CEFET/RJ
DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

TRATAMENTO TÉRMICO PÓS-SOLDAGEM PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS DE AÇO SOLDADAS: MODELAGEM E ANÁLISE EXPERIMENTAL

Telmo Viana Rodrigues

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.

Orientadores:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Luis Felipe Guimarães de Souza

Rio de Janeiro

Setembro, 2011

TRATAMENTO TÉRMICO PÓS-SOLDAGEM PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS DE AÇO SOLDADAS: MODELAGEM E ANÁLISE EXPERIMENTAL

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.

Telmo Viana Rodrigues

Aprovada por:

_____

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

_____

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

_____

Professor, Jorge Carlos Ferreira Jorge, D.Sc.

_____

Professor, Marcelo Amorim Savi, D.Sc. (UFRJ)

Rio de Janeiro

Setembro, 2011

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Central do CEFET/RJ

R696 Rodrigues, Telmo Viana
Tratamento térmico pós-soldagem para alívio de tensões residuais em chapas de aço soldadas : modelagem e análise experimental / Telmo Viana Rogrigues.—2011.
xiv, 117f. : il.col. , tabs. ; enc.

Dissertação (Mestrado) Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca , 2011.
Bibliografia : f. 95-97
Apêndice
Orientadores : Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco [e] Luis Felipe Guimarães de Souza

1.Engenharia mecânica 2.Soldagem 3.Resistência de materiais 4.Tensões residuais I.Pacheco, Pedro Manuel Calas Lopes (orient.) II.Souza, Luis Felipe Guimarães de (orient.) III.Título.

CDD 620.1

Dedico a minha mãe Zaida, por toda dedicação e apoio.

Agradecimentos

A Deus

Agradeço aos meus professores Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, Luis Felipe Guimarães de Souza e Jorge Carlos Ferreira Jorge por toda a orientação, motivação e dedicação durante a elaboração desta dissertação.

Agradeço a minha namorada Cynthia, pelo apoio e motivação.

Agradeço também a todos os amigos que direta ou indiretamente contribuíram para a realização desse trabalho.

RESUMO

TRATAMENTO TÉRMICO PÓS-SOLDAGEM PARA ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM CHAPAS DE AÇO SOLDADAS: MODELAGEM E ANÁLISE EXPERIMENTAL

Telmo Viana Rodrigues

Orientadores:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Luis Felipe Guimarães de Souza

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.

Soldagem é o principal método entre os processos de fabricação disponíveis para unir elementos mecânicos. É um processo complexo onde um aquecimento localizado é fornecido a uma peça promovendo alterações mecânicas e metalúrgicas. Aspectos fenomenológicos do processo de soldagem envolvem o acoplamento entre diferentes processos físicos e sua descrição é bastante complexa. Basicamente, três acoplamentos são essenciais: térmico, transformação de fase e fenômenos mecânicos. Entre as desvantagens relacionadas com os processos de soldagem está a geração de tensões residuais devido ao gradiente térmico imposto à peça em associação com restrições geométricas. A presença de tensões residuais pode comprometer a integridade estrutural dos componentes mecânicos submetidos a carregamentos de fadiga. Na presença de tensões geradas pela condição de carregamento operacional, as tensões residuais podem ser adicionadas a estas resultando em níveis de tensão mais elevados do que o esperado. A presente contribuição apresenta um estudo do tratamento térmico pós-soldagem para alívio de tensões (TTAT) em chapas de aço soldadas utilizando análise experimental e um modelo numérico. A análise experimental é utilizada para avaliar a evolução da temperatura durante a soldagem utilizando termopares e uma câmera infravermelha. Os dados obtidos nos ensaios experimentais são usados para calibrar um modelo baseado no método de elementos finitos termo-elastoplástico acoplado bidimensional com propriedades termomecânicas dependentes da temperatura. Este modelo paramétrico é usado para estudar a efeito do TTAT sobre as tensões residuais de chapas de aço soldadas. Os resultados mostram que os níveis de temperatura do TTAT afetam os valores de tensões residuais. A metodologia proposta pode ser usada em geometrias complexas como uma ferramenta poderosa para ajustar os parâmetros de TTAT para aliviar as tensões residuais em componentes mecânicos soldados.

Palavras-chave:

Soldagem; Alívio de tensões; Modelo numérico

Rio de Janeiro
Setembro de 2011

ABSTRACT

POST WELD HEAT TREATMENT FOR RESIDUAL STRESSES RELIEVING IN WELDED STEEL PLATES: MODELING AND EXPERIMENTAL ANALYSIS

Telmo Viana Rodrigues

Advisors:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco

Luis Felipe Guimarães de Souza

Abstract of dissertation submitted to Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Tecnologia de Materias 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.

