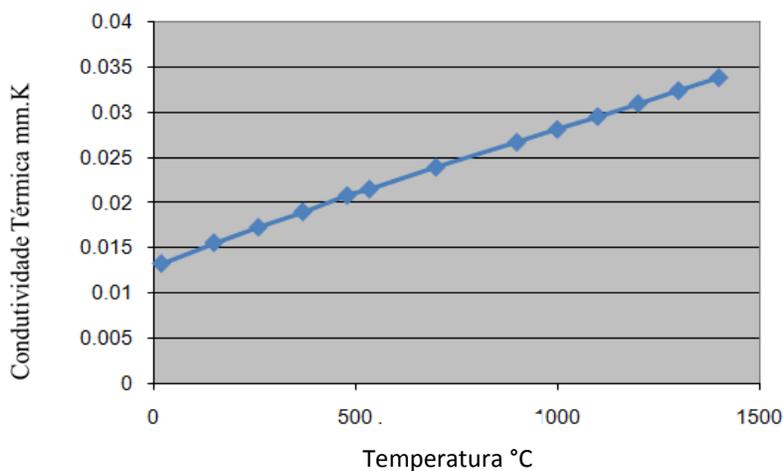


Figura 3.2- Condutividade térmica versus temperatura para aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).

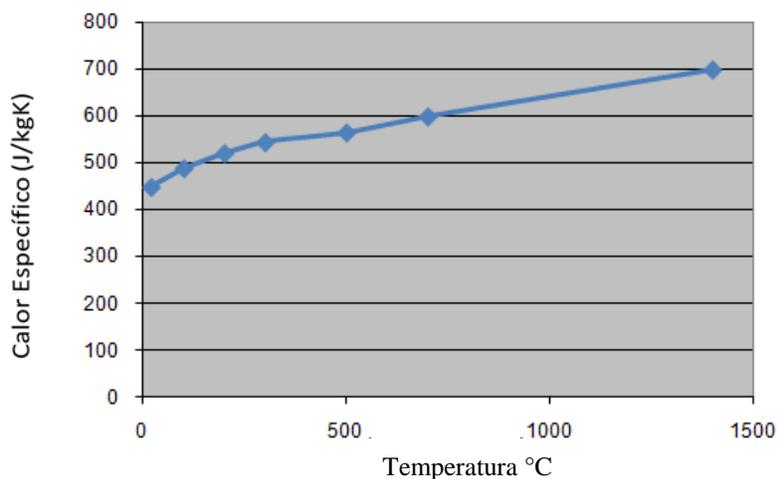


Figura 3.3 - Calor Específico versus temperatura utilizado no aço AISI 317L
(SYSWELD, 2011).

Pode-se notar através das figuras que os valores das duas propriedades aumentam quando se eleva a temperatura.

Geralmente, para os processos de soldagem a arco, duplo elipsóide modelo Goldak *et al.* (1984). Nos casos em que a zona fusão difere da forma de um elipsóide pode ser usado o modelo da fonte Cônica Gaussiana de Golgak *et al* (1984). As propriedades mecânicas do aço inoxidável AISI 317L também foram consideradas para a realização da simulação da soldagem, especialmente para possibilitar o cálculo das deformações, distorções e da tensão residual.

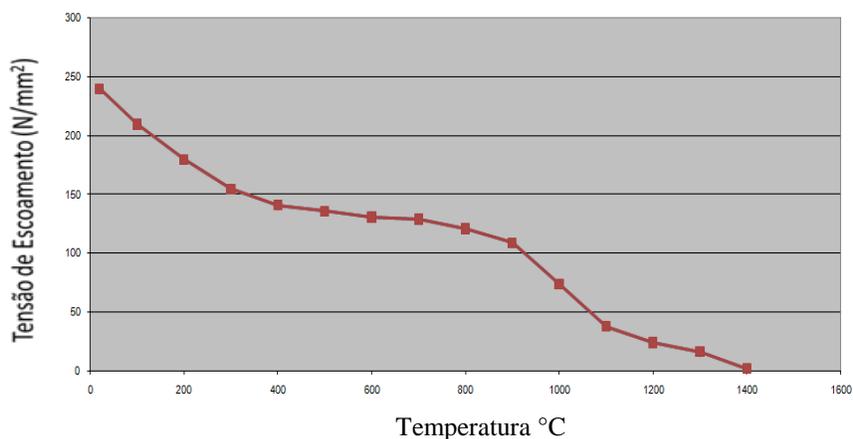


Figura 3.4 - Tensão de escoamento em relação a temperatura para aço AISI 317L
(SYSWELD, 2011).

As principais propriedades para a simulação são o módulo de elasticidade, a tensão de escoamento, coeficiente de poisson e o encruamento.

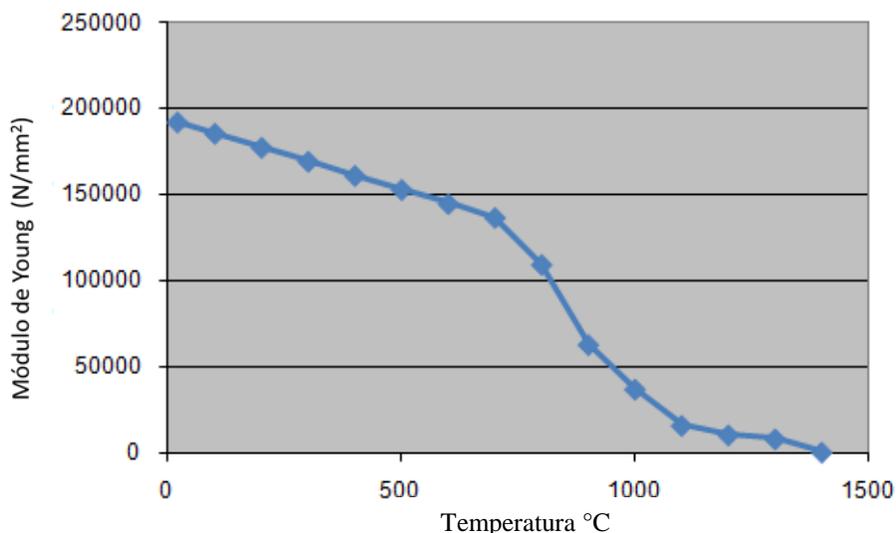


Figura 3.5- Módulo de Young (escoamento) em relação a temperatura para aço AISI 317L (SYSWELD, 2011).

As Figuras 3.4 e 3.5 acima demonstram a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade em função da temperatura. Para as duas propriedades quanto maior a temperatura menor o valor do módulo de elasticidade e da tensão de escoamento.

b) Poça de Fusão

Antes da simulação, a fonte de calor deve ser modelada para o processo de soldagem. Geralmente, para os processos de soldagem a arco, duplo elipsóide modelo Goldak et al. (1984) é escolhido. Nos casos em que a zona fusão difere da forma de um elipsóide, podem ser utilizados outros tipos de modelos de fontes.

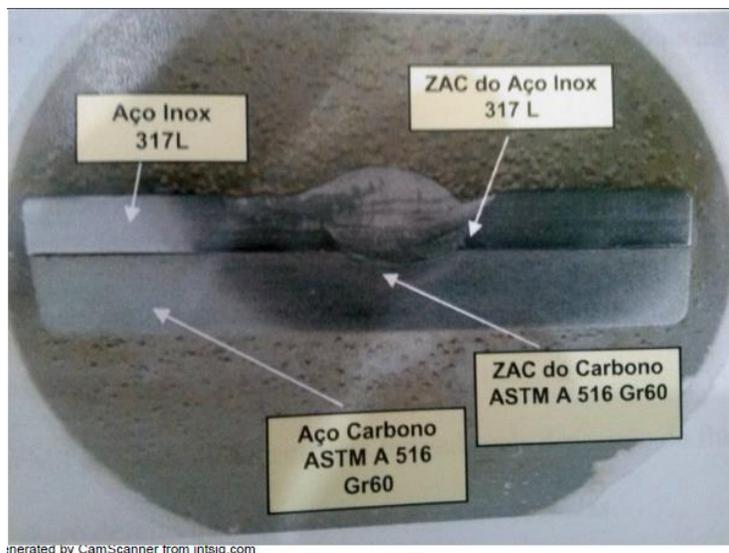


Figura 3.6 - Macrografia utilizada no experimento e base para parâmetros de simulação (CARDOZO , 2008)

A Figura 3.6 ilustra alguns parâmetros dimensionais para a entrada de dados do corpo de prova simulado, onde a densidade de potência máxima é depositada na região da superfície superior da peça de trabalho, e é mínima no interior da superfície. Ao longo da espessura da peça de trabalho, o diâmetro da zona de distribuição de densidade de energia é linearmente diminuída WUET *etal* (2006).

Nesta simulação o “Weld Advisor” que é uma ferramenta do Sysweld, onde se é estabelecido os parâmetros para simulação da junta soldada como tipo do processo de soldagem, velocidade de soldagem, Energia de soldagem e a eficiência do processo.

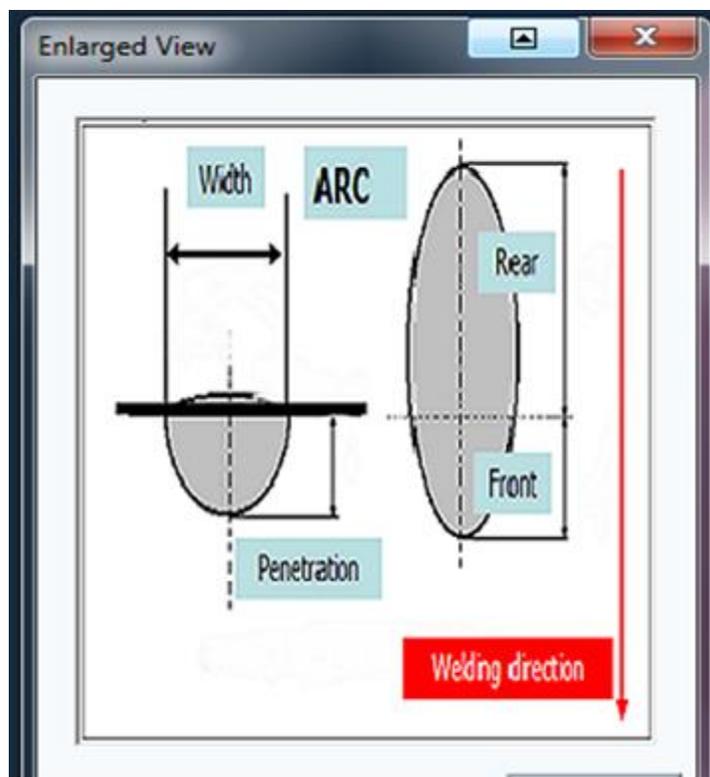


Figura 3.7- Dados de entrada para simulação da poça de fusão(SYSWELD, 2011).

A Figura 3.7 representa algumas dimensões dos cordão de solda de acordo com os dados de entrada que será simulado, no caso em estudo foram realiza dois processamentos um com FCAW-G e outro com SMAW. Mas o software permite a utilização de vários passes sequencialmente ou em paralelo, e cada passe com um processo de soldagem diferente, ou seja uma heterogeneidade de processos em um única simulação e processamento.

A ferramenta “WeldWizard” é utilizada (Figura 3.8) para a entrada de todos os grupos e parâmetros para realização da solda. Para utilizá-la é necessário que a fonte de calor esteja calibrada previamente. A calibração é comparação das macrografias reais com as simuladas.

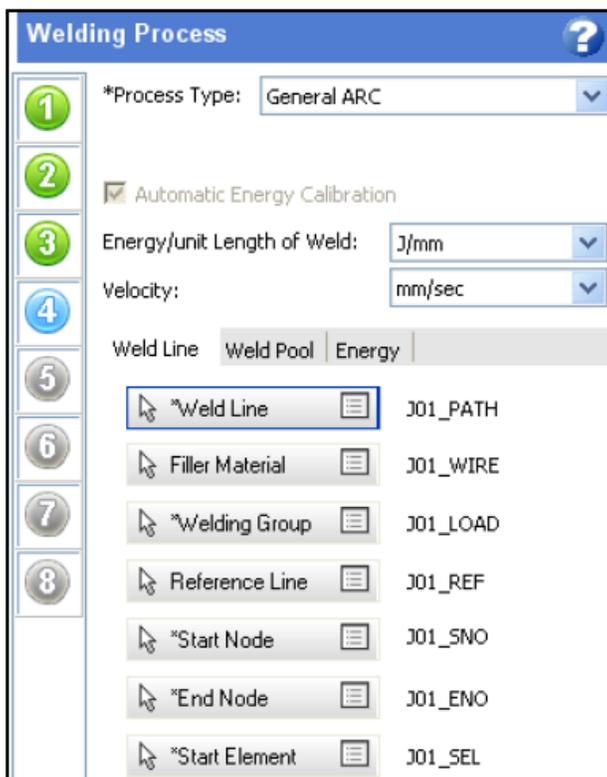


Figura 3.8 -Seleção do material de base e de adição no banco de dados do aplicativo(SYSWELD, 2011).

No campo “reference” dá-se um nome ao projeto que será salvo no formato .proj, em seguida em Material “DB (Data Base)” deve-se ler os materiais “welding_steel”, onde se encontram todos os materiais para a soldagem do aço. Em seguida a função “DB” deve-se ler o arquivo .fct que contém todas as fontes para os cordões.

Em “materialproperties” adiciona-se o material com suas propriedades térmicas e mecânicas de cada fase a ser soldada inclusive dos cordões depositados.

3.2.1 Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo FCAW-G

a) Parâmetros de soldagem para simulação

Na simulação do corpo de prova utilizando o processo FCAW-G as juntas de topo tiveram chanfro em I com folga (“gap”) de 10,00 mm utilizando três passes de solda, conforme mostrado na Figura 3.9. Para as juntas em ângulo na união aço inoxidável/aço carbono foi utilizada uma perna de 5 mm e apenas um passe de solda.

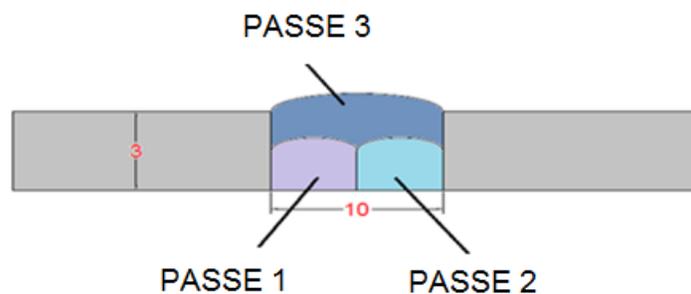


Figura 3.9- Esquema da junta de topo para soldagem com FCAW-G.

A Tabela 3.2 informa os dados do Aporte Térmico como principal parâmetro para simular o processo, velocidade de soldagem e eficiência do processo.

