CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

ANÁLISE DA TEMPERATURA DURANTE A SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL DE TUBOS DE AÇO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E TRIDIMENSIONAIS DE ELEMENTOS FINITOS

Guilherme Costa de Souza

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica de Tecnologia de Materiais.

Orientador:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Rio de Janeiro

Fevereiro, 2016

ANÁLISE DA TEMPERATURA DURANTE A SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL DE TUBOS DE AÇO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E TRIDIMENSIONAIS DE ELEMENTOS FINITOS

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Guilherme Costa de Souza

Aprovada por:

_____

Presidente, Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

_____

Professor, Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc.

_____

Professor, Antônio Lopes Gama, D.Sc. (UFF)

Rio de Janeiro

Fevereiro, 2016

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

S729 Souza, Guilherme Costa de
Análise da temperatura durante a soldagem circunferencial de tubos de aço utilizando modelos bidimensionais e tridimensionais de elementos finitos / Guilherme Costa de Souza.—2016.
63f. : il.(algumas color.), grafs., tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2016.
Bibliografia : f. 61-63
Orientador : Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco
Apêndices

1. Solda e Soldagem. 2. Tubos de aço. 3. Método dos elementos finitos. 4. Transferência de calor I. Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes (Orient.). II. Título.

CDD 671.52

Agradecimentos

Ao meu professor Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, por toda a orientação e dedicação durante a elaboração desta dissertação.

Aos meus pais Romulo e Maria da Conceição e a minha irmã Aline pelo apoio e incentivo aos estudos.

A minha esposa Fernanda pela compreensão, apoio e companheirismo para a realização deste trabalho.

Ao amigo Gabriel Nascimento pelo ajuda nas simulações numéricas e na utilização do programa Ansys.

A todos os familiares e amigos que direta ou indiretamente contribuíram para a realização desse trabalho.

RESUMO

ANÁLISE DA TEMPERATURA DURANTE A SOLDAGEM CIRCUNFERENCIAL DE TUBOS DE AÇO UTILIZANDO MODELOS BIDIMENSIONAIS E TRIDIMENSIONAIS DE ELEMENTOS FINITOS

Guilherme Costa de Souza

Orientadores:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Resumo da Dissertação de Mestrado submetida ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica - Celso Suckow da Fonseca, CEFET/RJ, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais.

Os tubos são normalmente utilizados nos sistemas de transporte de fluidos e sistemas de tubulação pressurizados. A solda circunferencial de topo é uma forma comum de união nos sistemas de tubulação. Soldagem é um processo de união de metais confiável e eficiente na produção de diversos componentes e possui como vantagens a alta eficiência e baixo custo de fabricação. Entretanto, o processo de soldagem promove em transformações de fase microestruturais, deformações e tensões residuais que podem comprometer a integridade da junta soldada. O processo de soldagem é um problema complexo que envolve o acoplamento de fenômenos mecânico, térmico e transformação de fase. Modelos numéricos baseados no método de elementos finitos tornaram-se uma ferramenta popular na previsão dos efeitos de soldagem. Com o intuito de reduzir os esforços computacionais, diversos autores empregam modelos bidimensionais considerando a condição de simetria rotacional (condição axissimétrica). Embora o modelo axissimétrico introduza algumas simplificações, como a aplicação simultânea da fonte de calor ao longo da circunferência da solda, este método pode fornecer previsões razoáveis das distribuições térmicas para algumas situações. Neste trabalho, modelos de elementos finitos bidimensional (2D) e tridimensional (3D) são utilizados para estudar a previsão da distribuição de temperatura transiente em tubos soldados. Resultados numéricos obtidos com os modelos 2D e 3D são utilizados para identificar as condições onde ambos modelos fornecem previsões similares. Para determinadas condições, os resultados indicam que o modelo 2D pode ser utilizado adequadamente para prever a distribuição de temperatura transiente em tubos soldados.

Palavras-chave:

Soldagem; Método de Elementos Finitos; Modelagem; Análise Térmica; Aço Inox Super Duplex

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2016

ABSTRACT

TEMPERATURE ANALYSIS OF STEEL PIPE DURING CIRCUNFERENTIAL BUTT WELDING USING BIDIMENSIONAL AND TRIDIMENSIONAL FINITE ELEMENT MODELS

Guilherme Costa de Souza

Advisor:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materiais do Centro Federal de Educação Tecnológica - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Mechanical Engineering and Materials Technology.

Steel pipes are commonly used in fluid transport systems and pressurized piping systems. The circumferential butt welding is a common type of joining process in pipe systems. Welding is a reliable and efficient metal joining process in the production of many components and its advantages are high efficiency and low fabrication cost. However, the welding process induces microstructural phase transformation, residual stresses and deformations that can compromise the integrity of welded part. The welding process is a complex problem that involves the coupling of mechanical, thermal and phase transformation phenomena. Numerical models based on the finite element method have become a popular tool for prediction of the welding effects. In order to reduce computer requirements, several authors employ bi-dimensional model considering a rotational symmetry condition (axisymmetric condition). Although axisymmetric model introduces some simplifications, as the application of heat flow simultaneously along the weld circumference, this approach can provide reasonable predictions of the thermal distributions for some situations. In this work bi-dimensional and tridimensional finite element models are used to study the transient temperature distribution prediction of welded pipes. Numerical results obtained with the bi-dimensional and the tri-dimensional models are used to identify conditions where both models furnished similar predictions. For such conditions, results indicate that the bi-dimensional model can be adequately used to predict the transient temperature distribution in welded pipes.

Keywords:

Welding; Finite Elements Methods; Modeling; Thermal Analysis; Super Duplex Stainless Steel

Rio de Janeiro
February, 2016

Sumário

I	**Introdução**	1
II	**Processo de Soldagem de Tubos Aço Inoxidável Super Duplex**	4
III	**Simulação Numérica do Processo de Soldagem**	11
	III.1 – Modelos de Fonte de Calor	11
	III.2 – Modelagem do Processo de Soldagem Através do Método de Elementos Finitos	14
IV	**Modelos Numéricos**	17
	IV.1 – Modelo Numérico Bidimensional Axissimétrico (2D)	21
	IV.2 – Modelo Numérico Tridimensional (3D)	27
V	**Análise de Resultados**	41
	V.1 – Análise do Efeito da Variação da Velocidade	45
	V.1.1 – Evolução da Temperatura: Velocidades Altas	45
	V.1.2 – Evolução da Temperatura: Velocidades Baixas	46
	V.1.3 – Zona Termicamente Afetadas: Velocidades Altas	48
	V.1.4 – Zona Termicamente Afetadas: Velocidades Baixas	51
	V.1.5 – Taxas de Resfriamento	54
	V.1.6 – Tempo de Processamento Numérico	57
VI	**Conclusões**	58
	Referências Bibliográficas	59
	Apêndice A	62
	Apêndice B	90

Lista de Figuras

Figura II.1 – Ilustração do processo TIG 5

Figura II.2 – Processo de soldagem SMAW 6

Figura II.3 – Diagrama de transformação tempo-temperatura para aço inoxidável duplex UNS S31803 (LOPEZ *et al.,* 1998) 9

Figura III.1 – Sistemas de coordenadas utilizadas no modelo numérico de Krutz e Sergeland (GOLDAK, 2005) 12

Figura III.2 – Representação esquemática do modelo de fonte de calor de Goldak (GOLDAK, 2005) 13

Figura IV.1 – Geometria da junta soldada e posicionamento dos termopares no experimento de REZENDE (2011). 17

Figura IV.2 – Diagrama ternário Solidus Fe-Ni-Cr (REZENDE, 2011). 20

Figura IV.3 – Diagrama ternário Liquidus Fe-Ni-Cr (REZENDE, 2011). 20

Figura IV.4 – Diagrama esquemático do modelo axissimétrico. 22

Figura IV.5 (a) – Condições de contorno no modelo axissimétrico para o primeiro passe de solda. 23

Figura IV.5 (b) – Condições de contorno no modelo axissimétrico para o para o segundo passe de solda. 23

Figura IV.6 – Malha referente ao modelo 2D. 24

Figura IV.7 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 1. 25

Figura IV.8 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 2. 25

Figura IV.9 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 3. 26

Figura IV.10 – Geometria e condições de contorno de convecção no modelo tridimensional no primeiro passe de solda. 28

Figura IV.11 – Geometrias e condições de contorno de convecção no modelo tridimensional no segundo passe de solda. 28

Figura IV.12 – Geometria e condições de contorno no modelo 3D para o segundo passe. Vista inclinada. 29

Figura IV.13 – Detalhe mostrando o refino da malha na região da solda (extremidade superior). 30

Figura IV.14 – Detalhe mostrando o refino da malha na região de solda (extremidade superior). Vista inclinada.l 30

Figura IV.15 – Análise de convergência entre Malhas 1 e 2. Evolução da temperatura (posição do Termopar 1). 32

Figura IV.16 – Elemento sólido SOLID 70 (ANSYS, 2013). 32

Figura IV.17 – Evolução da temperatura para diferentes posições ao longo da circunferência do tubo: 90º, 180º e 270º. 33

Figura IV.18 - Figura IV.18 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 1 a 180º. 34

Figura IV.19 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 2 a 180º. 34

Figura IV.20 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 3 a 180º. 35

Figura IV.21 – Representação de uma junta soldada em aço duplex relacionada ao diagrama pseudobinário (REZENDE, 2011). 36

Figura IV.22 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 0º. 37

Figura IV.23 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 90º. 37

Figura IV.24 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 180º. 38

Figura IV.25 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 270º. 38

Figura IV.26: Distribuição de temperatura na região da solda. 40

Figura IV.27: Distribuição de temperatura na região da solda. Seção transversal na região da solda. 40

Figura V.1 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 3D e 2D. Velocidade do Experimento. 42

Figura V.2 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 3D e 2D ajustada. Velocidade do Experimento. 43

Figura V.3 – ZTA para o modelo 3D – Posição a 180º. 44

Figura V.4 – ZTA para o modelo 2D. 44

Figura V.5 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais alta em 30%. 45

Figura V.6 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais alta em 60%. 46

Figura V.7 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais baixa em 30%. 47

Figura V.8 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais baixas em 60%. 47

Figura V.9 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais alta em 30%. 48

Figura V.10 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais alta em 60%. 49

Figura V.11 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais alta em 30%. 49

Figura V.12 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais alta em 60%. 50

Figura V.13 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais baixa em 30%. 51

Figura V.14 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais baixa em 60%. 52

Figura V.15 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais baixa em 30%. 52

Figura V.16 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais baixa em 60%. 53

Figura V.17 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais alta em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 54

Figura V.18 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais alta em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 55

Figura V.19 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais alta em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 55

Figura V.20 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais alta em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 56

Figura V.21 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais baixa em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 56

Figura V.22 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais baixa em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 57

Figura V.23 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais baixa em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 57

Figura V.24 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais baixa em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe. 58

Lista de Tabelas

Tabela IV.1 – Composição química do material super duplex UNS 32750 utilizado nas simulações numéricas (REZENDE, 2011). 18

Tabela IV.2 – Propriedades Térmicas em função da temperatura (REZENDE, 2011). 19

Tabela IV.3 – Parâmetros de soldagem do 2º Experimento (REZENDE, 2011). 19

Tabela IV.4 – Parâmetros do modelo da fonte de calor do duplo elipsoide de Goldak. 21

Tabela IV.5 – Máximas temperaturas encontradas no modelo 2D e experimental. 26

Tabela IV.6 – Parâmetros geométricos para análise de convergência de malhas. 31

Tabela IV.7 – Resultados para a Temperatura Máxima obtida com as duas malhas. 31

Tabela IV.8: Máximas temperaturas encontradas para o modelo 3D e para os dados experimentais do Termopar 1 a 180º. 35

Tabela IV.9: Dimensões das ZTAs previstas por modelos numéricos e dados experimentais. 39

Tabela V.1 – Picos de temperaturas para os modelos 2D e 3D. Velocidade do Experimento. 42

Tabela V.2 – Comprimentos das ZTAs previstas para os modelos 2D e 3D. Velocidade do experimento. 43

Tabela V.3 – Dimensões das ZTAs para os casos de altas velocidades de soldagem. 50

Tabela V.4 – Dimensões das ZTAs para os casos de baixas velocidades de soldagem. 53

Tabela V.5 – Tempos de processamento das simulações numéricas. 57

Introdução

Os tubos são elementos essenciais para o transporte de fluidos na indústria e para o escoamento em grandes distâncias. Logo, as tubulações são empregadas em todos os setores da economia, viabilizando assim o recebimento, o processo e a entrega de vários produtos. A integridade deste elemento de interligação é importante para garantir o funcionamento do sistema, sem oferecer riscos para a operação, para as pessoas e para o meio externo.

Existem diversos materiais que podem ser empregados nos sistemas de tubulações em geral, sendo o aço o principal material. O tipo de aço aplicado varia conforme as condições de operação do fluido, local de instalação e custo. O aço inoxidável super duplex, é um material que tem despertado recentemente bastante interesse, principalmente da indústria offshore, devido às suas características especiais.

A categoria de aços inoxidáveis, denominada duplex e super duplex, apresenta uma boa combinação de resistência mecânica e resistência à corrosão por pite. Os aços inoxidáveis duplex são ligas Fe-Cr-Ni-Mo, que apresentam microestruturas bifásicas compostas por uma matriz ferrítica e pela fase austenítica. A diferença básica entre os aços inoxidáveis duplex e super duplex consiste nas concentrações de cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio, presentes nas mesmas, sendo que alguns desses itens interferem na resistência à corrosão por pite (TABAN, 2008).

A soldagem é um processo de união de tubos bastante utilizada, o qual permite que os tubos sejam utilizados para compor linhas com comprimento e o percurso adequado para desempenhar a sua devida função. O processo envolve a aplicação de um aporte de calor altamente localizado, o que pode induzir gradientes de temperatura e níveis de tensões elevados capazes de comprometer a integridade da linha através de alterações na microestrutura do material, promoção de tensões residuais ou na formação de defeitos como trincas. A escolha de parâmetros de soldagem adequados é fundamental para que estes efeitos sejam reduzidos e não comprometam a integridade estrutural da linha.

Atualmente, a soldagem por fusão fornece o método mais econômico para o desenvolvimento de estruturas com baixo peso e projeto efetivo. Esforços são feitos para reduzir a deformação da soldagem durante o processo de fabricação, focando no eficiente desenvolvimento de processo de soldagem, controlando o aporte térmico, velocidade e sequência de soldagem (CAMILLERI *et al.,* 2013).

Em função da intensa concentração de calor na soldagem, as regiões próximas a linha de fusão são submetidas a severos ciclos térmicos, que causam aquecimento e resfriamento não uniforme no material, gerando deformações plásticas e tensões residuais, as quais podem ser agravadas pela sequência de soldagem. A presença de tensões residuais pode

comprometer a utilização do produto, elevando a susceptibilidade da solda às falhas por fadiga, corrosão sob tensão e fratura (DENG e MURAKAWA, 2006; MURUGAN, 2001; JIANG, 2012).

O processo de soldagem é essencialmente um processo termo-mecânico de junção. Os fenômenos de transferência de calor na soldagem são: condução no interior da peça, convecção e radiação da superfície da peça para o meio ambiente (LEE, CHANG e PARK, 2013).

A pesquisa em modelos de fonte de calor na soldagem iniciou-se no início da década de 40, sendo Rosenthal um dos pioneiros, que propôs um modelo analítico para o movimento da fonte de calor em estado quase estacionário e concentrado no aquecimento pontual. No fim dos anos 60, Pavelic sugeriu um disco circular como modelo bidimensional (2D) de fonte de calor, com distribuição Gaussiana do fluxo de calor na superfície da peça, que é mais preciso em termos de distribuição de temperatura na Zona de Fusão e na Zona Termicamente Afetada (ZTA), comparado com o modelo de Rosenthal. Posteriormente, GOLDAK, CHAKRAVARTI e BIBBY (1984) desenvolveram um modelo tridimensional (3D) de distribuição da fonte de calor com duas elipsoides combinadas, permitindo assim que peças de espessuras elevadas possam ser estudadas (GERY *et al.*, 2005; NART e CELIK, 2013; FOROUZA *et al.*, 2011).

Modelos numéricos baseados no Método de Elementos Finitos (MEF) vêm sendo amplamente utilizados no desenvolvimento de produtos e em novas aplicações da mecânica computacional. A utilização do MEF permite o desenvolvimento de análises complexas para otimizar os parâmetros do processo de soldagem, de modo a aumentar a produtividade industrial e a qualidade dos produtos. Através do MEF é possível desenvolver análises numéricas capazes de permitir a previsão de diversas variáveis importantes no processo de soldagem como deformações, tensões, temperatura e fração volumétrica de fase. Portanto, modelos numéricos baseados no MEF podem ser utilizados na prevenção de falhas e na possibilidade da fratura durante a montagem ou serviço (ANCA *et al.*, 2010; GERY *et al.*, 2005).

A modelagem dos processos de soldagem é um processo complexo, devido aos acoplamentos entre os fenômenos envolvidos, dentre os quais incluem fenômenos associados ao escoamento de fluidos na poça de fusão, transformações de fase, contrações e dilatações térmicas, desenvolvimento de porosidade, macro segregação, entre outros, onde cada fenômeno é um assunto de intensa pesquisa. Considerando que alguns desses fenômenos ocorrem simultaneamente, a análise da soldagem torna-se um problema extremamente complexo. Dessa forma, simplificações são normalmente adotadas por diversos autores nos estudos envolvendo simulações numéricas (DÍAZ, 2010; NART e CELIK, 2013).

O desenvolvimento de modelos numéricos tridimensionais de soldagem de tubos vem sendo realizados por diversos autores para avaliar os campos térmicos e de tensões residuais resultantes do processo de soldagem. Alguns estudos, como o de DENG *et al.* (2010), LEE e CHANG (2007) e LEE, CHANG e PARK (2013), comparam os resultados experimentais com os de modelos 3D, já outros comparam os resultados de modelos 2D com os de modelos 3D, (FEULVARCH, ROBIN e BERGHEAU, 2011). Os modelos 3D oferecem como vantagem uma análise mais precisa e detalhada do processo, mas, em função da complexidade do problema, normalmente requerem capacidade de processamento numérico bastante elevados. Para algumas condições, os modelos 2D oferecem resultados adequados com a vantagem de capacidade computacional e tempos de processamento consideravelmente menores.

Este trabalho apresenta um estudo envolvendo dois modelos numéricos baseados no MEF desenvolvidos para representar o comportamento térmico da soldagem circunferencial multipasse de uma junta de topo de um tubo de aço super duplex. O primeiro modelo é um modelo bidimensional axissimétrico (2D), enquanto que o segundo é um modelo tridimensional (3D). Os modelos foram desenvolvidos de forma desacoplada, considerando que o campo térmico está desacoplado do campo mecânico. As temperaturas máximas, a evolução da temperatura ao longo do tempo, as extensões das Zonas Termicamente Afetada (ZTAs) foram analisadas em diferentes condições de velocidades. O desempenho dos dois modelos é avaliado, comparando-se a resposta de ambos, considerando-se o modelo 3D como referência. Para tal, a calibração do modelo numérico 3D foi realizada a partir de dados experimentais do trabalho de REZENDE (2011).

Capítulo II - Soldagem de Tubos de Aço Inoxidável Super Duplex

Nos processos de soldagem com arco elétrico, é produzida energia suficiente para fundir o metal base com o metal de adição, formando a poça de fusão. A temperatura da superfície da peça varia conforme o material. Na poça de fusão, os efeitos da convecção melhoram o transporte de calor (ANCA *et al.*, 2010). As regiões de interesse que merecem análises detalhadas são a zona de fusão e a zona termicamente afetada (ZTA), onde ocorrem os maiores gradientes de temperatura e mudanças nas microestruturas. A geometria dessas regiões também está atrelada às variáveis do processo que, dependendo da escolha, podem induzir diferentes tamanhos e características mecânicas e metalúrgicas.

A velocidade da soldagem, aporte térmico, tipo de processo de soldagem, espessura do tubo e distribuição da fonte de calor contribuem substancialmente no formato da zona de fusão e na zona termicamente afetada (ZTA). Estes parâmetros também influenciam nas temperaturas de pico na zona de fusão, e consequentemente nas distribuições dos transientes de temperatura no tubo soldado. Segundo os resultados encontrados por GERY *et al.*, (2005), o aumento da velocidade da fonte de calor, causa redução da temperatura na zona fundida e na ZTA.

Processos de soldagem provocam alterações microestruturais, tensões e deformações residuais, nos quais desenvolvem um papel principal no comportamento do serviço ou na própria operação de soldagem. Tensões residuais e deformações térmicas são oriundas dos gradientes térmicos e transformações metalúrgicas que ocorrem durante o processo.

Os processos de soldagem para a fusão dos tubos de aço inoxidável super duplex utilizados neste trabalho são descritos resumidamente a seguir.

O processo GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), também conhecido como TIG (*Tungsten Inert Gas*), é uma técnica de fusão de alta qualidade. O calor gerado pelo arco, o qual é mantido entre a peça e um eletrodo de tungstênio não consumível, é usado para fundir a região soldada. O arco é sustentado por um gás inerte que serve para proteger a poça de fusão e o eletrodo da contaminação atmosférica (NORRISH, 1992).

Os gases de proteção são inertes, sendo o Hélio (He) e o Argônio (Ar) os mais usados. A pureza dos gases é muito importante para a qualidade da solda.

Umas das características interessantes deste processo é o ótimo controle da energia transferida para a peça, devido ao controle independente da fonte de calor e da adição de metal de enchimento. Com a densidade de energia do arco elevada e a boa estabilidade do mesmo, o trabalho final é realizado com bom acabamento e com pouca limpeza após a operação (MODENESI, 2007).

Com todas estas características descritas acima, fazem com que este processo tenha uma vasta aplicação, tanto nos metais e suas ligas quanto na faixa de espessura. A Figura II.1 ilustra o processo TIG.

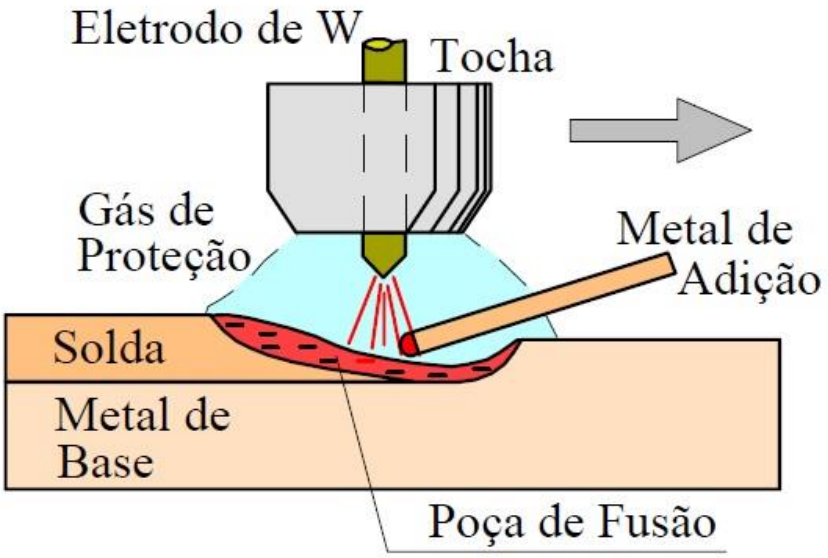


Figura II.1 – Ilustração do processo TIG. (MODENESI, 2007)

O processo de soldagem com eletrodos revestidos (SMAW – *Shielded Metal Arc Welding*) foi por muitos anos uma das técnicas mais comuns para a soldagem dos aços. Este processo produz a coalescência entre metais através do aquecimento destes com um arco elétrico estabelecido entre um eletrodo metálico revestido e a peça que está sendo soldada.

O eletrodo revestido possui uma vareta metálica, denominada de alma, que conduz a corrente elétrica e fornece metal de adição para enchimento da junta. O revestimento do eletrodo também pode ser utilizado como fonte dos elementos de liga e materiais de preenchimento adicionais.

O processo de soldagem com eletrodo revestido possui uma baixa produtividade, quando comparado com os processos de eletrodo consumível e proteção gasosa e com soldagem a arco submerso. Os equipamentos utilizados são simples e fáceis de transportar, além de possuir uma grande variedade de materiais consumíveis. Com estas características, este processo pode ser aplicado tanto em oficina quanto no campo e uma grande variedade de materiais podem ser utilizados para a execução da solda. A Figura II.2 ilustra o processo de soldagem SMAW.

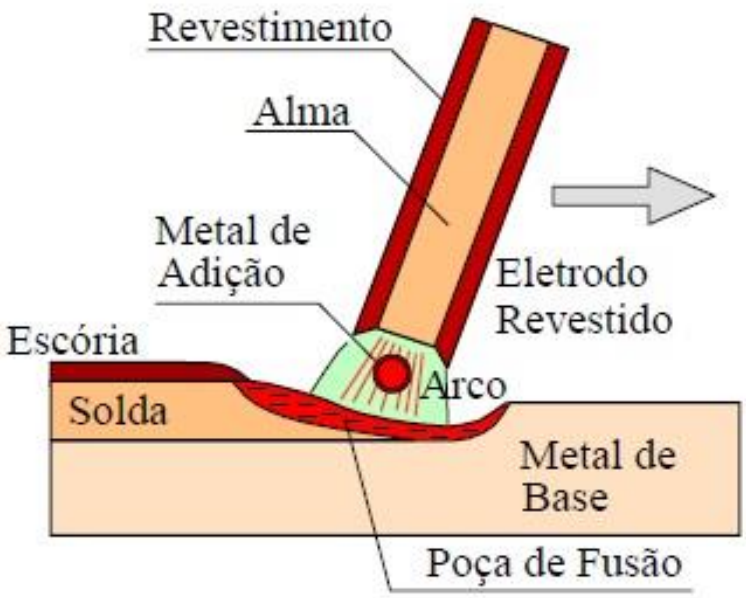


Figura II.2 – Processo de soldagem SMAW. (MODENESI,2007)

Os aços inoxidáveis duplex são ligas Fe-Cr-Ni-Mo contendo até 0,30% em peso de nitrogênio na fase atômica, que apresentam microestruturas bifásicas compostas por uma matriz ferrítica e pela fase austenítica. A diferença básica entre os aços inoxidáveis duplex e superduplex consiste principalmente nas concentrações de cromo, níquel, molibdênio e nitrogênio que essas ligas apresentam, sendo que alguns desses elementos interferem diretamente na resistência à corrosão por pite e intergranular. Uma maneira de quantificar empiricamente essa propriedade química é através da resistência equivalente à corrosão por pite, ou PRE_N (Pitting Resistance Equivalent). De acordo com a norma ASTM A890/A890, essa grandeza pode ser calculada de acordo com a expressão:

$$PRE_N = \%Cr + [(3,3) \times (\%Mo)] + [(16) \times (\%N)] \quad (1)$$

Assim, os aços inoxidáveis bifásicos (ferrítico/austenítico) cujos valores do PRE_N forem da ordem de 35 a 40, constituem a família dos aços inoxidáveis duplex e aqueles cujo PRE_N forem superiores a 40, constituem a família dos inoxidáveis super duplex (SENATORE *et al.*, 2014; PILHAGEN *et al.*, 2014).

A grande vantagem na utilização destes materiais é que a combinação dos elementos: cromo, molibdênio; resulta em uma boa estabilidade química em ambientes salinos e corrosivos. Além do mais, adições de nitrogênio pode promover endurecimento estrutural, o qual aumenta as tensões de escoamento e tração (DIAZ *et al.,* 2010). Entretanto, a solubilidade do nitrogênio é maior na austenita comparado com a ferrita, logo o conteúdo de nitrogênio é maior na austenita. Isto pode fazer com que a austenita possua maior tensão de escoamento comparada com a ferrita. (PILHAGEN, 2014). Enquanto, que a restrição da utilização do aço

inoxidável duplex está ligada a temperatura de exposição do material, o qual ao ser exposto por tempo prolongado em temperaturas superiores a 250 ^{0}C, apresenta transição dúctil-frágil no decorrer do tempo. Esta transição também acontece em temperaturas negativas, a partir de -100 ^{0}C, onde a ferrita torna-se muito frágil com a redução da temperatura. Este limite inferior depende da composição química, ferrítica e microestrutural (PILHAGEN *et al.*, 2014).

A ferrita, considerada como a matriz para o aço duplex e super duplex, consiste em fase cristalina cúbica de corpo centrado (CCC), enquanto que a austenita, apresenta uma estrutura cristalina cúbica de face centrada (CFC). Essas duas fases cristalinas formam soluções substitucionais e intersticiais, havendo um equilíbrio meta-estável na microestrutura dos aços inoxidáveis duplex e super duplex.

Os aços inoxidáveis super duplex contêm quantidades consideráveis de elementos estabilizadores da austenita, incluindo maiores porcentagens de nitrogênio quando comparado aos aços inoxidáveis duplex. A presença considerável de quantidades de nitrogênio (Ni) e molibdênio (Mo) estabiliza a fase austenita na zona de fusão. A precipitação de nitretos de cromo ocorre se as soldas tiverem uma maior quantidade de ferrita (RAMKUMAR *et al.*, 2014).

As excelentes propriedades mecânicas podem ser explicadas pela microestrutura duplex balanceada de volume equivalente aproximado de ferrita e austenita. Esta microestrutura bifásica garante maior resistência a corrosão sob tensão em comparação com o aço inoxidável convencional. Os aço inoxidáveis duplex são tipicamente duas vezes mais resistentes do que um aço inoxidável austenítico comum (DIAZ *et al.*, 2010).

Todas estas características descritas, fazem com que os aços inoxidáveis super duplex tenham diversas aplicações nos segmentos industriais, tais como: petroquímica, química, geração de energia, papel e celulose, transportes marítimos, etc (RAMKUMAR *et al.*, 2014). São utilizados em plataformas offshore, em atividade que envolve o bombeamento de água produzida, a partir da água do mar contendo altas concentrações de íons cloreto (Cl-), CO_2, H_2S, entre outros (MARTINS e CASTELETTI, 2008).

O balanço de fases entre ferrita e austenita é sempre uma preocupação na soldagem de metais duplex, devido as taxas rápidas de resfriamento associadas com a soldagem. Em geral, a região da solda de aços inoxidáveis duplex exibe um conteúdo maior da ferrita, tamanho de grão mais grosseiro e precipitação de nitretos de cromo (Cr_2N) do que o metal de base. Portanto, para alcançar o balanço desejado de ferrita e austenita, a composição do metal de solda e o aporte de calor devem ser controlados. A composição final de ferrita e austenita depende do aporte térmico na soldagem e consequentemente da taxa de resfriamento (TAVARES *et al.*, 2006; LIOU *et al.*, 2001).

A solubilidade do nitrogênio na fase ferrítica é baixa, logo uma das formas de restaurar o balanço de fases consiste na adição de materiais no enchimento de solda como, por exemplo, 2% - 4% de Ni além do encontrado no metal base. Adicionalmente, até 3% de nitrogênio (N_2) é acrescentado no gás de proteção no processo TIG para repor perdas de nitrogênio durante os estágios de fusão e solidificação (TAVARES *et al.*, 2006).

No trabalho de RAMKUMAR *et al.* (2014), é relatado que a presença de baixo percentual de austenita (menor do que 25%), não é usualmente aceitável na maioria das aplicações industriais. As juntas soldadas para serem aceitas na soldagem de tubulações, requerem uma porcentagem mínima de 30% de austenita no último passe de solda.

Caso o aporte térmico seja elevado, a lenta taxa de resfriamento resultante promove a transformação de fase e produz um balanço equilibrado entre as fases ferrita e a austenita. Por outro lado, tendem a produzir grãos grosseiros, larga zona termicamente afetada (ZTA) e possivelmente, precipitação de fases intermetálicas frágeis. Fontes de calor muito baixas levam a um aumento no conteúdo da ferrita e uma intensa precipitação dos nitretos de cromo. Portanto, é desejável controlar as condições de soldagens de forma que o resfriamento seja lento o suficiente para a formação adequada da austenita, porém, suficientemente rápido para prevenir a precipitação de fases secundárias (MUTHUPANDI *et al.,* 2003; TABAN, 2008; TAVARES *et al.,* 2006).

As fases intermetálicas frágeis ou fases secundárias estão representadas na Figura II.3 de acordo com a temperatura e ao tempo em que são formadas. Estas deterioram as propriedades da solda e possuem origem no resfriamento e no reaquecimento de passes (TAVARES *et al.,* 2006). Segundo RAMKUMAR *et al.* (2014), a fase sigma é considerada a mais perigosa devido a sua influência na tenacidade da solda e na resistência a corrosão. Estas fases podem ser retardadas com o crescimento de grão.

A formação das fases secundárias σ e ξ ocorre a partir da fase ferrita, devido a maior concentração de cromo e molibdênio e também devido a maiores difusividades nesta fase. No trabalho desenvolvido por PARDAL *et al.* (2008), concluiu-se que com o aumento de grão, reduziu-se as cinéticas de decomposição da fase ferrita nas fases secundárias. As amostras com grãos maiores exibiram uma tendência menor para a precipitação destas fases, em comparação com as amostras de grãos menores.

A taxa de resfriamento mais lenta no ar favorece a formação da austenita devido ao maior período, durante o qual a austenita é formada a partir da ferrita. Nestes casos, a dureza da zona de fusão é menor do que nas soldas resfriadas na água. No experimento de KORDATOS (2000), as soldas resfriadas ao ar obtiveram um volume de 53% de fração de austenita macia, enquanto que as juntas resfriadas na água, a fração do volume de austenita

foi de 43%. As soldas com resfriamento por água mostraram uma melhor resistência a corrosão por pitting e intergranular do que nas soldas resfriadas ao ar.