Welding is the main method among fabrication processes available for joining mechanical elements. It is a complex process where localized intensive heat input is furnished to a piece promoting mechanical and metallurgical changes. Phenomenological aspects of welding process involve couplings among different physical processes and its description is unusually complex. Basically, three couplings are essential: thermal, phase transformation and mechanical phenomena. Among the disadvantages related to the welding processes is the generation of the residual stress due to the thermal gradient imposed to the workpiece in association to geometric restrictions. In the presence of tensile stresses promoted by the operational loading conditions, both stresses are added resulting in much higher tensile stress levels than the ones predicted. The present contribution regards on study post weld heat treatments (PWHT) for residual stress relieving in welded steel plates using experimental analysis and a numerical model. First experimental analysis is used to assess the temperature evolution during welding using thermocouples and an infrared camera. The obtained experimental data is used to calibrate a coupled bidimensional thermo-elastoplastic finite element model with temperature-dependent thermomechanical properties. This parametric model is used to study the effect of the PWHT on the residual stresses of welded steel plates. Results indicate that the temperature levels of the PWHT affect the values of residual stresses. The proposed methodology can be used in complex geometries as a powerful tool to study and adjust PWHT parameters to minimize residual stresses on welded mechanical components.

Keywords:

Welding; Stress-Relieving; Modeling

Rio de Janeiro
September, 2011

Sumário

I	**Introdução**	1
II	**Revisão Bibliográfica**	3
	I.1 – Soldagem	3
	II.1.1 – Processo de Soldagem MIG/MAG (GMAW)	6
	II.1.2 – Processo MIG Pulsado	10
	II.2 – Tensão Residual	12
	II.3 – Modelo de Fonte de Calor	20
	II.3.1 – Distribuição Superficial	20
	II.3.2 – Distribuição Volumétrica	21
	II.3.3 – Fenômenos de Transferência de Calor	23
III	**Modelos Numéricos**	24
IV	**Procedimento Experimental**	31
	IV.1 – Materiais	31
	IV.1.1 – Material de Base	31
	IV.1.2 – Material de Soldagem	32
	IV.2 – Preparação dos Corpos-de-Prova para a Soldagem	32
	IV.3 – Soldagem	33
	IV.3.1 – Soldagem Preliminar	34
	IV.4 – Medição do Perfil de Temperaturas	35
	IV.5 – Macrografia de Solda Depositada	39
V	**Resultados**	41
	V.1 – Ensaios Experimentais	41
	V.1.1 – Medição de Temperaturas Através dos Termopares	41
	V.1.2 – Medição de Temperaturas Através de Câmera	43
	Infra-Vermelho	

	V.1.3 – Análise Macrográfica	45
	V.2 – Simulações Numéricas	46
	V.2.1 – Modelo Bidimensional	47
	V.2.2 – Modelo Tridimensional	86
VI	**Conclusões**	92
VII	**Sugestões para Trabalhos Futuros**	94
	Referências Bibliográficas	95
	Apêndice	98

Lista de Figuras

Figura II.1 - Espectro de densidade de potência de alguns processos de soldagem (ASM Vol. 6; 1993) 4

Figura II.2 - Esquema do Equipamento MIG/MAG 6

Figura II.3 - Modos mais comuns de transferência metálica no processo GMAW (MODENESI, 2008) 7

Figura II.4 - Tipo de transferência metálica predominante em função da tensão e da intensidade de corrente (MODENESI, 2008) 10

Figura II.5 - Formato da onda no processo MIG Pulsado (AWS - Vol. 2, 1997) 11

Figura II.6 - Comportamento de tensões na direção de soldagem. (Antunes, 1995) 12

Figura II.7 - Modelo de barra aquecida (KOU, 2003) 13

Figura II.8 - Tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) de uma solda de topo (b). (MODENESI, 2008) 14

Figura II.9 - Tensões Residuais em Soldagem (MODENESI, 2008) 15

Figura II.10 - Alívio das tensões residuais como função da temperatura e tempo do TTAT (ASM Vol. 6; 1993) 17

Figura II.11 - Montagem do Equipamento de furação instrumentada 18

Figura II.12 - Alguns modelos de extensômetros e rosetas. 19

Figura II.13 - Distribuição superficial (Goldak et al, 1984) 21

Figura II.14 - Modelo de Goldak - (a) Distribuição de energia elipsóide duplo da fonte de calor. (b) Arranjo de uma seção com deposição de filete de solda. (Goldak, 1984) 22