Tabela 3.2-Dados de entrada para realização da simulação velocidade de soldagem, aporte térmico e eficiência para os cordões de solda no processo FCAW-G

Cordão/Sequência de Soldagem	Velocidade de Soldagem (mm/s)	Aporte Térmico (J/mm)	Eficiência
1 – Topo Vertical A	5,45	512	0,75
2 – Topo Vertical B	4,00	515	0,75
3 - Topo Vertical C	2,90	750	0,75
4 – Topo Horizontal A	4,80	390	0,75
5 – Topo Horizontal B	5,10	280	0,75
6 - Topo Horizontal B	7,50	285	0,75
7 – Horizontal Inferior	7,14	600	0,75
8 – Horizontal Superior	3,40	600	0,75
9 – Vertical Esquerda	11,00	255	0,75
10 – Vertical Direita	7,00	335	0,75

A Figura 3.10 representa um esquema da sequência e sentido de soldagem utilizados na simulação mostrados na Tabela 3.10, demonstrando um uma visualização.

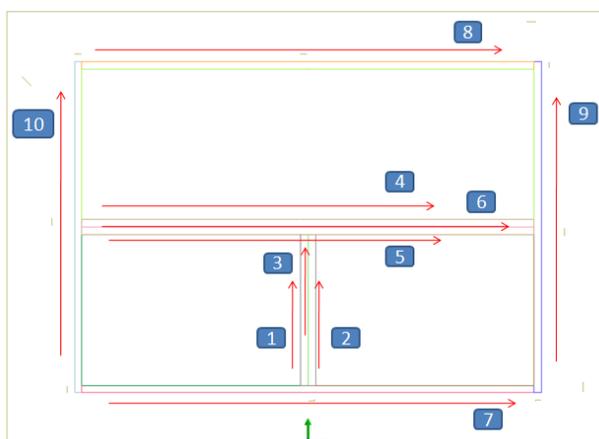


Figura 3.10 –Esquema da sequência e direção de soldagem para o processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

Para efeito de resultados de simulação computacional com resultados experimentais, no sentido da obtenção de uma soldagem com um nível de tensões residuais mínimas é importante que haja uma sequência de soldagem que estabilize os estados das tensões para cada técnica de soldagem.

b) Qualidade da Malha

Para simulação os parâmetros analisados foram: jacobiano, a proporção de aspecto, o grau de empeno e o grau de torção.

O Jacobiano mede o mapeamento entre o espaço do elemento e espaço real, e acontecendo valores muito baixos resultará em elementos com execução computacional inferior. Importante para o posicionamento dos pontos de integração utilizados no MEF. O valor do jacobiano varia de 0 até 1 (valor perfeito).

A Tabela 3.3 demonstra o resumo dos parâmetros encontrados para o processo FCAW-G.

Tabela 3.3- Valores críticos de atributos de qualidade para malha de FCAW-G (Sysweld, 2011).

Parâmetro	Valor ideal
Jacobiano	0,2
Proporção de aspecto	16
Grau de empeno	2
Grau de torção	45

A medida de proporção de aspecto (aspect ratio) é importante para analisar a qualidade do elemento. Um elemento com uma taxa de aspecto elevada mostra uma distorção que introduz um fator de erro na computação da malha.

O grau de empeno é um parâmetro de qualidade importante e mede o empenamento da face dos elementos. A face perfeitamente plana assume valor zero. Um valor elevado de empenamento conduzirá a uma execução com menor precisão.

O grau de torção é um parâmetro que mede a torção do elemento em relação ao eixo central do mesmo. Os elementos que apresentam grau de torção elevado vão resultar em uma computação mais grosseira, elevando o percentual de erro.

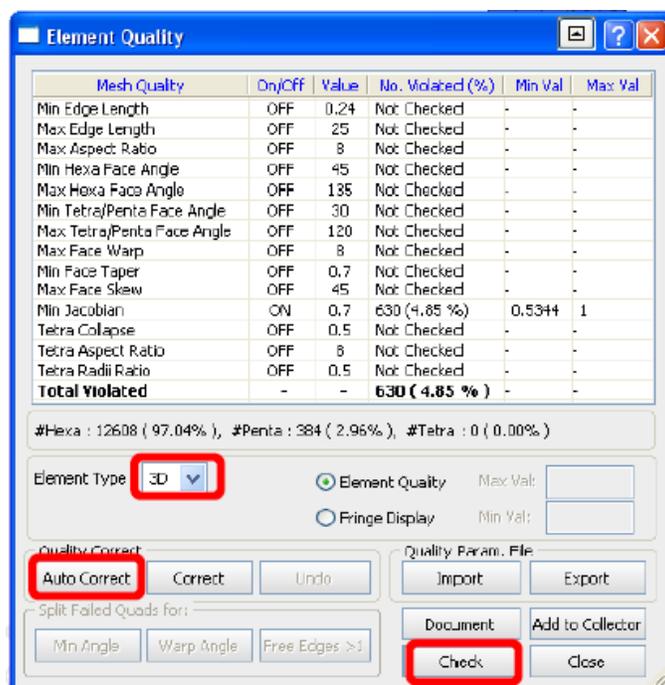


Figura 3.11-Visualização da proporção dos parâmetros para a qualidade da malha (SYSWELD, 2011).

A ferramenta “Weld Quality” oferece ao usuário a possibilidade de visualizar a qualidade da malha (Sysweld, 2012). Na Figura 3.11, observa-se parâmetros como Jacobiano, Proporção de Aspecto, Grau de Empeno e Grau de Torção. Ainda no “Weld Quality” procede-se a checagem de duplicidade, que também é gerador de erros.

Outro aspecto importante na análise da qualidade da malha é a análise dos ângulos formados nas faces dos elementos da malha. A Tabela 3.4 resume os ângulos encontrados na malha do processo FCAW-G.

Tabela 3.4- Valores ângulos críticos para malha para o processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

Parâmetro	Valor ideal
Ângulo Mínimo de Face dos Hexaedros	30°
Ângulo Máximo de Face dos Hexaedros	135°
Ângulo Mínimo de Face dos Pentaedros	30°
Ângulo Máximo de Face dos Pentaedros	135°

c) Condição de contorno e restrições do corpo

Como mostrado na Figura 3.12, a utilização dos nós ao invés de elementos, torna possível uma execução mais rápida e com menor susceptibilidade de erros. Dessa forma foi utilizado o travamento rígido nas três direções, impossibilitando movimentação do elemento durante a soldagem, em 3 (três) nós localizados nos extremos da placa para este travamento.

As restrições de deslocamento para cada grupo de fixação criado deve ser adicionadas no campo “clamp condition“ ou as condições de travamento, e assim garantia que a peça não poderá ter movimentos de corpo rígido.

A importância de simular o início do processo de soldagem está relacionada com os travamentos que se é imposto no corpo de prova modelado, são selecionados dois tipos de travamentos mais usuais, o “RigidClamp” e o “ElasticClamp”, que são duas ferramentas para travamento, o primeiro tipo de travamento é normalmente utilizado do início da solda até o resfriamento do corpo de prova e o segundo é retirado logo após a solidificação da poça de fusão. Logo, o início e o término da execução da solda determinará a simulação da retirada do travamento “ElasticClamp”.

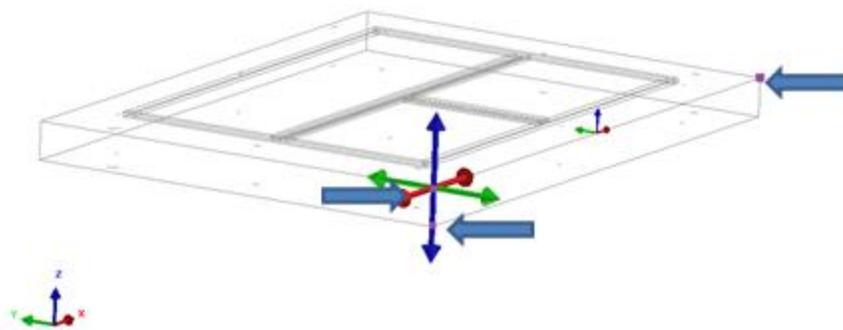


Figura 3.12 - Modelagem da Condição de Contorno utilizado no modelo do processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

d) Troca de Calor

Para a modelagem a condição de resfriamento é imposta na rotina da simulação, ou seja, o tipo de resfriamento do CP pode ser estabelecido um resfriamento natural a temperatura ambiente ou um resfriamento forçado.

A condição de resfriamento foi ao ar considerando temperatura ambiente de 25°C. O “heatextrange” ferramenta na qual é determinados elementos que trocarão calor com o ambiente, por radiação e convecção para uma determinada temperatura externa.

3.2.2 Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo SMAW

a) Parâmetros de soldagem para simulação

Na simulação do corpo de prova utilizando o processo SMAW as juntas de topo tiveram chanfro em “I” com folga (“gap”) de 2,00 mm utilizando dois passes de solda conforme Figura 3.13. Para as juntas em ângulo na união aço inoxidável/aço carbono foi utilizada uma perna de 5 mm e passe único de solda.

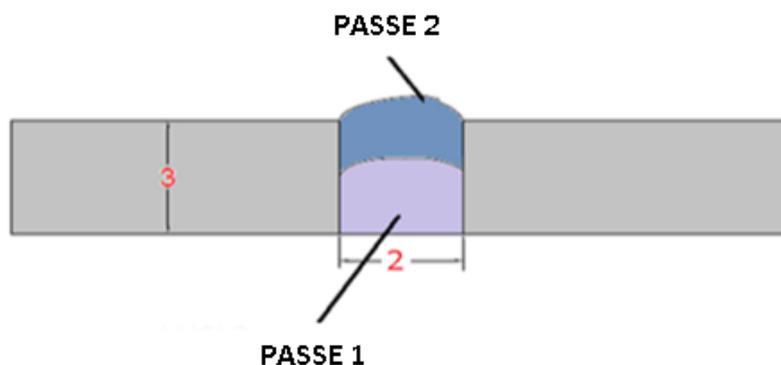


Figura 3.13 - Esquema da junta de topo usada no modelo para simular processo SMAW.

Os aportes térmicos e as velocidades de soldagem são demonstrados na Tabela 3.5. Estes parâmetros são os mesmos utilizados por Cardoso (2008). Alguns passes de solda apresentaram valores de aporte térmico bem distantes da média.

Tabela 3.5- Velocidade, aporte térmico e eficiência para passes de solda no processo Eletrodo Revestido.

Cordão/ Sequencial de Soldagem	Velocidade (mm/s)	Aporte Térmico (J/mm)	Eficiência
1 - Topo Vertical A	8,40	300	0.65
2 – Topo Vertical B	7,70	335	0.65
3 – Topo Horizontal A	7,75	235	0.65
4 – Topo Horizontal B	9,05	240	0.65
5 – Horizontal Inferior	4,02	490	0.65
6 – Horizontal Superior	4,00	480	0.65
7 – Vertical Esquerda	7,00	370	0.65
8 – Vertical Direita	5,00	600	0.65

Para efeito de resultados de simulação computacional com resultados experimentais, é importante descrever a sequência de soldagem devido o comportamento do aço relativo às tensões resultantes e assim obter um nível de tensões residuais mínimas.

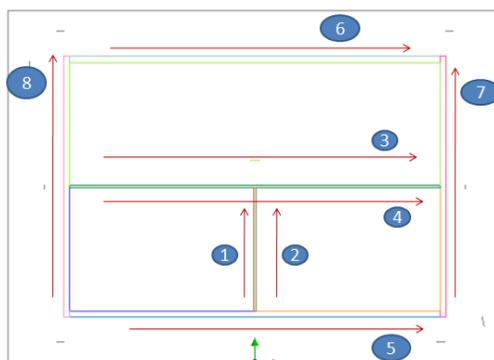


Figura 3.14– Esquema da sequência e direção de soldagem para o processo SMAW(SYSWELD, 2011).

Na Figura 3.14 está representado um esquema das sequência e direção do passe de solda para o processo SMAW.

3.2.3 Análise das Tensões Residuais

Para a simulação das tensões residuais foram analisados as cinco regiões utilizadas no experimento de Cardoso (2008) conforme mostrado na Figura 3.15. As regiões (1, 2, 3, 4 e 5), consistem em juntas restritivas por serem pontos de encontros de cordões de solda, portanto são pontos críticos de tensões. Em vista disso, essas regiões tendem a apresentar deformações e tensões residuais maiores que as tensões contidas na região 4.

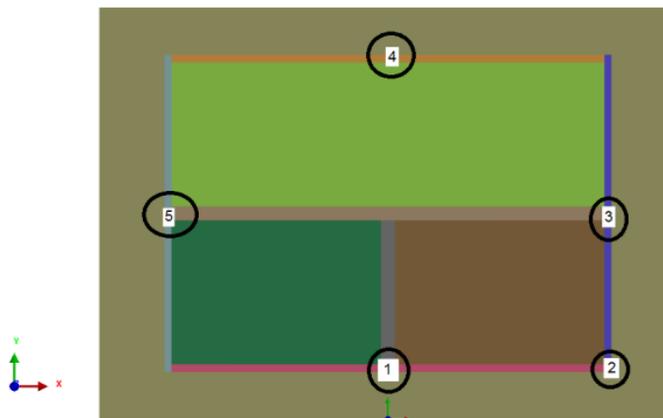


Figura 3.15- Esquema representando as regiões selecionadas para a simulação das tensões residuais(SYSWELD, 2011).

Estas regiões foram simuladas com as mesmas regiões utilizadas no experimento por Cardozo (2008). Por meio dessa tensão média de cada região é possível conhecer o estado do elemento, se o mesmo está em tração ou em compressão, em termos gerais.

3.2.4 Simulação de Fadiga Térmica dos corpos de prova soldados

No experimento de Cardozo (2008) o corpo de prova foi submetido às mesmas condições que um equipamento em serviço, simulando as de operação da torre de destilação de petróleo. Para isso a peça de trabalho soldada foi submetida a um processo de aquecimento e resfriamento nas temperaturas típicas de serviço. Este processo é denominado de fadiga térmica.

No processo usado no experimento, o corpo de prova ao forno, é aquecido até a temperatura de 300°C (573 K), com taxa de aquecimento de cerca de 100°C (273 K) por hora. A peça permanece 30 minutos nesse patamar de temperatura. Em seguida a peça é aquecida até 400°C (673 k) e mantida por 30 minutos. Após completar três ciclos de aquecimento, a peça é resfriada até a temperatura ambiente completando uma batelada de fadiga térmica. No total foram realizados três bateladas de fadiga térmica.

O Sysweld possui uma ferramenta denominada “ImposedthermalCycle” na qual é possível para o usuário imprimir um ciclo térmico ao cordão de solda escolhido ou a peça inteira. Por meio dessa ferramenta é introduzido o ciclo térmico de fadiga utilizando os parâmetros do experimento, Figura 3.16.