MARTINS e CASTELETTI (2008) citam que as melhores características mecânicas e químicas dos aços inoxidáveis super duplex são obtidas após tratamentos térmicos de solubilização, onde as fases secundárias, carbetos e intermetálicos, originários a partir da microestrutura fundida são dissolvidas em altas temperaturas. A têmpera em água previne que estas fases precipitem novamente, mantendo grandes quantidades de átomos solutos em solução sólida. A fase sigma, a qual possui aproximadamente 30% de peso de cromo e 8% de peso do molibdênio, quando presente em mais de 3% em volume na microestrutura, reduz a tenacidade ao impacto destes materiais.

Com o crescimento da fase prejudicial σ, a composição química do precipitado é alterada, o molibdênio aumenta enquanto que o cromo diminui. Esta redução da quantidade do cromo é apontada como responsável pelo decréscimo na resistência a corrosão. LOPEZ *et al.* (1998) mostraram que tratamentos térmicos a 675ºC ou a 900ºC levaram à formação da fase σ, prejudicando também a resistência à corrosão intergranular e corrosão sob tensão.

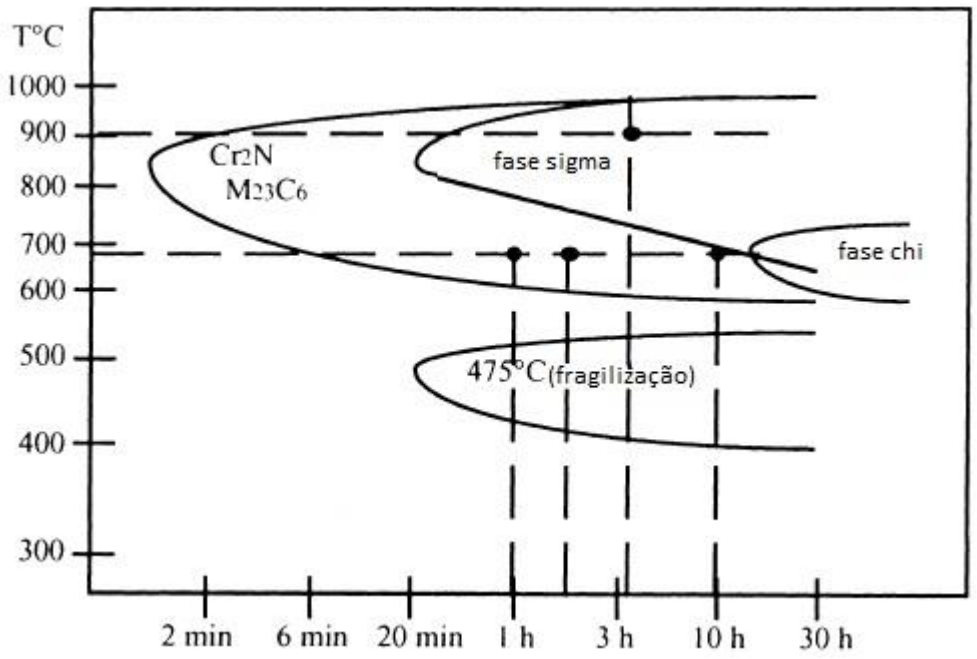


Figura II.3 – Diagrama de transformação tempo-temperatura para aço inoxidável duplex UNS S31803 (LOPEZ *et al.,* 1998)

BORVIK *et al.* (2010), analisaram conexões de tubulação com níveis variados de fase sigma e ficou evidente que as fases secundárias também afetam outras propriedades mecânicas dos aços inoxidáveis duplex, independentemente da temperatura e taxa de deformação. A dureza sofre aumento enquanto que a resistência a tração diminui devido a

estas fases intermetálicas frágeis. A tenacidade ao impacto é a propriedade mecânica mais sensível a estes elementos prejudiciais com a consequente forte queda no valor.

Outro fator que contribui para o aumento de tensões internas é o nitrogênio, o qual se aloja nos interstícios causando micro deformações na malha cristalina. A utilização deste elemento em aço inoxidável super duplex (AISD) se justifica, pois melhora a resistência a corrosão por *pitting*, porque é um forte estabilizador da austenita, contribuindo para o equilíbrio final da fração volumétrica da austenita na microestrutura. Alguns elementos da liga possuem funções específicas nos AISD, mas como são usualmente maiores que os átomos de ferro, causam tensões internas. Uma das formas de minimizar este efeito é através dos tratamentos térmicos com alívio de tensões em temperaturas suficientemente baixas para prevenir a precipitação de fases secundárias. Na condição de solução recozida, estes aços constituem sistemas termodinamicamente estáveis. Se a fonte de calor não for bem controlada, fases indesejáveis irão aparecer na microestrutura. Em alguns tipos de duplex e super duplex, outros elementos químicos são utilizados para promover propriedades específicas, dentre eles o tungstênio e o cobre. A presença do tungstênio atrasa a precipitação da fase sigma durante o resfriamento, oriundo do processo de solidificação, reduzindo a tendência para a fragilização. Por outro lado, o cobre em solução sólida aumenta a resistência à corrosão (MARTINS e CASTELETTI, 2008).

Portanto, a definição dos parâmetros de soldagem é fundamental para não prejudicar as propriedades mecânicas e de resistência a corrosão do aço inoxidável super duplex. O aporte térmico e a velocidade de soldagem estão diretamente relacionados a taxa de resfriamento, a qual impacta no balanço das fases ferrita e austenita e no surgimento de fases secundárias. A composição química dos consumíveis de soldagem também deve ser avaliada, pois determinados elementos químicos presentes nos eletrodos e nas varetas de solda favorecem a formação do metal de solda com características semelhantes ou superiores ao metal base.

Capítulo III – Simulação Numérica do Processo de Soldagem

Neste capítulo apresentam-se modelos de fonte de calor para soldagem utilizados em modelagens analíticas e numéricas e as abordagens para modelagem numérica do processo de soldagem utilizando modelos baseados no método de elementos finitos.

III.1 – Modelos de Fonte de Calor

A representação adequada da fonte de calor é essencial para a modelagem do processo de soldagem. A evolução da temperatura prevista pelos modelos numéricos está diretamente relacionada com o modelo de fonte de calor e os parâmetros utilizados. As transformações de fase previstas durante o processo de soldagem e, consequentemente, a microestrutura final e as propriedades da solda dependem da evolução da temperatura que as diferentes regiões da peça experimentam. Nos modelos para simulação numérica, normalmente a potência da fonte de calor (*Q*) é representada pela seguinte equação (KOU, 2003):

$$\boldsymbol{Q = \eta . V . I} \qquad (2)$$

onde:

η = eficiência do processo de soldagem;

V = tensão elétrica de soldagem;

I = corrente elétrica de soldagem.

Vários modelos de fonte de calor foram propostos para simulação de soldagem. O modelo de ROSENTHAL (1946) é baseado em uma fonte pontual idealizada e, dessa forma prevê um valor da temperatura que tende ao infinito, fato que não ocorre na prática. Modelos dimensionais foram propostos considerando formas planas e volumétricas. PAVELIC (1969) propôs um modelo bidimensional composto por um “disco circular” na superfície da peça, para o qual a fonte de calor possui uma distribuição do tipo Gaussiana. Este modelo apresenta uma representação mais precisa em termos de distribuição térmica na zona de fusão e ZTA do que o primeiro modelo (GOLDAK, 2005; NART e CELIK, 2013).

KRUTZ e SERGELAND (1978) sugeriram uma alternativa ao modelo de PAVELIC (1969), com dois sistemas de coordenadas: um que se movimenta com a fonte de calor, indicando a sua posição ao longo da direção da solda e outro sistema fixado sobre um plano de referência. A distribuição de potência da fonte de calor é dada por:

$$q\,(x,\xi) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} . e^{\frac{-3\xi^2}{c^2}} \qquad (3)$$

onde,

Q = energia de soldagem;

c = raio característico da distribuição do fluxo de calor;

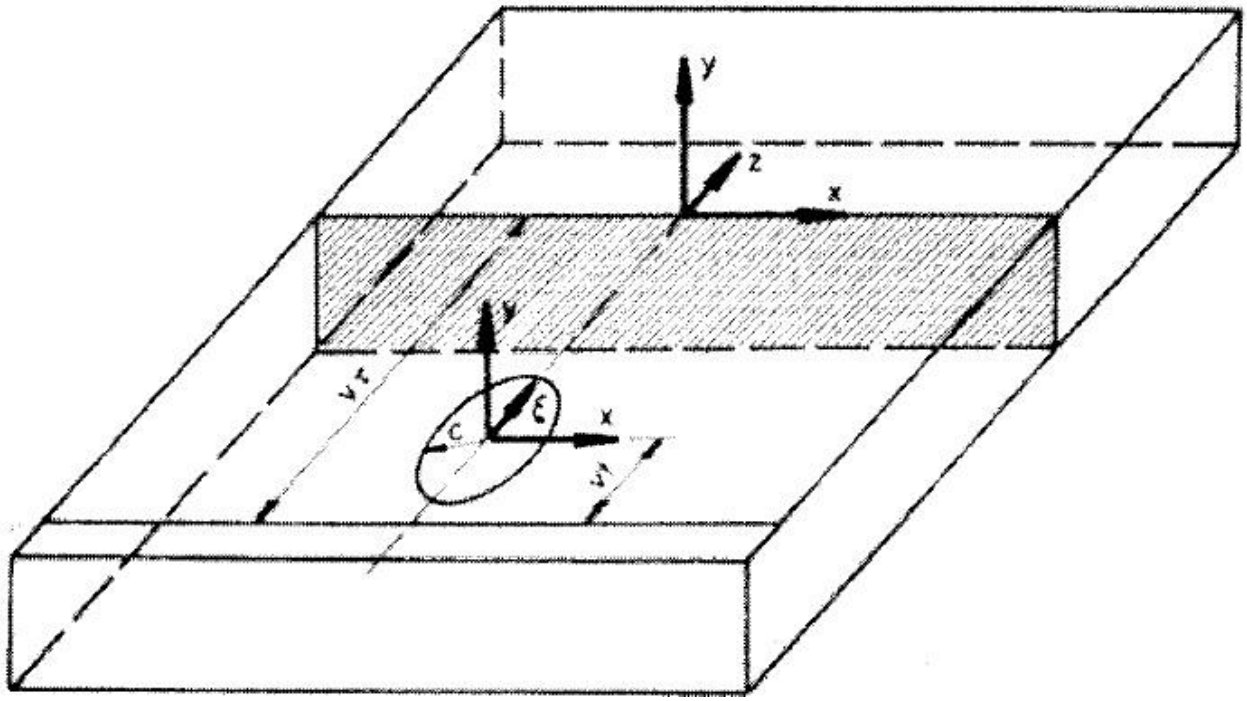


Figura III.1 – Sistemas de coordenadas utilizadas no modelo numérico de Krutz e Sergeland (GOLDAK, 2005)

A relação de transformação entre os sistemas de coordenadas móvel e fixo é definida pela equação:

$$\xi = z + v(\tau - t) \qquad (4)$$

onde:

Z = posição na direção da soldagem, em relação a um sistema de coordenadas fixo;

v = velocidade da solda;

τ = fator de atraso, utilizado para definir a posição da fonte de calor no instante t = 0;

t = tempo.

Os dois sistemas de coordenadas são coincidentes e a fonte de calor encontra-se na superfície de referência quando $\tau = t$ e $\xi = Z$.

Porém, os modelos de superfície propostos por PAVELIC (1969), KRUTZ e SERGELAND (1978) apresentaram eficácia apenas em pequenas penetrações na região de solda ou peças de pequena espessura. Os modelos de fonte de calor volumétricos permitem representar a distribuição da potência ao longo da profundidade e são essenciais para simulação de fenômeno de transferência de calor na região soldada em peças com espessura elevada. GOLDAK, CHAKRAVARTI e BIBBY (1984) desenvolveram o modelo de fonte de calor volumétrico onde duas elipsóides são combinadas, sendo uma a frente e outra atrás do centro da fonte de calor, conforme mostrado na Fig. III.2. Uma distribuição Gaussiana hemisférica de potência é considerada para zonas soldadas simétricas. Este modelo é bastante utilizado em simulações de soldagem e tornou-se padrão para geometrias soldadas com formato elipsoidal. (NART e CELIK, 2013).

Os modelos numéricos baseados no método de elementos finitos para análise dos processos de soldagem requerem a utilização de um modelo de fonte de calor para representar o fornecimento de potência à peça.

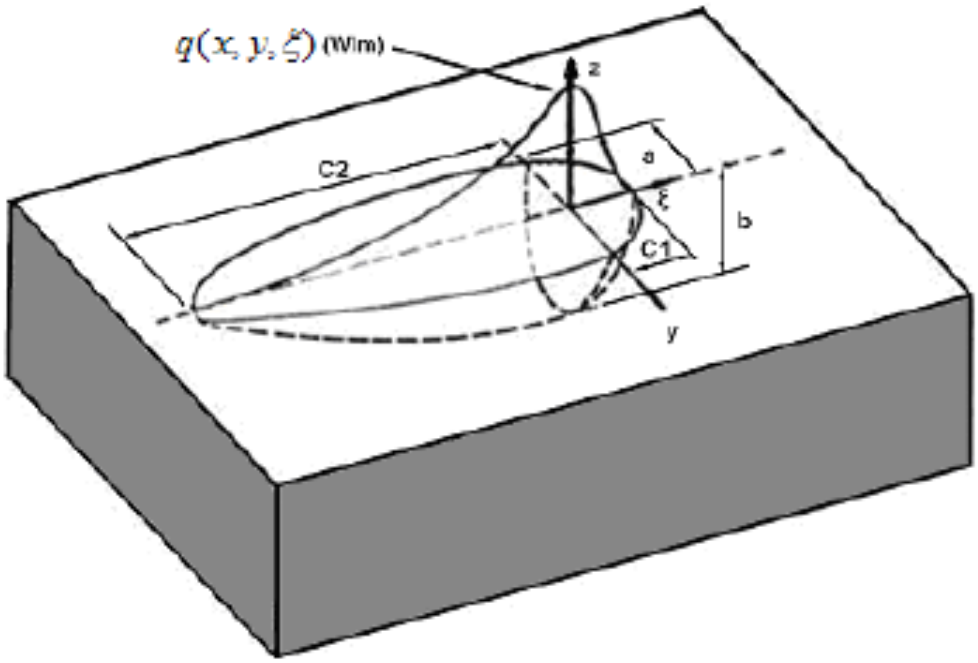


Figura III.2 – Representação esquemática do modelo de fonte de calor de Goldak (GOLDAK, 2005)

A representação da fonte de calor através do modelo de Goldak é dada pela seguinte equação (GOLDAK, 2005):

$$q\ (x,y,\xi) = \frac{6\sqrt{3}Qf}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{a^2}} . e^{\frac{-3y^2}{b^2}} . e^{\frac{-3\xi^2}{c^2}} \qquad (5)$$

onde:

$q\ (x,y,\xi)$= densidade de energia ou potência por unidade de volume;

a = largura do elipsóide;

b = profundidade do elipsóide;

c = comprimento da fonte de calor;

c_1 = comprimento da fonte de calor referente ao quadrante frontal do elipsóide;

c_2 = comprimento da fonte de calor referente ao quadrante posterior do elipsóide;

f = fração de energia depositada à frente e na parte posterior do elipsóide.

III.2 – Modelagem do Processo de Soldagem através do Método de Elementos Finitos

O Método de Elementos Finitos é um método numérico bastante utilizado para resolver problemas de engenharia que fornece uma solução aproximada para diferentes problemas de diversas áreas. O método envolve a discretização de um problema em elementos conectados através de nós (SEGERLIND, 1984). As variáveis de interesse são calculadas nos nós e os problemas podem envolver variáveis associadas a diversos fenômenos como mecânicos, térmicos, elétricos. Atualmente existem diversos pacotes computacionais comerciais de elementos finitos o que contribuem para a ampla utilização do método.

Os modelos numéricos baseados no Método de Elementos Finitos normalmente são utilizados em conjunto com o modelo de fonte de calor de Goldak para simular a evolução e a distribuição da temperatura durante os processos de soldagem.

O processo térmico associado durante a soldagem é complexo. O arco de rápido aquecimento durante a soldagem produz uma poça de fusão, o formato da mesma pode ser muito influenciado pelo modo de transferência do metal de solda e o correspondente fluxo do fluido. No resfriamento, a solidificação rápida da poça de fusão e a transformação de fase para o estado sólido na soldagem e zona afetada termicamente ocorre, dependendo do pico de temperatura e taxa de resfriamento (LEE e CHANG, 2007).

Dentre as clássicas soluções numéricas, o método de elementos finitos é a ferramenta mais utilizada para modelar e analisar o processo de soldagem. A simulação é conhecida como

ferramenta complementar em respeito a técnicas experimentais aplicadas para determinar o comportamento e interações entre o fenômeno físico complexo no processo de soldagem. Diversas modelagens de MEF foram desenvolvidas e aplicadas a diversas geometrias e processos. O processo de soldagem envolve o acoplamento de três fenômenos principais: térmico, mecânico e transformação de fase. A simulação do processo complexo de soldagem não é uma questão fácil. Na modelagem numérica do processo de soldagem observam-se elevados valores de temperatura de modo que as propriedades físicas são altamente não-lineares e dependentes da temperatura (MANURUNG *et al.*, 2013).

A simulação numérica de tensões residuais e deformações térmicas devido a operação por soldagem devem considerar de forma precisa as interações entre transferência de calor, transformações metalúrgicas, de tensões e deformações. Simulações numéricas são necessárias com malhas refinadas, para descrever detalhadamente as propriedades e gradientes térmicos na ZTA ao longo da circunferência da fonte de calor e nas regiões sobrepostas. Algumas simulações requerem longos tempos para serem executadas, sendo estas impraticáveis no contexto industrial. Na simulação numérica, a temperatura e evolução de fase são determinados em função do tempo e como a fonte de calor está em movimento, a malha precisa ser refinada ao longo da solda circunferencial. Uma solução para reduzir o número de elementos do modelo, é o uso do procedimento de malha adaptado. Esta adaptação consiste num maior refinamento de malha ao redor da fonte de calor, onde os gradientes térmicos são maiores e num refinamento de malha menor nas áreas não tão afetadas (FEULVARCH, ROBIN e BERGHEAU, 2011).

As características importantes que são requeridas para serem consideradas em qualquer simulação são: movimento da fonte de calor, velocidade do arco, voltagem, corrente elétrica e propriedades do material dependentes da temperatura (MAHAPATRA *et al.,* 2006).

A maioria dos trabalhos publicados antes de meados da década de 90, foi baseado na utilização de modelos axissimétricos em simulação 2D para soldagem circunferencial de tubos (AALAMI *et al.,* 2013). Ao longo das duas últimas décadas, a maioria dos trabalhos emprega a condição de simetria rotacional (condição axissimétrica) para reduzir os requerimentos de potência computacional. De uma forma geral, para os tubos de solda de topo circunferenciais, o modelo axissimétrico fornece uma previsão razoável de gradientes térmicos da soldagem. Apesar de o modelo axissimétrico reduzir a demanda computacional, ele limita a análise a uma seção da geometria completa. Esta condição implica que toda a circunferência soldada é formada de maneira simultânea, prevendo uma velocidade infinita de soldagem na direção circunferencial. Adicionalmente, os modelos 2D não são capazes de representar o efeito de início e fim no ciclo térmico o que afeta a previsão do campo de tensão residual (AALAMI *et al.,* 2013).

Recentemente, a análise tridimensional (3D) atraiu mais atenção para efetivamente prever a distribuição de tensões residuais e de deformação. Uma quantidade substancial de trabalhos envolvendo a simulação por elementos finitos aplicados a processos de soldagem circunferencial de tubulações foi desenvolvida (LEE e CHANG, 2007; LEE, CHANG e PARK, 2013; FEULVARCH, ROBIN e BERGHEAU, 2011; DENG *et al.,* 2010).

A previsão de tensões residuais e distorções de soldagem requer que se represente de forma precisa os acoplamentos entre os fenômenos de transferência de calor, transformação de fase e mecânicos associados ao desenvolvimento de deformações e tensões. A simulação numérica de soldagem multipasse é especialmente difícil como a simulação tridimensional, entretanto, necessária para se obter precisamente o fenômeno complexo na ZTA e nas regiões de sobrepasse. É mostrado que na soldagem circunferencial multipasse 3D, a evolução da temperatura ao longo do tempo, assim como os picos de temperaturas, se aproximam mais do processo de soldagem experimental do que ao modelo numérico 2D.

Em função da elevada complexidade inerente ao processo, diversas análises de simulação numérica de soldagem circunferencial de um componente de tubulação consideram modelos axissimétricos. Entretanto, o modelo axissimétrico não é capaz de reproduzir o percurso do arco ao longo da soldagem circunferencial e, dependendo das geometrias e condições do processo, pode gerar resultados imprecisos. Esta abordagem, apesar de resultar em tempos de processamento consideravelmente inferiores quando comparada a uma abordagem tridimensional, tende a superestimar as tensões residuais em soldas circunferenciais (LEE e CHANG, 2007). Portanto, em diversas situações a utilização de um modelo de elementos finitos tri-dimensional é essencial.

O comportamento da mecânica da soldagem é um fenômeno altamente não linear, incluindo a não linearidade do material, da geometria e dos contornos (DENG e MURAKAWA, 2006). Neste trabalho, a análise térmica foi tratada como um problema desacoplado. A vantagem do modelo desacoplado é a simplificação computacional que reduz o tempo computacional (DIAZ *et al.*, 2010). A análise de transferência de calor não linear foi desenvolvida para obter o tempo dependente do campo térmico induzido por processo de soldagem multi-passes primeiro. Na análise térmica, fontes de calor com intensidades variáveis, propriedades térmicas dependentes da temperatura e perda de calor por convecção são levados em conta.

Capítulo IV – Modelos Numéricos

Para avaliar o desempenho de modelos 2D na previsão do campo de temperatura desenvolvido durante o processo de soldagem de tubos, foram desenvolvidos dois modelos baseados no método de elementos finitos: modelo bidimensional axissimétrico (2D) e modelo tridimensional (3D). Os modelos numéricos 2D e 3D desenvolvidos foram aplicados na simulação numérica do processo de soldagem com dois passes de um tubo de aço super duplex de 4 polegadas de diâmetro com espessura de 3,2 mm e com junta de topo. Ambos os modelos são do tipo desacoplado, sendo o foco os fenômenos térmicos. Por apresentar uma representação mais próxima das condições observadas no processo de soldagem de tubos, o modelo 3D foi considerado como modelo de referência. O pacote comercial de elementos finitos utilizado para as simulações dos modelos numéricos foi o ANSYS (ANSYS, 2013). Os modelos foram desenvolvidos utilizando a linguagem de programação APDL (Ansys Parametric Design Language), cujas rotinas estão listadas nos Apêndices A e B.

A geometria e o material foram escolhidos de forma a reproduzir o experimento desenvolvido por REZENDE (2011), sendo os dados experimentais utilizados para calibrar os parâmetros do modelo 3D. No experimento desenvolvido por REZENDE (2011), seis termopares adjacentes foram utilizados para medir a evolução da temperatura durante o processo de soldagem. De modo a poder comparar os resultados numéricos com os experimentais, os modelos numéricos possuem nós posicionados na ponta destes três termopares, conforme mostrado na Figura IV.1.

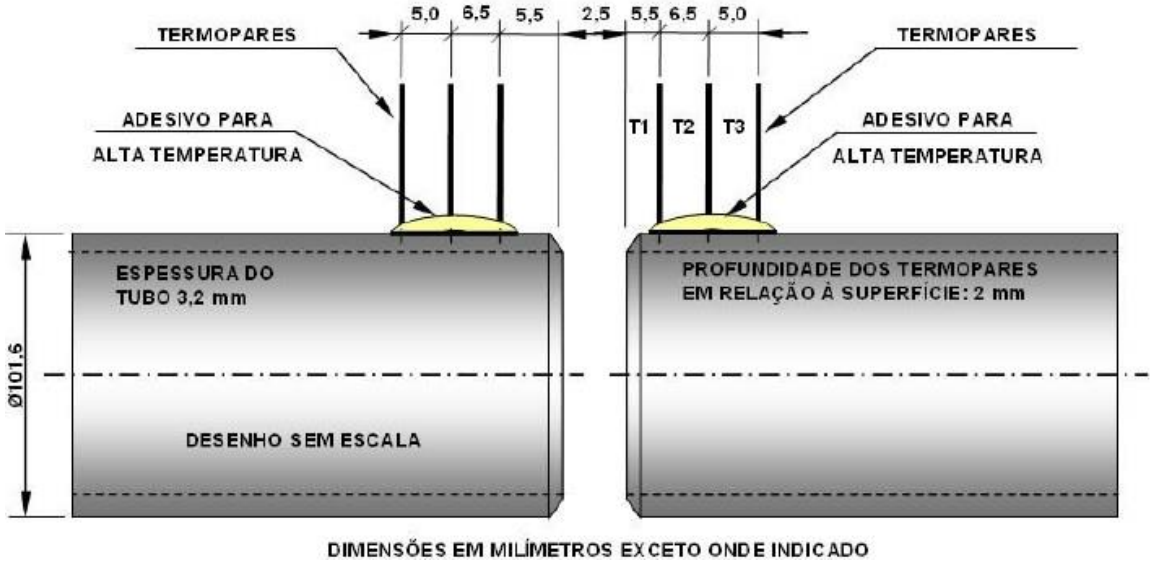


Figura IV.1 – Geometria da junta soldada e posicionamento dos termopares no experimento de REZENDE (2011).

A soldagem do tubo consiste em dois passes, sendo o primeiro passe com o processo de soldagem TIG e o segundo passe com o processo de soldagem SMAW. Para simular o processo incluindo a aplicação de dois passes de solda, utiliza-se o comando KILL do ANSYS durante o primeiro passe nos elementos posicionados na região associada à solda do segundo passe. Este comando desativa os elementos na região do material depositado referente ao segundo passe, simulando ausência de material nesta região da solda. A desativação é feita alterando-se as propriedades térmicas que assumem valores equivalentes a três ordens de grandeza inferiores. Durante o segundo passe, o material depositado é reativado através do comando ALIVE.

A simulação dos processos de soldagem modelado consiste em três etapas:

1ª Etapa: solda do passe de raiz (1º passe)

2ª Etapa: resfriamento da peça entre os dois passes, após o 1º passe;

3ª Etapa: solda de acabamento (2º passe);

4ª Etapa: resfriamento da peça até a temperatura ambiente.

O material que serviu como metal base para este trabalho foi o inoxidável superduplex UNS 32750, o qual possui a composição química descrita na Tabela IV.1.

Tabela IV.1 – Composição química do material super duplex UNS 32750 utilizado nas simulações numéricas (REZENDE, 2011).

C máx.	Si máx.	Mn máx.	P máx.	S máx.	Cr	Ni	Mo	N
0,030	0,8	1,2	0,035	0,015	25	7	4	0,3

Nas simulações desenvolvidas para o problema térmico, considerou-se um coeficiente de convecção (h) constante que atua nas superfícies do tubo igual a 25 W $m^{-2}K^{-1}$. A massa específica adotada foi de ρ = 7800 kg/m^3 e a temperatura inicial de 25 ºC.

O modelo volumétrico com duplo elipsóide de GOLDAK (2005), representado pela Eq. 5, foi utilizado para representar a distribuição da potência térmica oriunda do processo de soldagem. Esta equação foi inserida na rotina de programação do pacote comercial ANSYS, de modo a aplicar a potência térmica dos respectivos processos de soldagens em cada elemento do modelo, em função da posição do centroide e do instante de tempo.

Para a análise térmica desenvolvida, considera-se que a condutibilidade térmica e o calor específico são propriedades físicas dependentes da temperatura. A Tabela IV.2 apresenta os valores destas duas propriedades térmicas em função da temperatura.

Tabela IV.2 – Propriedades Térmicas em função da temperatura do material super duplex UNS 32750 (REZENDE, 2011).

Temperatura (ºC)	Calor Específico (J/Kg ºC)	Condutibilidade Térmica (W/m ºC)
20	490	14
200	520	17
400	585	20
600	597	23,1
800	609	25,5
1000	631	28,3
1200	654	31,1
1340	669	33,1
1390	675	66,2
2000	675	66,2

REZENDE (2011) desenvolveu três experimentos. Neste trabalho utilizam-se os resultados experimentais do segundo experimento para comparar com os resultados numéricos. Nestes experimentos, seis termopares foram utilizados para coletar a evolução da temperatura durante o processo de soldagem do tubo. Conforme já descrito, os processos de soldagem foram realizados em dois passes de solda, no primeiro passe utilizou-se o processo TIG, enquanto que no segundo passe foi aplicado o processo SMAW.

Os parâmetros geométricos do tubo em estudo são os seguintes:

- Espessura (t) = 3,2 mm
- Raio externo = 50,8 mm

A Tabela IV.3 apresenta os parâmetros de soldagem do 2º experimento.

Tabela IV.3 – Parâmetros de soldagem do 2º Experimento (REZENDE, 2011).

PROCESSO DE SOLDAGEM	NÚMERO DO PASSE	CORRENTE DE SOLDAGEM (*A*)	VOLTAGEM DO ARCO (*V*)	VELOCIDADE DE SOLDAGEM (mm/min)	ENERGIA DE SOLDAGEM (kJ/mm)
TIG	1	103,7	15,3	92,0	1,03
SMAW	2	95	22,5	174	0,74

De acordo com a composição química do aço inoxidável duplex UNS 32750, foram utilizados diagramas ternários Fe-Ni-Cr para determinação das faixas de fusão e solidificação. O trabalho de REZENDE (2011) adotou a faixa de 1480 ºC a 1470 ºC para definir a zona de fusão e a faixa de 1445 ºC a 1385 ºC para definir a zona de solidificação. As Figuras IV.2 e IV.3 representam os diagramas ternários que serviram como base.

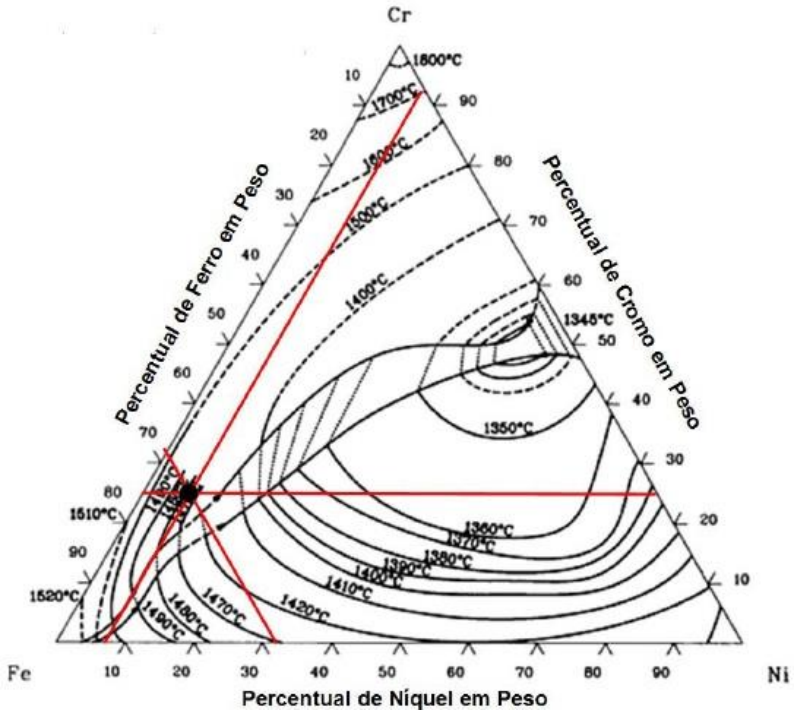


Figura IV.2 – Diagrama ternário Solidus Fe-Ni-Cr (REZENDE, 2011).

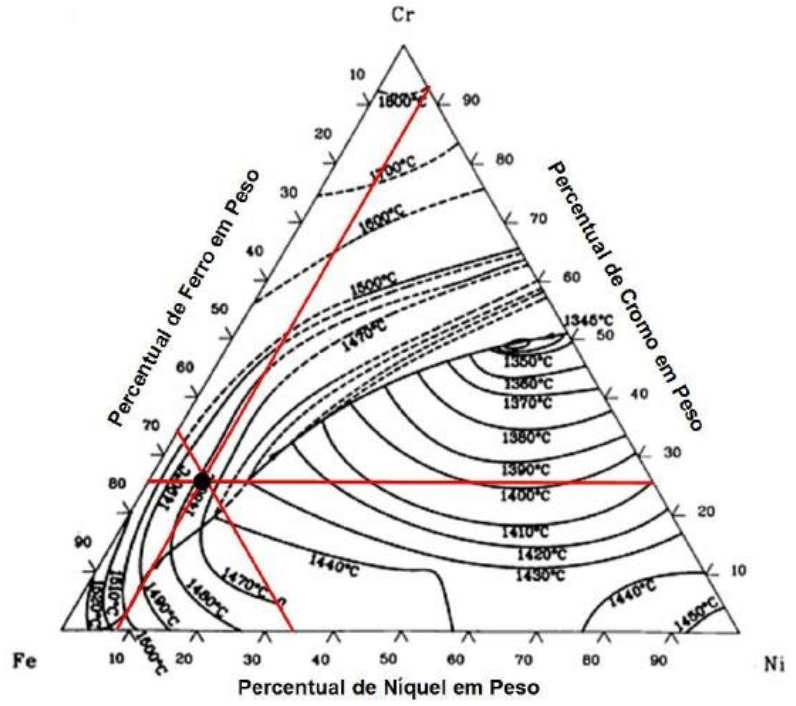


Figura IV.3 – Diagrama ternário Liquidus Fe-Ni-Cr (REZENDE, 2011).