Figura III.1 - Seção da chapa analisada no modelo bidimensional 26

Figura III.2 - Condições de contorno geométricas e convectivas no modelo bidimensional 26

Figura III.3 - Condições de contorno geométricas e convectivas no modelo tridimensional 27

Figura III.4 - Áreas do modelo bidimensional 28

Figura III.5 - Áreas do modelo tridimensional 28

Figura III.6 - Malha utilizada no modelo bidimensional 29

Figura III.7 - Malha utilizada no modelo tridimensional 29

Figura III.8 - Seção do modelo bidimensional apresentando os 8 pontos de estudo 30

Figura III.9 - Seções analisadas do modelo tridimensional apresentando os 8 pontos estudados 30

Figura IV.1 - Vista Inferior da Chapa - Esquemático da Furação para o Posicionamento dos Termopares. (Cotas em mm) 32

Figura IV.2 - Aspecto da Montagem dos Termopares e Fixação a Chapa. 33
Figura IV.3 - Fonte de Soldagem Millermatic 350 P 34
Figura IV.4 - Corpo de Prova soldado 35
Figura IV.5 - Sistema de aquisição de dados de fabricação da HBM modelo Spider 8 36
Figura IV.6 - Câmera infra-vermelho modelo FLIR A320 36
Figura IV.7 - Esquema de montagem dos ensaios experimentais 37
Figura IV.8 - Imagem infra-vermelha da chapa obtida com a câmera FLIR A320 37
Figura IV.9 - Montagem dos equipamentos para os ensaios experimentais 38
Figura IV.10 - Tocha de soldagem MIG/MAG e tartaruga de deslocamento 38
Figura IV.11 - Equipamentos para Lixamento e Polimento 39
Figura IV.12 - Microscópios Ópticos 40
Figura V.1 - Evolução da temperatura nos termopares TP-0 e TP-1 42
Figura V.2 - Evolução da temperatura nos termopares TP-2 e TP-3 42
Figura V.3 - Imagem Infravermelha do momento seguinte à passagem da fonte de calor 43
Figura V.4 - Evolução da temperatura do ponto capturado pela câmera 44
Figura V.5 - Distribuição de temperatura na superfície da chapa capturada pela câmera infravermelha para diversos instantes de tempo 44
Figura V.6 - Macrografia realizada em um dos corpos de prova 45
Figura V.7 – Pontos utilizados para avaliação da temperatura e da tensão nos modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais 47
Figura V.8 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-0 e TP-1 49
Figura V.9 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3 50
Figura V.10 - Resultados experimentais (câmera infravermelha) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3 51
Figura V.11 - Imagem da ZTA + ZF do modelo bidimensional 52
Figura V.12 - Evolução da temperatura durante a soldagem e resfriamento 54
Figura V.13 - Evolução da temperatura durante o TTAT 54
Figura V.14 - Evolução da temperatura durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda 55
Figura V.15 - Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda 56
Figura V.16 - Dimensões da ZTA + ZF no modelo bidimensional COM reforço 56
Figura V.17 - Dimensões da ZTA + ZF no modelo bidimensional SEM reforço 57

Figura V.18 - Dimensões ZTA e ZF no modelo bidimensional com reforço de solda. 58

Figura V.19 - Dimensões ZTA e ZF no modelo bidimensional sem reforço de solda com parâmetros corrigidos 59

Figura V.20 - Evolução da temperatura durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda 60

Figura V.21 - Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda. 60

Figura V.22 - Distribuição das tensões residuais na direção *x* após o resfriamento no modelo COM Reforço 62

Figura V.23 - Distribuição das tensões residuais na direção *x* após o resfriamento no modelo SEM Reforço 62

Figura V.24 - Distribuição das tensões residuais na direção *y* após o resfriamento no modelo COM Reforço 63

Figura V.25 - Distribuição das tensões residuais na direção *y* após o resfriamento no modelo SEM Reforço 64

Figura V.26 - Distribuição das tensões residuais na direção *z* após o resfriamento no modelo COM Reforço 65

Figura V.27 - Distribuição das tensões residuais na direção *z* após o resfriamento no modelo SEM Reforço 65

Figura V.28 - Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o resfriamento no modelo COM Reforço 66

Figura V.29 - Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o resfriamento no modelo SEM Reforço 67

Figura V.30 - Distribuição das tensões residuais em *x* após o TTAT no modelo COM Reforço 68

Figura V.31 - Distribuição das tensões residuais em *x* após o TTAT no modelo SEM Reforço 68