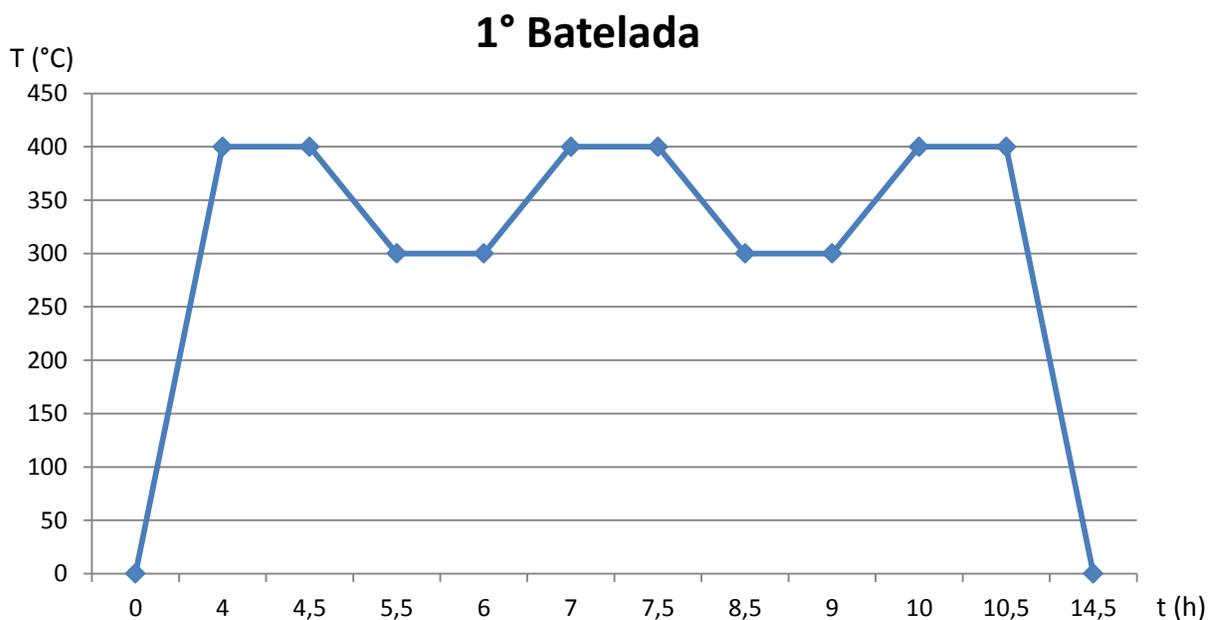


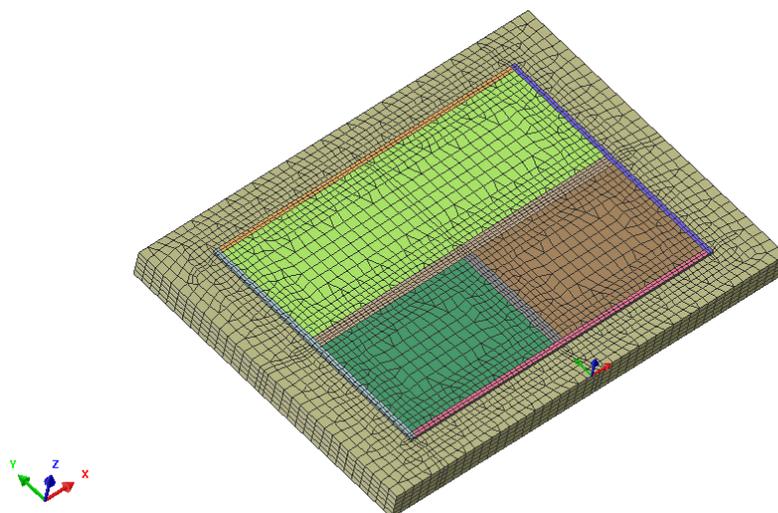
Figura 3.16 - Gráfico para simulação de ensaio de 01 (uma) batelada de Fadiga Térmica.

No experimento os CP foram submetidos a três bateladas compreendendo nove ciclos de aquecimento, após terem sido resfriadas dos processos de soldagem, porém na simulação é apresentada apenas uma batelada.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Simulação de soldagem das chapas de revestimento “lining” pelo processo FCAW-G

Na simulação observou-se que as malhas adotadas produziram resultados térmicos satisfatórios, mas para análise mecânica não foi possível manter o mesmo nível de refino, que foi ajustado para uma malha com elementos mais grosseiros nos centros das chapas e mais refinada na região da ZTA, com o intuito de se ter uma execução mais rápida e sem falhas, conforme Figura 4.1.



4.1-Ilustração da malha utilizada para simular o CP - Processo FCAW-G(SYSWELD, 2011).

A utilização de elementos hexaédricos permitiu uma aceitável análise mecânica demonstrando ser interessante na simulação. A proporção de elementos hexaédricos para a malha do processo FCAW-G foi de 93,48%.

A utilização de elementos pentaédricos (6,52%) foi necessária para fazer a transição dos elementos mais refinados utilizados no cordão de solda e nas ZTA e para os elementos mais grosseiros foram utilizados os hexaédricos no interior da placa. A quantidade de elementos

utilizado na malha foi 34.709 com 25.214 nós. Inicialmente foi tentado usar uma malha mais refinada e a execução não foi razoável, ocorrendo falhas abruptas e a impossibilidade de cálculos das análises mecânicas.

A condição de resfriamento foi ao ar, considerando temperatura ambiente de 25°C. Foi criado uma malha de elementos 2D revestindo toda a face do corpo de prova. A Figura 4.2 mostra essa malha de elementos 2D que funciona como uma superfície de troca de calor.

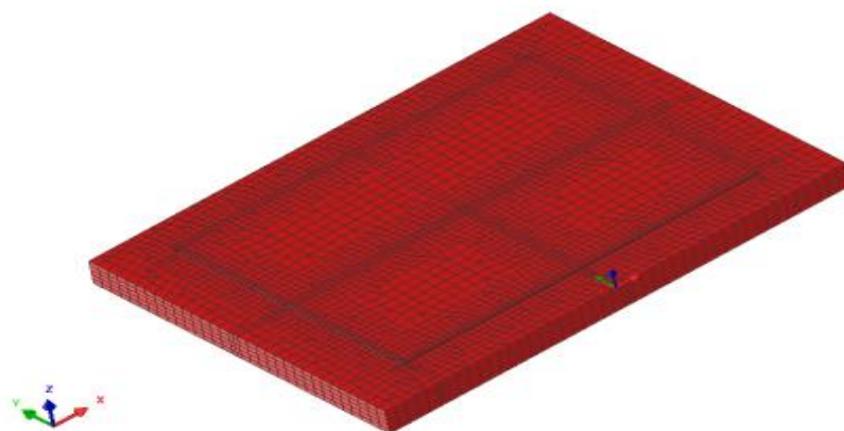


Figura 4.2- Modelagem da Superfície composta por elementos 2D usada para troca de calor da peça para processo de soldagem FCAW-G (SYSWELD, 2011).

O “heatexrange” é a ferramenta na qual é determinados elementos “skin” que trocarão calor com o meio, por radiação e convecção para uma determinada temperatura externa.

Análise das Tensões residuais por região:

Região 1 :

A simulação das tensões residuais é demonstrada na Figura 4.3 após a primeira batelada, para ZTAda chapa estrutural, e aFigura 4.4demonstra o perfil das tensões residuais para essa região na ZTA do aço inoxidável.

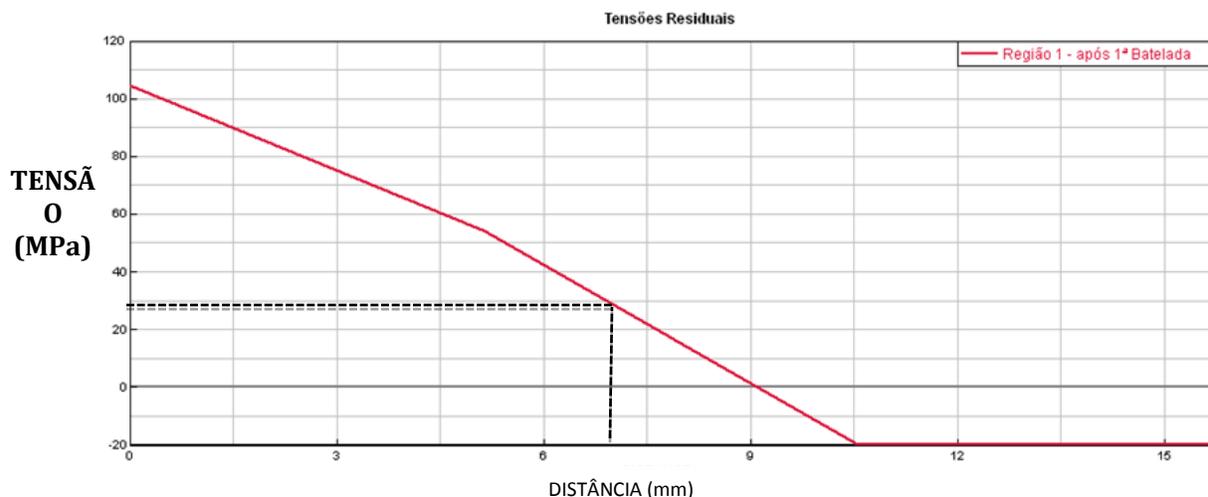


Figura 4.3– Gráfico da simulação das tensões residuais após 1ª Batelada para ZTA estrutural Região 1, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

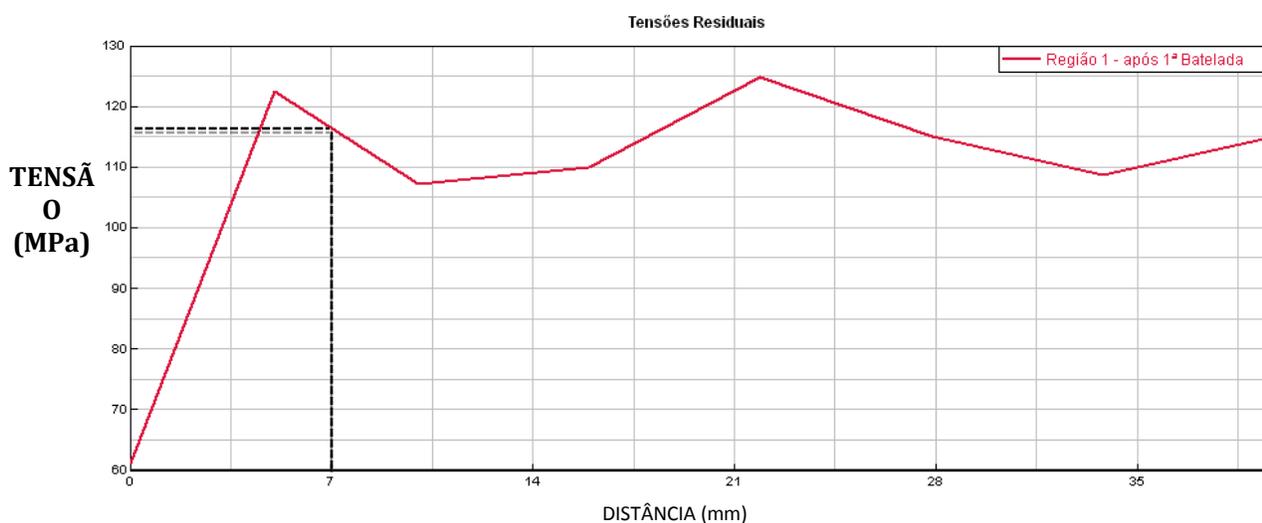


Figura 4.4 – Gráfico da simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA Inox na Região 1, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

Comparando os resultados das tensões simuladas e os resultados experimentais na ZTA da chapa estrutural e ZTA do aço inoxidável, após simulada a primeira batelada, é observado que para a chapa estrutural, a tensão obtida no ponto a 7,0 mm do cento cordão de solda, para o “gap” de 10 mm no processo FCAW-G.

Considerando a junta solada na região 1 como sendo um ponto crítico para a simulação por ser união de duas juntas de diferentes geometrias, junta de topo e em ângulo.

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão de 29,5MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 5,9 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 52,7MPa com desvio de 9,5 MPa. A correlação entre as duas medidas foram bem aproximadas.

-ZTA do aço AISI 317L apresenta um valor de tensão de 116,5MPa sendo considerado a malha utilizada com um desvio de 23,3 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 82,9 MPa com desvio de 43 MPa.

Uma variação 23,2MPa para ZTA do aço estrutural, levando em conta os devidos desvios esse valor atinge 7,2 MPa que se reduz a uma aproximação satisfatória (MARANHÃO, 2012), e para a ZTA do aço AISI 317L a diferença da tensão residual é 33,6 MPa observando essa diferença com os devidos desvios, as magnitudes das tensões convergem para uma faixa de valores em comum.

Região 2:

O perfil de tensões residuais para região 2 é demonstrado na Figura 4.5 após soldagem e após a primeira batelada, para ZTA da chapa estrutural. A Figura 4.6 mostra o perfil de tensão residual para essa região na ZTA do aço inoxidável.

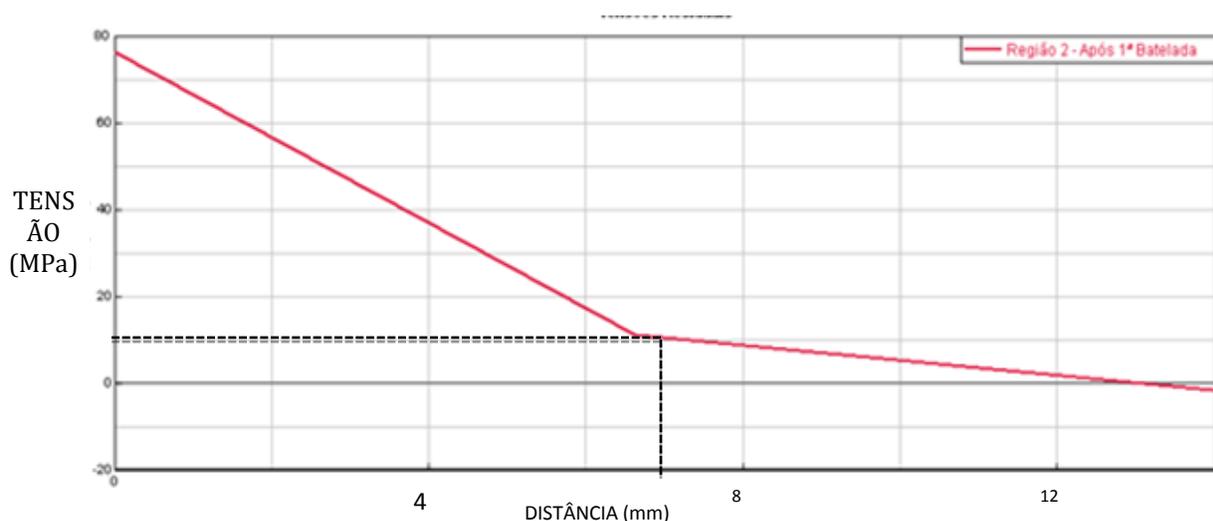


Figura 4.5–Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada (Parte Inferior) para ZTA estrutural Região 2, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

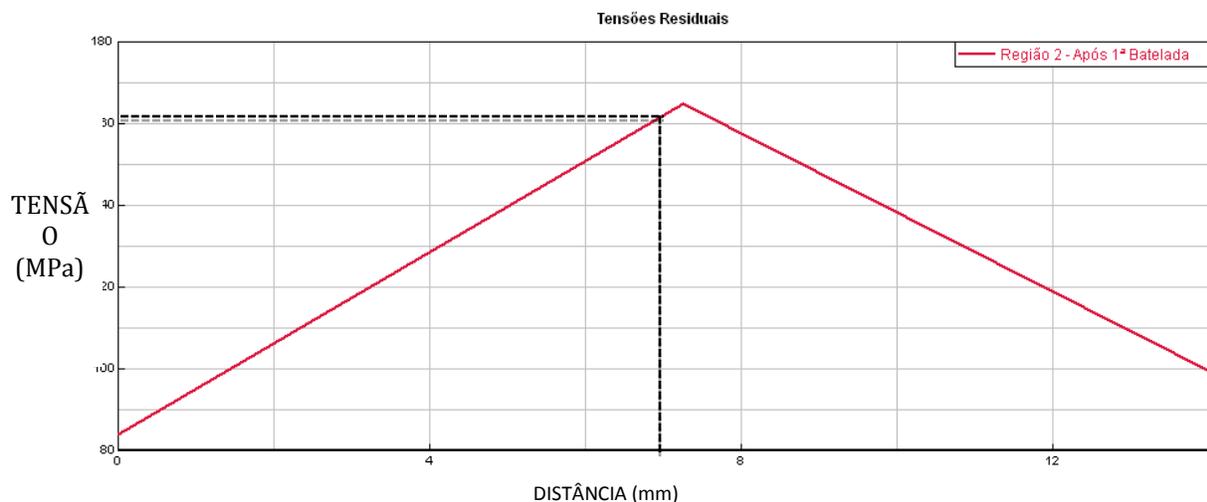


Figura 4.6–Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA Inox na Região 1, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão de 11MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 2,2 MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 112 MPa com desvio de 9,5 MPa, o que resulta uma divergência nos resultado das tensões residuais a 7mm.