Os parâmetros da fonte de calor do modelo de Goldak, a, b, c_1 e c_2 utilizados neste trabalho são os mesmos utilizados por REZENDE (2011). A Tabela IV.4 mostra os respectivos valores, sendo t a espessura do tubo.

Tabela IV.4 – Parâmetros do modelo da fonte de calor do duplo elipsoide de Goldak.

PROCESSO DE SOLDAGEM	PARÂMETROS			
	a (mm)	b (mm)	c_1 (mm)	c_2 (mm)
TIG	4,8 (1,5xt)	4,8 (1,5xt)	6,4 (2,0xt)	20,8 (6,5xt)
SMAW	4,8 (1,5xt)	4,8 (1,5xt)	9,6 (3,0xt)	16,0 (5,0xt)

IV.1 - Modelo Numérico Bidimensional Axissimétrico (2D)

O modelo 2D axissimétrico apresenta simetria em relação ao eixo longitudinal do tubo (direção y). A simplificação da geometria impede o desenvolvimento de gradientes de temperatura na direção circunferencial, para a qual a temperatura evolui simultaneamente ao longo de toda a circunferência do tubo. Somente são observados gradientes nas direções axial ou longitudinal (direção y) e na direção radial (direção x). A velocidade de soldagem é considerada infinita pois a aplicação do fluxo de calor é simultânea em toda a circunferência da junta, e também a temperatura máxima é alcançada logo após o início do aporte térmico. Portanto, estas simplificações fazem com que as temperaturas alcançadas e as deformações, no caso de modelos que considerem o problema mecânico, não retratem as mesmas oriundas do processo de soldagem circunferencial.

As vantagens do modelo axissimétrico são: menor tempo para simulação do modelo numérico, menor esforço computacional para processamento dos resultados. Dependendo da situação, as simplificações podem não afetar consideravelmente a resposta e o modelo 2D pode ser uma ferramenta útil. A Figura IV.4 representa um diagrama esquemático de um tubo soldado na vertical com plano de simetria, onde contém o modelo axissimétrico bidimensional representado pela área hachurada.

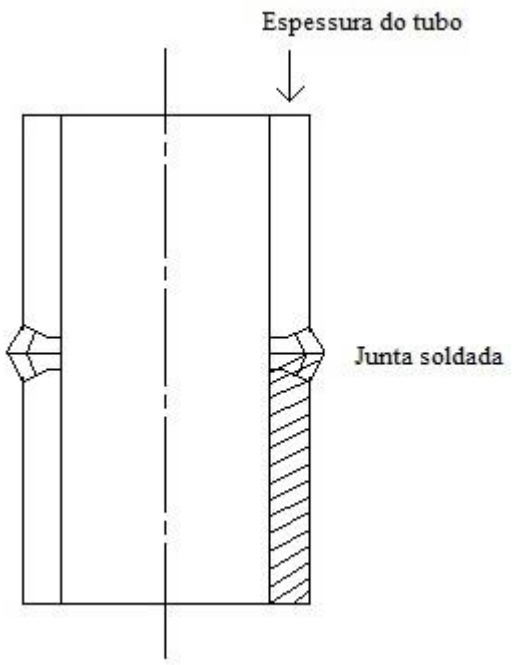
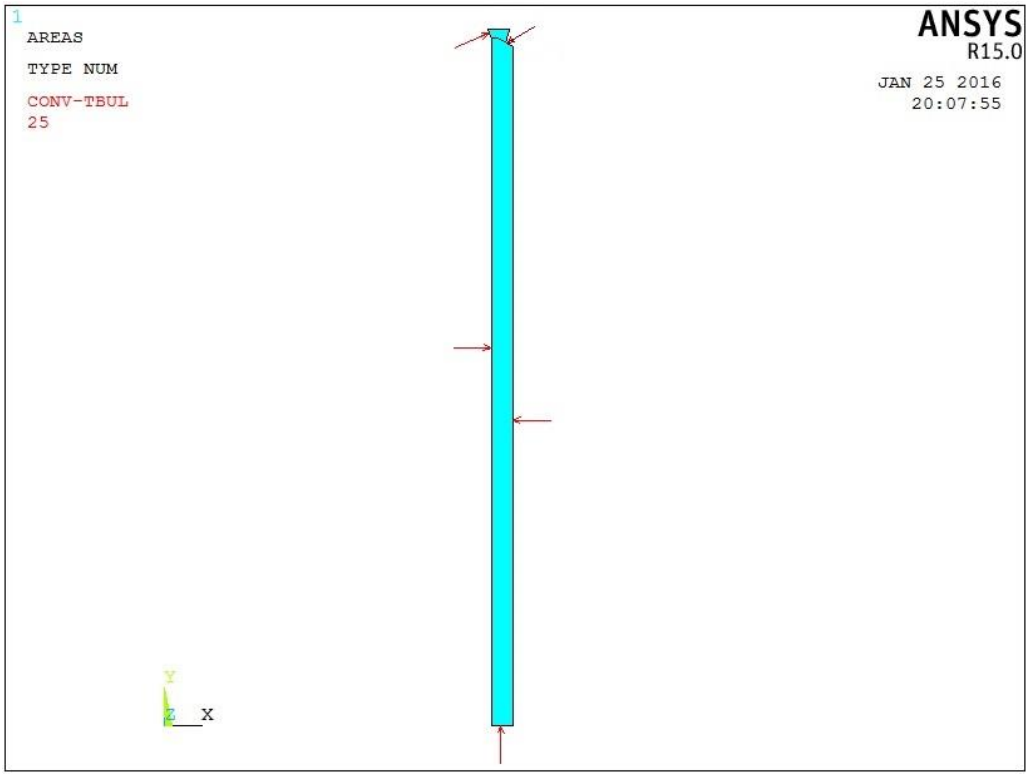
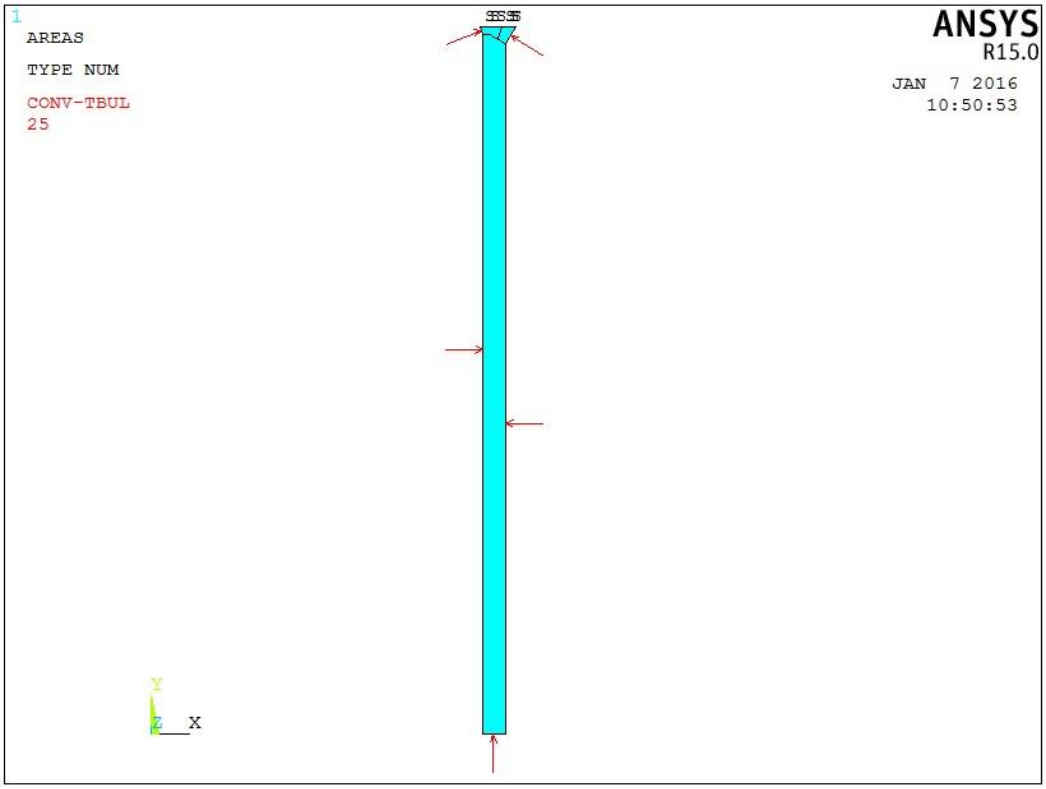


Figura IV.4 – Diagrama esquemático do modelo axissimétrico.

As Figuras IV.5 (a) e (b) apresentam as geometrias e as condições de contorno de convecção adotadas para o primeiro e segundo passes para o modelo 2D. As condições de contorno de convecção estão representadas pelas setas e atuam nas superfícies internas e externas, além da extremidade livre do tubo. Apesar do fenômeno de troca de calor por radiação estar presente durante o processo, este mecanismo não é considerado nas simulações desenvolvidas. Nas simulações desenvolvidas também se adota uma condição de simetria num plano da seção transversal coincidente com a extremidade do tubo com chanfro, mostrada como a extremidade inferior do tubo na Figura IV.4. Para tal, condições adiabáticas são adotadas neste plano. Esta simplificação não introduz restrições que afetem a representação dos comportamentos térmicos presentes no processo.



(a)



(b)

Figura IV.5 – Condições de contorno no modelo axissimétrico para o primeiro passe (a) e para o segundo passe (b) de solda.

A malha de elementos finitos do modelo 2D foi elaborada de forma a ter uma maior discretização na região da solda, uma vez que esta região possui os maiores gradientes térmicos. Logo, os elementos de malha da zona fundida possuem um tamanho igual a t/25, enquanto os elementos da malha do metal de base possuem um tamanho igual a t/15, onde *t* representa a espessura do tubo. A malha desenvolvida para este modelo bidimensional é mostrada na Figura IV.6.

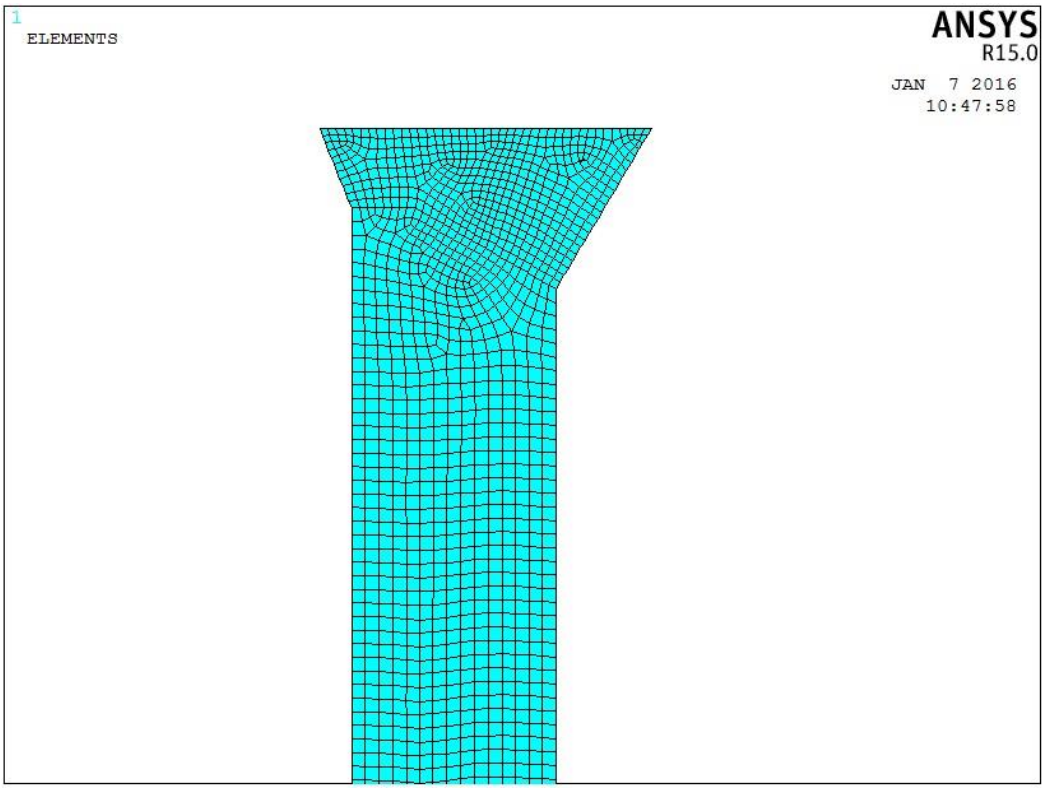


Figura IV.6 – Malha referente ao modelo 2D.

Na simulação com modelo 2D axissimétrico utiliza-se o elemento PLANE 55 da biblioteca do ANSYS (ANSYS, 2013), que é um elemento plano utilizado para análises térmicas transientes ou quase estacionárias. Este elemento possui quatro nós com um grau de liberdade por cada nó, relacionado à temperatura.

Resultados obtidos com o modelo bidimensional foram comparados com resultados experimentais obtidos por REZENDE (2011) para o Experimento 2. A comparação envolve a análise do comportamento da temperatura ao longo do tempo para os três termopares. REZENDE (2011) também desenvolveu um modelo bidimensional similar para o problema estudado. Para as simulações desenvolvidas neste trabalho, foram mantidos os parâmetros da fonte de calor do modelo de Goldak utilizados por REZENDE (2011). No entanto, o tempo de resfriamento entre os passes de solda, foi reduzido de 650 para 440 s para obter-se uma boa concordância entre as curvas de evolução da temperatura *versus* tempo do modelo numérico e

do experimento não ficassem descoladas. As Figuras IV.7, IV.8 e IV.9 mostram as comparações entre os resultados obtidos para os três termopares.

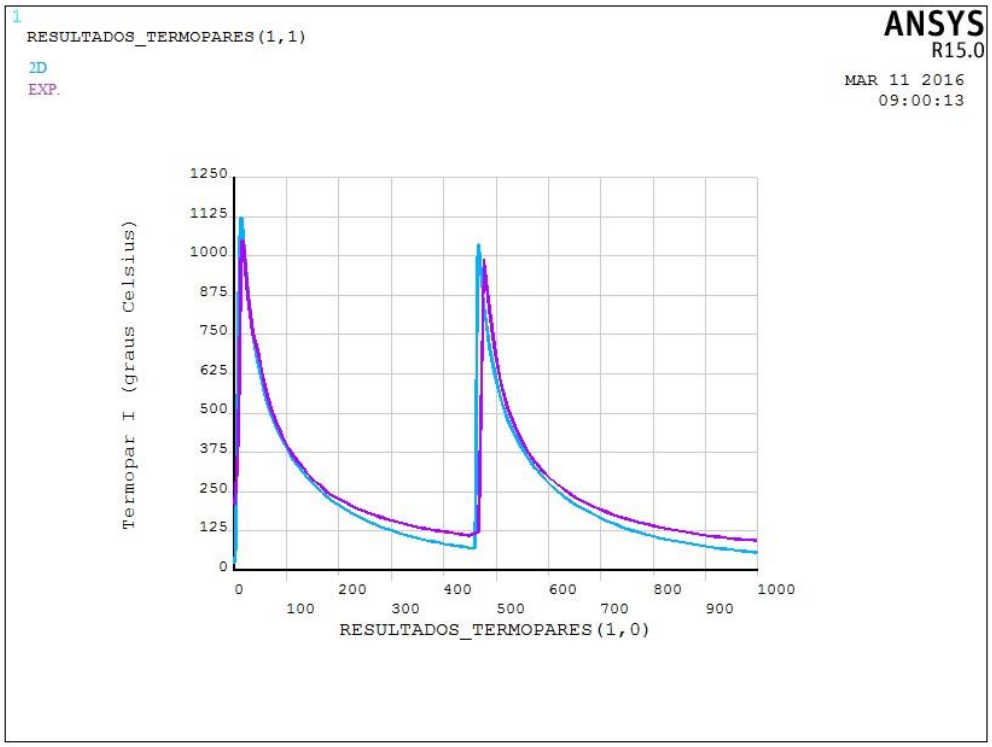


Figura IV.7 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 1.

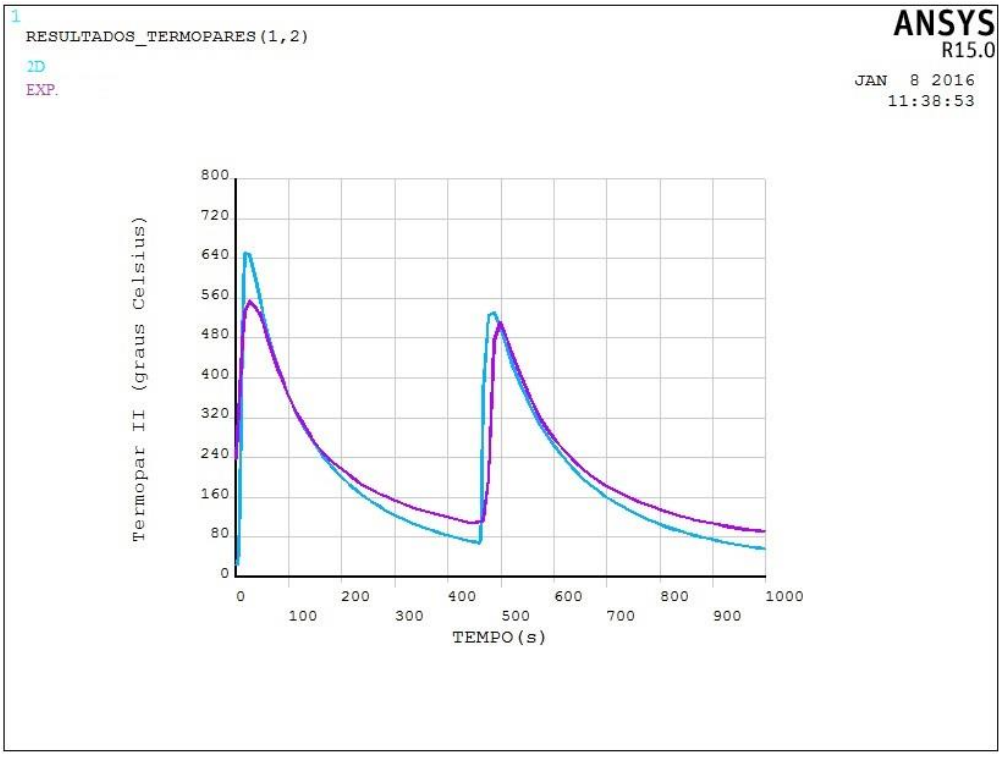


Figura IV.8 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 2.

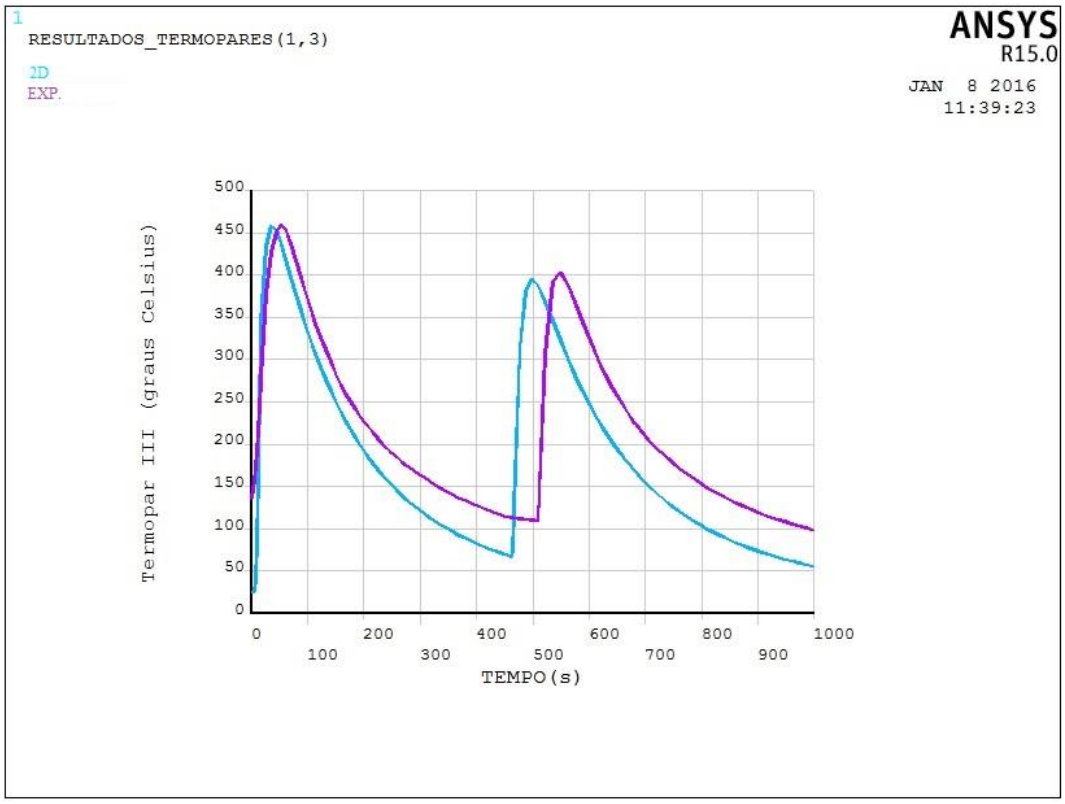


Figura IV.9 – Comportamento da Temperatura ao longo do tempo – Termopar 3.

As figuras apresentadas mostram que o Termopar 1 apresenta a melhor correspondência para a evolução da temperatura ao longo do tempo para o modelo 2D. A Tabela IV.5 apresenta uma comparação entre as máximas temperaturas obtidas com o modelo numérico e os resultados experimentais para os 2 passes.

Tabela IV.5 – Máximas temperaturas encontradas no modelo 2D e experimental.

Origem:	1º passe	2º passe
Experimental	1047,9ºC	997,61ºC
2D	1120,9ºC	1035,3ºC
Diferença	6,9%	3,8%

Os resultados mostram que o modelo bidimensional axissimétrico apresenta uma boa concordância em relação ao experimento, com diferenças nas temperaturas máximas para os 2 passes inferiores a 7%.

IV.2 - Modelo Numérico Tridimensional (3D)

O modelo numérico 3D é o que representa melhor o comportamento do processo de soldagem de uma junta circunferencial. Diferentemente do modelo 2D, o modelo 3D considera os gradientes e a transferência de calor que ocorre na direção circunferencial da solda, fazendo com que haja uma maior dissipação do mesmo. Dessa forma, são esperados menores picos de temperaturas e gradientes térmicos ao longo das outras direções. As temperaturas máximas não são alcançadas logo após o início do aporte térmico, já que a transferência de calor na direção circunferencial encontra-se no momento inicial. Conforme o percurso circunferencial do aporte térmico se desenvolve, estas temperaturas são alcançadas. Neste trabalho, o modelo 3D é considerado o modelo de referência durante a análise de desempenho do modelo 2D, apresentado no próximo capítulo.

As Figuras IV.10, IV.11 e IV.12 apresentam as geometrias e as condições de contorno de convecção adotadas para o primeiro e segundo passes para o modelo 3D. As condições de contorno de convecção estão representadas pelas setas e atuam nas superfícies internas e externas, além da extremidade livre do tubo. Apesar do fenômeno de troca de calor por radiação estar presente durante o processo, este mecanismo não é considerado nas simulações desenvolvidas. Nas simulações desenvolvidas também se adota uma condição de simetria num plano da seção transversal coincidente com a extremidade do tubo com chanfro. Para tal, condições adiabáticas são adotadas neste plano. Esta simplificação não introduz restrições que afetem a representação dos comportamentos térmicos presentes no processo.

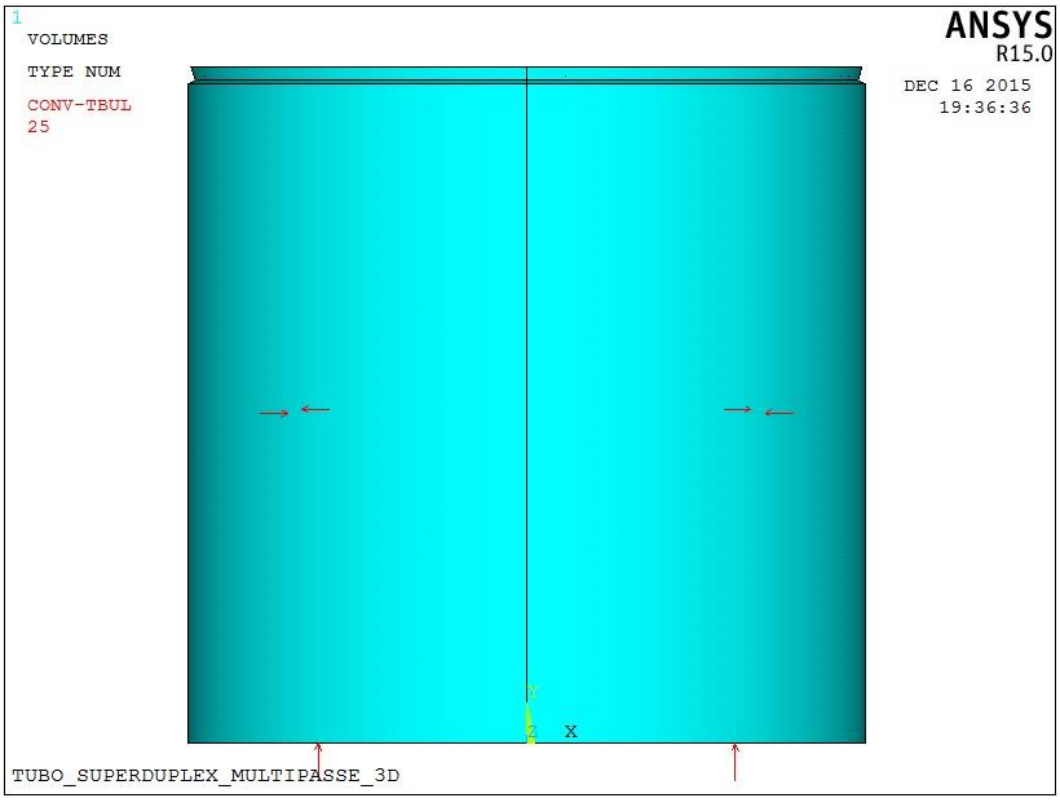


Figura IV.10 – Geometria e condições de contorno de convecção no modelo tridimensional no primeiro passe de solda.

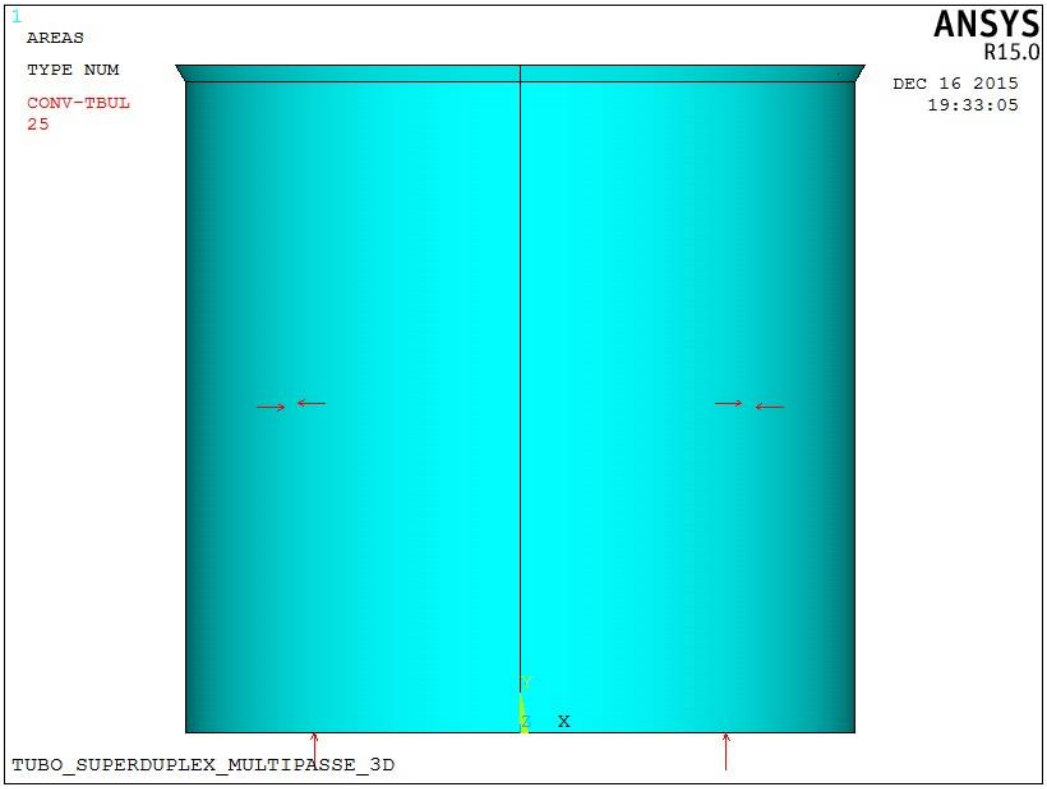


Figura IV.11 – Geometrias e condições de contorno de convecção no modelo tridimensional no segundo passe de solda.

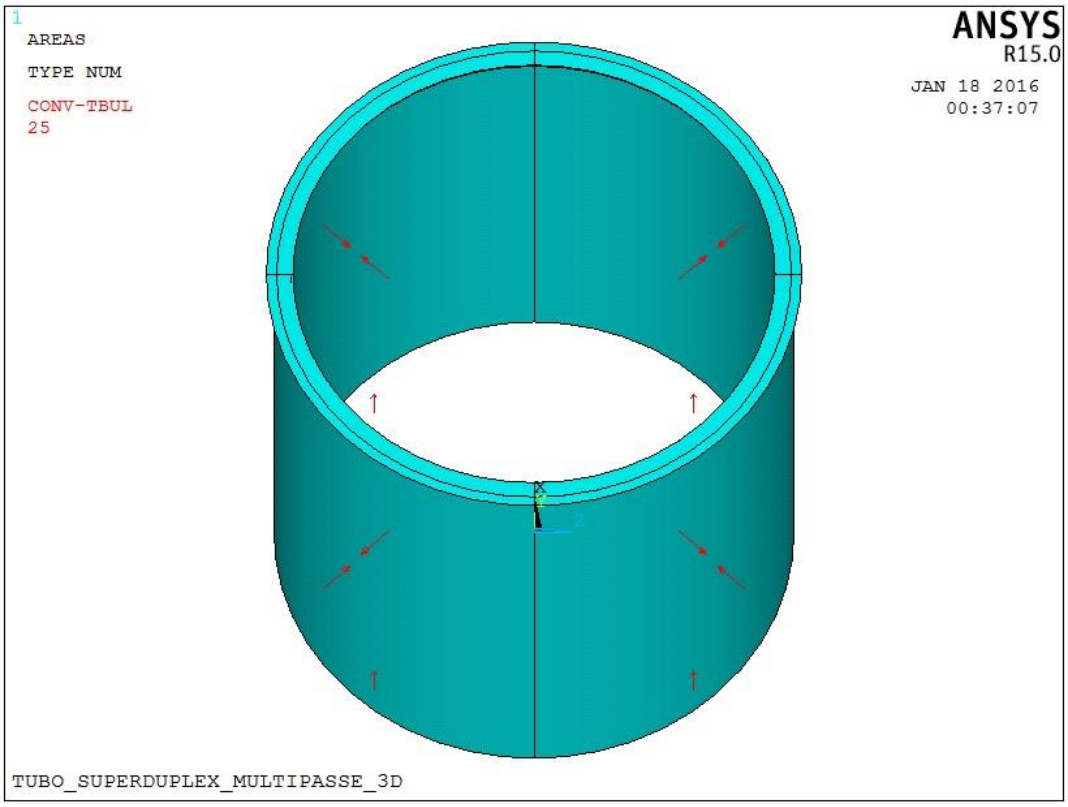


Figura IV.12 – Geometria e condições de contorno no modelo 3D para o segundo passe. Vista inclinada.

A malha requer uma discretização espacial mais refinada na região da solda, com o intuito de obter uma melhor acurácia de resultados, visto que os maiores gradientes térmicos ocorrem nesta região. Também é necessário adotar um intervalo de tempo (passo) de modo a garantir uma representação adequada da evolução do tempo. Portanto, foram adotados os seguintes parâmetros para controle do tamanho espacial local da malha e para o intervalo de tempo:

- *L_Elemento_Solda* = *t*/4: tamanho do elemento na região da solda;
- *NDiv_Tubo* = 50: número de divisões ao longo do tubo, com exceção da região da solda;
- *QDiv_Tubo* = 10: razão entre o tamanho do maior e menor elemento, com exceção da região da solda;
- *LDiv_Circunferencial* = *t*/2: tamanho do elemento na circunferência do tubo;
- *NSubSteps_Passo1* = 3: número de subpassos no 1° Passe;
- *NSubSteps_Passo2* = 3: número de subpassos no 2° Passe;
- *FatorRefinamentoTemporal* = 1: fator de refinamento do passo de tempo, atrelado ao tempo de leitura e de cálculo dos resultados do percurso circunferencial .