Figura V.32 - Distribuição das tensões residuais em *y* após o TTAT no modelo COM Reforço 69

Figura V.33 - Distribuição das tensões residuais em *y* após o TTAT no modelo SEM Reforço 70

Figura V.34 - Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o TTAT no modelo COM Reforço 71

Figura V.35 - Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o TTAT no modelo SEM Reforço 71

Figura V.36 - Evolução da temperatura durante o processo de soldagem e resfriamento. 72

Figura V.37 - Distribuição de temperatura no instante 7,6 segundos. 73

Figura V.38 - Evolução da Temperatura durante a soldagem e TTAT 74

Figura V.39 - Evolução da tensão em *x* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT 75

Figura V.40 - Evolução da tensão em *x* durante todo o processo 76

Figura V.41 - Evolução da tensão em *y* durante soldagem, resfriamento e 77

início do TTAT

Figura V.42 - Evolução da tensão em *y* durante todo o processo 78

Figura V.43 - Evolução da tensão em *z* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT 79

Figura V.44 - Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante todo o processo 80

Figura V.45 - Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT 81

Figura V.46 - Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante todo o processo 82

Figura V.47 - Tensões equivalentes de *von Mises* após o TTAT a diferentes temperaturas. 83

Figura V.48 - Tensões residuais na direção *x* após o TTAT a diferentes temperaturas. 84

Figura V.49 - Tensões residuais na direção *y* após o TTAT a diferentes temperaturas. 84

Figura V.50 - Tensões residuais máximas e mínimas nas direções *x*, *y* e equivalente de *von Mises* após o TTAT a diferentes temperaturas. 85

Figura V.51 - Geometria e dimensões da ZTA e ZF do modelo tridimensional na seção correspondente aos termopares TP-1 e TP-3 88

Figura V.52 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo tridimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-0 e TP-1 89

Figura V.53 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3 89

Figura V.54 - Evolução da temperatura nos modelos numéricos bidimensional e tridimensional. Posição dos Termopares TP-0 e TP-1 90

Figura V.55 – Evolução da temperatura nos modelos numéricos bidimensional e tridimensional. Posição dos Termopares TP-2 e TP-3 91

Lista de Tabelas

Tabela II.1 - Eficiência dos processos de soldagem (KOU, 2003) 5

Tabela II.2 – Correntes de transição para vários eletrodos 9

Tabela III.1 - Propriedades térmicas e mecânicas utilizadas no modelo numérico (DOGU, 2005) 26

Tabela IV.1 - Composição Química e Propriedades do Aço SAE 1045 (ASM Vol. 1) 31

Tabela IV.2 - Parâmetros de Soldagem Empregados 34

Tabela V.1 – Dimensões médias da Zona Termicamente Afetada e da Zona Fundida 45

Tabela V.2 – Parâmetros do modelo de fonte de calor. Modelo bidimensional 48

Tabela V.3 – Comparação entre os resultados e experimentais e os resultados numéricos do modelo bidimensional com reforço. 53

Tabela V.4- Parâmetros da fonte de soldagem calibrados para o modelo SEM reforço 58

Tabela V.5 - Tensões residuais máximas e mínimas após o TTAT 85

Tabela V.6 – Parâmetros a, b, c_1 e c_2 do modelo tridimensional 87

Tabela V.7 – Comparação entre os resultados e experimentais e os resultados numéricos do modelo tridimensional com reforço 87

Capítulo I - Introdução

A soldagem é o método mais comum entre os processos de fabricação disponíveis para unir elementos mecânicos. A grande variedade de processos de soldagem oferece versatilidade, cuja aplicação pode variar desde pequenos componentes eletrônicos até a indústria de construção naval. Cada processo de soldagem possui características próprias, incluindo vantagens e desvantagens que devem ser cuidadosamente equilibradas para a aplicação específica ou projeto.

Os aspectos fenomenológicos da soldagem envolvem o acoplamento entre diferentes processos físicos e sua descrição é bastante complexa. Basicamente, três acoplamentos são essenciais: térmico, transformação de fase e fenômenos mecânicos. Devido à complexa interação desses acoplamentos, vários autores têm abordado estes três aspectos separadamente: alguns autores consideram apenas o acoplamento termomecânico (Bang *et al.*, 2002; Teng e Chang, 2004; Costa *et al*., 2007), mas é importante notar que em muitas situações, a transformação de fase deve ser também considerado (Zacharia *et al*., 1995; Taljat *et al*., 1998; Ronda e Oliver, 2000; Silva e Pacheco, 2005; Silva, 2007).