-ZTA do aço AISI 317L apresenta um valor de tensão de 161,5MPa sendo considerado a malha utilizada com um desvio de 32,3 MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 180,9 MPa com desvio de 43 MPa.

Na região 2 houve uma diferença tanto na ZTA do aço inox quanto na ZTA do aço carbono, pode ser que esse fato ocorreu devido a geometria que não foi melhor reproduzido devido a limitação do software quanto a modelagem da junta, que no caso referido são duas juntas em ângulo.

Uma alternativa para esse fato seria a utilização de um software auxiliar para essa modelagem e assim importar o arquivo para o Sysweld em uma extensão que o reconheça, essa metodologia não foi adequada devido os erros gerados nas malhas importadas, nesse caso a modelagem ocorreu deforma aproximada com a geometria do experimento.

Região 3:

Para a região 3 o perfil das tensões residuais é mostrada na Figura 4.7 após soldagem e após a primeira batelada, para ZTA da chapa estrutural. A Figura 4.8 mostra o perfil de tensão residual para essa região na ZTA do aço inoxidável.

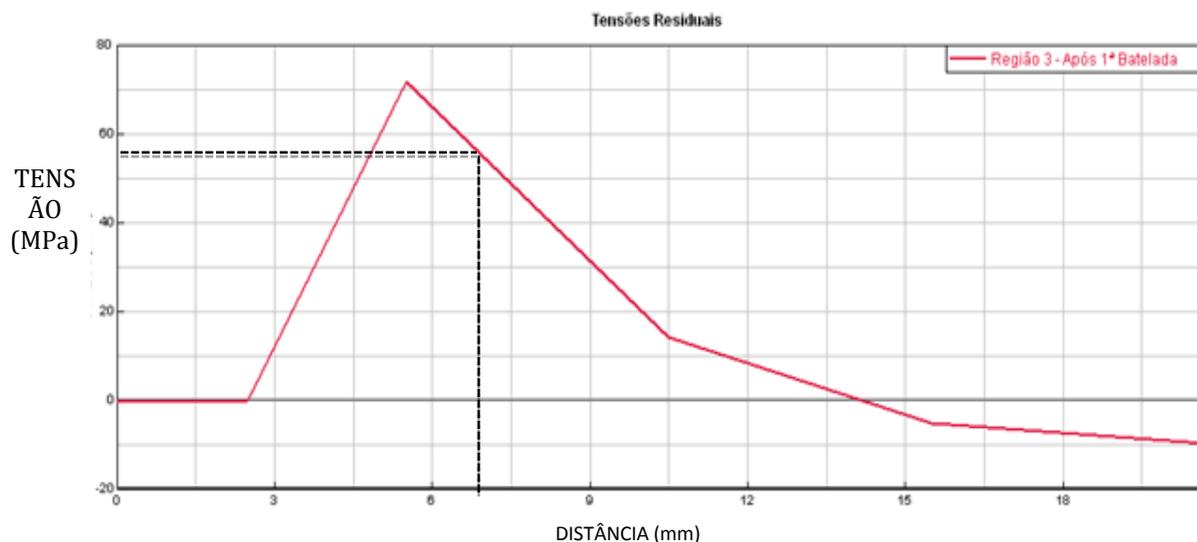


Figura 4.7–Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada (Parte Inferior) para ZTA estrutural Região 3, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

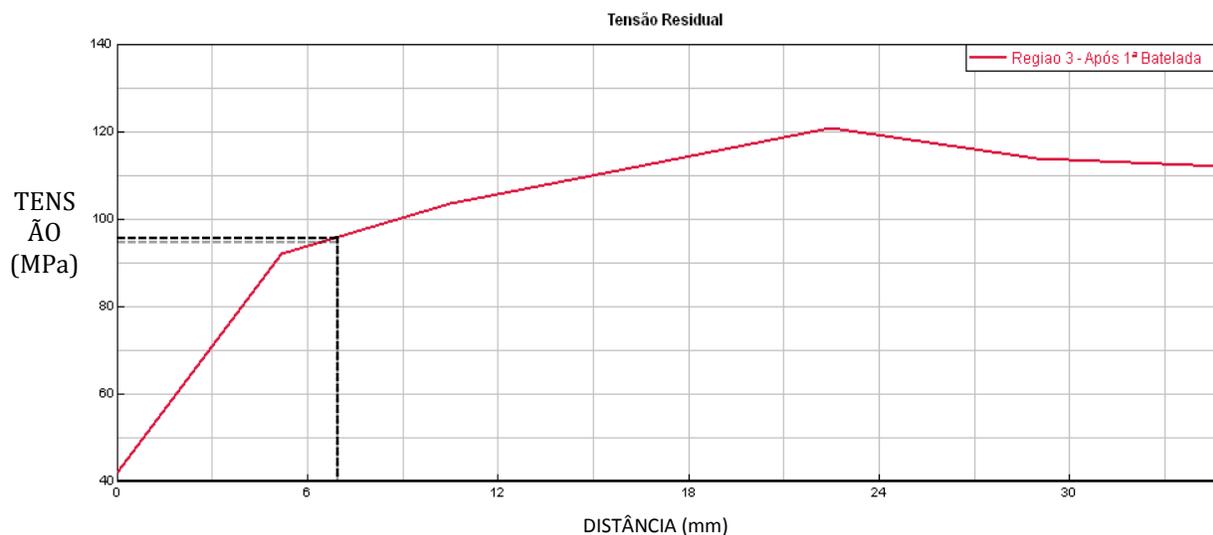


Figura 4.8 – Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA Inox na Região 3, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

Uma comparação desses resultados da simulação é realizada com os resultados experimentais para a ZTA da chapa estrutural e ZTA inox, após primeira batelada por Cardoso (2008).

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão de 55,5MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 10 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 31,4 MPa com desvio de 23,4 MPa. A correlação entre as duas medidas foram bem aproximadas.

-ZTA do aço AISI 317L apresenta um valor de tensão de 95MPa sendo considerado a malha utilizada com um desvio de 19 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 80,9 MPa com desvio de 13,9 MPa.

A região em análise apresentou valores coerentes com os valores da tensão do experimento, visto que foram trativase considerando os devidos os valores convergem para mesma faixa de tensão residual.

Região 4:

O perfil de tensões residuais para região 4 é mostrada na Figura 4.9 após soldagem e após a primeira batelada, para ZTA da chapa estrutural. A Figura 4.10 mostra o perfil de tensão residual para essa região na ZTA do aço inoxidável.

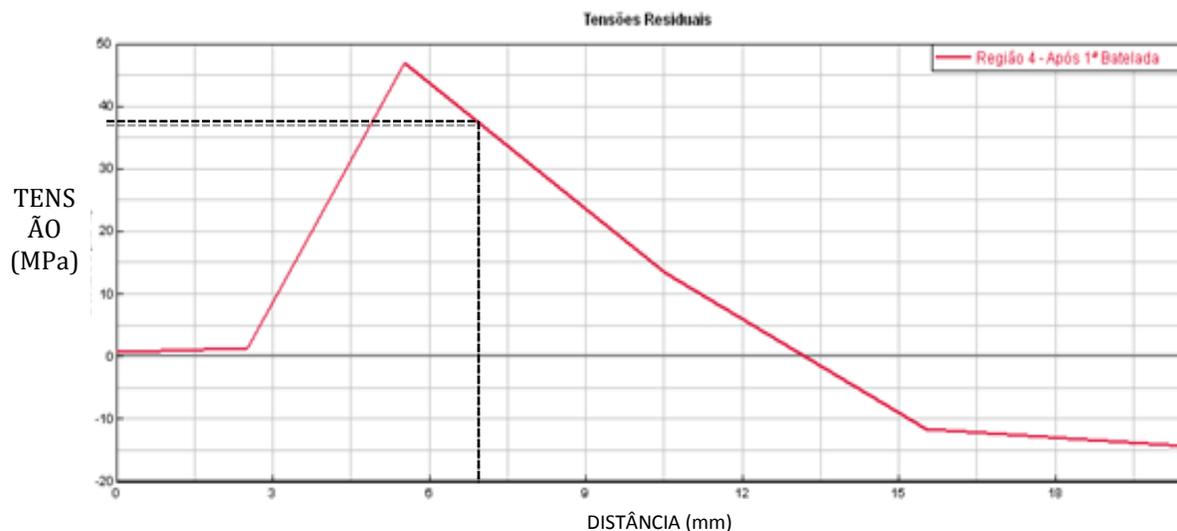


Figura 4.9 – Perfil de Tensões Residuais após 1ª Batelada (Parte Inferior) para ZTA estrutural Região 4, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

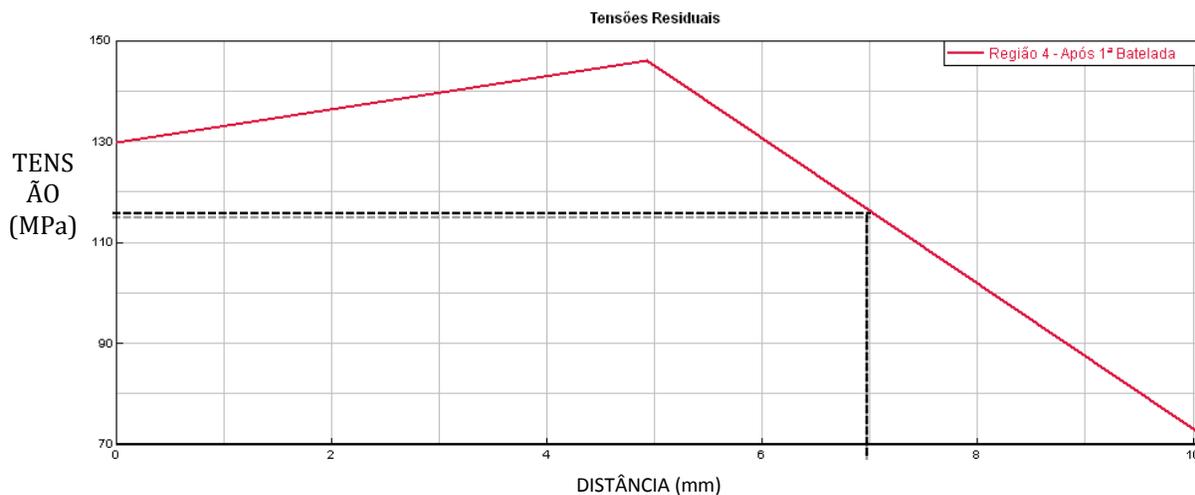


Figura 4.10 - Perfil de Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA Inox na Região 4, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão de 34MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 4,8 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 52,9 MPa com desvio de 9,5 MPa. A correlação entre as duas medidas foram bem aproximadas.

-ZTA do aço AISI 317L a tensão foi obtida no ponto a 7,0 mm do centro do cordão de solda. Apresenta um valor de tensão de 112,5MPa sendo considerado a malha utilizada com um desvio de 23,1 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 136,3MPa com desvio de 65,3 MPa.

A região 4 é a menos complexa para a análise da tensão residual simulada devido a ausência de união entre diferentes tipos de juntas, o que facilitou a modelagem, e com isso é esperado um resultado convergente para a validação da simulação.

Os resultados das tensões residuais apresentaram uma diferença de 4,6MPa para a ZTA do aço estrutural, mas as tensões podem permanecer na mesma faixa de temperatura, se levar em conta os desvios das respectivas tensões.

Na modificação do banco de dados do aplicativo Sysweld do aço AISI 316L para o AISI 317L, deve-se ressaltar a diferença causada pela transformação de fase, já que essa transformação afeta o campo de temperatura através do calor latente de transformação pela diferença entre os volumes específicos das transformações envolvidas no processo de transformação da microestrutura de cada aço, assim as simplificações nas propriedades resultam em mudanças no campo das tensões.

Região 5:

O perfil de tensões residuais para região 5 é mostrada na Figura 4.11 após a soldagem e após a primeira batelada, para ZTA da chapa estrutural. A Figura 4.12 mostra o perfil de tensão residual para essa região na ZTA do aço inoxidável, após a primeira batelada.