A malha obtida após um processo de convergência é mostrada nas Figuras IV.13 e IV.14:

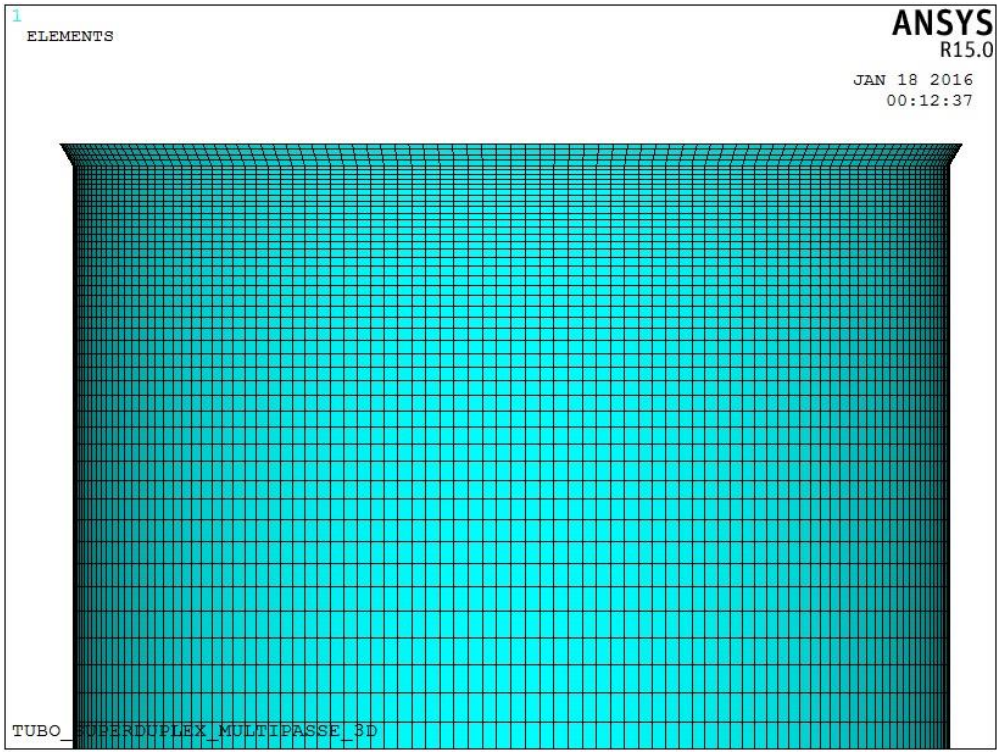


Figura IV.13 – Detalhe mostrando o refino da malha na região da solda (extremidade superior).

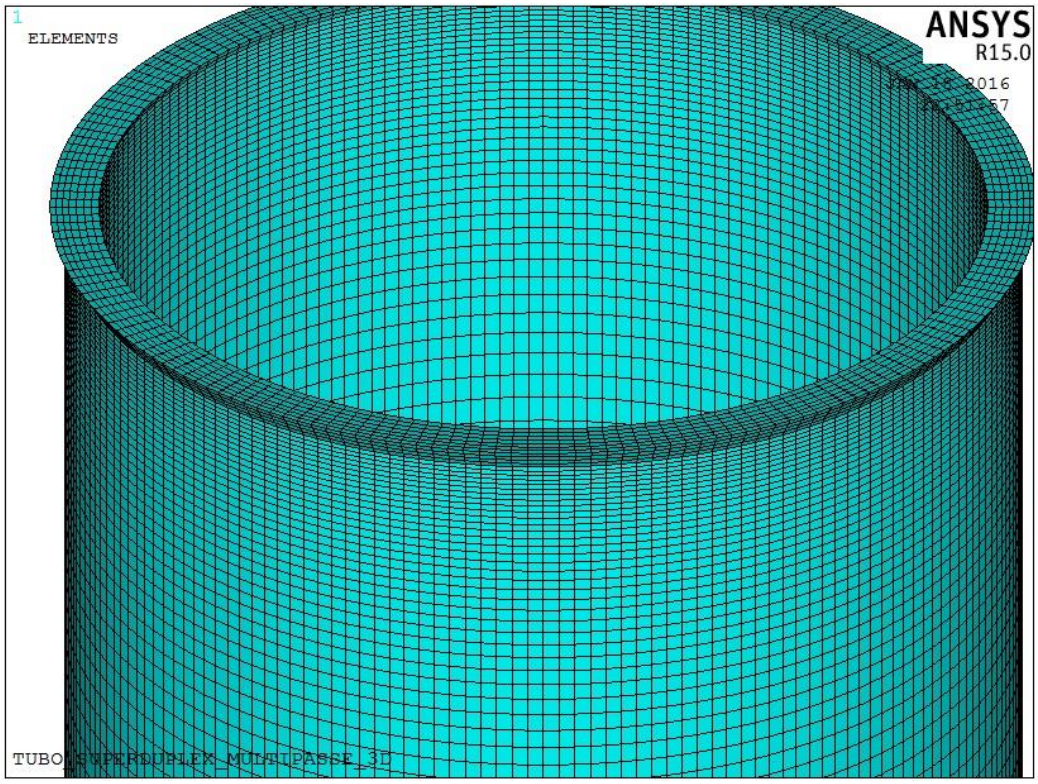


Figura IV.14 – Detalhe mostrando o refino da malha na região de solda (extremidade superior). Vista inclinada.

A convergência das malhas é uma etapa importante a ser desenvolvida para que se possa ter uma resposta numérica confiável. Neste trabalho foram simuladas 7 malhas diferentes até se obter a considerada ideal. As duas últimas malhas mais refinadas são descritas a seguir, sendo a Malha 1 a mais refinada e a Malha 2 a malha anterior menos refinada.

Os parâmetros geométricos *L_Elemento_Solda* e *LDiv_Circunferencial* foram usados para alcançar a convergência espacial da malha, avaliando-se o comportamento em termos de temperaturas máximas previstas e a evolução da temperatura numa posição equivalente a localização do Termopar 1. Os dois casos avaliados estão mostrados na Tabela IV.6 e na Figura IV.15.

Os resultados mostrados na Tabela IV.7 apresentam uma diferença inferior a 2% entre os picos de temperaturas. Dessa forma, a malha obtida é considerada satisfatória em termos de temperaturas máximas previstas.

Tabela IV.6 – Parâmetros geométricos para análise de convergência de malhas.

Parâmetros	Malha 1	Malha 2
L_Elemento_Solda	*t*/4	*t*/2
LDiv_Circunferencial	*t*/2	*t*

Tabela IV.7 – Resultados para a Temperatura Máxima obtida com as duas malhas.

Resultados	Malha 1	Malha 2	Diferença
Temperatura Máxima Passe 1	1010,7 ºC	1001,0 ºC	1,0%
Temperatura Máxima Passe 2	970,9 ºC	953,6 ºC	1,7%

A Figura IV.15, mostra as curvas de evolução da temperatura para um ponto correspondente a posição do Termopar 1 para as Malhas 1 e 2. Os resultados mostram uma boa concordância entre os resultados.

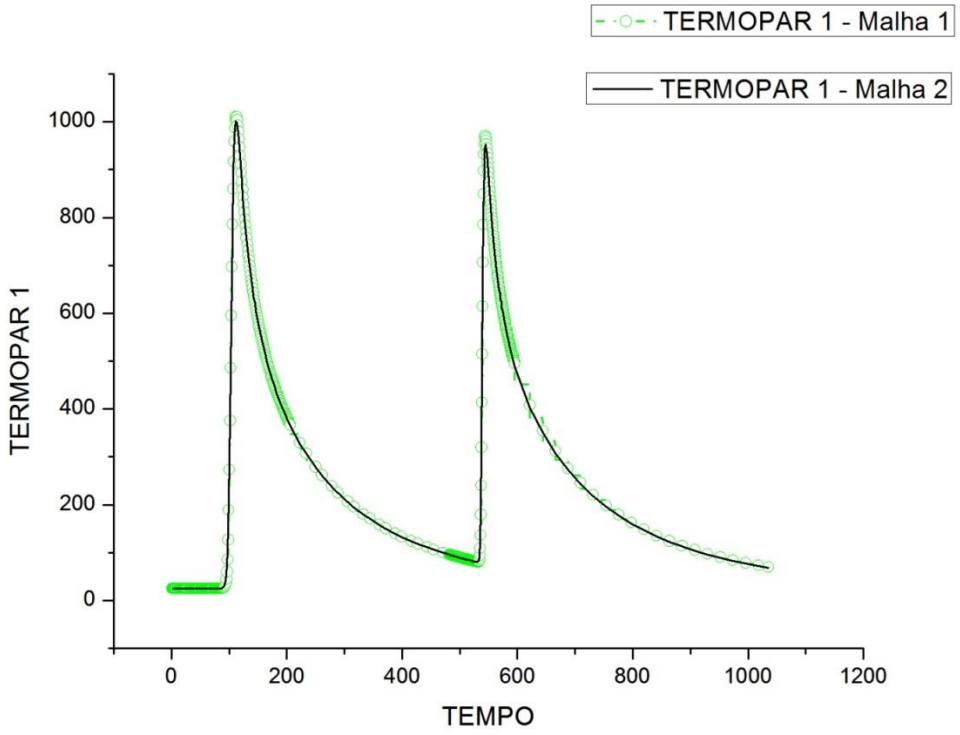


Figura IV.15 – Análise de convergência entre Malhas 1 e 2. Evolução da temperatura (posição do Termopar 1).

O modelo numérico 3D utiliza o elemento sólido SOLID 70 da biblioteca do ANSYS (ANSYS, 2013). Este elemento é aplicado em análises térmicas em três dimensões, para estados quase estacionários ou análises térmicas transientes, possuindo 8 nós com um grau de liberdade, em cada nó, associado à temperatura.

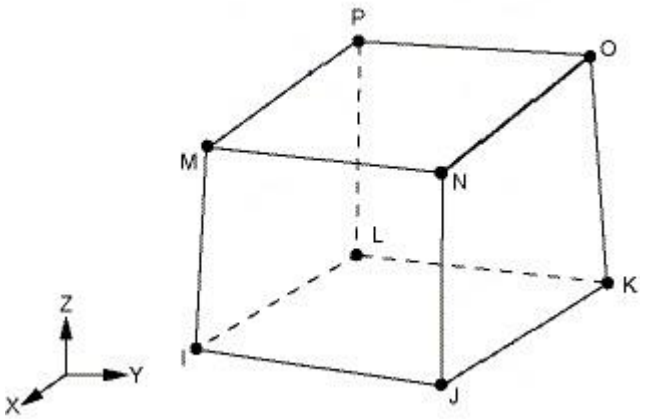


Figura IV.16 – Elemento sólido SOLID 70 (ANSYS, 2013).

Para validar o modelo numérico 3D, algumas verificações são essenciais. Dentre estas, as evoluções das temperaturas ao longo do tempo em diferentes posições do caminho da aplicação da fonte de calor. O sentido de soldagem no modelo 3D é o anti-horário ao se olhar de frente a seção transversal do tubo coincidente com o plano de simetria longitudinal. Considerando a posição 0º como ponto de partida, foram realizadas medidas em diferentes posições ao longo da circunferência do tubo: 90º, 180º e 270º. Os resultados para uma posição correspondente à posição do Termopar 1 (mesma profundidade e mesma distância longitudinal ao plano de simetria) são mostrados na Figura IV.17. Observa-se uma boa correspondência dos resultados nas respectivas posições. A evolução de temperatura apresenta valores de pico próximos, com um deslocamento no tempo associado à passagem da fonte de solda, e as taxas de resfriamento são próximas na região de alta temperatura, mas diferentes próximo a valores da temperatura ambiente.

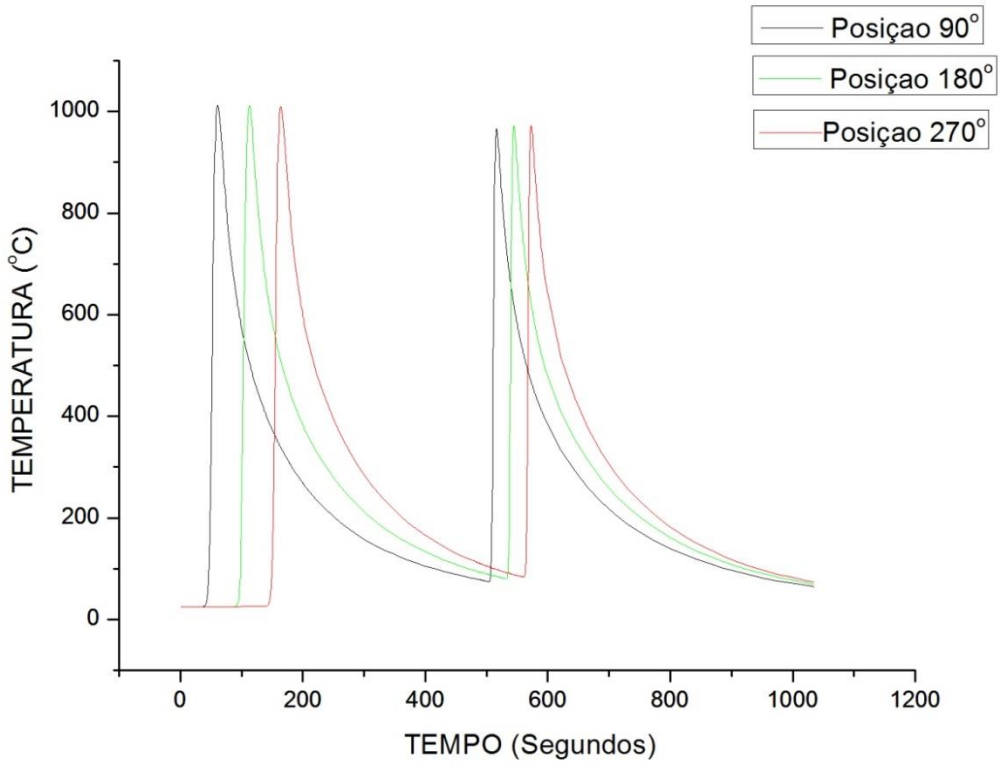


Figura IV.17 – Evolução da temperatura para diferentes posições ao longo da circunferência do tubo: 90º, 180º e 270º.

Outra etapa para validar o modelo numérico tridimensional, é a verificação dos resultados junto ao modelo experimental. O desenvolvimento da temperatura no decorrer do tempo foi analisado em posições correspondentes à localização dos três termopares, utilizados no experimento de REZENDE (2011), assim como os picos de temperatura. As Figuras IV.18, IV.19 e IV.20 apresentam uma comparação entre a evolução da temperatura para a posição 180º.

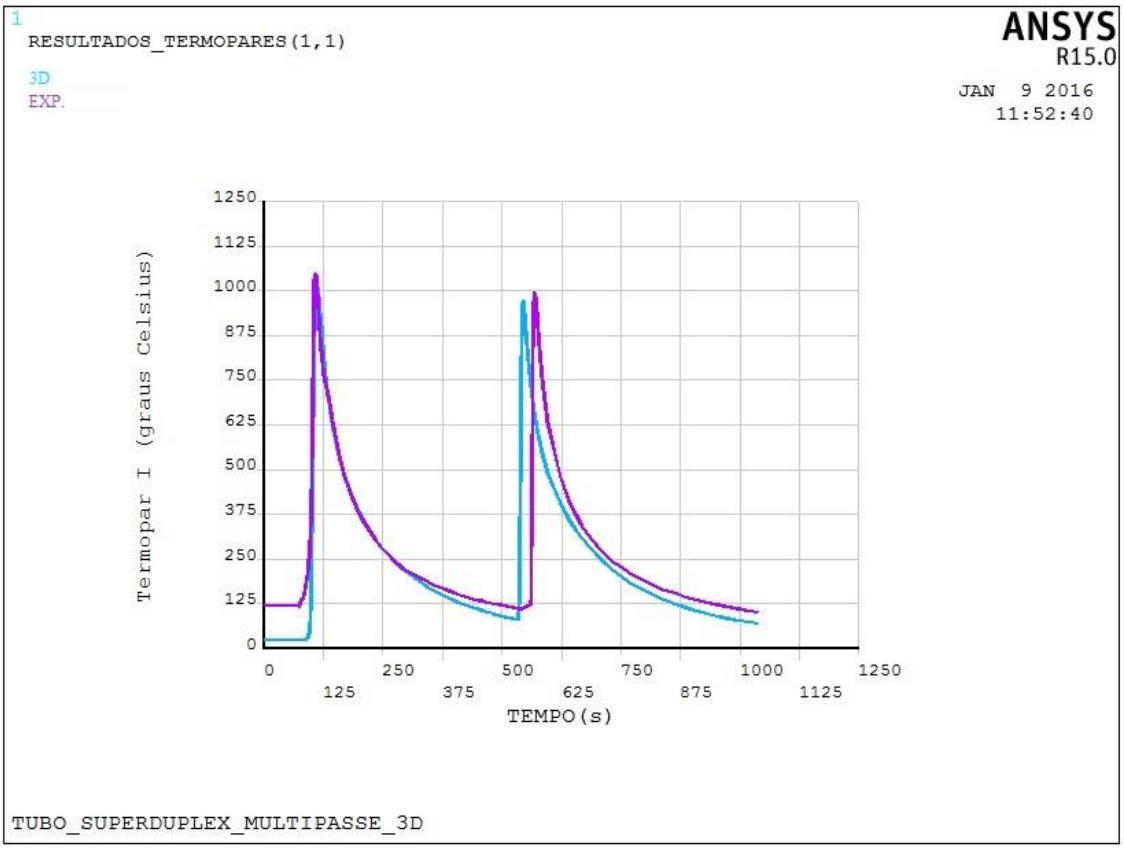


Figura IV.18 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 1 a 180º.

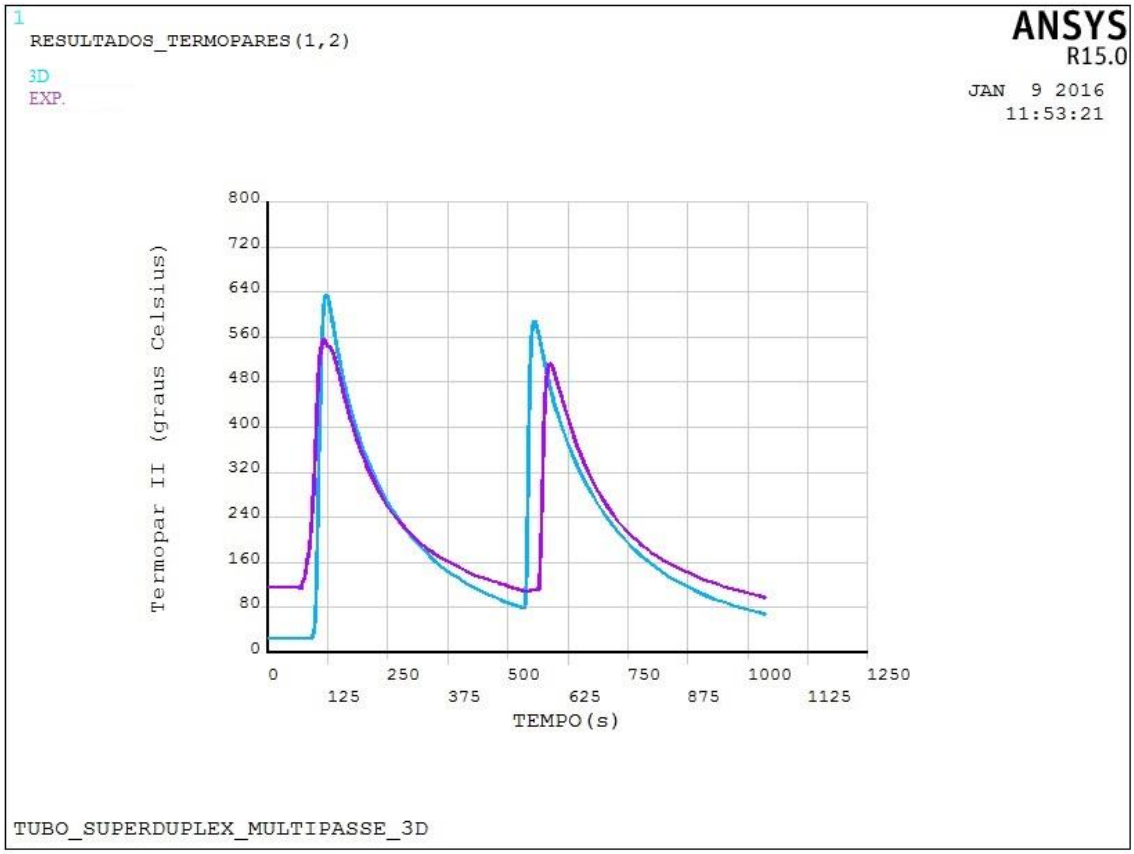


Figura IV.19 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 2 a 180º.

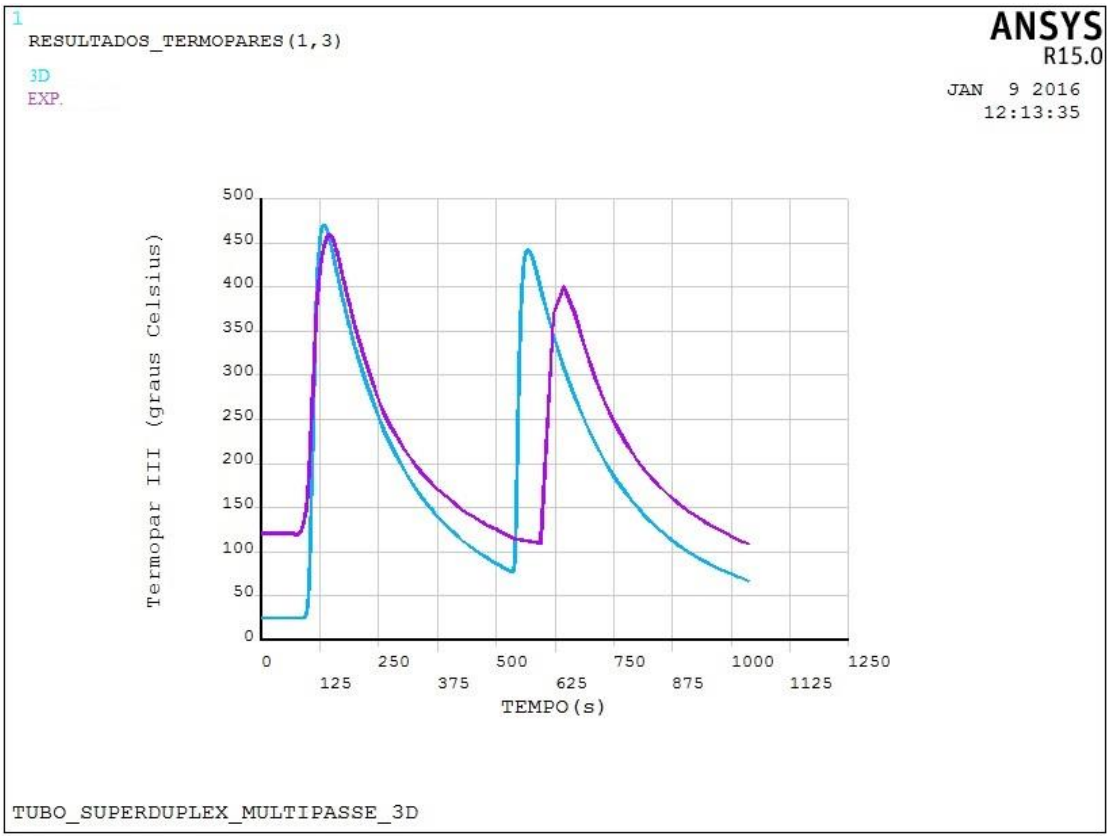


Figura IV.20 – Evolução da temperatura no modelo 3D – Posição do Termopar 3 a 180º.

O Termopar 1 está posicionado em uma região onde se observam os maiores valores de temperatura e os gradientes térmicos, tendo sido utilizado para calibração dos parâmetros da fonte de calor e do coeficiente de convecção. A Tabela IV.8 apresenta uma comparação entre os resultados do modelo numérico e os resultados experimentais. Observa-se uma boa concordância, com uma diferença inferior a 4% nos 2 passes. Os resultados referentes a este termopar foram utilizados como referência nas avaliações desenvolvidas neste trabalho.

Tabela IV.8 – Máximas temperaturas encontradas para o modelo 3D e para os dados experimentais do Termopar 1 a 180º.

Origem:	1º passe	2º passe
Experimental	1047,9 ºC	997,61 ºC
3D	1010,7 ºC	970,9 ºC
Diferença	3,55%	2,67%

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais para as temperaturas máximas e para a evolução da temperatura indica que o modelo numérico 3D é capaz de capturar adequadamente estes dois aspectos relacionados com o comportamento térmico do processo.

A zona termicamente afetada (ZTA) é a região do metal base que não foi fundida pelo aporte térmico, porém teve a sua microestrutura modificada, e talvez as suas propriedades mecânicas. As características da ZTA dependem do material a ser soldado e do procedimento de soldagem. Entretanto, o mesmo metal base pode ter diferentes tipos de ZTA, caso os parâmetros de soldagem sejam modificados.

A Figura IV.21 mostra as regiões da ZTA relacionadas com as respectivas temperaturas do diagrama pseudobinário.

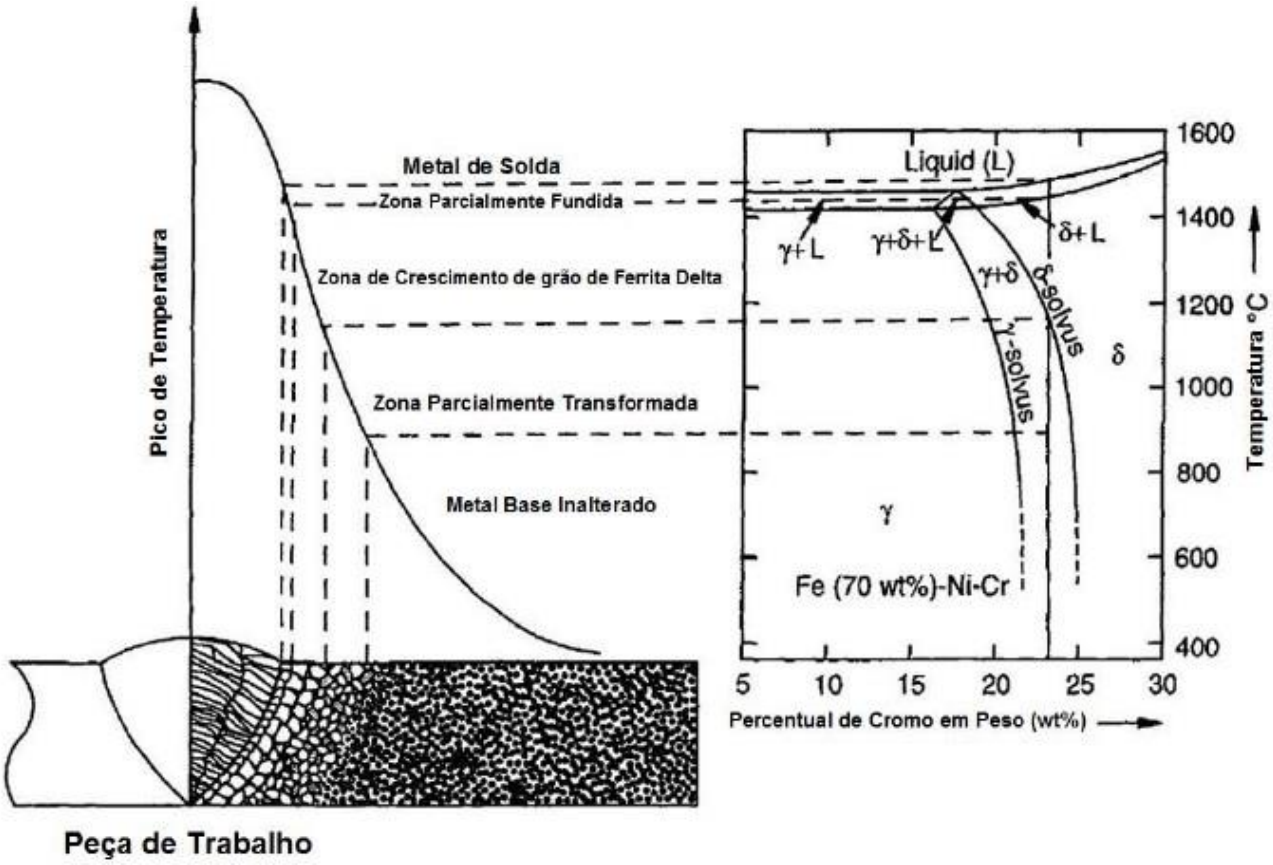


Figura IV.21 – Representação de uma junta soldada em aço duplex relacionada ao diagrama pseudobinário (REZENDE, 2011).

A distribuição de temperatura nas seções longitudinais em relação ao eixo axial permite identificar as dimensões das ZTAs. As dimensões da ZTA também são objetos de estudo para avaliar o desempenho dos modelos e os resultados numéricos são comparados com os resultados experimentais para a extensão da ZTA obtidos por REZENDE (2011). Dessa forma, a validação da malha e do modelo numérico incluiu a avaliação da extensão da ZTA. Nas Figuras IV.22, IV.23, IV.24 e IV.25 são mostradas as distribuições de temperatura obtidas com o modelo 3D nas seguintes posições de corte: 0º, 90º, 180º e 270º.

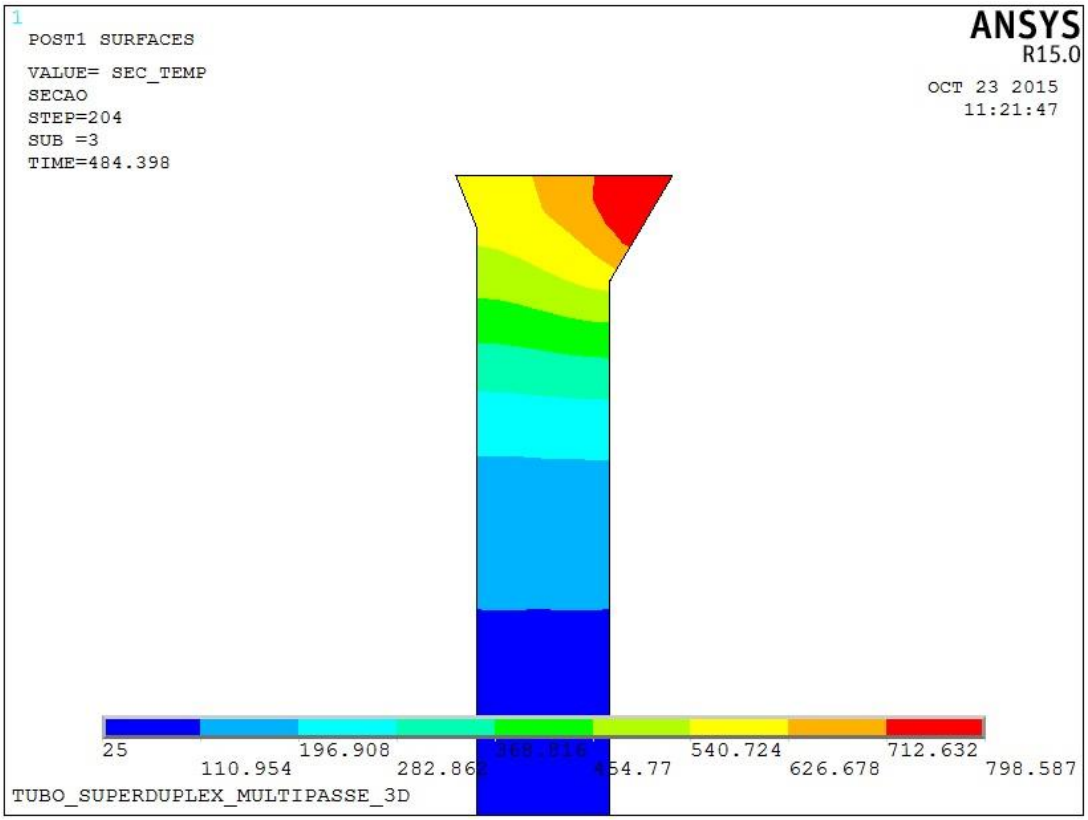


Figura IV.22 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 0º.

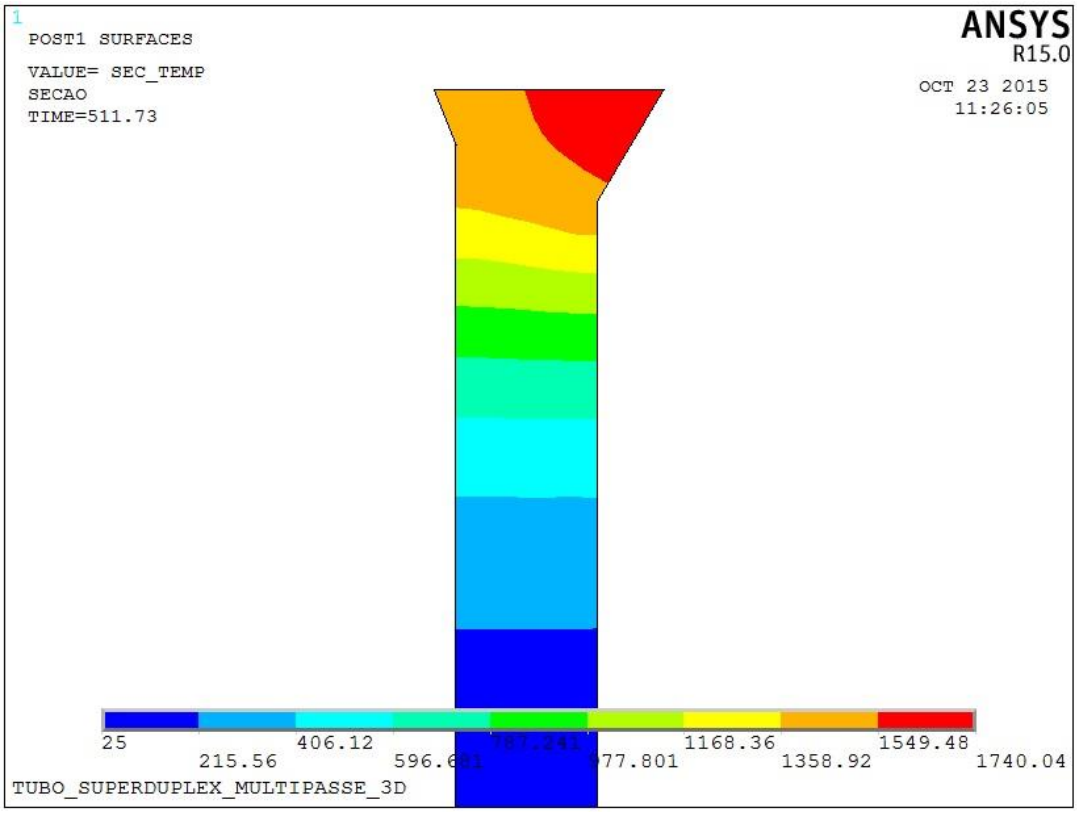


Figura IV.23 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 90º.