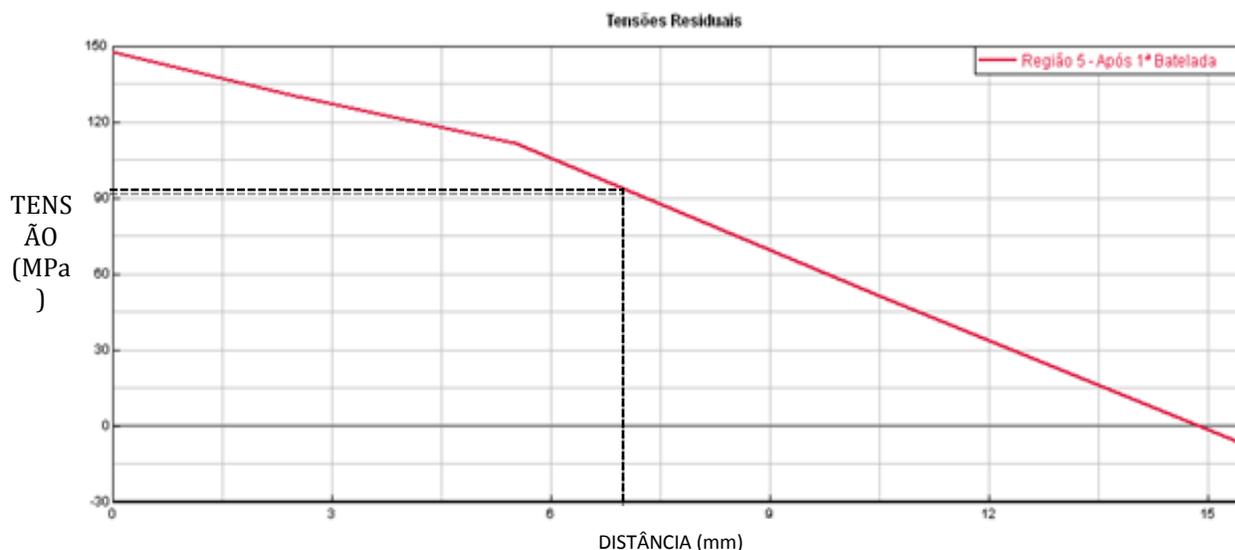


Figura 4.11 – Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA estrutural Região 5, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

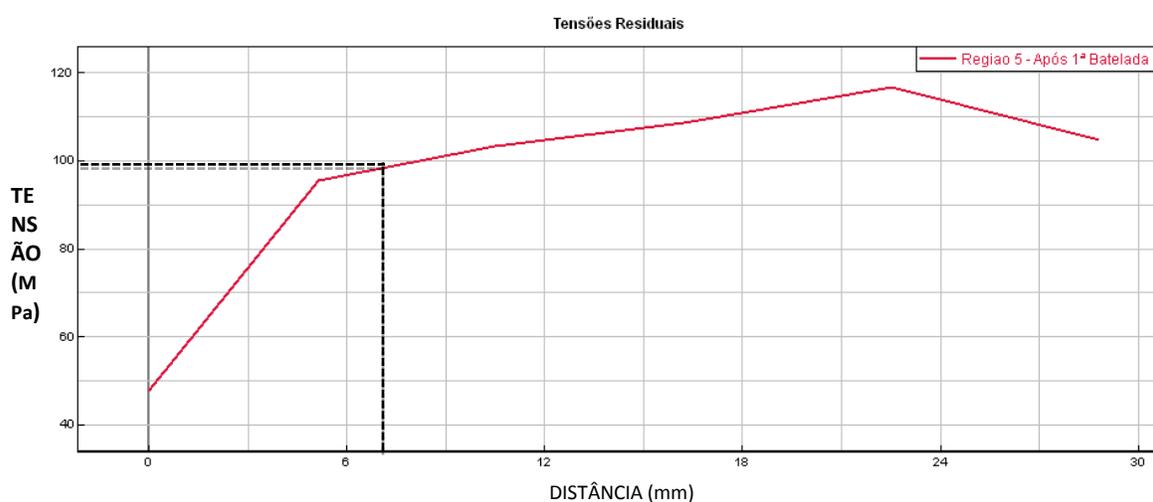


Figura 4.12 – Simulação das Tensões Residuais após 1ª Batelada para ZTA Inox na Região 5, processo FCAW-G (SYSWELD, 2011).

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão de 91,5MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 18,2 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 103,5 MPa com desvio de 14,8 MPa. Considerando os desvios, a correlação dos resultados é excelente.

-ZTA do aço AISI 317L a tensão foi obtida no ponto a 7,0 mm do centro cordão de solda. Apresenta um valor de tensão de 98,5MPa sendo considerado a malha utilizada com um desvio de 19,7 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 106,1 MPa com desvio de 62,4 MPa.

As considerações abordadas na região 5, são válidas para região 3, devido a simetria da modelagem do CP, limitando-se a disposição dos elementos tridimensionais.

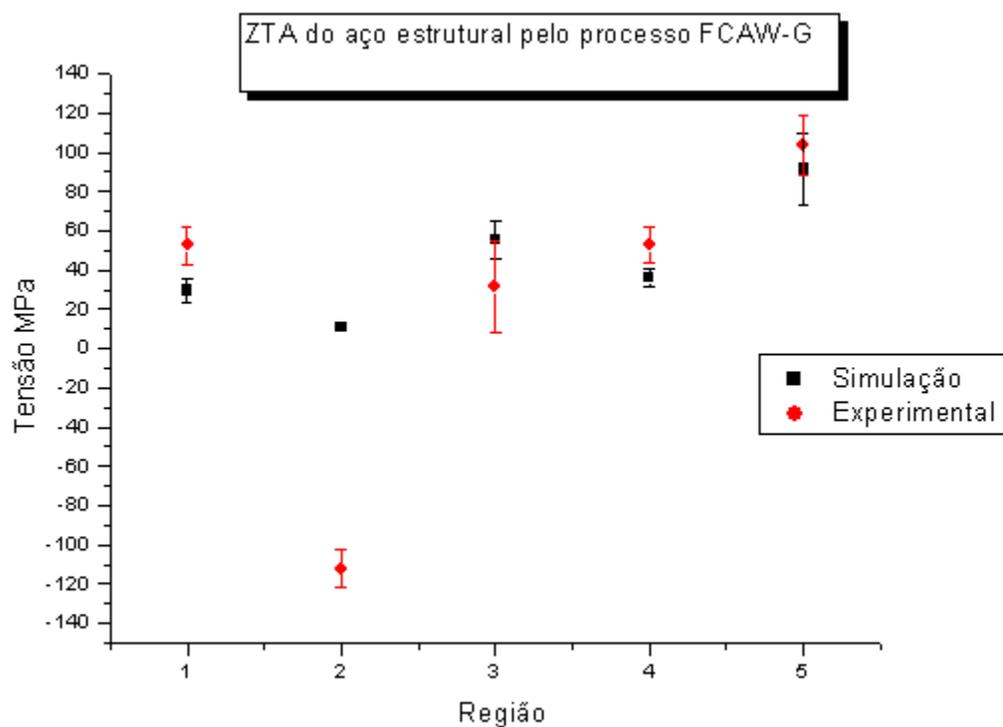


Figura 4.13 – Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço estrutural

As Figuras 4.13 e 4.14 mostram uma comparação das tensões obtidas em cada região, confrontando os valores simulados e experimentais para o processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço estrutural e na ZTA do aço inoxidável.

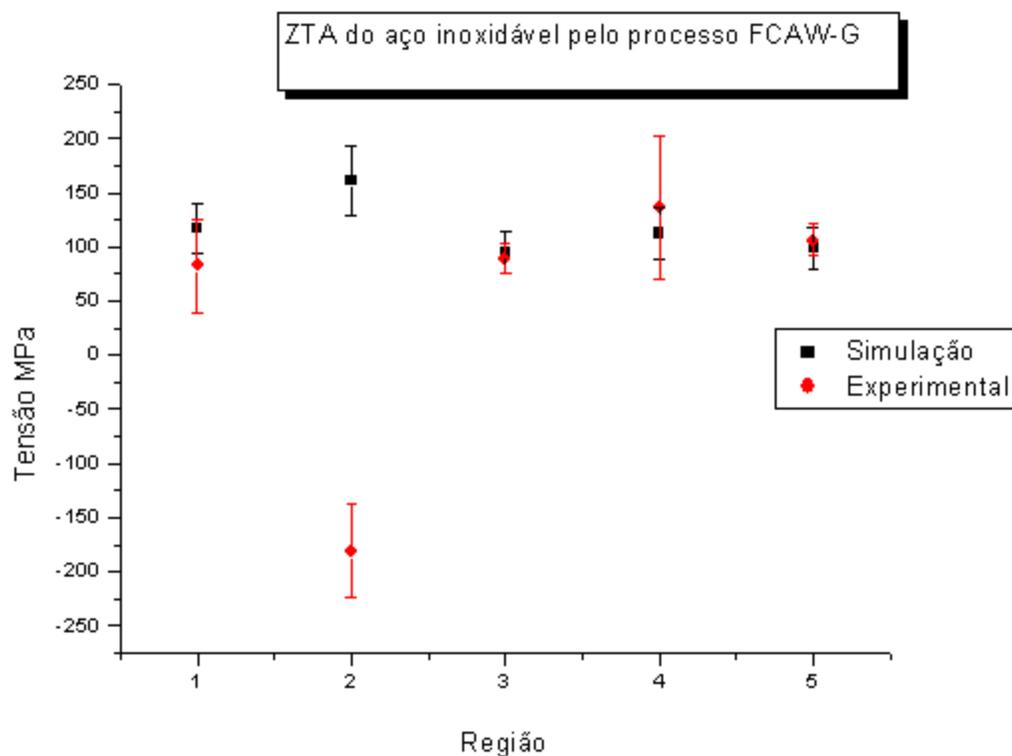


Figura 4.1- Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço inoxidável.

Como se necessitou de uma malha mais grosseira na modelagem do CP, logo as distâncias entre os “nós” foram aumentadas conseqüentemente, isso faz com que não se obtenha um maior precisão a respeito das tensões residuais.

4.2 Simulação computacional de soldagem do revestimento “lining” usando processo eletrodo revestido(SMAW)

No modelo foi utilizada malha composta por elementos hexaédricos e pentaédricos, com o refino de malha ao longo dos cordões de solda e zona termicamente afetada, pois foram as regiões de interesse para análise. A malha com refinamento ideal para o modelo é mostrada na Figura 4.15, porém a mesma tinha mais de 200 mil elementos e a sua execução foi satisfatória apenas para a análise térmica, os resultados mecânicos não foram possíveis de serem calculados, devido ao custo computacional bem mais elevado da análise mecânica.

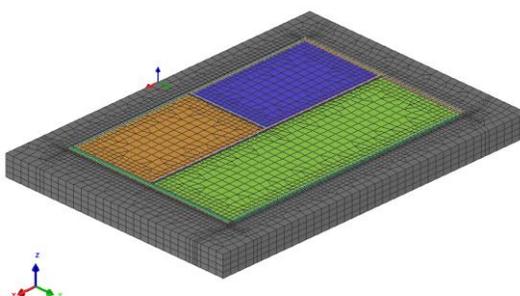


Figura 4.25 – Representação do modelo de malha mais grosseira utilizado para processo SMAW(SYSWELD, 2011)..

A malha utilizada no processo SMAW possuía 31.333 elementos com 24.884 nós. A utilização de elementos hexaédricos favorece a análise mecânica na simulação conforme Dai *et al* (2008). A proporção de elementos hexaédricos utilizados foi de 91,58%. A utilização de elementos pentaédricos (8,42%) foi necessária para fazer a transição dos elementos pequenos utilizados no cordão de solda e nas zonas termicamente afetadas para os elementos mais grosseiros utilizados no interior da chapa (Tabela 4.7).

Tabela 4.7 - Valores ângulos críticos para malha do modelo do processo de Eletrodo Revestido.

Parâmetro	Valor ideal
Ângulo Mínimo de Face dos Hexaedros	30°
Ângulo Máximo de Face dos Hexaedros	135°
Ângulo Mínimo de Face dos Pentaedros	30°
Ângulo Máximo de Face Dospentaedros	135°

A condição de resfriamento foi ao ar considerando temperatura ambiente de 25°C. Foi criado uma malha de elementos 2D cobrindo toda a face do corpo de prova. A Figura 4.16 mostra essa malha de elementos 2D que funciona como uma superfície de troca de calor.

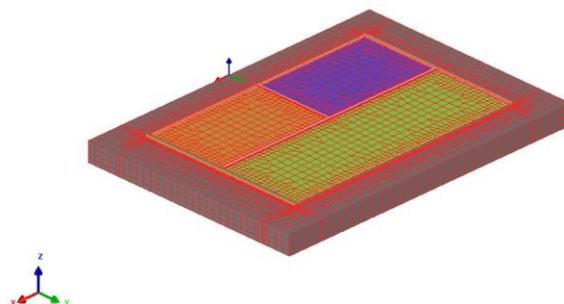


Figura 4.16 – Representação da superfície composta por elementos 2D usada para troca de calor da peça no modelo para simulação do processo SMAW(SYSWELD, 2011).

Os aportes térmicos e as velocidades de soldagem são mostradas no Tabela 3.14. Estes parâmetros são os mesmos utilizados por Cardoso (2008). A sequência de soldagem é mostrada na Figura 3.14. Alguns passes de solda apresentaram valores de aporte térmico bem distantes da média.

O perfil das tensões residuais para a ZTA do aço inoxidável após a primeira batelada é mostrada na Figura 4.17.

Comparando os resultados das tensões simuladas e os resultados experimentais ZTA da chapa estrutural e ZTA inox, após simulada a primeira batelada, é observado que para a chapa estrutural, a tensão obtida no ponto a 4 mm do cento cordão de solda, considerando o “gap” de 2 para o processo SMAW, o ponto de medição está a 3 mm do início do cordão.

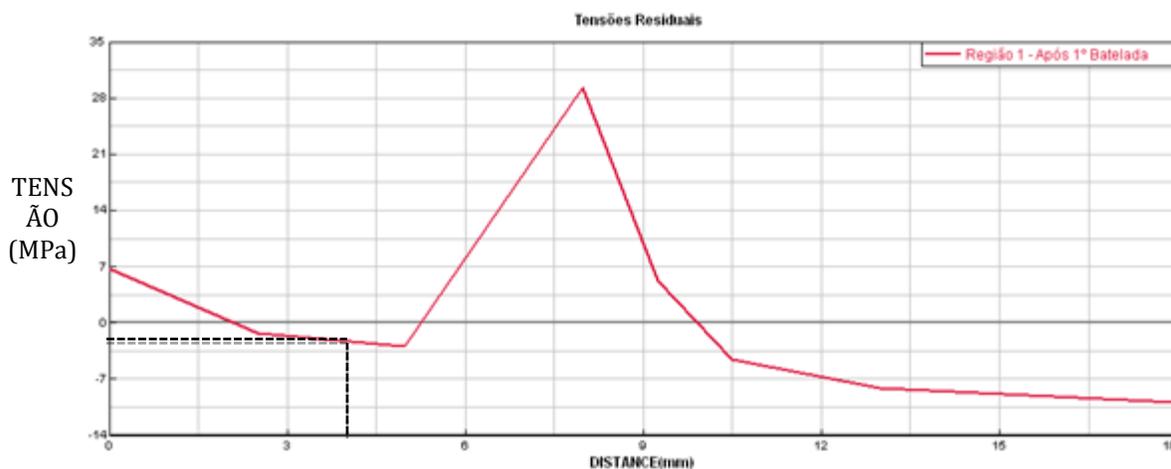


Figura 4.7 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem 1º Batelada (Parte Inferior) para ZTA estrutural na Região 1, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

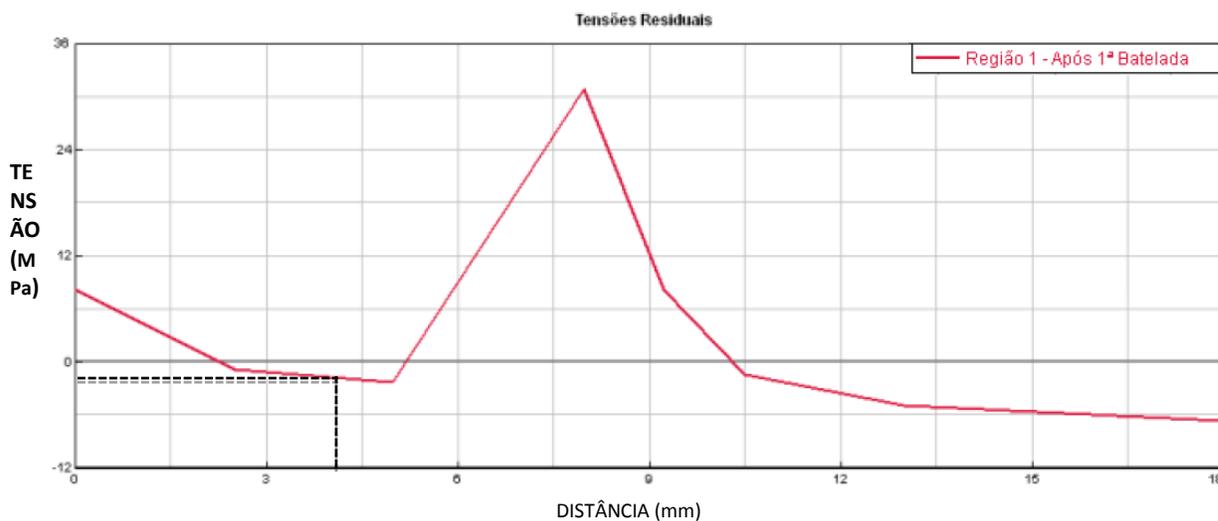


Figura 4.18 - Perfil das tensões residuais após primeira batelada para ZTA Inox na região 1, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

Região 1:

-ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão compressiva de 3 MPa sendo considerada a malha utilizada com um desvio de 0,6 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 10,7 MPa com desvio de 8,6 MPa. Considerando os desvios, a correlação dos resultados foi satisfatória a 4mm do centro do cordão de solda.

-ZTA do aço AISI 317L a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda. A tensão foi compressiva e apresenta um valor de 2,4MPa sendo considerado a malha utilizada com um

desvio de 0,6 MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 144,8MPa com desvio de 77,9 MPa. A correlação dos resultados não obteve uma aproximação satisfatória com a medição experimental.

Apesar da diferença entre a natureza da tensão ser compressiva e trativa os resultados tiveram valores admissíveis.

Os valores apresentaram diferenças consideráveis nessa região, podendo estar relacionado com o banco de dados do software, onde foram alteradas algumas propriedades para simplificação da simulação.

Região2:

A região 2 compreende o encontro dos cordões de filete vertical direita e horizontal inferior. O perfil das tensões residuais logo após a primeira batelada de fadiga térmica é mostrada na Figura 4.19. O perfil das tensões residuais para ZTA do aço AISI 317L é mostrado na Figura 4.20.

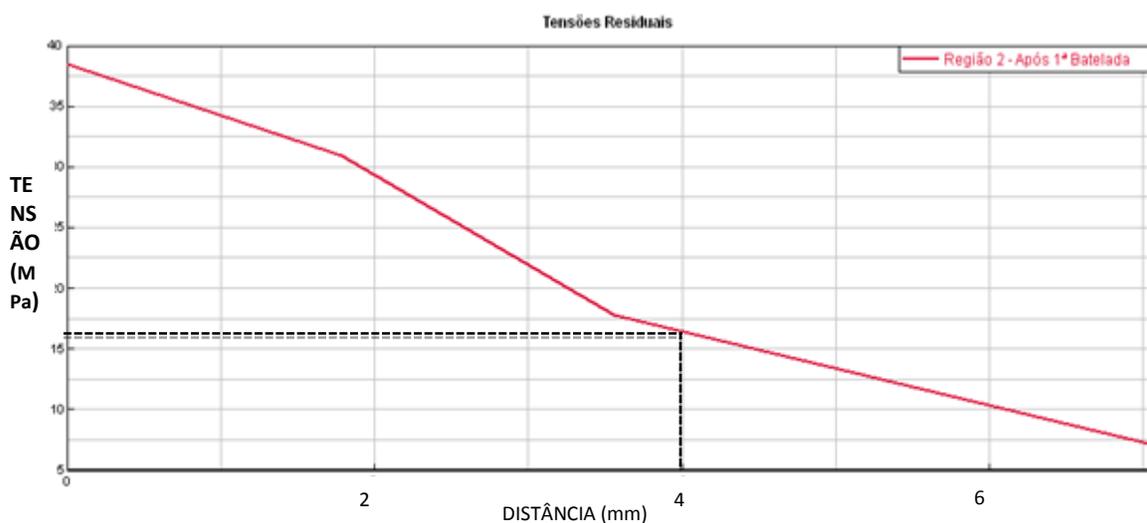


Figura 4.19 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem (parte superior) e após 1º Batelada (Parte Inferior) para ZTA estrutural na Região 2, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

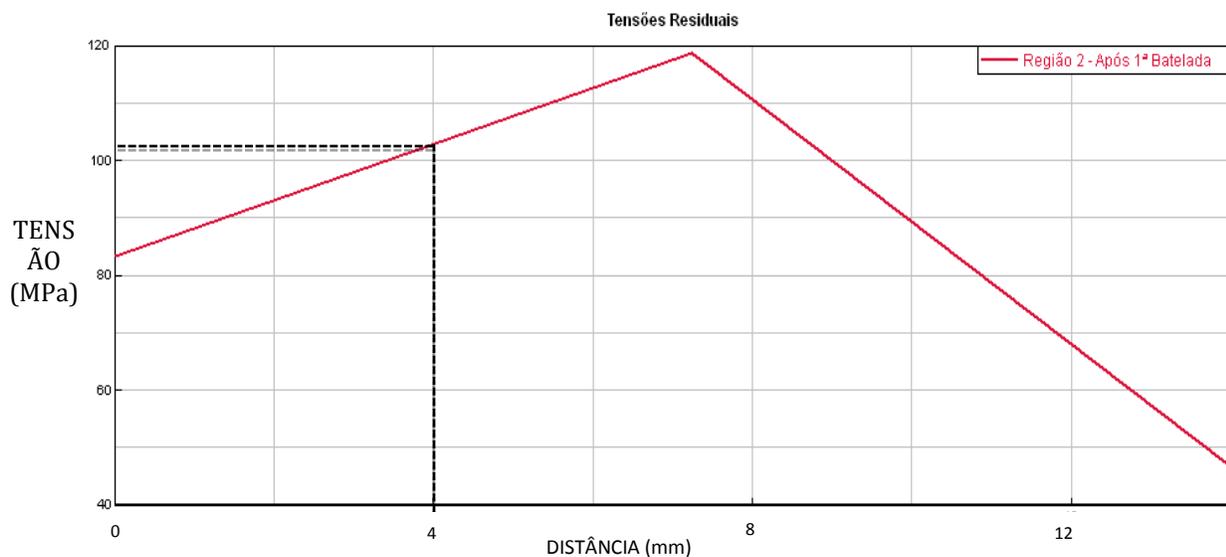


Figura 4.20 - Perfil das tensões residuais após primeira batelada para ZTA Inox na região 2, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

ZTA do aço estrutural apresenta valor tensão simulada de 16,5MPa. Considerando a malha utilizada tem um desvio de 3,3MPa,a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 59,4MPacom desvio de 7,5 MPa.

-ZTA do aço AISI 317L a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda. A tensão simulada apresenta valor de 102,5 MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 21,5 MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 162,9 MPa com desvio de 31,7 MPa. Os resultados apresentados estão discrepantes

O principal motivo para que as tensões apresentem valores tão distintos é a geometria da peça nessa região, assim com no processo FCAW-G, onde a modelagem não foi fiel aos detalhes do CP experimental devido limitação do software.

Assim como no processo FCAW, para a simulação das tensões residuais no processo SMAW, algumas propriedades específicas do aço AISI 317L foram alteradas para simplificação da simulação, a transformação de fase produz a deformação no material, causada pela diferença dos volumes específicos das fases envolvidas no processo, além das alterações volumétricas queconsequentemente afeta o campo das tensões residuais, gerando algumas diferenças na comparação com o resultado das tensões residuais experimentais.

Região 3:

A região 3 envolve o encontro de cordões de filete vertical direito e horizontal de topo. O perfil das tensões residuais é mostrado na Figura 4.21. A aplicação da batelada resulta numa pequena diferença nos valores de tensões. O perfil de tensões residuais para a ZTA do aço AISI 317L é mostrado na Figura 4.22.

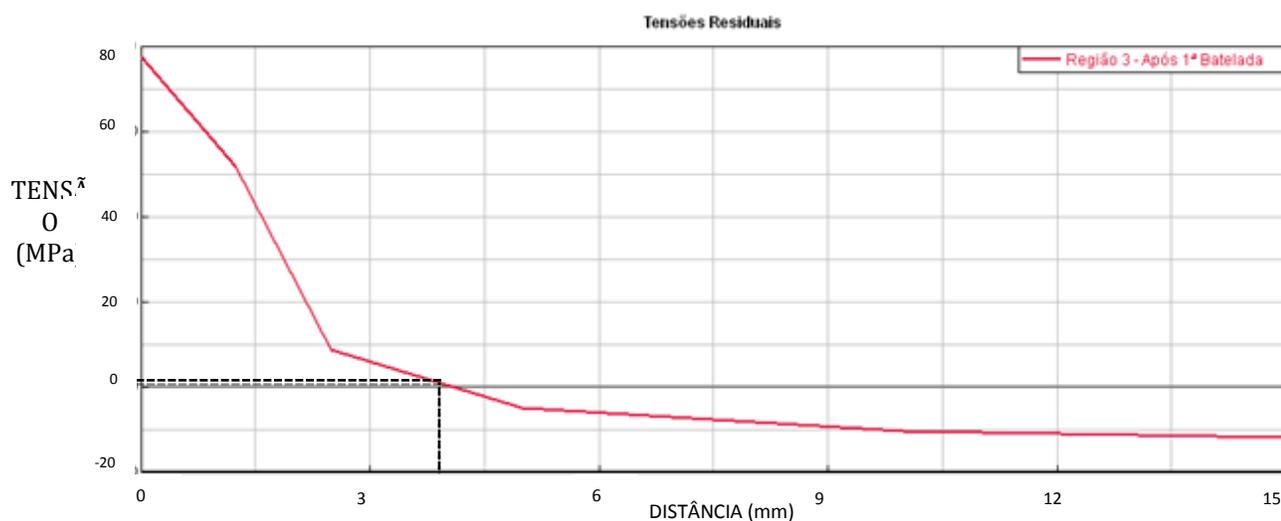


Figura 4.21 - Perfil de Tensões Residuais após 1º Batelada para ZTA estrutural na Região 3, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

-ZTA chapa de aço carbono as tensões residuais simuladas são comparadas com as experimentais. As tensões foram obtidas no ponto a 4 mm do cordão de solda. A tensão simulada apresenta valor de 0,5MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 0,1MPa. O valor medido experimentalmente foi de compressiva de 33,3 MPa com desvio de 7,5 MPa. Os resultados apresentaram uma pequena diferença.

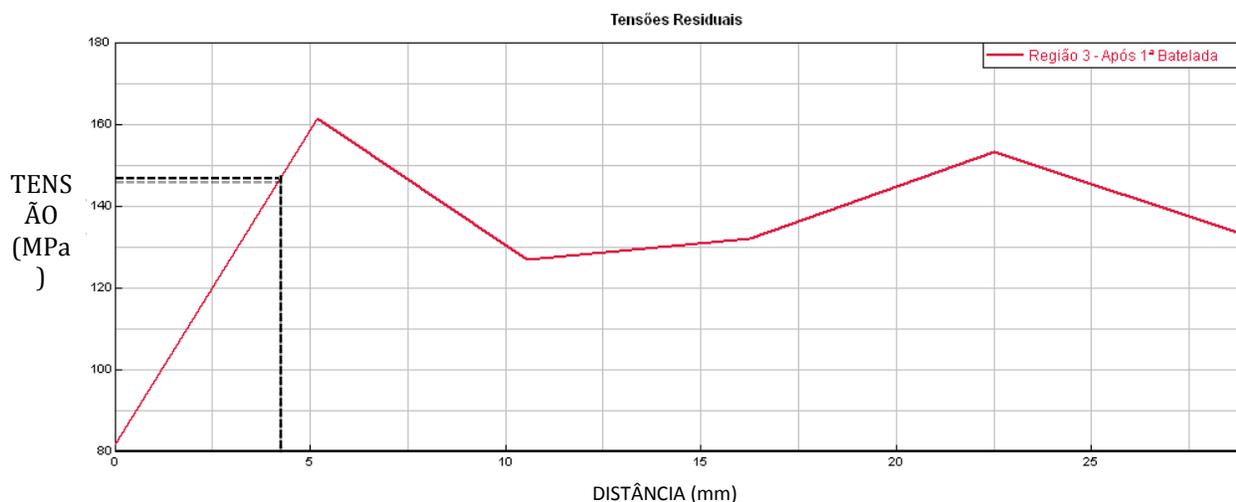


Figura 4.32 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA Inox na Região 3, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

-ZTA do aço AISI 317L, a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda de filete vertical direita. A tensão simulada apresenta valor de 146MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 28,1 MPa.

O valor medido experimentalmente foi de compressiva de 63,4 MPa com desvio de 45,1 MPa. Os resultados apresentados foram discrepantes, a simplificação do banco de dados dos aços usados na simulação pode explicar essa diferença, assim como a simplificação da malha na modelagem.

Região 4:

Está na metade do cordão de junta em ângulo horizontal superior. O perfil das tensões residuais após a primeira batelada, para ZTA estrutural, é demonstrado na Figura 4.20. O perfil das tensões após soldagem é mostrado na parte superior da figura. O perfil de tensões para ZTA do aço inoxidável é mostrado na Figura 4.21.