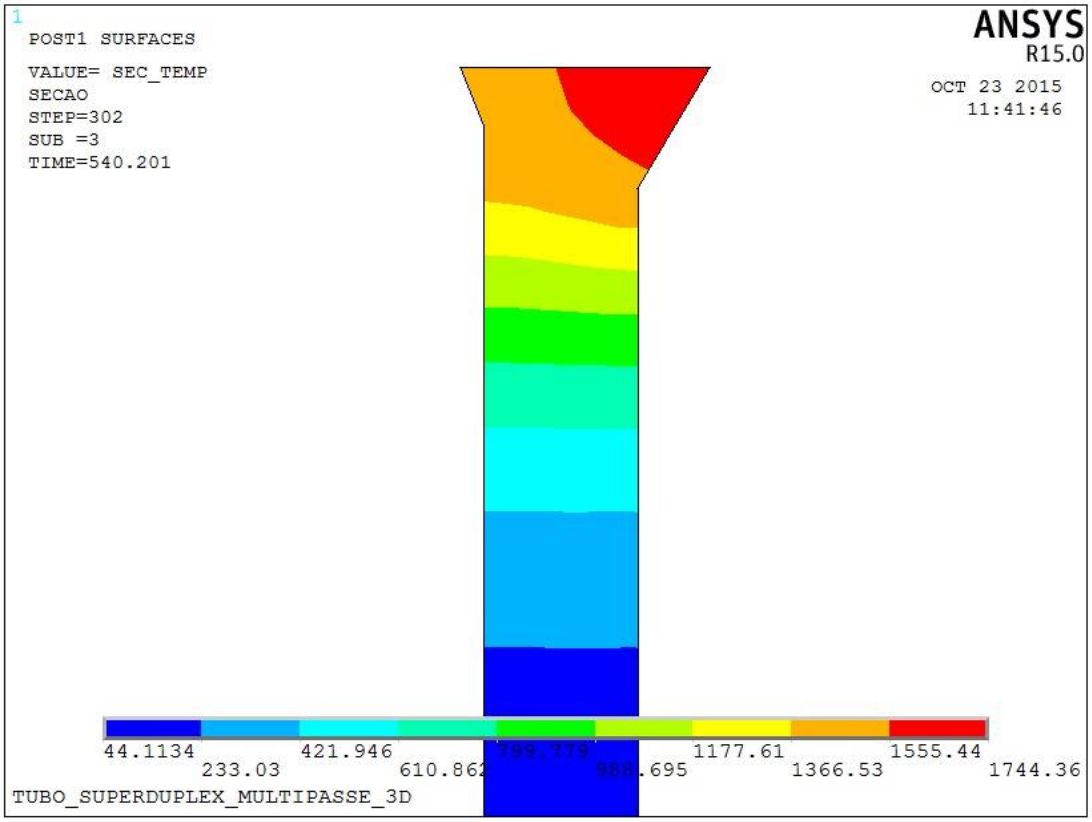


Figura IV.24 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 180º.

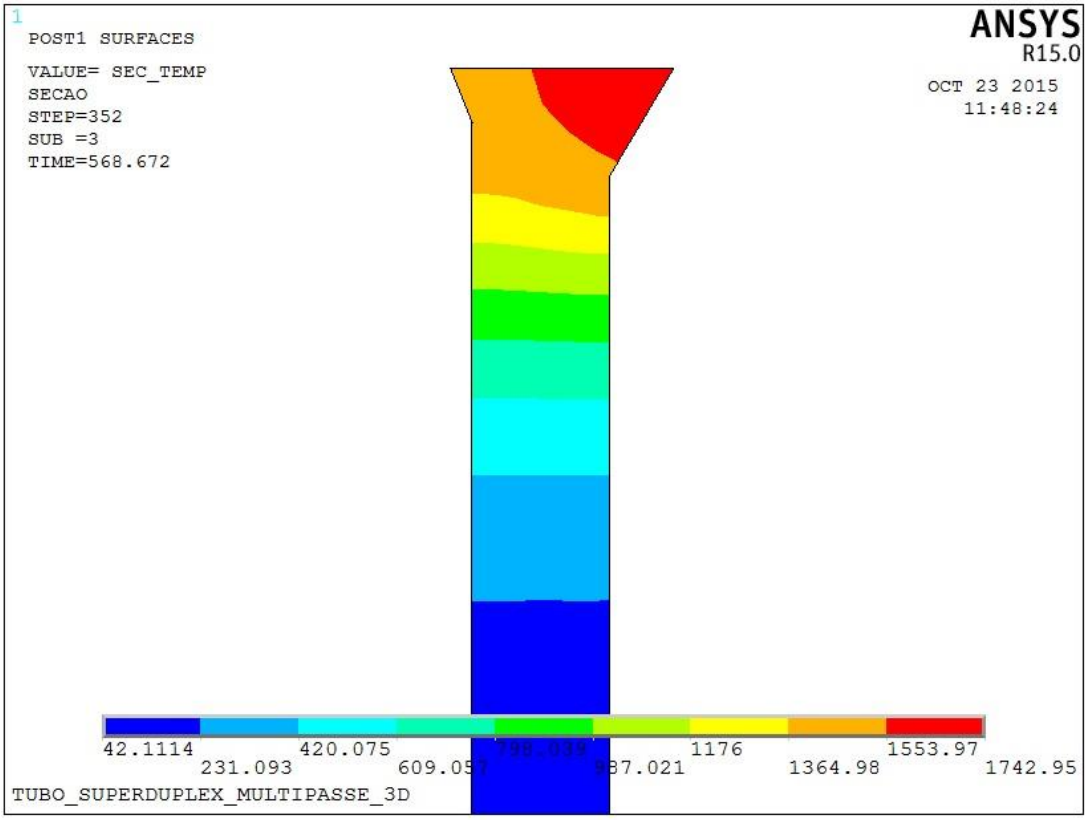


Figura IV.25 – ZTA prevista pelo modelo 3D para a posição a 270º.

O corte para a posição a 180º apresentou o maior valor de temperatura em relação aos demais, portanto um maior desenvolvimento da ZTA. Esta posição é utilizada como referência para apresentação dos resultados deste presente trabalho. A Tabela IV.9 apresenta as dimensões das ZTAs previstas pelo modelo 3D, além de previsões obtidas por REZENDE (2011) através de um modelo 2D axissimétrico e dados experimentais.

Tabela IV.9 – Dimensões das ZTAs previstas por modelos numéricos e dados experimentais.

Origem:	Limite Máximo:	Limite Mínimo:	Comprimento:
Experimental	2,0 mm	1,2 mm	0,8 mm
Modelo Numérico 2D REZENDE (2011)	2,9 mm	2,4 mm	0,5 mm
Modelo Numérico 3D	2,8 mm	2,4 mm	0,4 mm

As dimensões da ZTA previstas pelo modelo 3D estão próximas em relação ao modelo 2D desenvolvido pelo REZENDE (2011). Apesar dos resultados numéricos obtidos com o modelo 3D não apresentarem uma concordância perfeita com os resultados experimentais, os resultados numéricos são capazes de representar adequadamente o comportamento da ZTA.

As Figuras IV.26 e IV.27 mostram a distribuição de temperatura na geometria 3D na região da solda, referente ao segundo passe. Observa-se o perfil de distribuição de temperatura característico que reproduz a forma da poça de fusão.

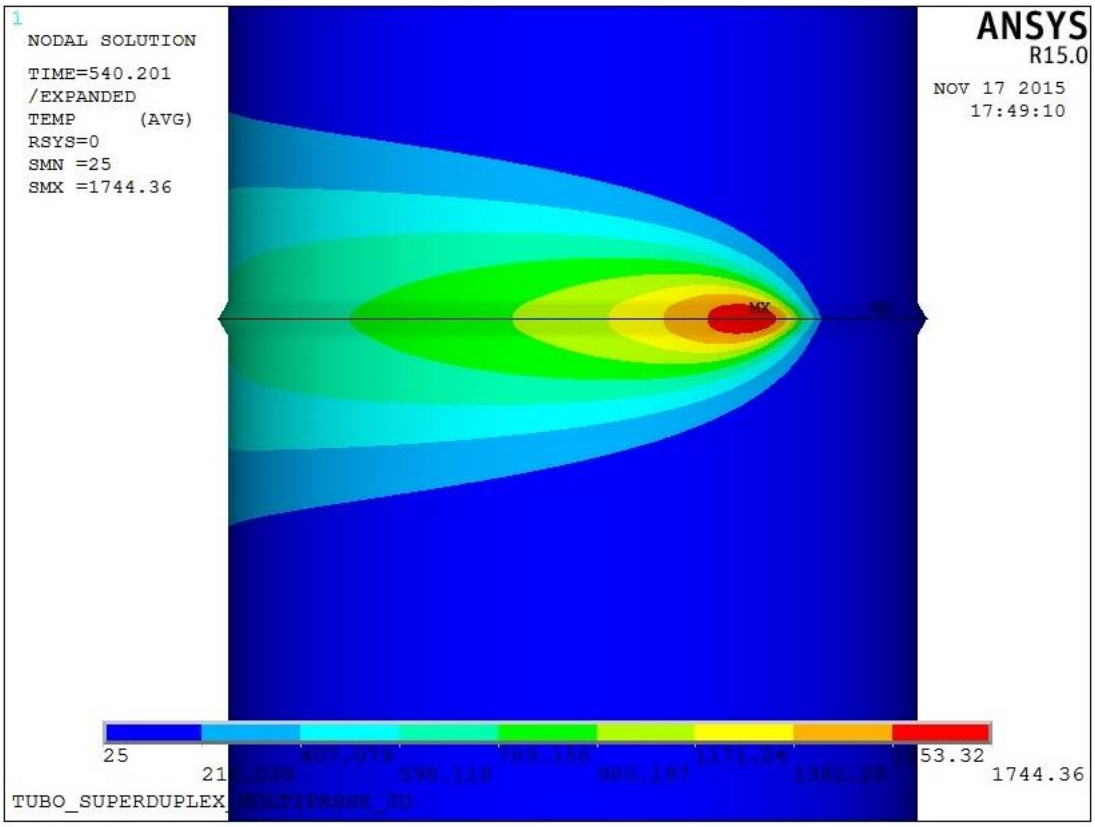


Figura IV.26 – Distribuição de temperatura na região da solda.

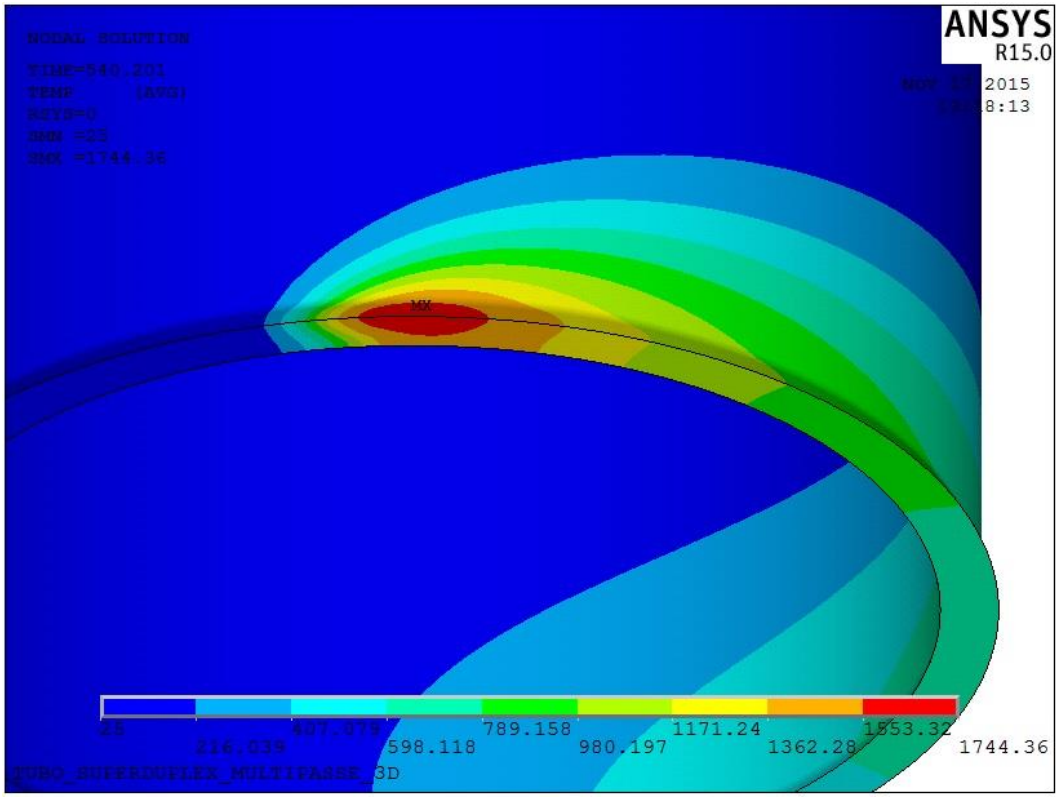


Figura IV.27 – Distribuição de temperatura na região da solda. Seção transversal na região da solda.

Capítulo V – Análise de Resultados

A utilização de modelos 3D em processos de soldagem tem como vantagem a representação mais precisa do processo, mas, em função da complexidade do problema, pode requerer tempos e/ou capacidades de processamento computacional elevados. A utilização de modelos 2D axissimétricos para análise de processos de soldagem em tubos oferece a possibilidade de reduzir significativamente o tempo e/ou capacidade de processamento computacional. No entanto, introduz limitações na representação do processo que podem comprometer a resposta numérica obtida, levando a previsões distantes da realidade. O nível de comprometimento depende das condições de processo.

No capítulo anterior os modelos 2D e 3D foram calibrados, comparando-se os seus resultados com resultados de um experimento de soldagem de tubo desenvolvido com um conjunto fixo de parâmetros, envolvendo um processo de soldagem multipasse, de forma a obter uma referência confiável. Neste capítulo procura-se avaliar o desempenho do modelo 2D, adotando-se o modelo 3D como referência e variando-se um dos parâmetros do processo, a velocidade da soldagem. A resposta dos modelos é comparada para verificar a diferença entre eles. Para o modelo 3D, os resultados apresentados são obtidos para a posição circunferencial a 180º. O parâmetro velocidade foi estudado simulando-se o processo considerando casos envolvendo 2 velocidades superiores (+30% e +60%) e 2 velocidades inferiores (-30% e -60%).

A Tabela V.1 e a Figura V.1 mostram, respectivamente, a comparação entre os picos de temperatura e a evolução de temperatura previstos pelos modelos numéricos 2D e 3D para a mesma velocidade do experimento. Os resultados estão de acordo com o esperado, observando-se picos de temperaturas maiores para o modelo 2D, o qual apresenta uma previsão de temperatura de pico cerca de 11% superior para o 1º passe e aproximadamente 7% superior para o 2º passe. Conforme já foi colocado anteriormente, no modelo 2D simplificado a propagação de calor é mais restrita uma vez que não prevê a transferência de calor na direção circunferencial. Já o modelo 3D permite a propagação de calor na direção circunferencial.

O tempo necessário até atingir a temperatura de pico é maior para o modelo 3D uma vez que o percurso circunferencial da solda até atingir a posição a 180º é maior do que no modelo axissimétrico, associada à distância c_1. A Figura V.2 apresenta a evolução da temperatura prevista com os dois modelos, ajustada de modo a que os instantes de pico coincidam.

Tabela V.1 – Picos de temperaturas para os modelos 2D e 3D. Velocidade do Experimento.

Origem:	1º passe	2º passe
2D	1120,9ºC	1035,3ºC
3D	1010,7 ºC	970,9 ºC
Diferença	10,9%	6,6%

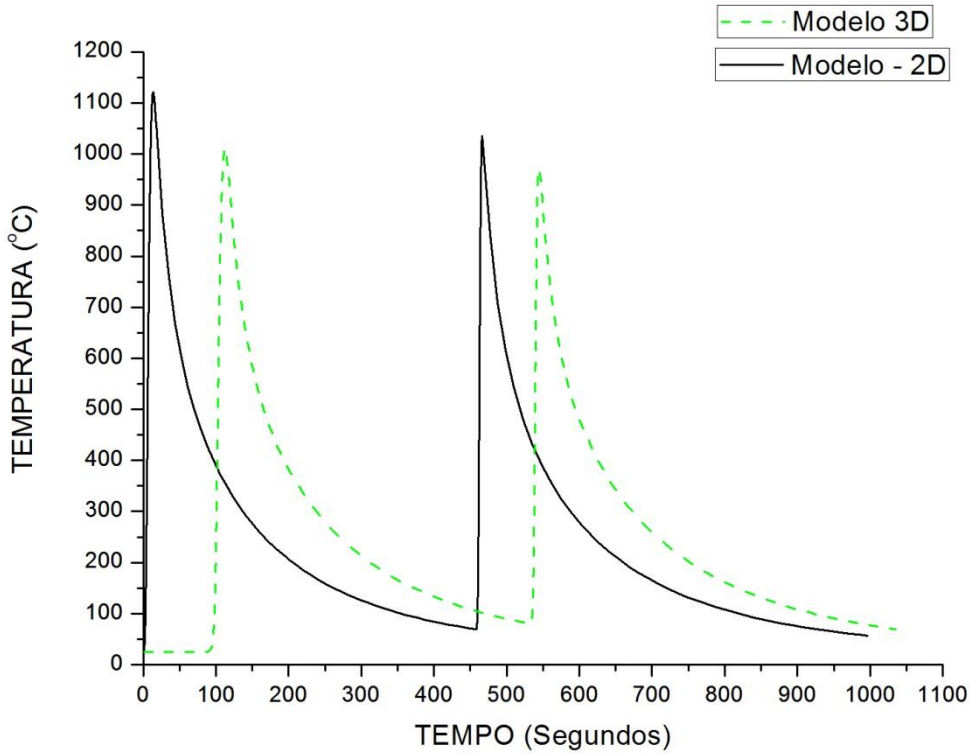


Figura V.1 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 3D e 2D. Velocidade do Experimento.

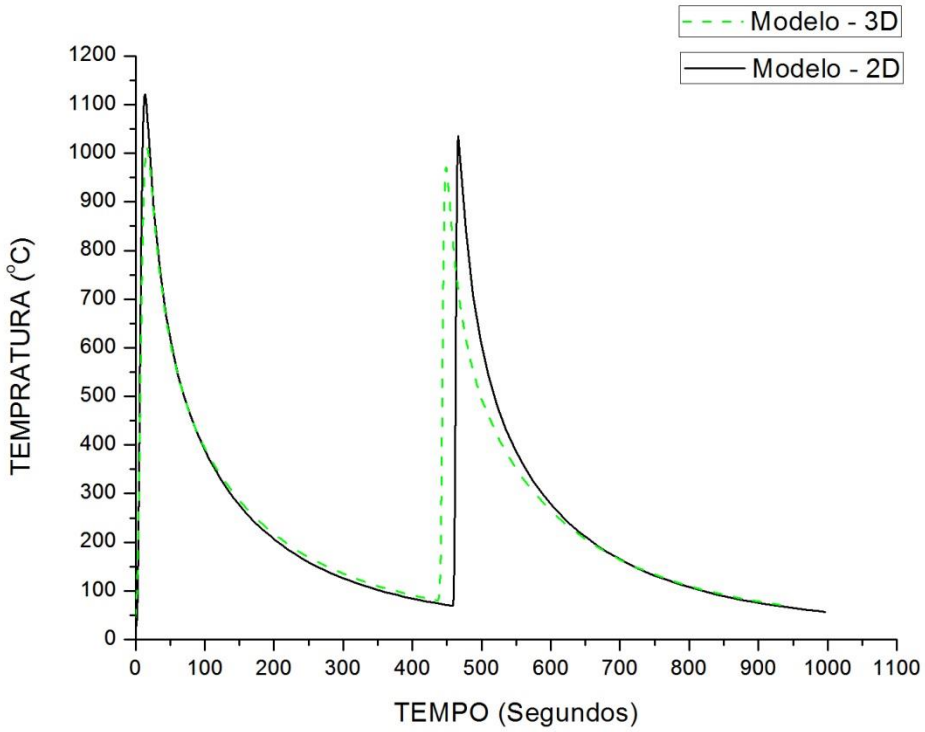


Figura V.2 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 3D e 2D ajustada. Velocidade do Experimento.

Conforme mencionado anteriormente, as dimensões da ZTA são parâmetros importantes para a integridade da junta. Dessa forma as características das ZTAs previstas nos modelos numéricos propostos são analisadas. De acordo com as Figuras IV.2 e IV.3 e as informações apresentadas no Capítulo IV, para os aços super duplex a faixa de solidificação está localizada entre 1445 ºC a 1385 ºC, a ZTA tem início em 900 ºC. Logo considera-se que o limite mínimo da ZTA está na faixa de 900 ºC a 1385 ºC e o limite máximo na faixa de 900 ºC a 1445 ºC.

As Figuras V.3 e V.4 representam as ZTAs dos modelos 3D e 2D, enquanto que as suas extensões são mostradas na Tabela V.2. O modelo tridimensional apresentou as maiores extensões de ZTA, uma vez que possui uma maior propagação de calor em comparação ao modelo 2D.

Tabela V.2 – Comprimentos das ZTAs previstas para os modelos 2D e 3D. Velocidade do experimento.

Origem:	Limite Máximo:	Limite Mínimo:	Comprimento:
Modelo Numérico 3D	2,8 mm	2,4 mm	0,4 mm
Modelo Numérico 2D	2,6 mm	2,2 mm	0,4 mm

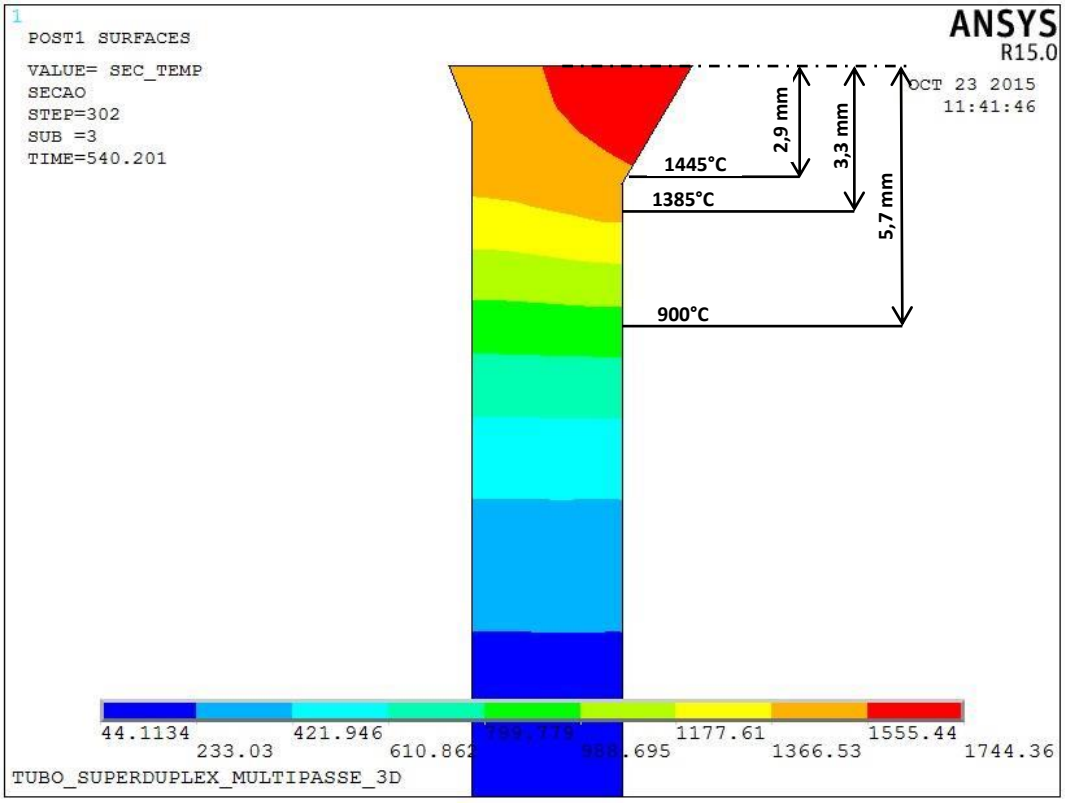


Figura V.3 – ZTA para o modelo 3D – Posição a 180º.

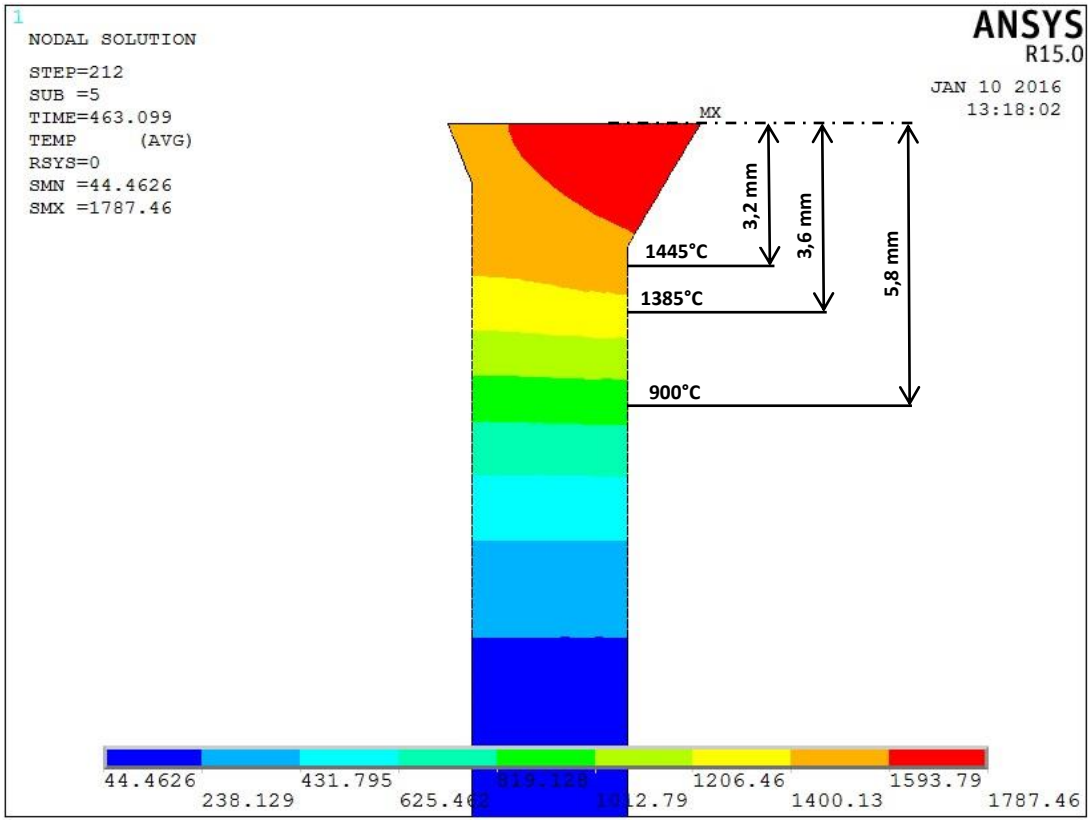


Figura V.4 – ZTA para o modelo 2D.

V.1 – Análise do Efeito da Variação da Velocidade de Soldagem

Conforme informado anteriormente, quatro casos com velocidades diferentes da utilizada no experimento realizado por REZENDE (2011) foram simulados para se avaliar os impactos da variação da velocidade de soldagem. Cada caso teve uma variação de 30% e 60% acima e 30% e 60% abaixo no valor da velocidade utilizada no experimento. As evoluções das temperaturas, as dimensões das ZTA's e as taxas de resfriamento são analisadas.

V.1.1 – Evolução da Temperatura: Velocidades Altas

As Figuras V.5 e V.6 apresentam a evolução da temperatura para os 2 modelos considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% superior.

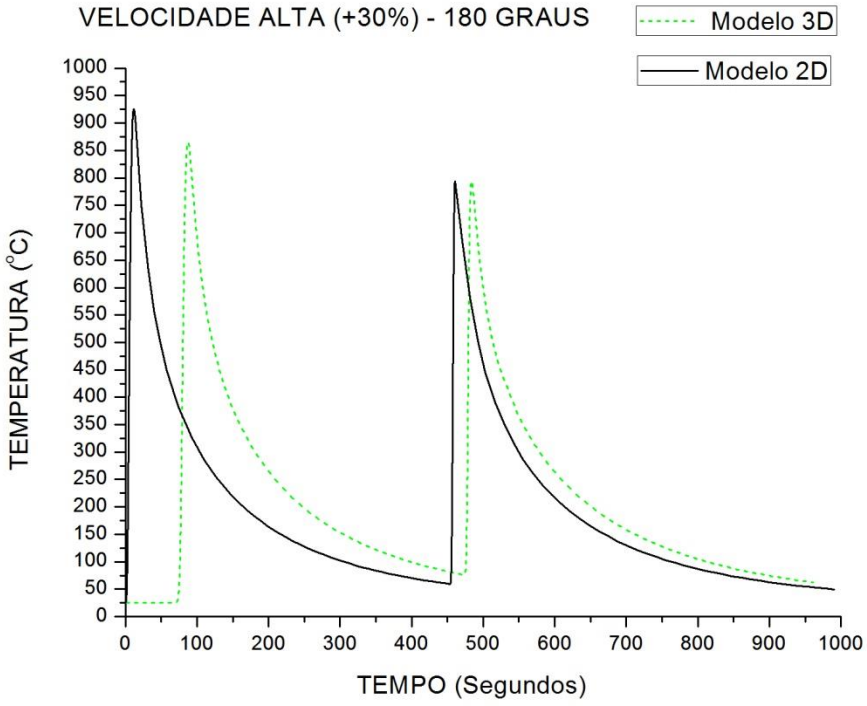


Figura V.5 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais alta em 30%.

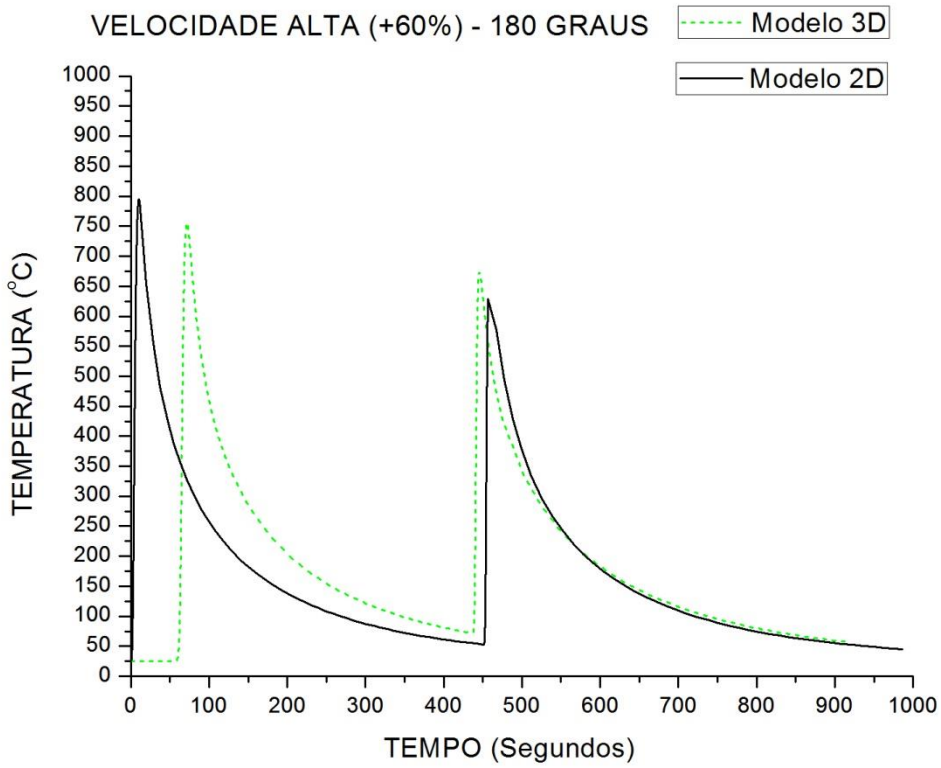


Figura V.6 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais alta em 60%.

Os resultados mostram que, o aumento de velocidade faz com que os picos de temperaturas apresentem valores menores, fazendo com que o modelo 2D apresente valores mais próximos aos do modelo 3D. Os resultados indicam que para velocidades altas o modelo 2D apresenta previsões próximas ao modelo 3D.

V.1.2 – Evolução da Temperatura: Velocidades Baixas

As Figuras V.7 e V.8 apresentam a evolução da temperatura para os 2 modelos considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% inferior.

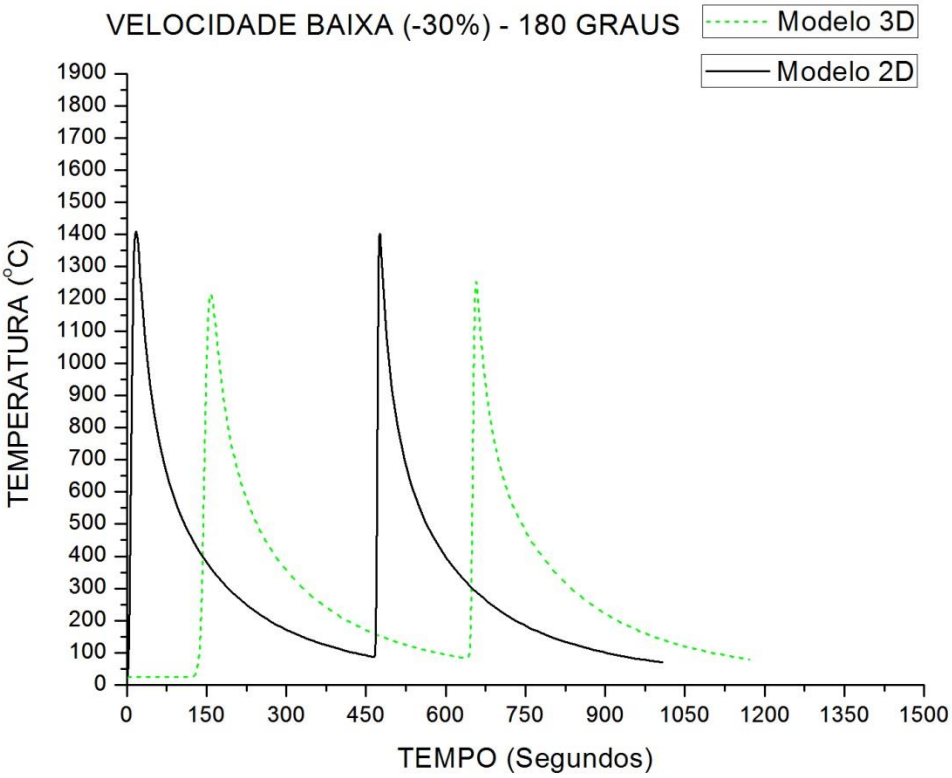


Figura V.7 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais baixa em 30%.

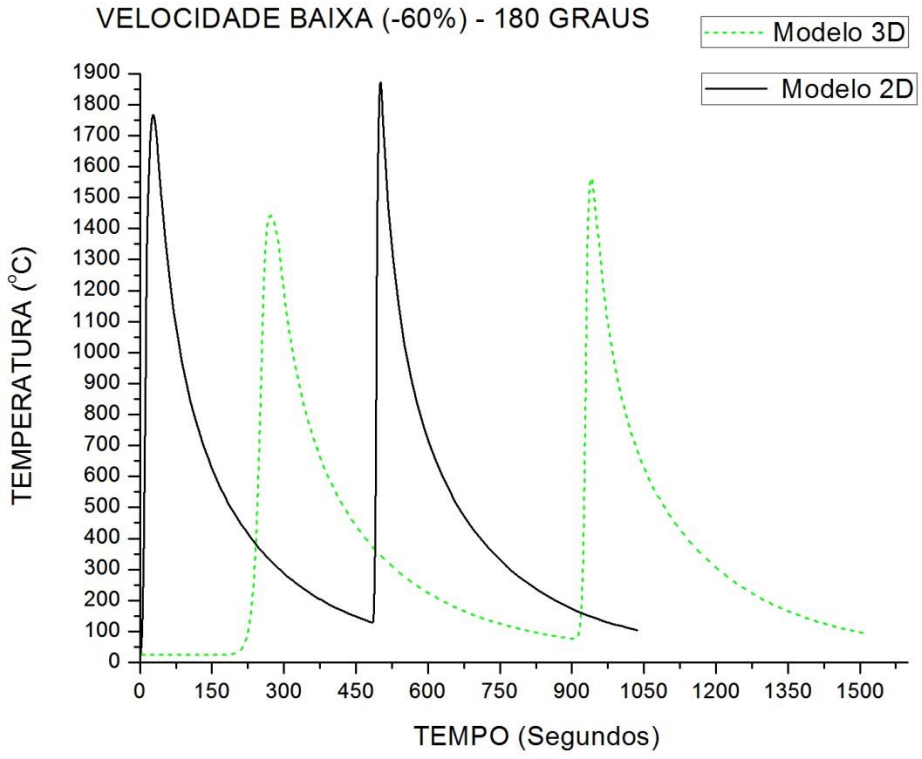


Figura V.8 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos 2D e 3D. Velocidade mais baixas em 60%.

As simulações com velocidades mais baixas, tanto no 2D quanto no 3D, apresentam valores de pico superiores em relação às corridas com velocidades mais altas. Isto deve-se ao fato de que a fonte de calor permanece aplicada mais tempo no tubo em velocidades mais baixas, fazendo com que os picos de temperaturas alcançadas sejam maiores.

Nesta situação, os modelos 2D e 3D apresentaram um comportamento temporal maior do que em velocidades altas. Além das baixas velocidades, a transmissão de calor por condução fez com que o resfriamento fosse mais lento. O modelo 3D apresenta um comportamento mais próximo da realidade, sendo mais indicado para casos com baixas velocidades de soldagens.

V.1.3 – Zona Termicamente Afetadas: Velocidades Altas

As Figuras V.9 e V.10 apresentam a ZTA para o modelo 3D considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% superior. Já as Figuras V.11 e V.12 apresentam a ZTA para o modelo 2D considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% superior.

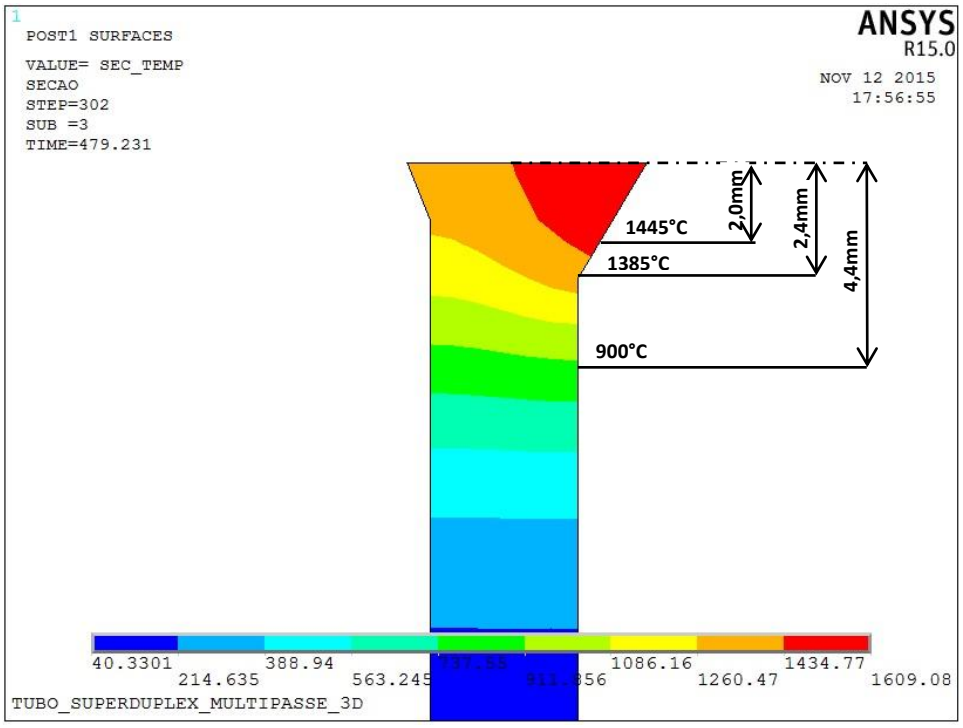


Figura V.9: ZTA para modelo 3D. Velocidade mais alta em 30%.

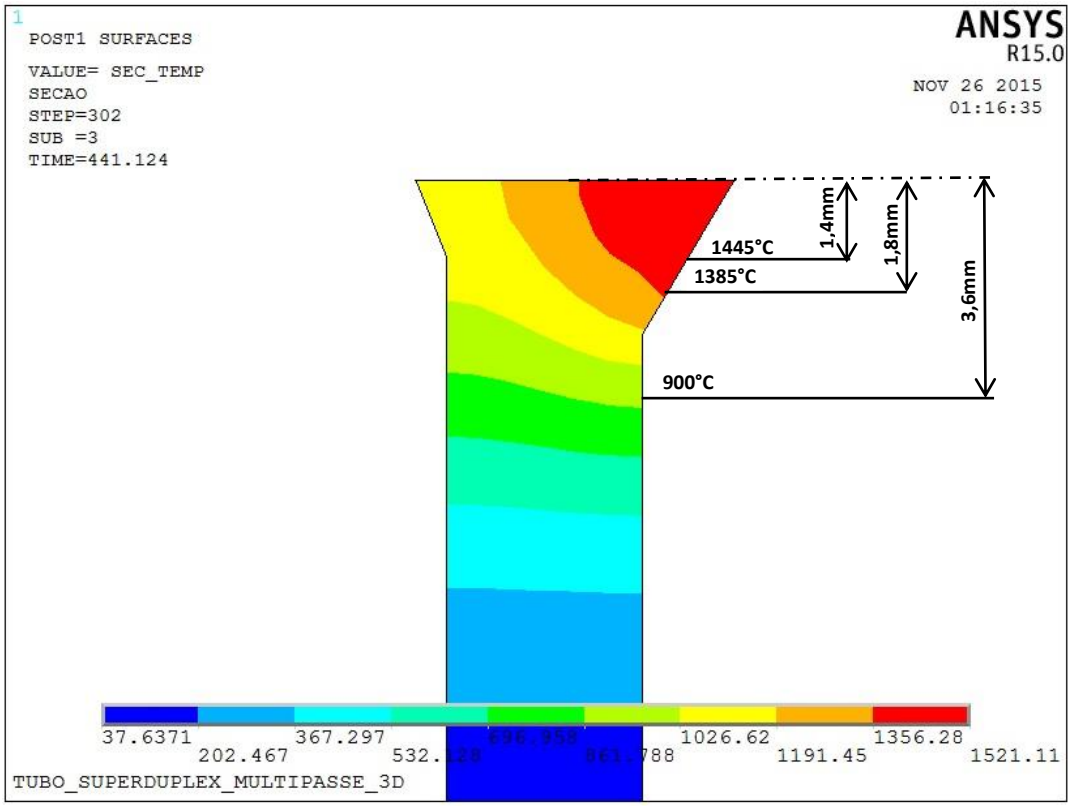


Figura V.10 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais alta em 60%.

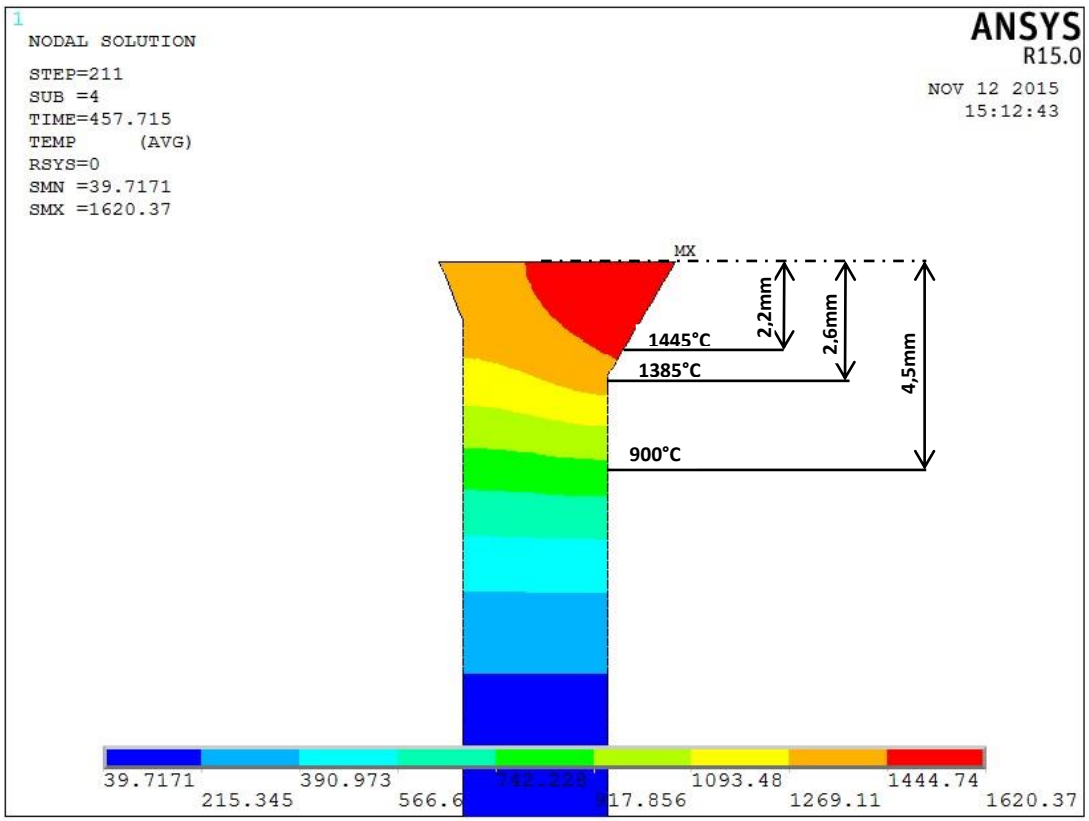


Figura V.11 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais alta em 30%.

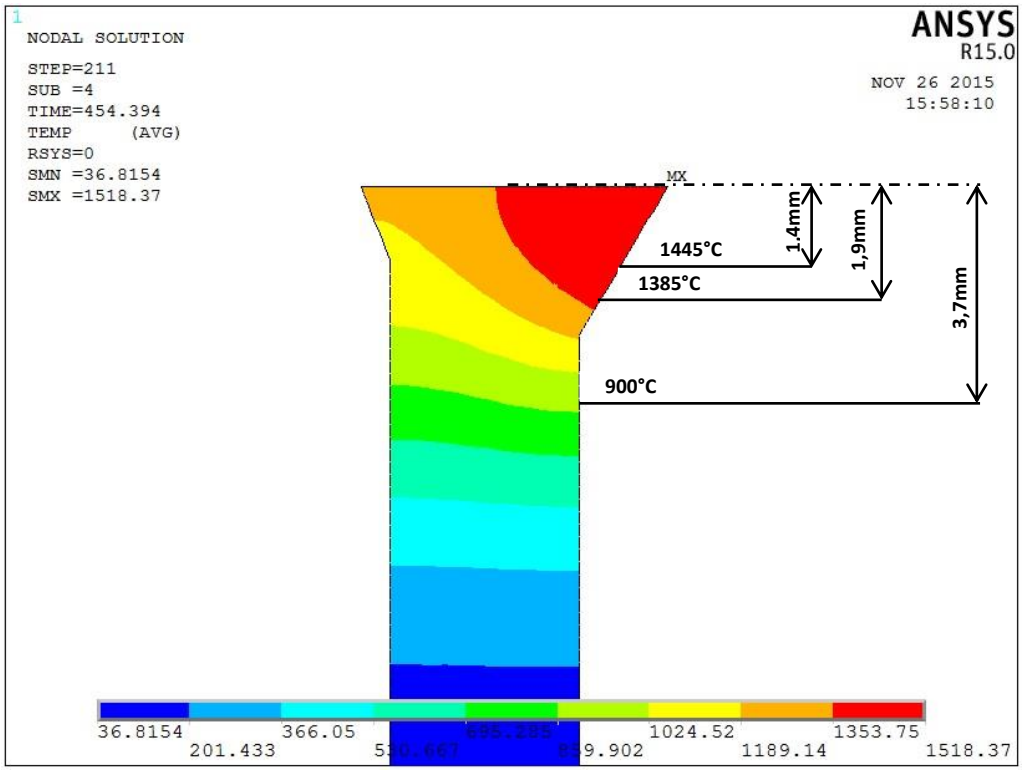


Figura V.12 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais alta em 60%.

A Tabela V.3 apresenta dados sobre as dimensões das ZTAs para as velocidades altas.

Tabela V.3 – Dimensões das ZTAs para os casos de altas velocidades de soldagem.

Caso:	Limite Máximo	Limite Mínimo	Comprimento:
Modelo 3D +30%	2,4 mm	2,0 mm	0,4 mm
Modelo 3D +60%	2,2 mm	1,8 mm	0,4 mm
Modelo 2D +30%	2,3 mm	1,9 mm	0,4 mm
Modelo 2D +60%	2,3 mm	1,8 mm	0,5 mm

Os comprimentos das ZTAs são maiores em velocidades 30% menor, devido ao maior tempo de permanência do fluxo de calor no tubo durante a soldagem. Os resultados acima mostram que os limites máximo de extensão do modelo 2D são iguais, porém ao se analisar as figuras, verifica-se que além da temperatura de pico ser inferior no caso de velocidade superior em 60%, a extensão da temperatura máxima no eixo horizontal é também é menor, comparando com o caso de velocidade superior em 30%. Os resultados mostram que com velocidades mais altas a distribuição de temperaturas atinge uma região menor. Isto reforça o observado nos resultados mostrados anteriormente para a evolução da temperatura de que

para velocidades altas de soldagem, o modelo 2D apresenta resultados similares aos do modelo 3D.

Para todos os casos analisados acima, a ZTA não atinge a região do Termopar 1, uma vez que está a uma distância de 5,5 mm da extremidade da solda.

V.1.4 – Zona Termicamente Afetadas: Velocidades Baixas

As Figuras V.13 e V.14 apresentam a ZTA para o modelo 3D considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% inferior. Já as Figuras V.15 e V.16 apresentam a ZTA para o modelo 2D considerando, respectivamente, uma velocidade 30% e 60% inferior.

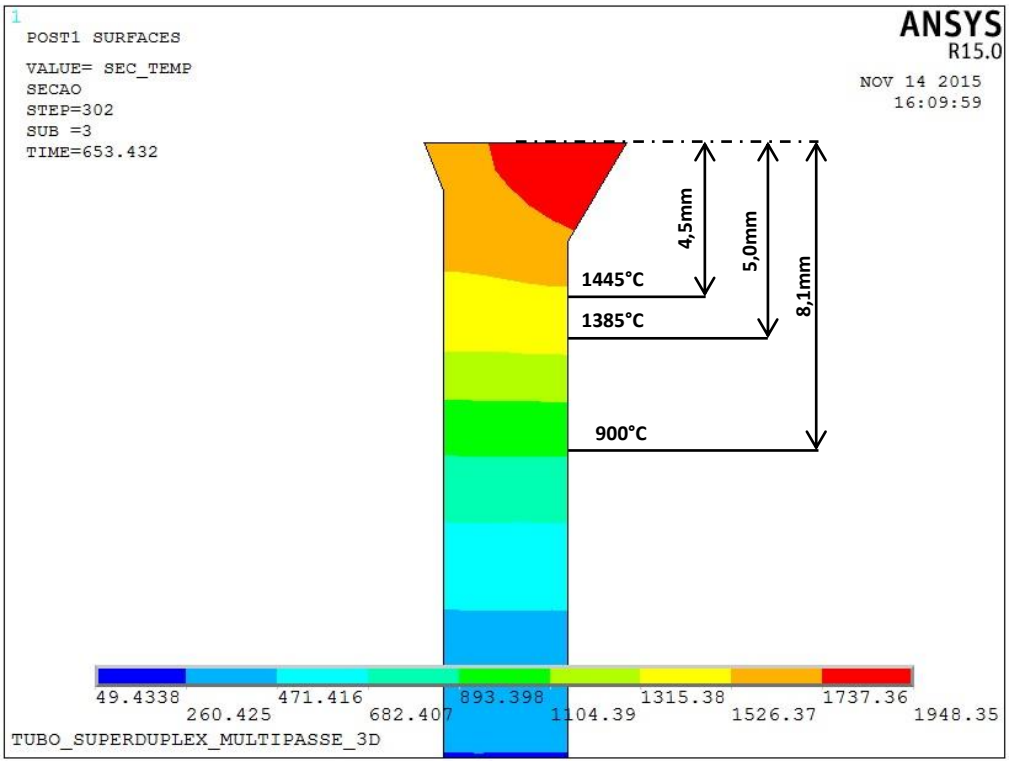


Figura V.13 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais baixa em 30%.

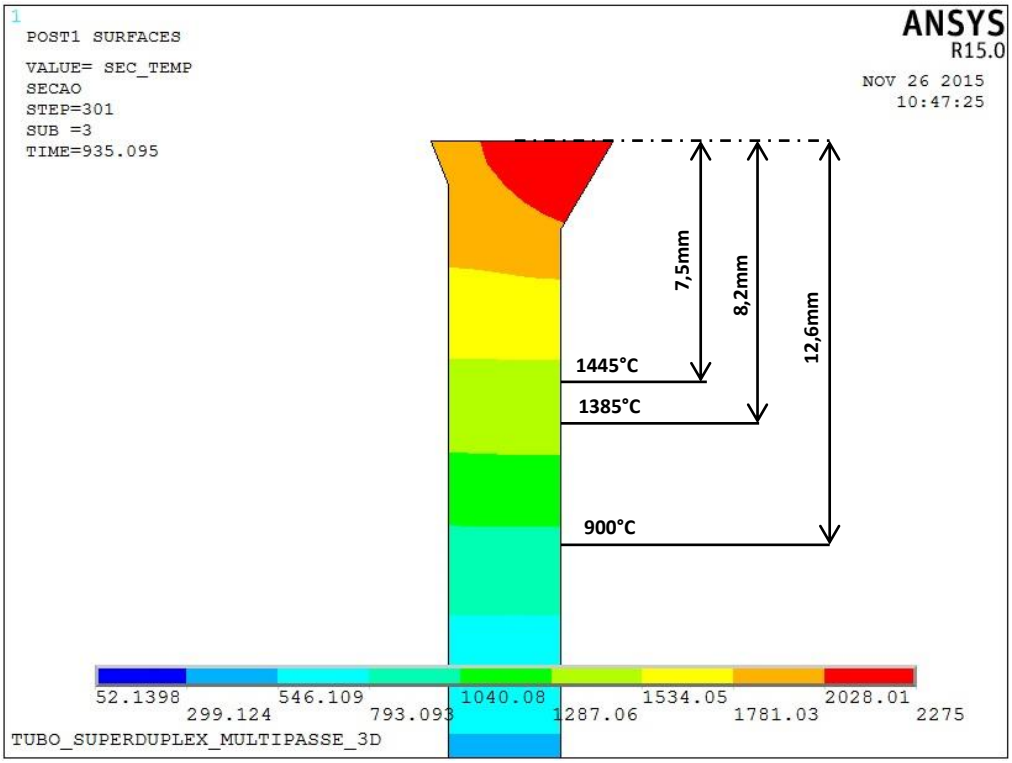


Figura V.14 – ZTA para modelo 3D. Velocidade mais baixa em 60%.

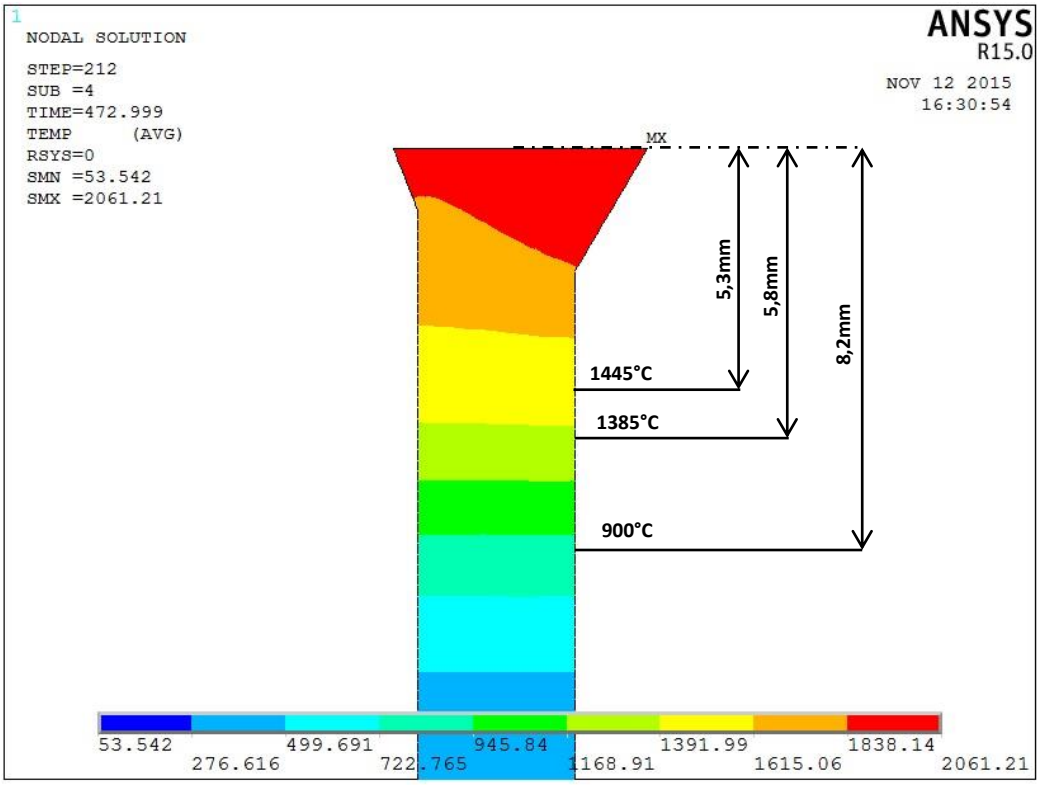


Figura V.15 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais baixa em 30%.

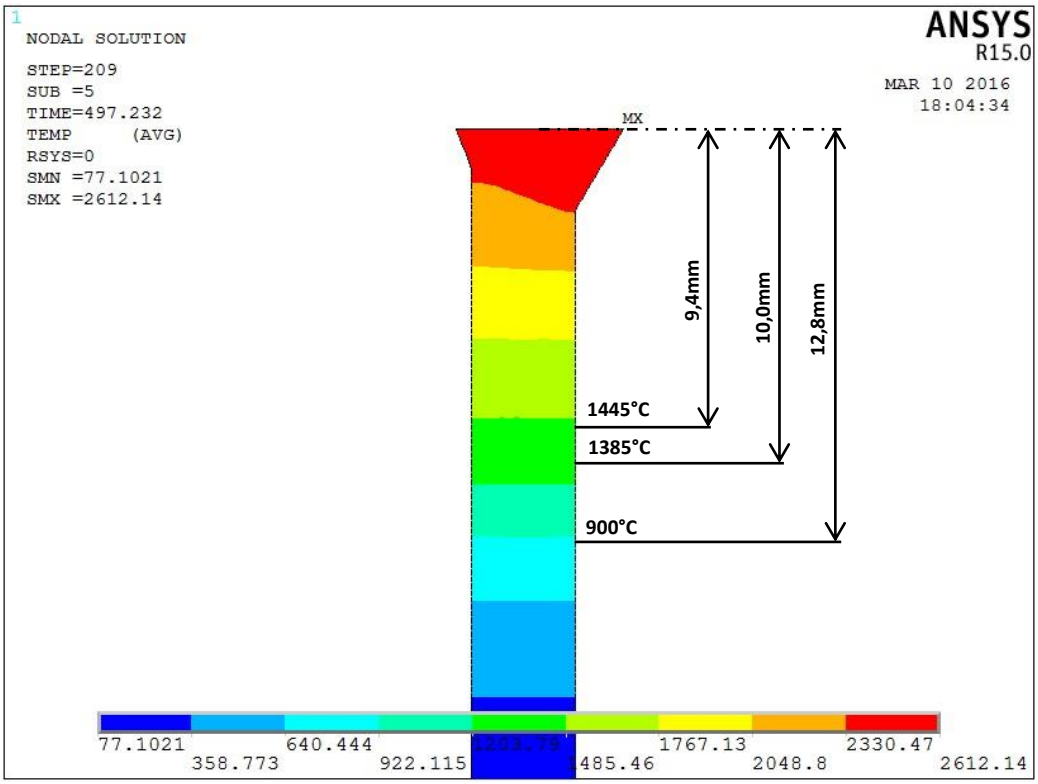


Figura V.16 – ZTA para modelo 2D. Velocidade mais baixa em 60%.

A Tabela V.4 apresenta dados sobre as dimensões das ZTAs para as velocidades baixas.

Tabela V.4 – Dimensões das ZTAs para os casos de baixas velocidades de soldagem.

Caso:	Limite Máximo	Limite Mínimo	Comprimento:
Modelo 3D – 30%	3,6 mm	3,1 mm	0,5 mm
Modelo 3D – 60%	5,1 mm	4,4 mm	0,7 mm
Modelo 2D – 30%	2,9 mm	2,4 mm	0,5 mm
Modelo 2D – 60%	3,4 mm	2,8 mm	0,8 mm

Os comprimentos das ZTAs são maiores com velocidades mais baixas do que com velocidades mais altas, devido a maior tempo para a propagação do calor por condução no tubo. Para estas situações de velocidades inferiores ao do experimento, o modelo 3D apresenta extensões de ZTA maiores que o modelo 2D de acordo com as velocidades correspondentes.

Estes resultados confirmam o que foi observado em termos de evolução de temperatura para velocidades baixas de processos de soldagens. O modelo 2D não apresenta previsões próximas às do modelo 3D.

Nos casos de velocidades mais lentas, o Termopar 1 está dentro da ZTA. Para velocidade mais lenta em 30% no modelo 2D, o Termopar 1 está com uma temperatura entre 1445ºC e 1385ºC, enquanto que no modelo 3D, o mesmo está com uma temperatura de aproximadamente 1338ºC.

Em relação aos exemplos 60% mais lentos, o Termopar 1 encontra-se na região de fusão do metal de solda. O modelo 3D prevê uma temperatura aproximada de 1612ºC enquanto que o modelo 2D prevê uma temperatura de 1807ºC.

V.1.5 – Taxas de Resfriamento

As taxas de resfriamento são elementos importantes para a previsão do comportamento de peças soldadas. A microestrutura resultante depende destas taxas uma vez que os processos de transformação de fases difusivas dependem das taxas envolvidas. Neste trabalho, as taxas de resfriamento são obtidas através das curvas de evolução de temperatura durante a etapa de resfriamento do 1º passe. A partir destas curvas, calculam-se as derivadas ao longo do tempo para se obter a taxa de resfriamento.