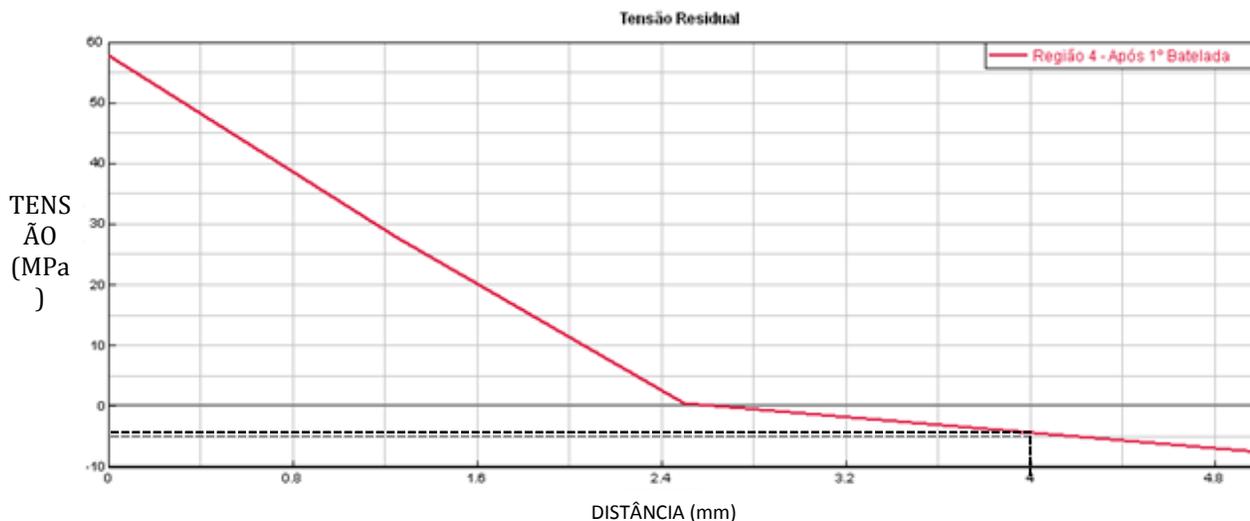


Figura 4.4 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA estrutural Região 4, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

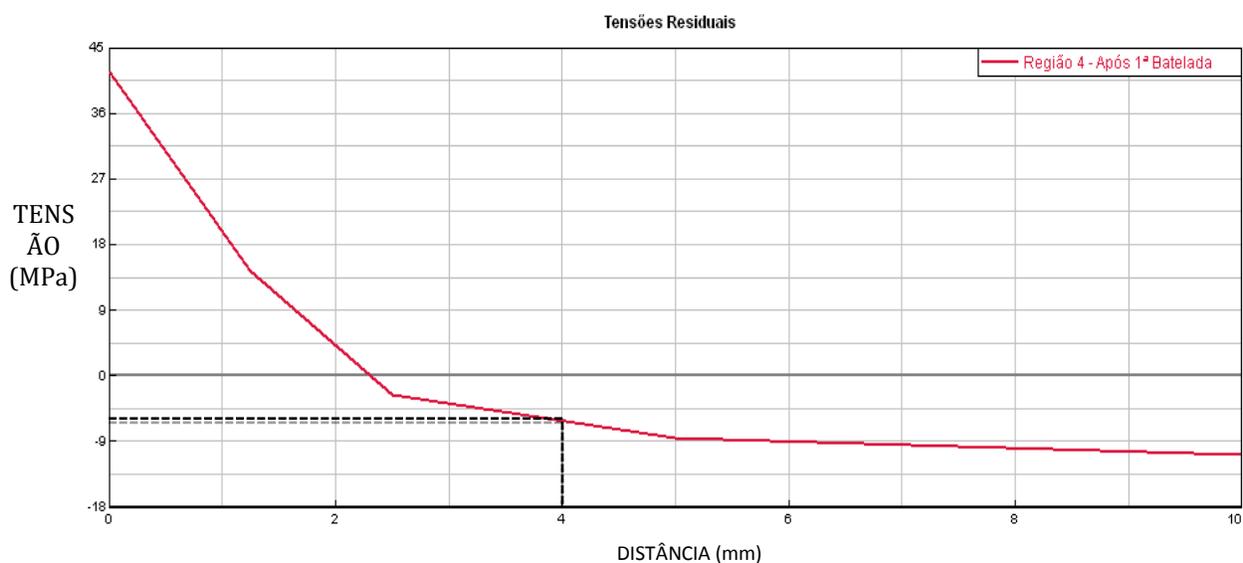


Figura 4.5 - Perfil de Tensões Residuais após 1° Batelada para ZTA estrutural Região 4, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

Uma verificação dessas tensões simuladas é feita considerando os resultados experimentais para a ZTA da chapa do aço carbono após primeira batelada de fadiga térmica. A tensão foi obtida num ponto a 4 mm do cordão de solda. Os resultados para as tensões simuladas apresenta valor compressivo de 4,8MPa. Considerando a malha utilizada tem-se um desvio de 1,3MPa. O valor medido experimentalmente foi de 1,8 MPa com desvio de 14,2 MPa. A correlação dos resultados foi boa considerando o desvio da medição experimental.

Para a chapa do aço AISI 317L, a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda.. A tensão simulada apresenta valor compressivo de 5,5MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 0,8 MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 46,9 MPa com desvio de 55,4 MPa. Considerando o desvio da medição experimental a correlação dos resultados foram bastante aproximada, apesar de sentidos opostos.

Região 5:

Essa região abrange o encontro de cordões de filete vertical esquerdo e horizontal de topo. As tensões após a primeira batelada de fadiga térmica são mostradas na Figura 4.22. A fadiga térmica implica pequena modificação nos valores de tensões. O perfil de tensões para a ZTA do aço inoxidável é mostrada na figura 4.23, após a primeira batelada.

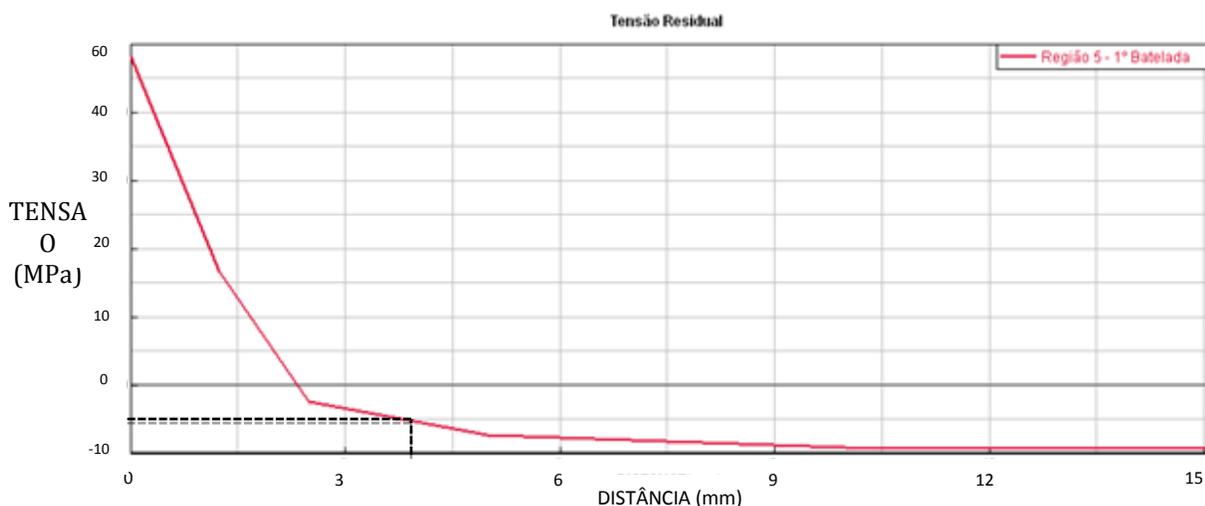


Figura 4.6 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem e após 1º Batelada para ZTA estrutural Região 5, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

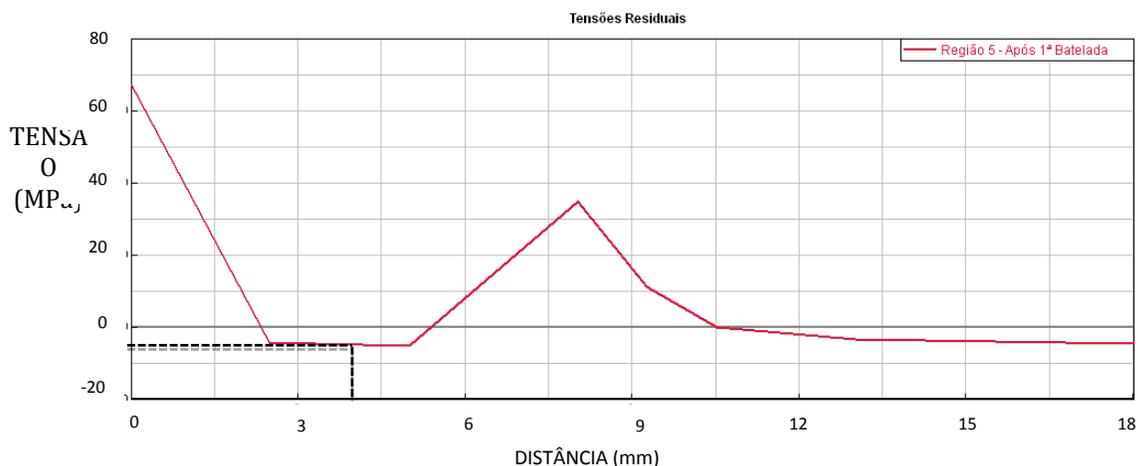


Figura 4.7 - Perfil de Tensões Residuais após soldagem (parte superior) e após 1° Batelada (Parte Inferior) para ZTA Inoxidável Região 5, processo SMAW(SYSWELD, 2011).

A tensão foram obtidas no ponto a 4 mm do cordão de solda. A tensão simulada apresenta valor compressivo de 5 MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 1,6MPa. O valor medido experimentalmente foi compressivo de 82,9 MPa com desvio de 18,6 MPa. Os resultados apresentaram uma diferença apreciável.

Para a chapa Inox, a tensão foi obtida no ponto a 4 mm do cordão de solda de filete. A tensão simulada apresenta valor compressivo de 5,7MPa. Considerando a malha utilizada temos desvio de 1 MPa. O valor medido experimentalmente foi de 29,7 MPa com desvio de 31,5 MPa.

Para a região 5 é bastante acentuado o efeito de uma malha mais grosseira, onde a não foi possível extrair o valor da tensão residual exatamente no mesmo ponto do experimental devido o tamanho do elemento utilizado o que tornou uma análise mais simples.

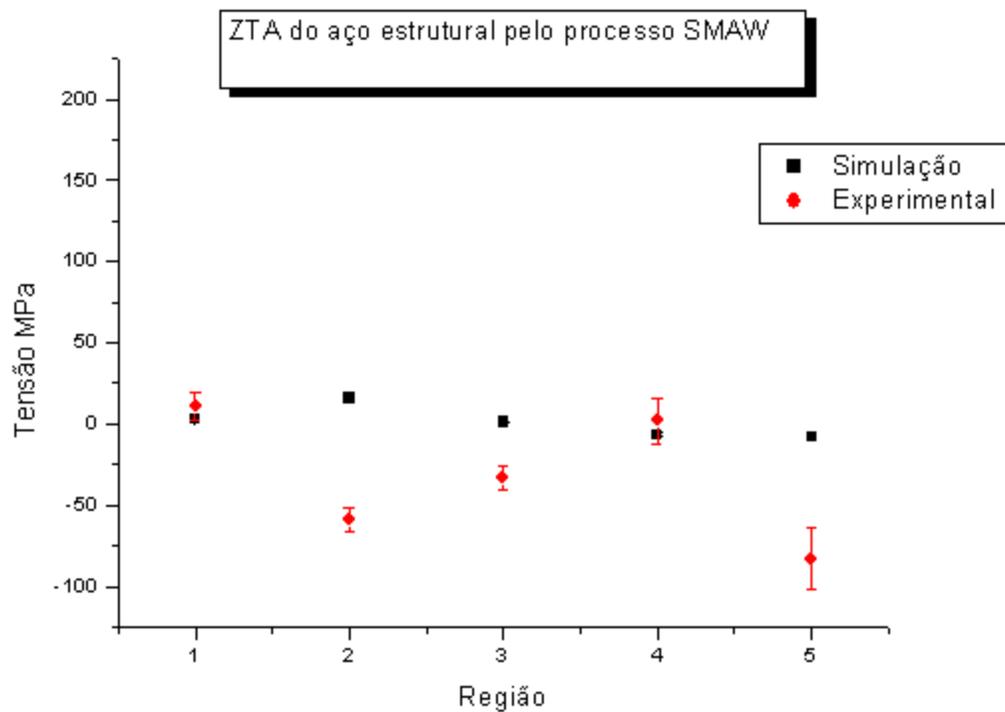


Figura 4.8- Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço estrutural.

As Figuras 4.26 e 4.27, demonstra uma comparação das tensões obtidas em cada região, confrontando os valores simulados e experimentais para o processo de soldagem SMAW na ZTA do aço estrutural e na ZTA do aço inoxidável.

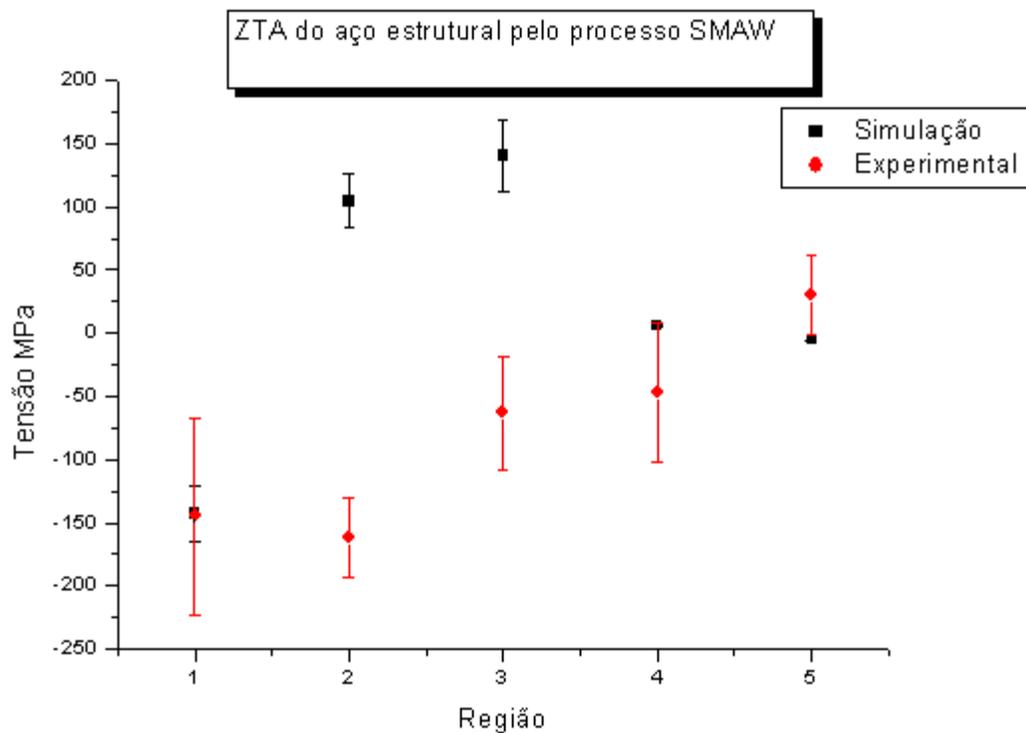


Figura 4.9 - Tensões Residuais para processo de soldagem FCAW-G na ZTA do aço inoxidável.

Como se necessitou de uma malha mais grosseira na modelagem do CP, logo as distâncias entre os “nós” foram aumentadas conseqüentemente, isso faz com que não se obtenha um maior nível de detalhes a respeito das tensões residuais

5. CONCLUSÕES

- O software demonstrou-se eficiente na simulação que foi solicitado, analisando a etapa de Pré-processamento, verifica-se que para construção da malha e a geometria da junta em especial a região 2 o aplicativo apresentou limitações devido a escassez de ferramenta de desenho.