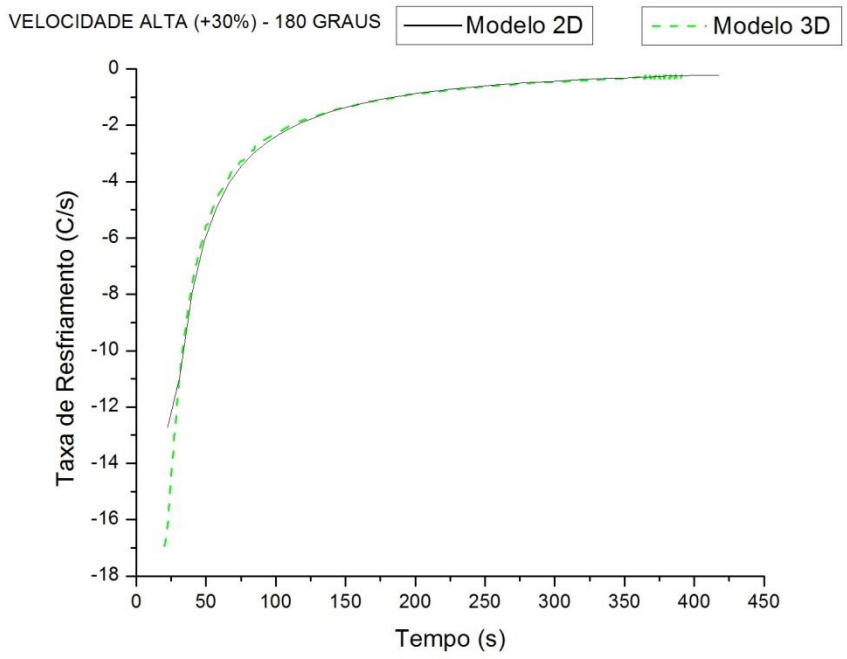


Figura V.17: Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais alta em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

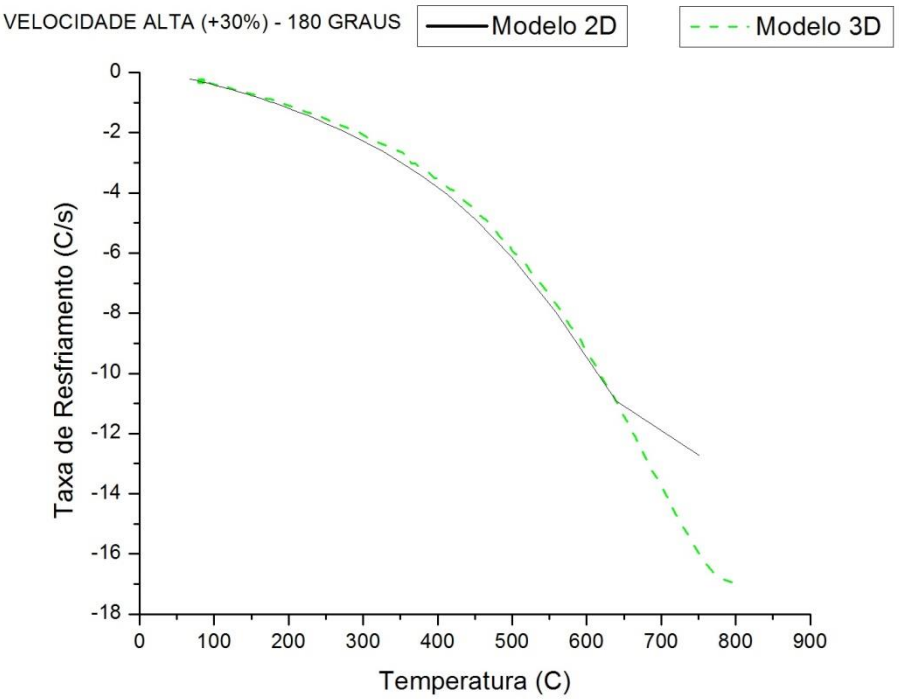


Figura V.18 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais alta em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

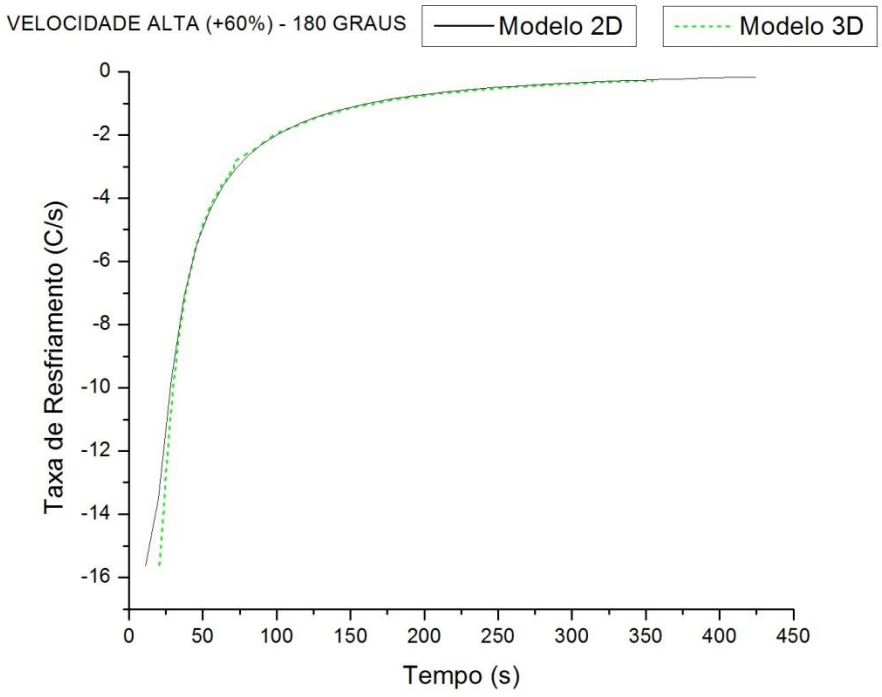


Figura V.19 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais alta em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

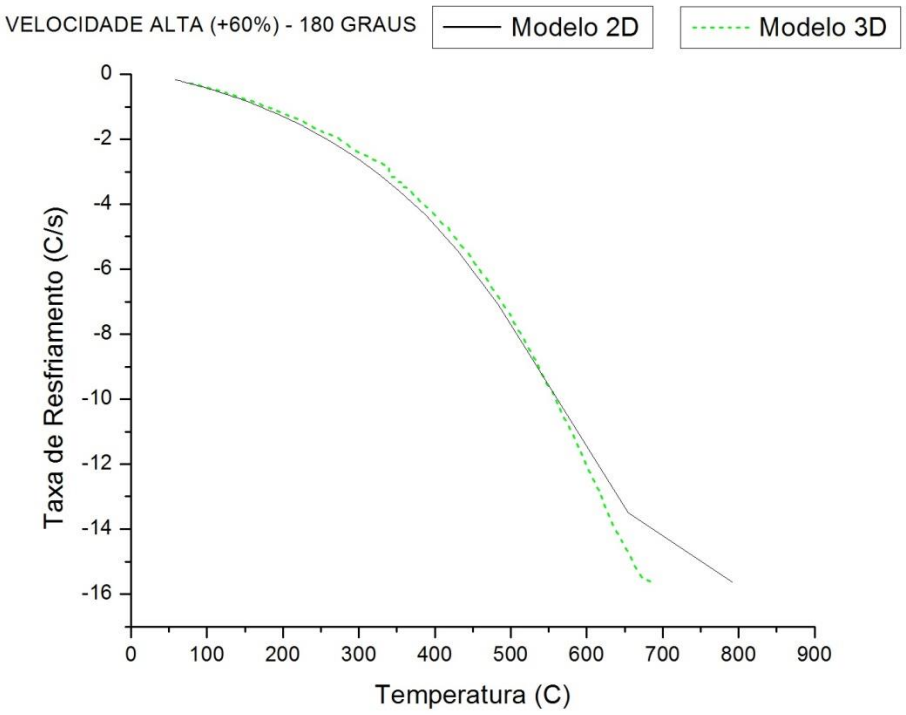


Figura V.20 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais alta em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

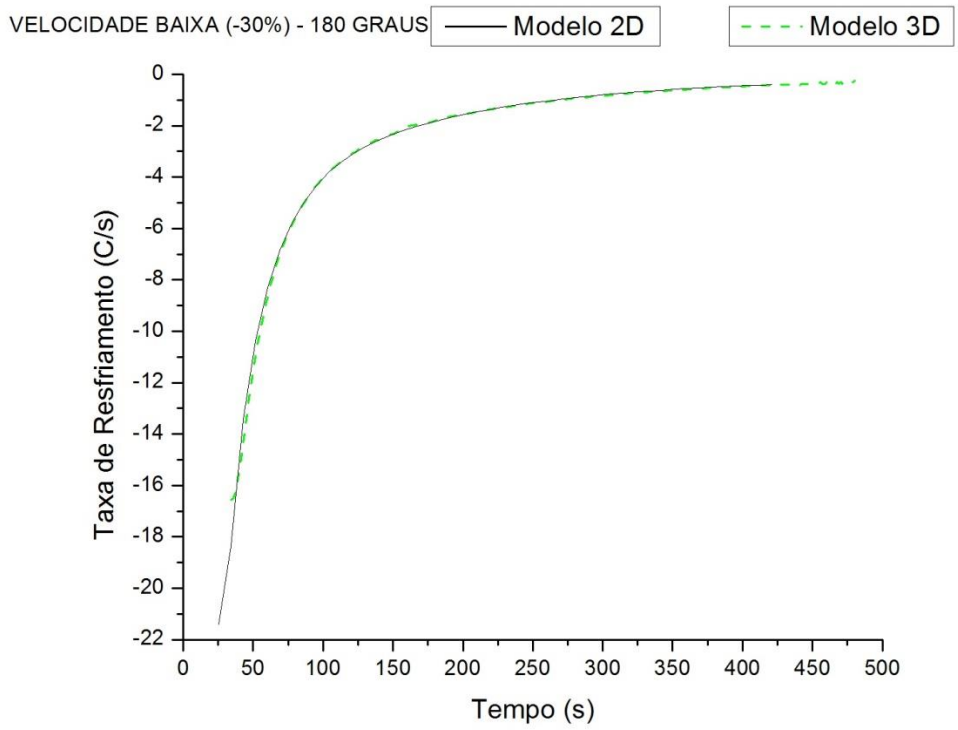


Figura V.21 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais baixa em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

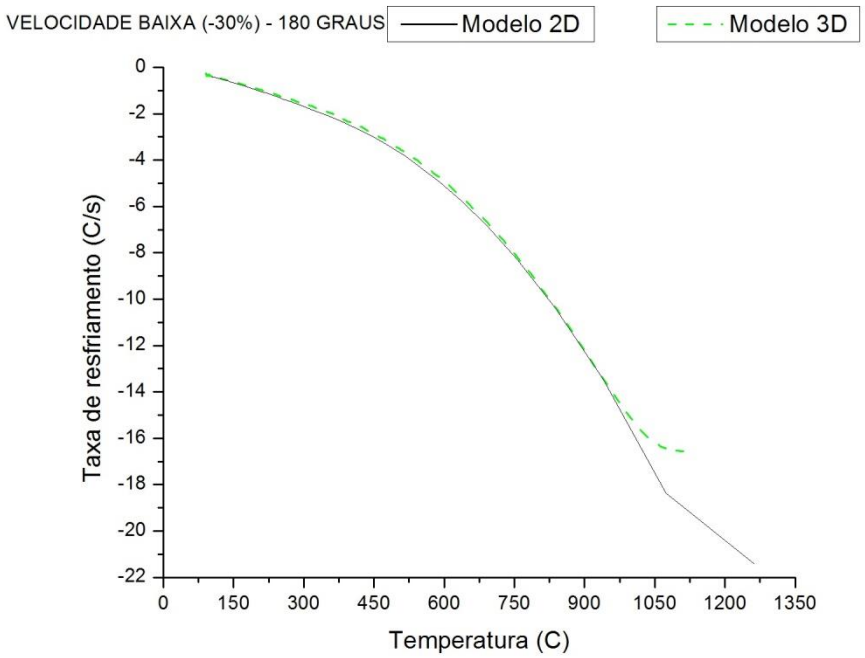


Figura V.22 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais baixa em 30%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

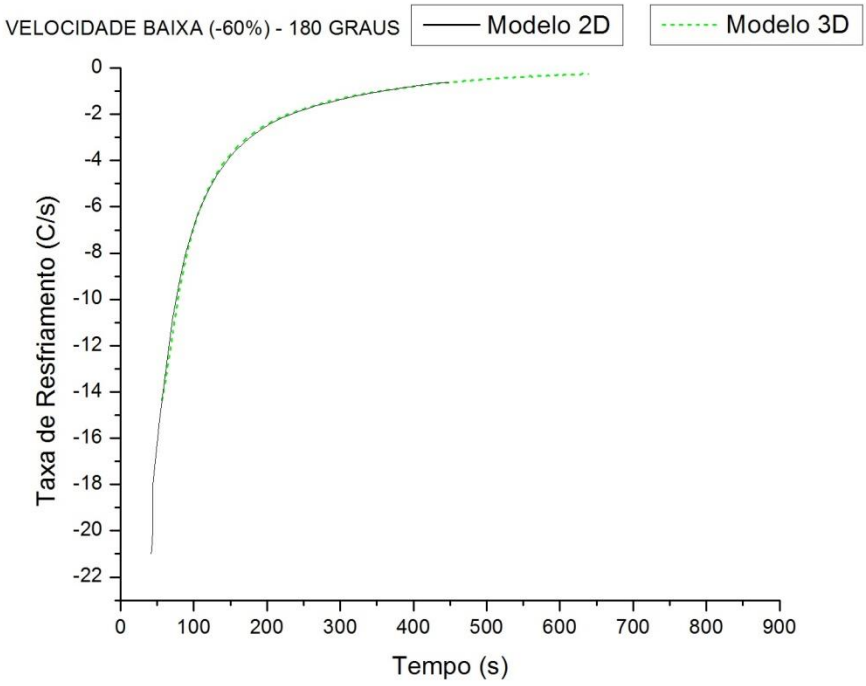


Figura V.23 – Taxa de resfriamento ajustada em função do tempo, para velocidade mais baixa em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

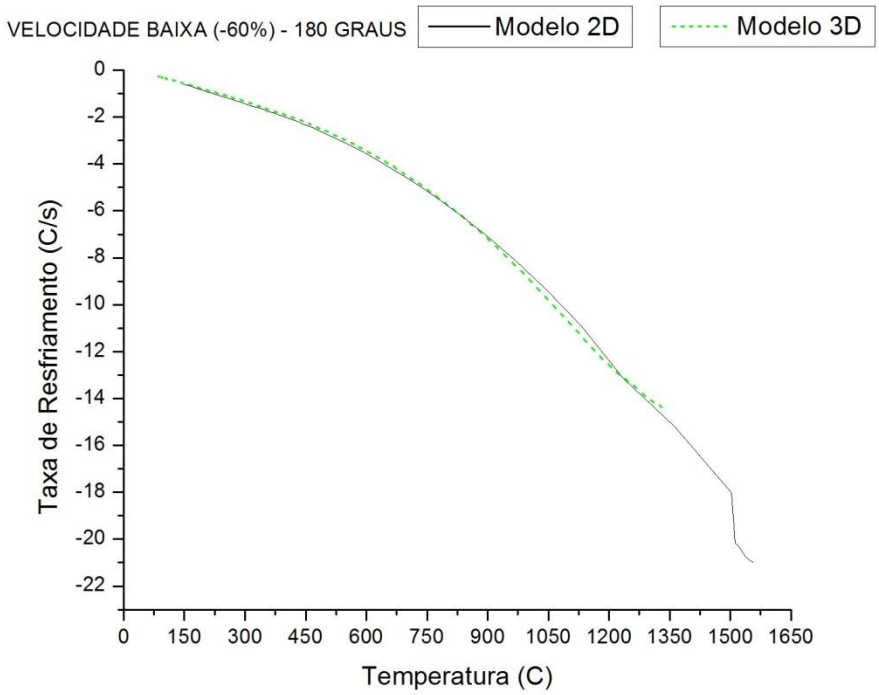


Figura V.24 – Taxa de resfriamento ajustada em função da temperatura, para velocidade mais baixa em 60%. Etapa de resfriamento do 1º passe.

O modelo 2D prevê taxas de resfriamento superiores às do modelo 3D para velocidades baixas de soldagem. São observadas diferenças de +25% e +50% para velocidades 30% e 60% inferiores, respectivamente. Para velocidades elevadas de soldagem observam-se taxas inferiores para velocidades 30% maiores (aproximadamente -30%) e taxas similares para velocidades 60% maiores.

Os resultados indicam que nas situações de velocidades muito altas, o modelo 2D apresenta resultados similares ao modelo 3D, quando for necessário calcular a taxa de resfriamento.

V.1.6 – Tempo de Processamento Numérico

Nesta seção apresenta-se um estudo sobre o tempo de processamento numérico. Conforme esperado, o modelo 2D apresenta tempos de processamento consideravelmente inferiores aos do modelo 3D. Este tempo de processamento pode variar dependendo da configuração do computador utilizado. Neste trabalho utilizou-se um laptop DELL, com processador Intel i7 2,20 GHz, disco rígido de 1,0 terabytes, memória RAM de 8,0 GB e placa de vídeo GeForce GT630M. A Tabela V.7 apresenta os tempos de durações das simulações numéricas para os dois modelos considerando os casos estudados. Os modelos 3D apresentam tempos de processamento entre 11 e 14 vezes maiores do que os observados para os modelos 2D.

Tabela V.5 – Tempos de processamento das simulações numéricas.

Caso - Velocidade:	2D	3D	3D/2D
Normal	16 min.	3 horas e 40 min.	13,8
Alta - 30%	16 min.	3 horas e 34 min.	13,4
Alta - 60%	17 min.	3 horas e 47 min.	13,4
Baixa - 30%	18 min.	3 horas e 44 min.	12.4
Baixa - 60%	19 min.	3 horas e 32 min.	11,2

CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta uma contribuição no estudo de modelagem numérica de tubos soldados. Modelos numéricos bidimensionais (2D) e tridimensionais (3D) baseados no método de elementos finitos foram desenvolvidos e calibrados utilizando dados experimentais para o processo de soldagem circunferencial de um tubo de aço inox super duplex. Os modelos foram utilizados com o intuito de avaliar o desempenho dos modelos propostos na predição do processo térmico em termos da evolução de temperatura, dimensões das ZTAs e das taxas de resfriamento. A influência do parâmetro velocidade de soldagem foi analisada para indicar em que condições o modelo 2D apresenta predições similares às do modelo 3D, de modo a poder ser utilizado em substituição ao modelo 3D.

O modelo 3D representa de uma forma mais precisa o comportamento térmico do processo de soldagem, sendo considerado nas análises desenvolvidas o modelo de referência em relação ao qual o modelo 2D foi comparado.

Na comparação entre os modelos numéricos, o modelo 2D mostrou predições próximas às do modelo 3D nos casos envolvendo velocidades de soldagem mais altas. Para os casos analisados com velocidades de soldagens mais lentas, o modelo 2D apresentou resultados mais discrepantes em relação ao modelo 3D. Os resultados obtidos indicam que para as condições analisadas, o modelo 2D pode ser uma alternativa ao modelo 3D para velocidades de processo de soldagem mais elevadas.

Os tempos de processamento numérico para as análises desenvolvidas com o modelo 3D são bastante superiores aos obtidos para as análises desenvolvidas com o modelo 2D, sendo de aproximadamente 11 a 14 vezes superior. Os resultados obtidos mostram que para determinadas condições, como aquelas associadas a velocidades de soldagem maiores, uma elevada redução do tempo de processamento, da magnitude de uma ordem de grandeza, pode ser alcançada com a utilização de modelos 2D, sem que as simplificações inerentes a este modelo afetem consideravelmente a previsão da resposta térmica.

Para trabalho futuros sugere-se que novos ensaios experimentais sejam desenvolvidos considerando outras condições de soldagem, para que as conclusões obtidas neste trabalho possam ser estendidas a outras faixas.

Referências Bibliográficas:

AALAMI-ALEAGHA, M.E; FOROUTAN, M.; FELI, S.; NIKABADI, S.; “Analysis preheat effect on thermal cycle and residual stress in a welded connection by FE simulation”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 114-115, pp. 69-75, December 2013.

ANCA, Andrés; CARDONA, Alberto; RISSO, José; FACHINOTTI, Víctor; “Finite Element Modeling of Welding Processes”, *Applied Mathematical Modelling*, v. 35, pp. 688-707, July 2010.

ANSYS 15.0 Documentation and Tutorials, ANSYS INC.

BORVIK, T.; LANGE, H.; MARKEN, L.A.; LANGSETH, M.; HOPPERSTAD, O.S.; AURSAND, M.; RORVIK, G.; “Pipe fittings in duplex stainless steel with deviation in quality caused by sigma phase precipitation”, *Materials Science and Engineering A*, v. 527, pp. 6945-6955, June 2010

CAMILLERI, Duncan; MCPHERSON, Norman; GRAY, Thomas, G.F.; “The applicability of using low transformation temperature welding wire to minimize unwanted residual stresses and distortions”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 110, pp. 2-8, 2013.

DENG, Dean; MURAKAWA, Hidekazu; “Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements”, *Computional Materials Science*, v. 37, pp. 269-277, July 2006.

DENG, Dean; KIYOSHIMA, Shoichi; OGAWA, Kazuo; YANAGIDA, Nobuyoshi; SAITO, Koichi; “Predecting welding residual stresses in a dissimilar metal girth welded pipe using 3D finite element model with a simplified heat source”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 241, pp. 46-54, November 2010.

DÍAZ, J. J. Del Coz; RODRIGUÉS, P. Menendéz; NIETO, P. J. Garcia; FRESNO, D. Castro; “Comparative Analysis of TIG Welding Distortions Between Austenitic and Duplex Stainless Steel by FEM”, *Applied Thermal Engineering*, v. 30, pp. 2448-2459, June 2010.

FEULVARCH, E.; ROBIN, V.; BERGHEAU, J. M.; “Thermometallurgical and mechanical modelling of welding – application to multipass dissimilar metal girth welds”, *Science and Technology of Welding and Joining,* v. 16, pp. 221-226, January 2011.

FOROUZA, M.R.; NASIRI, S. M. Mirfalah; MOKHTARI, A.; HEIDARI, A.; GOLESTANEH, S. J.; “Residual stress prediction in submergerd arc welded spiral pipes”, *Materials and Design*, v. 33, pp. 384-394, April 2011.

GERY, D.; LONG, H; MAROPOULOS, P.; “Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding”, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 167, pp. 393-401, 2005.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M., “A New Finite Element Model for Welding Heat Sources”, Metallurgical Transactions B, v. 15B, pp. 299-305, 1984.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M., *Computational Welding Mechanics*, New York, Springer, 2005.

JIANG, Wei; KADDA, Yahiaoui; “Effect of welding sequence on residual stress distribution in a multipass welded piping branch junction”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 95, pp. 39-47, May 2012.

KORDATOS, J.D.; FOULARIS, G.; PAPADIMITRIOU, G.; “The effect of cooling rate on the mechanical and corrosion properties of SAF 2205 (UNS 31803) duplex stainless steel welds”, *Scripta Materialia*, v. 44, pp. 401-408, September 2000.

KOU,S.; *Welding Metallurgy*, 2º ed., New Jersey, John Wiley & Sons, Inc, 2003.

KRUTZ, G. W.; SEGERLIND, L. J.; “Finite element analysis of welded structures”, *Welding Journal Research Supplement*, v. 57, pp. 211s-216s, 1978.

LEE, Chin-Hyung; CHANG, Kyong-Ho; “Three-dimensional finite element simulation of residual stress in circumferential welds of steel pipes including pipe diameter effects”, *Materials Science and Engineering A*, v. 487, pp. 210-218, October 2007.

LEE, Chin-Hyung; CHANG, Kyong-Ho; PARK, Jeong-Ung; “Three-dimensional finite element analysis of residual stresses in dissimilar steel pipe welds”, *Nuclear Engineering and Design*, v. 256, pp. 160-168, December 2013.

LIOU, Horng-Yih; HSIEH, Rong-Iuan; TSAI, Wen-Ta; “Microstructure and pitting corrosion in simulated heat-affected zones of duplex stainless steels”, *Materials Chemistry and Physics*, v. 74, pp. 33-42, May 2001.

LOPEZ, N.; CID, M.; PUIGGALI, M.; “Influence of sigma phase on mechanical properties and corrosion resistance of duplex stainless steels”, *Corrosion Science*, v. 41, pp. 1615-1631, October 1998.

MAHAPATRA, M. M.; DATTA, G.L.; PRADHAN, B.; MANDAL, N.R.; “Three-dimensional finite element analysis to predict the effects of SAW process parameters on temperature distribution and angular distortions in single-pass butt joints with top and bottom reinforcements”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 83, pp. 721-729, July 2006.

MANURUNG, Yupiter H.P.; LIDAM, Robert Ngendang; RAHIM, M. Ridzwan; ZAKARIA, M. Yusof; REDZA, M. Ridhwan; SULAIMAN, M. Shahar; THAM, Ghalib; ABAS, Sunhaji K.; “Welding distortion analysis of multipass joint combination with different sequences using 3D FEM and experiment”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 111-112, pp. 89-98, May 2013.

MARTINS, Marcelo; CASTELETTI, Luiz Carlos; “Microstructural characteristics and corrosion behavior of a super duplex stainless steel casting”, Materials Characterization, v. 60, pp. 150-155, December 2008.

MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V; BRACARENSE, A.Q., “Soldagem – Fundamentos e Tecnologia”, Belo Horizonte, Editora UFMG, 2007, 2ª edição.

MURUGAN, S.; RAI, Sanjai K.; KUMAR, P. V.; JAYAKUMAR, T.; RAJ, B.; BOSE, M.S.C.; “Temperature distribution and residual stresses due to multipass welding in type 304 stainless steel and low carbon steel weld pads”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 78, pp. 307-317, February 2001.

MUTHUPANDI, V.; SRINIVASAN, P. Bala; SESHADRI, S. K.; SUNDARESAN, S.; “Effect of weld metal chemistry and heat input on the structure and properties of duplex stainless steel welds”, *Materials Science & Engineering A,* v. 358, pp. 9-16, January 2003.

NART, Ergun; CELIK, Yuksel; “A practical approach for simulating submerged arc welding process using FE method”, *Journal of Constructional Steel Research*, v. 84, pp. 62-71, March 2013.

NORRISH, John; *Advanced Welding Process*, London, IOP Publishing, 1992

PARDAL, J.M.; TAVARES, S.S.M.; FONSECA, M. Cindra; SOUZA, J. A.; CÔRTE, R.R.A.; ABREU, H.F.G.; “Influence of the grain size on deleterious phase precipitation in superduplex stainless steel UNS S32750”, *Materials Characterization,* v. 60, pp. 165-172, August 2008.

PAVELIC, V.; TANBAKUCHI, R.; UYEHARA, O. A.; “Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates”, *Welding Journal Research Supplement*, v. 48, pp. 295s-3052s, 1969.

PILHAGEN, Johan; SIEURIN, Henri; SANDSTROM, Rolf; “Fracture toughness of a welded super duplex stainless steel”, *Materials Science & Engineering A*, v. 606, pp. 40-45, March 2014.

RAMKUMAR, K. Devendranath; THIRUVENGATAM, G.; SUDHARSAN, S.P.; MISHRA, Debidutta; ARIVAZHAGAN, N.; SRIDHAR, R.; “Characterization of weld strength and impact toughness in the multi-pass welding of super-duplex stainless steel UNS 32750”, *Materials and Design*, v. 60, pp. 125-135, April 2014.

RAMKUMAR, K. Devendranath; MISHRA, Debidutta; VIGNESH, M.K.; RAJ, B. Ganesh; ARIVAZHAGAN, N.; NAREN, Shah Vitesh; KUMAR, S. Suresh; “Mettalurgical and mechanical characterization of electron beam welded super-duplex stainless steel UNS 32750”, *Journal of Manufacturing Processes*, v. 16, pp. 527-534, August 2014.

REZENDE, Fabiano; *Análise Tensões Residuais de Soldagem em Aços Inoxidáveis Superduplex UNS 32750: Análise Numérica e Experimental*, Dissertação de M.Sc., CEFET/RJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil, 2011.

ROSENTHAL, D.; “The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments”, *Trans ASME*, v. 68, pp. 849-865, 1946.

SEGERLIND, Larry J.; *Applied Finite Element Analysis*; 2ª ed.; New York, John Wiley and Sons, 1984.

SENATORE, Marcelo; FINZETTO, Leandro; PEREA, Eduardo; Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis duplex e os inoxidáveis AISI 304L/316L”, *Revista Escola de Minas*, ed. 60, pp. 175-181, March 2014.

TABAN, Emel; “Toughness and Microstructural Analysis of Superduplex Stainless Steel Joined by Plasma Arc Welding”, *J Mater Sci*, v. 43, pp. 4309-4315, April 2008.

TAVARES, S.S.M.; PARDAL, J.M.; LIMA, L.D.; BASTOS, I.N.; NASCIMENTO, A.M.; SOUZA, J. A.; “Characterization of microstructure, chemical composition, corrosion resistance and toughness of a multipass weld joint of superduplex stainless steel UNS S32750”, *Materials Characterization,* v. 58, pp. 610-616, July 2006.

APÊNDICE A

ROTINA DO MODELO BIDIMENSIONAL

```
C*** PRE-PROCESSAMENTO ========================================
!*go,:graficos

Finish
/clear,start
/COLOR,NUM,BLUE,1 0
/COLOR,PBAK,OFF
/FILNAME,TUBO_SUPERDUPLEX_MULTIPASSE_2D,1
/PREP7
/TITLE,
! Parâmetros de geometria do tubo
t=3.2E-03 !Espessura de parede do tubo em mm
r=50.8E-03 !Raio externo do tubo
PI=ACOS(-1)
ee=2.718
!!!Dados de entrada
k,1,r-t,0
k,2,r,0
k,3,r-t,100E-03
k,4,r-t+1E-03,100E-03
k,5,r,98.72982E-03
k,6,r,104.2701706E-03
k,7,r,203E-03
k,8,r-t,203E-03
K,9,r-t,103E-03
K,10,r-t+1E-03,103E-03
K,11,r+1.5E-03,101.25E-03
K,12,r-t-0.5E-03,101.25E-03
K,13,r-0.5E-03,101.25E-03
xP1=r-0.5E-03 !!!Centróide da fonte no primeiro passe - Método GTAW
yP1=101.25E-03 !!!Centróide da fonte no primeiro passe - Método GTAW
xP2=r+1.5E-03 !!!Centróide da fonte no segundo passe - Método SMAW
yP2=101.25E-03 !!!Centróide da fonte no segundo passe - Método SMAW
L,1,2
L,2,5
L,5,4
L,4,3
L,3,1
L,9,10
L,10,6
L,6,7
L,7,8
L,8,9
LSTR, 12, 13
LSTR, 13, 11
!*
!*
LARC,12,3,13,3,
LARC,5,11,12,6,
!*
LDIV,3, , ,2,0
LARC,14,13,12,3,
C*** DEFINIÇÃO DOS TIPOS DOS ELEMENTOS
ET,1,PLANE55,,,1 ! Elemento Plano térmico
Ro1=7.8e3 ! Massa específica
h=25 ! Coeficiente de convecção do ar
Tini=25
Tfluido=25 ! Temperatura inicial
C*** DEFINIÇÃO DAS PROPRIEDADES
MP,DENS,1,Ro1
MP,MURX,1,0
MP,PRXY,1,0.29
MP,ALPX,1,1.9e-5
MPTEMP,1, 20 ! Propriedades mecânicas
```

```
MPTEMP,2, 200 ! Temperaturas
MPTEMP,3, 400
MPTEMP,4, 600
MPTEMP,5, 800
MPTEMP,6, 1000
MPTEMP,7, 1200
MPTEMP,8, 1340
MPTEMP,9, 1390
MPTEMP,10, 2000
MPDATA,c,1,,490 !Calor Específico
MPDATA,c,1,,520
MPDATA,c,1,,585
MPDATA,c,1,,597
MPDATA,c,1,,609
MPDATA,c,1,,631
MPDATA,c,1,,654
MPDATA,c,1,,669
MPDATA,c,1,,675
MPDATA,c,1,,675
MPDATA,KXX,1,,14.0 !K Condutibilidade Térmica (W/m K)
MPDATA,KXX,1,,17.0
MPDATA,KXX,1,,20.0
MPDATA,KXX,1,,23.1
MPDATA,KXX,1,,25.5
MPDATA,KXX,1,,28.3
MPDATA,KXX,1,,31.1
MPDATA,KXX,1,,33.1
MPDATA,KXX,1,,66.2
MPDATA,KXX,1,,66.2
!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 1
/REP,FAST
FLST,2,6,4
FITEM,2,1
FITEM,2,2
FITEM,2,3
FITEM,2,15
FITEM,2,4
FITEM,2,5
AL,P51X
!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 2
FLST,2,4,4
FITEM,2,14
FITEM,2,12
FITEM,2,16
FITEM,2,3
AL,P51X
!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 3
FLST,2,5,4
FITEM,2,11
FITEM,2,13
FITEM,2,4
FITEM,2,15
FITEM,2,16
AL,P51X
KSEL,S,LOC,Y,103,1e3
LSEL,S,LOC,Y,103,1e3
LDELE,ALL, , ,ALL
ALLSEL,ALL,ALL
C*** CONDIÇÕES DE CONTORNO ==========================================
DL,11, ,SYMM
DL,12, ,SYMM
TUNIF,Tini ! Nomeia uma temperatura uniforme a todos os nós.
C*** MALHA ===========================================
esize,t/25 ! Solda
MAT,1
AMESH,2
AMESH,3
esize,t/15 ! Metal Base
!MAT,2
```

```
AMESH,1
C*** SOLUÇÃO ==========================================
/SOLU
OUTPR,ALL,ALL
OUTRES,ALL,LAST
RESCONTROL,DEFINE,LAST,LAST
SFL,1,CONV,h,,Tfluido ! Aplicação da convecção (menos solda)
SFL,2,CONV,h,,Tfluido
SFL,5,CONV,h,,Tfluido
SFL,13,CONV,h,,Tfluido
SFL,3,CONV,h,,Tfluido
SFL,16,CONV,h,,Tfluido
ANTYPE,TRANS ! ### 1o PASSE ### - Geração de Calor pela Soldagem
KBC,1 ! Carregamento tipo Degrau
!AUTOTS,ON ! Especifica se usa tempo automático ou não.
NSUBST,40
NROPT,FULL
eta=0.60
V=15.3
I=103.7
VI=V*I
Q=eta*VI
a=1.5*t ! Região de influência da solda parâmetros da fonte
b=t*1.5
c1=2.0*t
c2=6.5*t
fF=(2*c1)/(c1+c2) ! fR + fF = 2 (correspondente à equação 26)
fR=(2*c2)/(c1+c2)
ASEL,S, , , 2 ! Elimina a área da solda referente ao segundo passe
ESLA,S
ESTIF,1e-9
EKILL,ALL
ESEL,S,LIVE
NSLE,S
NSEL,INVE
D,ALL,TEMP,Tini
NSEL,ALL
ESEL,ALL
ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,1,3
ESLA,S
vSolda=1.5333E-3 ! Parâmetros do Processo de Soldagem GTAW (TIG - 1° passe) m/s
tau=c1/vSolda
tGera1=(c1+c2)/vSolda
tResf1=440 ! Tempo de resfriamento
tempo=0
nPt_c1=50 ! numero de pontos para a aplicação de q em c1
nPt_c2=80 ! numero de pontos para a aplicação de q em c2
delta_t1=(c1/vSolda)/nPt_c1
delta_t2=(c2/vSolda)/nPt_c2
*GET,eMaxS,ELEM,0,NUM,MAX
*DO,jj,1,(nPt_c1+nPt_c2),1
        *if,tempo,le,tau,then
                tempo=tempo+delta_t1
        *else
                tempo=tempo+delta_t2
        *endif
        TIME,tempo
        *DO,ii,1,eMaxS,1
                xC=CENTRX(ii)
                yC=CENTRY(ii)
                xG=yP1-yC
                yG=xP1-xC
                *GET,eArea,ELEM,ii,AREA
                *if,(tau-tempo),gt,0,then ! Metade frontal da fonte
                        csi=vSolda*(tau-tempo)
                        c=c1
                        f=fF
                *else ! Metade posterior da fonte
```

```
                        csi=-vSolda*(tau-tempo)
                        c=c2
                        f=fR
                *endif
                Amp=6*(3**0.5)*f*Q/(a*b*c*PI*(PI**0.5))
                qf=Amp*(ee**(-3*(yG/a)**2))*(ee**(-3*(xG/b)**2))*(ee**(-3*(csi/c)**2))
                BFE,ii,HGEN,1,qf ! Densidade de Energia (W/m3)
        *ENDDO
        ALLSEL,ALL,ALL
        *IF,tempo,LE,(0.8*tau),THEN
                AUTOTS,ON
                NSUBS,1,8,1
        *ELSE
                AUTOTS,ON
                NSUBS,10,20,5
                NSUBS,8,16,2
        *ENDIF
        *IF,tempo,GE,(1.20*tau),THEN
                AUTOTS,ON
                NSUBS,8,8,1
        *ENDIF
        SOLVE
*ENDDO
SAVE,Solda_Passe1,db
ANTYPE,TRANS ! ### 1o PASSE ### - Resfriamento (tensões residuais)
KBC,1 ! Carregamento tipo Degrau
OUTPR,ALL,ALL
OUTRES,ALL,ALL
tempo=tempo+tResf1
TIME,tempo
AUTOTS,ON
NSUBS,50,50,40
BFEDELE,ALL,HGEN ! Retirada da Geração de Calor
SOLVE
SAVE,Solda_Passe1_Resf,db
!=====================================================================
! SEGUNDO PASSE ELETRODO REVESTIDO - SMAW
!RESCONTROL,DEFINE,LAST,LAST
ANTYPE,TRANS ! ### 2o PASSE ### - Geração de Calor pela Soldagem
KBC,1 ! Carregamento tipo Degrau
!AUTOTS,ON ! Especifica se usa tempo automático ou não.
NSUBST,50
! ### 2o PASSE ### - Inclusão da área do 2 passe (Tensões residuais)
ASEL,S, , ,2, ! Seleção a região da Raiz da Solda
ESLA,S ! Seleciona elementos associados com a área selecionada.
EALIVE,ALL
DDELE,ALL,ALL
ALLSEL,ALL,ALL
SFLDELE,3,CONV,h,,Tfluido
SFLDELE,16,CONV,h,,Tfluido
SFL,14,CONV,h,,Tfluido
NROPT,FULL
eta=0.85
V=22.5
I=95
VI=V*I
Q=eta*VI
a=1.5*t ! Região de influência da solda parâmetros da fonte
b=t*1.5
c1=3.0*t
c2=5.0*t
fF=(2*c1)/(c1+c2) ! fR + fF = 2
fR=(2*c2)/(c1+c2)
vSolda=2.9E-3 ! Parâmetros do Processo de Soldagem Eletrodo(SMAW - 2° passe) m/s
tau=c1/vSolda
tGera2=(c1+c2)/vSolda
tResf2=530 ! Tempo de resfriamento
tempo2=tempo
nPt_c1=50 ! numero de pontos para a aplicação de q em c1
```

```
nPt_c2=80 ! numero de pontos para a aplicação de q em c2
delta_t1=(c1/vSolda)/nPt_c1
delta_t2=(c2/vSolda)/nPt_c2
ASEL,S, , ,1,3,
ESLA,S
*GET,eMaxS,ELEM,0,NUM,MAX
*DO,jj,1,(nPt_c1+nPt_c2),1
	*if,tempo,le,(tempo2+tau),then
		tempo=tempo+delta_t1
	*else
		tempo=tempo+delta_t2
	*endif
	TIME,tempo
	*DO,ii,1,eMaxS,1
		xC=CENTRX(ii)
		yC=CENTRY(ii)
		xG=yP2-yC
		yG=xP2-xC
		*GET,eArea,ELEM,ii,AREA
		*if,((tempo2+tau)-tempo),gt,0,then ! Metade frontal da fonte
			csi=vSolda*((tempo2+tau)-tempo)
			c=c1
			f=fF
		*else ! Metade posterior da fonte
			csi=-vSolda*((tempo2+tau)-tempo)
			c=c2
			f=fR
		*endif
		Amp=6*(3**0.5)*f*Q/(a*b*c*PI*(PI**0.5))
		qf=Amp*(ee**(-3*(yG/a)**2))*(ee**(-3*(xG/b)**2))*(ee**(-3*(csi/c)**2))
		BFE,ii,HGEN,1,qf ! Densidade de energia (W/m3)
	*ENDDO
	ALLSEL,ALL,ALL
	*IF,tempo,LE,(0.8*(tempo2+tau)),THEN
		AUTOTS,ON
		NSUBS,1,8,1
	*ELSE
		AUTOTS,ON
		NSUBS,10,20,5
		NSUBS,8,16,2
	*ENDIF
	*IF,tempo,GE,(1.20*(tempo2+tau)),THEN
		AUTOTS,ON
		NSUBS,8,8,1
	*ENDIF
	SOLVE
*ENDDO
SAVE,Solda_Passe2,db
ANTYPE,TRANS ! ### 2o PASSE ### - Resfriamento (Tensões residuais)
KBC,1 ! Carregamento tipo Degrau
OUTPR,ALL,ALL
OUTRES,ALL,ALL
tempo=tempo+tResf2
TIME,tempo
AUTOTS,ON
NSUBS,50,50,40
BFEDELE,ALL,HGEN ! Retirada da geração de Calor
SOLVE
SAVE,Solda_Passe2_Resf,db

:graficos

!========================================== GERAÇÃO DE GRÁFICOS
==============================================
ALLS
/POST26

nT1 = NODE(r-2E-3,94.5E-3,0)
nT2 = NODE(r-2E-3,88E-3,0)
```

```
nT3 = NODE(r-2E-3,83E-3,0)

NSOL,2,nT1,TEMP,, TEMP_T1,
NSOL,3,nT2,TEMP,, TEMP_T2,
NSOL,4,nT3,TEMP,, TEMP_T3,

XVAR,1
PLVAR,2,3,4,

/POST1

/POST1
*GET,N_DS,ACTIVE,0,SET,NSET
*DEL,RESULTADOS_TERMOPARES
*DIM,RESULTADOS_TERMOPARES,TABLE,N_DS,6
*DEL,TEMPO
*DIM,TEMPO,ARRAY,N_DS


*DO,I_DS,1,N_DS,1
        SET,,,,,,,I_DS
        *GET,TEMPO_ATUAL,ACTIVE,0,SET,TIME
        TEMPO(I_DS)=TEMPO_ATUAL
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,0)=TEMPO_ATUAL
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,1)=TEMP(nT1)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,2)=TEMP(nT2)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,3)=TEMP(nT3)
*ENDDO
*CREATE,GRAFICO_TERMOPAR,mac
/AXLAB,X,TEMPO(s)
/GCOLUMN,1,'GUILHERME'
/GCOLUMN,2,'FABIANO'
*GET,SITUACAO_TIME_OFFSET,PARM,TIME_OFFSET,TYPE
*IF,SITUACAO_TIME_OFFSET,EQ,-1,THEN
        TIME_OFFSET=0
*ENDIF

*ASK,TIME_OFFSET,Digite o ajuste temporal para os resultados do Fabiano (s),%TIME_OFFSET%

/POST1
*GET,N_DS,PARM,RESULTADOS_TERMOPARES,DIM,X
/NOP
*DO,I_DS,1,N_DS,1
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,4)=FABIANO_TERMOPAR_I(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,5)=FABIANO_TERMOPAR_II(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,6)=FABIANO_TERMOPAR_III(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)
*ENDDO

/GO

*IF,ARG1,EQ,1,THEN
        /AXLAB,Y,Termopar I (graus Celsius)
        *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,1),4
*ELSEIF,ARG1,EQ,2,THEN
        /AXLAB,Y,Termopar II (graus Celsius)
        *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,2),5
*ELSEIF,ARG1,EQ,3,THEN
        /AXLAB,Y,Termopar III (graus Celsius)
        *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,3),6
*ENDIF
SAVE
*END

*ABBR,TERMPAR1,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,1
*ABBR,TERMPAR2,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,2
*ABBR,TERMPAR3,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,3
SAVE
FINISH
RESUME
```