-Por outro lado o software reconhece arquivos de outros programas o que fornece a possibilidade de importar aplicativos como Catia, Autocad e Inventor. Ressaltando que o software requer um computador com uma capacidade considerável.

As tensões residuais simuladas se mostraram coerentes com o previsto na literatura, e apresentaram correlação bastante aproximada com o experimental, dessa forma conclui-se que:

- Na região 1, para o processo FCAW-G as medições das tensões residuais na ZTA do aço carbono e a simulada tiveram uma relação bastante aproximada, assim como na ZTA do aço inoxidável com valores de tensões trativas, com uma diferença de 20 MPa para a ZTA do aço estrutural e 20,1 MPa para a ZTA do aço inoxidável, valor considerado excelente;

E para o processo SMAW a ZTA do aço estrutural apresentou uma diferença de 7,7 MPa, enquanto a ZTA do aço inoxidável 141,8 MPa valores muito discrepantes, tendo o viés do banco de dados do software que foram adicionados a um material já existente.

-A região 2

Para o processo FCAW-G a região apresentou diferenças significativas entre os resultados experimentais e simulados em quealgumas diferenças importantescom os resultados da simulação apresentando tensões trativas enquanto que os resultados experimentais apontam para tensões compressivas na ZTA do aço carbono como na ZTA do aço inoxidável; Assim para a ZTA do aço estrutural a diferença é de 122 MPa e para a ZTA do aço inoxidável 275,9 MPa, valores discrepantes se considerar a média das outras regiões, além das tensões analisadas terem direções opostas. Valores que apresentaram o

viés da geometria da junta nessa região, não sendo exatamente como foi no CP experimental.

Assim como para o processo FCAW-G, no SMAW as discrepâncias dos resultados foram notadas devido a modelagem da geometria na região 2, com diferenças de 75,9 MPa e 266,7 MPa para a ZTA do aço estrutural e a ZTA do aço inoxidável respectivamente.

-Na região 3,

Para o processo FCAW-G as tensões experimentais obtidas na ZTA estrutural foram trativas assim como as tensões simuladas apresentando valores aproximados com diferença de 18,6 MPa, assim como as tensões obtidas na ZTA do aço inoxidável AISI 317L que foram tensões residuais trativas para as tensões simuladas e experimentais apresentando valores de 85,9 MPa.

Para o SMAW os valões obtidos apresentam uma diferença de 34,3 MPa para a ZTA do aço estrutural, enquanto para o inoxidável uma diferença de 203,4 MPa, diferença que pode estar diretamente relacionada com a simplificação da malha e com o banco de dados do material.

-Nas regiões 4:

Para o processo FCAW-G os valores das medições das tensões residuais na ZTA do aço carbono e a simulada tiveram uma relação bastante aproximada, assim como na ZTA do aço inoxidável com valores de tensões trativas.

Para o processo SMAW a diferença da tensão residual na região 4 apresentou um valor de 74,2 na ZTA do aço estrutural ,considerando os desvios padrões essa diferença se reduz a 54,1 MPa. E para a ZTA do aço inoxidável essa diferença é 52,4 MPa, mas considerando os desvios padrões as tensões ficam na mesma faixa de valores.

Região 5:

Para o processo FCAW-G os valores das medições das tensões residuais na ZTA do aço carbono e a simulada tiveram uma relação bastante aproximada, assim como na ZTA do aço inoxidável com valores de tensões trativas.

-Para o processo SMAW a diferença da tensão residual na região 5 apresentou um valor de 54,5 MPa na ZTA do aço estrutural, considerando os desvios padrões essa diferença se reduz a 54,1 MPa. E para a ZTA do aço inoxidável essa diferença é de 35,7MPa, mas considerando os desvios padrões as tensões ficam na mesma faixa de valores.

De modo geral o valores da tensão residual para o processo FCAW-G demonstraram maior aproximação com os resultados experimentais, apenas na região 2 houve um acentuado desvio, e para o processo SMAW as diferenças das tensões foram mais notáveis, por consequência da malha mais grosseira e também das simplificações nos bancos de dados para esse processo, vale salientar que os resultados obtidos tanto para o processo FCAW-G quanto para o SMAW, foram afetados pela aspecto construtivo da malha no sentido da coincidência dos pontos simulados com os experimentais, ou seja, alguns picos de tensões não foram impossibilitados de ser visualizado devido a simplificação do modelo, o que garantiria mais a aproximação de alguma regiões.

6. TRABALHOS REALIZADOS

SOUZA, D. M. ;**LOPES, D.J.** ; CARDOZO, F.I .; MARIANO, D.E. . Análise de Juntas Soldadas em Equipamentos para Plantas de Processo com SYSWELD. In: CONSOLDA,2011, 2011, Natal. Anais do XXXVII Congresso Brasileiro de Soldagem, 2011.

LOPES, D.J. ; CARDOZO, F.I.; MARIANO, D.E. ;SOUZA, D. M.. Simulação computacional das juntas soldadas de um revestimento lining para torre de destilação de petróleo. In: COTEC 2013, Porto de Galinhas. Anais 12º Conferência Sobre Tecnologia e Equipamentos, 2013.

SOUZA, D. M. ;**LOPES, D.J.** ; CARDOZO, F.I .; MARIANO, D.E.. Análise de Juntas Soldadas em Equipamentos para Plantas de Processo com SYSWELD. In: In 8º European Solid Mechanics Conference, ESMC 2012, G.A. Holzapfel, R.W. Ogden (editors), July 9-13, 2012, Graz, Austria.

APROVADO:

LOPES, D.J. ; CARDOZO, F.I.; MARIANO, D.E. ;SOUZA, D. M.. Simulação computacional das juntas soldadas de um revestimento lining para torre de destilação de petróleo. In:CIBEM 2013 - XICongresso Iberoamericano de Engenharia Mecânica, In CIBEM'10 –La Plata - Argentina

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN WELDING SOCIETY. Welding Handbook. Welding Processes – volume 2. Miami: AWS, 1991.

ANDRINO, M.H., CAETANO, S. F., JÚNIOR, A. A. S., TREVISAN, R. E. Aplicação da Acustoelasticidade para avaliação de tensões em soldas em aço API 5L X65. III Pan American Conference for Nondestructive Testing, Rio de Janeiro, Junho de 2003.

BEZERRA, A.C. Simulação numérica de soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas. 2006. 138 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.

CALLISTER, W.D. Jr. Ciência e Engenharia de Materiais : uma introdução. Traduzido por Sérgio Murilo Stamile Soares. Rio de Janeiro : Livros Técnicos e Científicos, 2008.

CARDOSO, F. I. B. Avaliação do Desempenho do Aço AISI 317L como “LINING” para Torre de Destilação. 2008. 304 f. Tese (Doutorado em engenharia mecânica) – Universidade Federal da Paraíba, João Pessoa, 2008.

CARON, J., HEINZE, C., SCHWENK, C., RETHMEIEIR, M., BABU, S.S. and LIPPOLD, J. Effect of Continous Cooling Transformations Variations on Numerical Calculation of Welding Induced Residual Stress. WeldingJournal, Vol. 89, p 151-160. July 2010.

CARVALHO, J.A.N. , SATANDREA, R. , FARIA R. A. Recentes Desenvolvimentos de novos aços austeníticos para o mercado brasileiro. INOX 2010. 10º Seminário Brasileiro do aço inoxidável. Rio de Janeiro, setembro de 2010.

COSTA E SILVA, A. L. V. e MEI, P. R. Aços e Ligas Especiais. São Paulo: Edgard Blütcher, 2006. 646 p.

CASTELLO, X. , GUROVA, T. , ESTEFEN, S. Simulação das tensões residuais de chapas soldadas na construção naval. SOBENA 2008- 22º Congresso Nacional de Transporte Aquaviário, Construção Naval e Offshore, Firjan – RJ, Rio de Janeiro, Outubro de 2008.

DAI., H., FRANCIS, J.A., STONE, H.J., BHADSHIA, H.K.D.H. and WITHERS, P.J. Characterizing phase Transformations and Their Effects on Ferritic Weld Residual Stresses with X-Rays and Neutrons. Metallurgical and Materials transactions A, volume 39A, p 3070 - 3078 December 2008.

DESHPANDE, A. A. ; TANNER, D. W. J. ; SUN W. , HYDE T. H. e McCARTNEY, G. Combined Butt Joint Welding and Post Weld Heat Treatment Simulation using SYSWELD® and ABAQUS. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials Design and Applications, 2011.

DIEHL, F. C. Simulação Operacional de uma torre de destilação atmosférica via aspenplus e avaliação de modelos de analisadores virtuais. Revista Controle & Automação, Campinas, v. 20, n. 3, p. 305-322, ago./set. 2009.

ESTEFEN, S., GUROVA, T., CASTELLO, X., LEONTIEV, A. Análise de evolução do estado das tensões residuais de soldagem. XI EXPOSOL Rio 2008 - Conferência de Tecnologia de Soldagem e Inspeção, Centro de Tecnologia de Solda SENAI-RJ, Rio de Janeiro, setembro de 2008.

FERREIRA, R. C. Estudo da Formação da fase sigma em aços inoxidáveis austeníticos – foco nas ligas 317, 317L e 317LN. 2009. 72 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

FISH, J. ; BELYTSCHKO, T. ; Um primeiro curso em Elementos Finitos. Traduzido por Ricardo Nicolau Nassar Koury e Luiz Machado. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos Editora, 2009.

GENTIL, V. Corrosão. Rio de Janeiro : LTC, 2011.

GOLDAK, J.CHAKRAVARTI, A.m e BIBBY, M. A Double Ellipsoid Finite Element Model for Welding Heat Sources, IIW Doc. No. 212-603-85, 1985.

GOLDAK, J. A. and AKHLAGUI, M. Computational Welding Mechanics. New York: Springer, 2005. 325 p.

GUIMARÃES, R. F. Avaliação Comparativa dos “linings” dos aços AISI 444 e AISI 316L para

aplicação em Torres de Destilação de Petróleo. 2005. 109f. Dissertação (Mestrado em Engenharia e Ciência dos Materiais) – Universidade Federal do Ceará, Fortaleza, 2005.

GUROVA, T., QUARANTA, F., ESTEFEN, S. Monitoramento do estado das tensões residuais durante a fabricação de navios. In: 21Congresso Nacional de Transportes Marítimos, Construção Naval e Offshore, 27.11-01.12.2006, pp.1-9, Rio de Janeiro, 2006.

INCROPERA, Frank P.; WITT, David P. Fundamentos de Transferência de Calor e Massa, LTC, Rio de Janeiro, 1992

HAUK, V., Structural and Residual Stress Analysis by Nondestructive Methods, Elsevier, Amsterdam, 1997.

KOU, S. Welding Metallurgy. New Jersey: John Wiley & Sons, 2003. 466 p.

LABEAS, G., TSIRKAS, S., DIAMANTAKOS J., KERMANIDIS, A. Effect of Residual Stresses due to laser welding on Stress Intensity Factor of Adjacent Crack, 11th International Conference on Fracture, ICF-11, 20-25 march 2005, Torino, Italy.

LUCHESE, A. L. Estudo da Corrosão Naftênica em planta de destilação atmosférica de petróleo. 2010. 62 f. Trabalho de Diplomação (Graduação em Engenharia de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

LU, J. Handbook of Measurement of Residual Stresses. Society for Experimental Mechanics, Inc.; Edited by Jian Lu. U.S.A. 238 p. 1996

MACHADO, I. G. Condução do Calor na Soldagem; Fundamentos e Aplicações. Porto Alegre: Imprensa Livre. 2000. 119 p.

MAGALHÃES, R. R. Avaliação do uso da extensometria na análise de tensões residuais de soldagem. 2008. 128f. Dissertação (Mestrado em Mecatrônica) – Universidade Federal da Bahia, Salvador, 2008.

MARQUES, P. V.; MODENESI, P. J.; BRACARENSE, A. Q. Soldagem: Fundamentos e tecnologia. Belo Horizonte: editora UFMG, 2007. 494 p.

MESSLER JR, R.W. ; Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry and Metallurgy.

New York : John Wiley& Sons, 1999. 689 p.

MOREJÓN, J.A.P., ACOSTA, P.E.Q., CRESPO, A.C., CEDRÉ, E.D. Análisis térmico de soldadura GTAW sobre placa de acero AISI 316L empleando el método de elementos finitos. Revista Soldagem & Inspeção, São Paulo, v. 16, n.3, p. 256-264 Jul./Set. 2011.

OLIVEIRA, J.E.M.; BRACARENSE, A.Q. Estudo da Morfologia do Cordão de Solda Obtido com o Processo Arame Tubular em Diferentes Posições de Soldagem. In: CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM, 29, 2003, São Paulo. Anais. São Paulo: Associação Brasileira de Soldagem, 2003, 12p.

OLIVEIRA, G.L.G. , SILVA, T.F., MIRANDA, H.C. e MOTTA, M.F. Avaliação do efeito da energia de soldagem sobre as tensões residuais resultantes em juntas soldadas com multipasse. Revista Soldagem e Inspeção Online. 2010, vol.15, n.3, pp. 218-224. Jul./Set. 2010.

QUITES, A. M. Introdução à soldagem a arco voltaico. Florianópolis: Soldasoft, 2002. 352p.

Metalurgia na soldagem dos aços. Florianópolis: Soldasoft, 2008. 304 p.

RODRIGUES, L. D. Medição de Tensões Residuais em Tubos Visando a Determinação de Esforços em Dutos Enterrados. 2007. 155f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2007.

SILVA, P.S. Estudo da Corrosão Naftênica pela Aplicação da Técnica de Ruído Eletroquímico. 2010. 87 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2010.

SYSWELD, Weld Wizard Reference Manual, ESI Group, 2011.

SHANMUGAM, N.S., BUVANASHEKARAN, G., SANKARANARAYANASAMY, K., KUMAR, S.R. A transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds. JMater Design, 2010.

TSAI, C.L. and KIM D.S. Principles. In : FENG, Zhili (Ed). Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress and Distortion. Abington : WoodheadPublishingLimited, 2005. p 1-31.

VIEIRA, L. C. Metodologia para simulação numérica de estruturas soldadas via elementos

finitos com software SYSWELD®. 2008. 87f. Dissertação (Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia 2008.

WAINER, E. ; BRANDI, S. D. e MELLO, F. D. H. Soldagem: Processos e Metalurgia. São Paulo: EdgardBlücher, 1992. 365 p.

WELZEL, U., LIGOT, J., LAMPARTER, P., VERMEULEN, A. C., MITTEMEIJER, E. J., 2005. Stress Analysis of Polycrystalline Thin Films and Surfaces Regions by X-ray Diffraction. *JournalofAppliedCrystallography*. v. 38, pp 1-29.

XAVIER, C.R. Modelamento e Simulação de Temperatura e Transformação de Fases na Soldagem MIG de aços: 2006, Tese (Doutorado) - Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Universidade Federal Fluminense, Volta Redonda, 2006.

YAGUI A., BECKER, A.A. State of Art Review – Weld Simulation Using Finite Element Methods. FENET EU thematic Network. 27p. Nottingham, 2004.