APÊNDICE B

ROTINA DO MODELO TRIDIMENSIONAL

```
!====  SCRIPT PARA MODELAGEM DE SOLDAGEM EM TUBULAÇÃO ===!
FINISH
/clear,start

!--- Parâmetros de geometria do tubo ---
t=3.2E-03                                   !Espessura de parede (m)
R=50.8E-03                                  !Raio externo do tubo (m)
L_Tubo=100e-3                               !Comprimento modelado de tubo, da base até o nariz do bisel (m)
NarizBisel=1e-3                             !Espessura do nariz do bisel (m)
AlfaChanfro=60                              !Angulo do chanfro (graus)
AberturaRaiz=2.5e-3                         !Abertura da raiz (m)
Penetracao1oPasse=0.5e-3        !Afundamento da solda no 1º passa abaixo da superfície interna do tubo (m)
Saliencia1oPasse=-0.5e-3!Saliência do 1º passe em relação a superfície externa do tubo (m)
Saliencia2oPasse=1.5e-3 !Saliência do 2º passe em relação a superfície externa do tubo (m)

!--- Propriedades do material ---
Ro1=7.8e3                       ! Massa específica (kg/m3)
h=25                            ! Coeficiente de convecção do ar (W/m2.K)
Tini=25
Tfluido=25                      ! Temperatura inicial

!--- Parâmetros de soldagem - 1° Passe Método GTAW ---
eta_1=0.60
V_1=15.3
I_1=103.7
a_1=1.5*t                                   ! Região de influência da solda parâmetros da fonte
b_1=1.5*t
c1_1=2.0*t
c2_1=6.5*t
vSolda_1=1.5333E-3                          ! (TIG - 1° passe) m/s
CentroideFonte1oPasse=-0.5e-3   !Posição do centróide da fonte de calor no primeiro passe em relação à superfície externa do tubo (m)
tResf1=276                                  ! Tempo de resfriamento após 1° Passe

!--- Parâmetros de soldagem - 2° Passe Método SMAW ---
eta_2=0.85
V_2=22.5
I_2=95
a_2=1.5*t                                   ! Região de influência da solda parâmetros da fonte
b_2=1.5*t
c1_2=3.0*t
c2_2=5.0*t
vSolda_2=2.9E-3                             ! (SMAW - 2° passe) m/s
CentroideFonte2oPasse=+1.5e-3  ! Posição do centróide da fonte de calor no segundo passe em relação à superfície externa do tubo (m)
tResf2=440                                  ! Tempo de resfriamento após 2° Passe

!--- Posição dos termopares
ProfTermopares=2e-3                         ! Profundidade dos termopares em relação à superfície (m)
DistTermopar1=5.5e-3                ! Distância do 1° Termopar à extremidade do tubo (m)
DistTermopar2=12e-3                         ! Distância do 2° Termopar à extremidade do tubo (m)
DistTermopar3=17e-3                         ! Distância do 3° Termopar à extremidade do tubo (m)

!--- Dicretização espacial e temporal ---
L_Elemento_Solda=t/4            !Tamanho do elemento na solda
NDiv_Tubo=50                            !Número de divisões ao longo do tubo
QDiv_Tubo=10                            !Razão entre o tamanho do maior e menor elemento
LDiv_Circunferencial=t/2        !Tamalho da divisão circunferencial do tubo em elementos
NSubSteps_Passo1=3                      !Número de subpassos no 1° Passe
NSubSteps_Passo2=3                      !Número de subpassos no 2° Passe
FatorRefinamentoTemporal=1      !Fator de refinamento do passo de tempo. Multiplica o número de passos de tempo, aumentando a precisão

!--- Constantes ---
```

```
PI=ACOS(-1)
ee=2.718

!--- DEFINIÇÃO DAS PROPRIEDADES DO MATERIAL EM FUNÇÃO DA TEMPERATURA ---
/PREP7
MP,DENS,1,Ro1
MP,MURX,1,0
MP,PRXY,1,0.29
MP,ALPX,1,1.9e-5
MPTEMP,1, 20 ! Propriedades mecânicas
MPTEMP,2, 200 ! Temperaturas
MPTEMP,3, 400
MPTEMP,4, 600
MPTEMP,5, 800
MPTEMP,6, 1000
MPTEMP,7, 1200
MPTEMP,8, 1340
MPTEMP,9, 1390
MPTEMP,10, 2000
MPDATA,c,1,,490 !Calor Específico
MPDATA,c,1,,520
MPDATA,c,1,,585
MPDATA,c,1,,597
MPDATA,c,1,,609
MPDATA,c,1,,631
MPDATA,c,1,,654
MPDATA,c,1,,669
MPDATA,c,1,,675
MPDATA,c,1,,675
MPDATA,KXX,1,,14.0 !K Condutibilidade Térmica (W/m K)
MPDATA,KXX,1,,17.0
MPDATA,KXX,1,,20.0
MPDATA,KXX,1,,23.1
MPDATA,KXX,1,,25.5
MPDATA,KXX,1,,28.3
MPDATA,KXX,1,,31.1
MPDATA,KXX,1,,33.1
MPDATA,KXX,1,,66.2
MPDATA,KXX,1,,66.2

!===== PRE-PROCESSAMENTO =====

/COLOR,NUM,BLUE,1 0
/COLOR,PBAK,OFF
FINISH
/FILNAME,TUBO_SUPERDUPLEX_MULTIPASSE_3D,1
/PREP7
/TITLE,TUBO_SUPERDUPLEX_MULTIPASSE_3D
*ABBR,SIMULA,/INPUT,GUILHERME-3D_DESACOPLADO,mac
SAVE
SAVE,INICIO
RESUME

!--- GEOMETRIA ---
k,1,r-t,0
k,2,r,0
k,3,r-t,L_Tubo
k,4,r-t+NarizBisel,L_Tubo
k,5,r,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi)
K,11,r+Saliencia2oPasse,L_Tubo+AberturaRaiz/2 !101.25E-03
K,12,r-t-Penetracao1oPasse,L_Tubo+AberturaRaiz/2
K,13,r+Saliencia1oPasse,L_Tubo+AberturaRaiz/2
xP1=r+CentroideFonte1oPasse !!!Centróide da fonte no primeiro passe
yP1=L_Tubo+AberturaRaiz/2 !!!Centróide da fonte no primeiro passe
xP2=r+CentroideFonte2oPasse !!!Centróide da fonte no segundo passe
yP2=L_Tubo+AberturaRaiz/2 !!!Centróide da fonte no segundo passe
L,1,2
L,2,5
L,5,4
```

```
L,4,3
L,3,1
LSTR, 12, 13
LSTR, 13, 11
LARC,12,3,13,3,
LARC,5,11,12,6,
LDIV,3, , ,2,0
LARC,6,13,12,3,!

LSEL,S,,,3
LSEL,A,,,4
LSEL,A,,,6
LSEL,A,,,7
LSEL,A,,,8
LSEL,A,,,9
LSEL,A,,,10
LSEL,A,,,11
LESIZE,ALL,L_Elemento_Solda
ALLSEL

LESIZE,5,,,NDiv_Tubo,QDiv_Tubo
LESIZE,2,,,NDiv_Tubo,1/QDiv_Tubo
ALLSEL

!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 1
/REP,FAST
FLST,2,6,4
FITEM,2,1
FITEM,2,2
FITEM,2,3
FITEM,2,10
FITEM,2,4
FITEM,2,5
AL,P51X
!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 2
FLST,2,4,4
FITEM,2,9!
FITEM,2,7!
FITEM,2,11!
FITEM,2,3
AL,P51X
!!!!!!!!!!!!!!!! ÁREA 3
FLST,2,5,4
FITEM,2,11
FITEM,2,8!
FITEM,2,4
FITEM,2,10!
FITEM,2,6!
AL,P51X
KSEL,S,LOC,Y,103,1e3
LSEL,S,LOC,Y,103,1e3
LDELE,ALL, , ,ALL
ALLSEL,ALL,ALL

CM,AREA_INICIAL,AREA

K,1000,0,0,0
K,1001,0,0.1,0
VROTAT,ALL,,,,,,1000,1001,,4

!--- DEFINIÇÃO DOS TIPOS DOS ELEMENTOS ---
ET,1,SOLID70     ! Elemento Plano térmico

!--- MALHA ---
MAT,1
TYPE,1
REAL,1
CSYS,1
SECNUM,1
```

```
ESIZE,LDiv_Circunferencial
VSWEEP,ALL

!--- DEFINE SISTEMA DE COORDENADAS CILÍNDRICO (rotacionado em relação ao eixo Y) ---
CSYS,5

!--- DEFINIÇÃO DOS GRUPOS ---
ASEL,S,LOC,X,R,R
ASEL,R,LOC,Z,0,L_Tubo
CM,AREA_EXTERNA,AREA

ASEL,S,LOC,X,R-t,R-t
ASEL,R,LOC,Z,0,L_Tubo
CM,AREA_INTERNA,AREA

ASEL,S,LOC,Z,0,0
CM,AREA_BASE_TUBO,AREA

ASEL,S,LOC,X,0,R-t-1E-5
ASEL,R,LOC,Z,L_Tubo+1E-5,L_Tubo+AberturaRaiz/2-1E-5
CM,AREA_FUNDO_SOLDA,AREA

ASEL,S,LOC,X,R-t+NarizBisel+1E-5,R-1E-5
ASEL,R,LOC,Z,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi),L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi)/2
CM,AREA_BISEL_EXPOSTA_PASSE_1,AREA

ASEL,S,LOC,X,R-(t-NarizBisel)/2,R+Saliencia1oPasse
ASEL,R,LOC,Z,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi)/2,L_Tubo+AberturaRaiz/2-1E-5
CM,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_1,AREA

ASEL,S,LOC,X,R,R+Saliencia2oPasse
ASEL,R,LOC,Z,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi),L_Tubo+AberturaRaiz/2-1E-5
CM,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_2,AREA

VSEL,S,LOC,Z,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi),L_Tubo+AberturaRaiz/2
CMSEL,S,AREA_FUNDO_SOLDA
VSLA,R
ESLV,S
CM,SOLDA_PASSE_1,ELEM

VSEL,S,LOC,Z,L_Tubo-(t-NarizBisel)*TAN(AlfaChanfro/2/180*Pi),L_Tubo+AberturaRaiz/2
CMSEL,S,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_2
VSLA,R
ESLV,S
CM,SOLDA_PASSE_2,ELEM

a=MAX(a_1,a_2)
NSEL,S,LOC,Z,L_Tubo+AberturaRaiz/2-2*a,L_Tubo+AberturaRaiz/2
ESLN,S
CM,TUBO_CALOR,ELEM !Elementos que recebem algum calor da fonte

ALLSEL

!--- CONDIÇÕES DE CONTORNO (válidas para toda a simulação) ---
TUNIF,Tini ! Nomeia uma temperatura uniforme a todos os nós.
SFA,AREA_BASE_TUBO,,CONV,h,Tfluido
SFA,AREA_INTERNA,,CONV,h,Tfluido
SFA,AREA_EXTERNA,,CONV,h,Tfluido
SFA,AREA_FUNDO_SOLDA,CONV,,h,Tfluido
ESTIF,1e-9        !Fator multiplicador da matriz rigidez para elementos desativados
EKILL,SOLDA_PASSE_1
EKILL,SOLDA_PASSE_2

!=============== SOLUÇÃO ===============
/SOLU
TIMINT,ON
NROPT,FULL
KBC,1 ! Carregamento tipo Degrau
```

```
OUTPR,ALL,ALL
RESCONTROL,DEFINE,LAST,LAST
!AUTOTS,ON ! Especifica se usa tempo automático ou não.
Tempo=0

! ### 1o PASSE ###
ANTYPE,TRANS
NSUBST,NSubSteps_Passo1,NSubSteps_Passo1,NINT(NSubSteps_Passo1/2)
OUTRES,NSOL,LAST

!--- CONDIÇÕES DE CONTORNO (específicas do 1° Passe) ---
ESEL,S,LIVE
NSLE,S
NSEL,INVE
D,ALL,TEMP,Tini
ALLSEL
SFA,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_1,CONV,,h,Tfluido


!Atribui os parâmetros do 1° passe previamente definidos
V=V_1
I=I_1
eta=eta_1
a=a_1
b=b_1
c1=c1_1
c2=c2_1
vSolda=vSolda_1
xP=xP1
yP=yP1

VI=V*I
Q=eta*VI
fF=(2*c1)/(c1+c2) ! fR + fF = 2 (correspondente à equação 26)
fR=(2*c2)/(c1+c2)

NPassos=NINT((2*Pi*R)/LDiv_Circunferencial)*FatorRefinamentoTemporal
DeltaT=(2*Pi*xP)/NPassos/vSolda
VelAngular=vSolda/xP      !Velocidade angular da solda (rad/s)

*DO,i_Tempo,1,NPassos,1
        Tempo=Tempo+DeltaT
        ThetaSolda=VelAngular*Tempo      !Posição angular da solda (rad)
        TIME,Tempo

        !Ativa elementos referentes as posições já alcançadas pelo soldador
        NSEL,S,LOC,Y,0,(ThetaSolda+c1/xP)*180/Pi
        CMSEL,S,SOLDA_PASSE_1
        NSLE,R
        DDELE,ALL,TEMP
        ESLN,S
        CMSEL,R,SOLDA_PASSE_1
        EALIVE,ALL
        ALLSEL

        !Aplica a respectiva fonte de calor a cada elemento
        CMSEL,S,TUBO_CALOR
        BFEDELE,ALL,HGEN
        ESEL,R,LIVE
        NSLE,S
        NSEL,R,LOC,Y,(ThetaSolda-2*c2/xP)*180/Pi,(ThetaSolda+2*c1/xP)*180/Pi
        ESLN,R
        CMSEL,U,SOLDA_PASSE_2
        NSEL,ALL

        *GET,N_Elem,ELEM,0,COUNT
        i_Elem=0
        *DO,i,1,N_Elem,1
                i_Elem=ELNEXT(i_Elem)
```

```
                *GET,xC,ELEM,i_Elem,CENT,X
                *GET,ThetaC,ELEM,i_Elem,CENT,Y
                *IF,ThetaC,LT,0,THEN
                        ThetaC=ThetaC+360
                *ENDIF
                *GET,yC,ELEM,i_Elem,CENT,Z
                xG=xP-xC
                yG=yP-yC
                csiG=(ThetaC/180*Pi-ThetaSolda)*xP
                *IF,csiG,GT,0,then                              ! Metade frontal da fonte
                        c=c1
                        f=fF
                *ELSE                                           ! Metade traseira da fonte
                        c=c2
                        f=fR
                *ENDIF
                Amp=6*SQRT(3)*f*Q/(a*b*c*PI*SQRT(PI))
                qf=Amp*(ee**(-3*(yG/a)**2))*(ee**(-3*(xG/b)**2))*(ee**(-3*(csiG/c)**2))
                BFE,i_Elem,HGEN,1,qf ! Densidade de Energia (W/m3)
        *ENDDO
        ALLSEL
        SOLVE
*ENDDO

SAVE,Solda_Passe1,db

! ### 1o PASSE ### - Resfriamento
ANTYPE,TRANS
AUTOTS,ON
NSUBS,50,50,40
OUTRES,NSOL,-20
BFEDELE,ALL,HGEN ! Retirada da Geração de Calor
Tempo=Tempo+tResf1
TempoFinalPasse1=Tempo
TIME,Tempo
SOLVE
SAVE,Solda_Passe1_Resf,db


! ### 2o PASSE ###
ANTYPE,TRANS
NSUBST,NSubSteps_Passo2,NSubSteps_Passo2,NINT(NSubSteps_Passo2/2)
OUTRES,NSOL,LAST

!--- CONDIÇÕES DE CONTORNO (específicas do 2° Passe) ---
SFADELE,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_1,,CONV
SFA,AREA_SUPERCIFIE_SOLDA_PASSE_2,CONV,,h,Tfluido

!Atribui os parâmetros do 2° passe previamente definidos
V=V_2
I=I_2
eta=eta_2
a=a_2
b=b_2
c1=c1_2
c2=c2_2
vSolda=vSolda_2
xP=xP2
yP=yP2

VI=V*I
Q=eta*VI
fF=(2*c1)/(c1+c2) ! fR + fF = 2
fR=(2*c2)/(c1+c2)

NPassos=NINT((2*Pi*R)/LDiv_Circunferencial)*FatorRefinamentoTemporal
DeltaT=(2*Pi*xP)/NPassos/vSolda
VelAngular=vSolda/xP      !Velocidade angular da solda (rad/s)
TempoInicioPasse2=Tempo
```

```
*DO,i_Tempo,1,NPassos,1
	Tempo=Tempo+DeltaT
	ThetaSolda=VelAngular*(Tempo-TempoInicioPasse2)		!Posição angular da solda (rad)
	TIME,Tempo

	!Ativa elementos referentes as posições já alcançadas pelo soldador
	NSEL,S,LOC,Y,0,(ThetaSolda+c1/xP)*180/Pi
	CMSEL,S,SOLDA_PASSE_2
	NSLE,R
	DDELE,ALL,TEMP
	ESLN,S
	CMSEL,R,SOLDA_PASSE_2
	EALIVE,ALL
	ALLSEL

	!Aplica a respectiva fonte de calor a cada elemento
	CMSEL,S,TUBO_CALOR
	BFEDELE,ALL,HGEN
	ESEL,R,LIVE
	NSLE,S
	NSEL,R,LOC,Y,(ThetaSolda-2*c2/xP)*180/Pi,(ThetaSolda+2*c1/xP)*180/Pi
	ESLN,R
	NSEL,ALL

	*GET,N_Elem,ELEM,0,COUNT
	i_Elem=0
	*DO,i,1,N_Elem,1
		i_Elem=ELNEXT(i_Elem)
		*GET,xC,ELEM,i_Elem,CENT,X
		*GET,ThetaC,ELEM,i_Elem,CENT,Y
		*IF,ThetaC,LT,0,THEN
			ThetaC=ThetaC+360
		*ENDIF
		*GET,yC,ELEM,i_Elem,CENT,Z
		xG=xP-xC
		yG=yP-yC
		csiG=(ThetaC/180*Pi-ThetaSolda)*xP
		*IF,csiG,GT,0,then				! Metade frontal da fonte
			c=c1
			f=fF
		*ELSE						! Metade traseira da fonte
			c=c2
			f=fR
		*ENDIF
		Amp=6*SQRT(3)*f*Q/(a*b*c*PI*SQRT(PI))
		qf=Amp*(ee**(-3*(yG/a)**2))*(ee**(-3*(xG/b)**2))*(ee**(-3*(csiG/c)**2))
		BFE,i_Elem,HGEN,1,qf ! Densidade de Energia (W/m3)
	*ENDDO
	ALLSEL
	SOLVE
*ENDDO

SAVE,Solda_Passe2,db

! ### 2o PASSE ### - Resfriamento
ANTYPE,TRANS
AUTOTS,ON
NSUBS,50,50,40
OUTRES,NSOL,-20
BFEDELE,ALL,HGEN ! Retirada da geração de Calor
Tempo=Tempo+tResf2
TempoFinalPasse2=Tempo
TIME,Tempo
SOLVE
SAVE,Solda_Passe2_Resf,db
SAVE,FINAL

:graficos
```

```
!=========================================== GERAÇÃO DE GRÁFICOS
================================================
/POST1
/EXPAND,2,LRECT,HALF,,,L_Tubo+AberturaRaiz/2
SIMETRIA_ATIVADA=1

ALLS
/POST26

THETA_RESULT=90
TIME_OFFSET=-(THETA_RESULT/180*Pi)/(vSolda_1/xP1)
nT1 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar1)
nT2 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar2)
nT3 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar3)

NSOL,2,nT1,TEMP,, TEMP_T1,
NSOL,3,nT2,TEMP,, TEMP_T2,
NSOL,4,nT3,TEMP,, TEMP_T3,

XVAR,1
/GCOLUMN,1,'TERMPAR1'
/GCOLUMN,2,'TERMPAR2'
/GCOLUMN,3,'TERMPAR3'
PLVAR,2,3,4,


/POST1
*GET,N_DS,ACTIVE,0,SET,NSET
*DEL,RESULTADOS_TERMOPARES
*DIM,RESULTADOS_TERMOPARES,TABLE,N_DS,6
*DEL,TEMPO
*DIM,TEMPO,ARRAY,N_DS


*DO,I_DS,1,N_DS,1
        SET,,,,,,,I_DS
        *GET,TEMPO_ATUAL,ACTIVE,0,SET,TIME
        TEMPO(I_DS)=TEMPO_ATUAL
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,0)=TEMPO_ATUAL
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,1)=TEMP(nT1)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,2)=TEMP(nT2)
        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,3)=TEMP(nT3)
*ENDDO


*CREATE,GRAFICO_TERMOPAR,mac
        /AXLAB,X,TEMPO(s)
        /GCOLUMN,1,'GUILHERME'
        /GCOLUMN,2,'FABIANO'

        THETA_RESULT_ant=THETA_RESULT
        *ASK,THETA_RESULT,Digite a posição angular para os resultados (graus),90

        *GET,SITUACAO_TIME_OFFSET,PARM,TIME_OFFSET,TYPE
        *IF,SITUACAO_TIME_OFFSET,EQ,-1,THEN
                TIME_OFFSET=-(THETA_RESULT/180*Pi)/(vSolda_1/xP1)
        *ENDIF

        *ASK,TIME_OFFSET,Digite o ajuste temporal para os resultados do Fabiano (s),%TIME_OFFSET%
        /POST1

        *IF,THETA_RESULT_ant,NE,THETA_RESULT,THEN
                nT1 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar1)
                nT2 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar2)
                nT3 = NODE(r-ProfTermopares,THETA_RESULT,L_Tubo-DistTermopar3)

                *GET,N_DS,PARM,RESULTADOS_TERMOPARES,DIM,X
                /NOP
```

```
                *DO,I_DS,1,N_DS,1
                        SET,,,,,,,I_DS
                        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,1)=TEMP(nT1)
                        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,2)=TEMP(nT2)
                        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,3)=TEMP(nT3)
                *ENDDO
        *ENDIF

        *DO,I_DS,1,N_DS,1

        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,4)=FABIANO_TERMOPAR_I(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)

        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,5)=FABIANO_TERMOPAR_II(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)

        RESULTADOS_TERMOPARES(I_DS,6)=FABIANO_TERMOPAR_III(TEMPO(I_DS)+TIME_OFFSET)
        *ENDDO

        /GO

        *IF,ARG1,EQ,1,THEN
                /AXLAB,Y,Termopar I (graus Celsius)
                *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,1),4
        *ELSEIF,ARG1,EQ,2,THEN
                /AXLAB,Y,Termopar II (graus Celsius)
                *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,2),5
        *ELSEIF,ARG1,EQ,3,THEN
                /AXLAB,Y,Termopar III (graus Celsius)
                *VPLOT,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,3),6
        *ENDIF
        SAVE

        *CFOPEN,RESULTADOS,txt
        *VWRITE,'   TEMPO','    TERMOPAR I','TERMOPAR II','TERMOPAR III'
%C %C %C %C
        *VWRITE,RESULTADOS_TERMOPARES(1,0),RESULTADOS_TERMOPARES(1,1),RESULTADOS_TER
MOPARES(1,2),RESULTADOS_TERMOPARES(1,3)
(F8.3,F12.1,F12.1,F12.1)
        *CFCLOS

*END

*CREATE,ANIMA_PASSE,mac
        /POST1
        ALLSEL
        *IF,ARG1,EQ,1,THEN
                CMSEL,U,SOLDA_PASSE_2
                PLNS,TEMP
                ANTIME,40,0.1,,1,2,TempoFinalPasse1
        *ELSE
                PLNS,TEMP
                ANTIME,40,0.1,,1,TempoFinalPasse1,TempoFinalPasse2
        *ENDIF
*END

*CREATE,SIMETRIA,mac
        *IF,SIMETRIA_ATIVADA,EQ,1,THEN
                /EXPAND,0
                SIMETRIA_ATIVADA=0
                /REPLOT
        *ELSE
                /EXPAND,2,LRECT,HALF,,,L_Tubo+AberturaRaiz/2
                SIMETRIA_ATIVADA=1
                /REPLOT
        *ENDIF
*END

*CREATE,SECAO,mac
        /POST1
```

```
        PI=ACOS(-1)
        *ASK,ANGULO_SECAO,'Digite o angulo para a secao de corte (graus):',90
        *ASK,TEMPO_MIN,'Digite a temperatura min. para escala (graus):',900
        *ASK,TEMPO_MAX,'Digite a temperatura max. para escala (graus):',1511
        WPCSYS,1,0
        WPROTA,0,0,ANGULO_SECAO
        SUDEL,SECAO
        SUCR,SECAO,CPLANE, ,
        SUMAP,SEC_TEMP,TEMP
        SUPL,SECAO,SEC_TEMP,0
        /VIEW, 1, SIN(ANGULO_SECAO/180*PI), 0, COS(ANGULO_SECAO/180*PI)
        /ZOOM,,OFF
        /ZOOM,1,RECT,1,0.8 ,1.2 ,-1
        /cont,,,TEMPO_MIN,,TEMPO_MAX
        /REPLO
        /cont,,,AUTO,,
*END

*CREATE,T_X,mac
        SET,LAST
        *GET,ULTIMO_T,ACTIVE,0,SET,TIME
        *ASK,_TEMPO,'Digite o tempo para resultados (segundos):',%ULTIMO_T%
        SET,,,,,_TEMPO
*END



!--- Gera botões de acesso rápido no Toolbar
*ABBR,TERMPAR1,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,1
*ABBR,TERMPAR2,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,2
*ABBR,TERMPAR3,*USE,GRAFICO_TERMOPAR.mac,3
*ABBR,TEMP,PLNS,TEMP
*ABBR,ANIMA1,*USE,ANIMA_PASSE.mac,1
*ABBR,ANIMA2,*USE,ANIMA_PASSE.mac,2
*ABBR,SIMETRIA,*USE,SIMETRIA.mac
*ABBR,SECAO_,*USE,SECAO.mac
*ABBR,T_0,SET,FIRST
*ABBR,T_ANT,SET,PREVIOUS
*ABBR,T_PROX,SET,NEXT
*ABBR,T_X_,*USE,T_X.mac




SAVE
FINISH
RESUME
```