Entre as desvantagens relacionadas com os processos de soldagem baseado no arco elétrico está a geração de tensões residuais devido ao gradiente térmico imposto à peça em associação com restrições geométricas. É sabido que a tensão residual desempenha um papel preponderante na integridade estrutural de um componente mecânico. No entanto, a presença de tensões residuais não é plenamente considerada na concepção tradicional de componentes mecânicos. Algumas metodologias tradicionais de projeto assumem que o componente é submetido a um estado nulo de tensões antes da aplicação do carregamento operacional e o uso de métodos analíticos e/ou métodos computacionais não é suficiente para avaliar ou prever de uma forma confiável a integridade estrutural. A presença de tensões residuais trativas pode ser especialmente perigosa para componentes mecânicos submetidos a cargas de fadiga. Na presença de tensões trativas promovidas pelas condições de carregamento operacional, as tensões residuais são adicionados às tensões promovidas pelo carregamento operacional, resultando em níveis de tensão muito mais elevados do que os previstos, e podem ser responsáveis pela nucleação e propagação de trincas.

A fim de minimizar os efeitos das tensões residuais em uma junta soldada algumas precauções podem ser tomadas: como a aplicação de preaquecimento que proporciona a diminuição do gradiente térmico da junta soldada o que resulta em uma maior uniformidade do campo de deformação plástica na peça e um tratamento térmico pós-soldagem para alívio de tensões (TTAT). Há muitas opções de tratamentos térmicos que podem ser aplicados a uma

junta soldada com o objetivo de reduzir os níveis de tensão residual, sendo o mais comum o recozimento para alívio de tensões. O recozimento para alívio de tensões consiste no aquecimento da peça de maneira uniforme em um patamar de temperatura por um período específico de tempo, seguido de resfriamento ao ar à temperatura ambiente. Cumpre observar que, a seleção dos parâmetros de TTAT (temperatura e tempo) depende principalmente da composição química dos metais de base e de solda, uma vez que durante o TTAT existe a possibilidade de ocorrerem transformações de fase indesejáveis, mudanças microestruturais e mecanismos de precipitação de carbonetos, por exemplo, que podem comprometer as propriedades mecânicas, particularmente a tenacidade. Tais fenômenos podem se tornar mais complexos quando os metais de base e de solda não são semelhantes, sendo necessário estabelecer parâmetros de TTAT para atender ambas as ligas. Dependendo da temperatura do TTAT e da técnica aplicada, um alívio das tensões residuais praticamente completo pode ser obtido. Além do alívio das tensões residuais, o limite de resistência e o limite de escoamento também podem ser afetados, particularmente na zona termicamente afetada (ZTA) de aços de alta resistência e baixa liga devido à ação de revenimento do TTAT. Em outras situações, dependendo da composição local da liga, zonas frágeis localizadas também podem surgir na ZTA. Conforme exposto, espera-se como uma condição ideal, a seleção da temperatura do TTAT que permita a máxima redução dos níveis de tensão residual, sem prejudicar as propriedades mecânicas da junta soldada pela ocorrência de transformações de fase ou mudanças microestruturais.

A presente contribuição refere-se ao estudo da influência da temperatura do TTAT no nível de tensões residuais de uma junta soldada utilizando um modelo numérico baseado no método de elementos finitos termo-elastoplástico acoplado com as propriedades mecânicas dependentes da temperatura. A análise de elementos finitos é realizada em três etapas: 1) processo de soldagem; 2) resfriamento do processo de soldagem e 3) tratamento térmico para alívio de tensões (TTAT). Os resultados numéricos obtidos com o modelo desenvolvido são comparados com os resultados experimentais para a sua validação e calibração.

Para se obter uma correta modelagem dos processos de soldagem é essencial o desenvolvimento de modelos precisos de fonte de calor. Na modelagem dos processos de soldagem ao arco elétrico, a fonte de calor é representada como uma distribuição em uma geometria do fluxo de calor (Goldak *et al.*, 1984). As simulações numéricas foram executadas com o software comercial ANSYS (Ansys, 2010).

Capítulo II – Revisão Bibliográfica

II. 1 - Soldagem

A soldagem é um processo de fabricação largamente utilizado na indústria, devido a eficiência, integridade elevada e aplicabilidade. Pode-se definir a soldagem como uma operação que visa a união de duas ou mais peças, assegurando na junta soldada, a continuidade de propriedades físicas, químicas e metalúrgicas (Modenesi, Marques; 2000). Os processos de soldagem podem envolver ou não a fusão do material, ou adição de metal.

A soldagem por fusão consiste no aquecimento do metal de solda e do metal adicionado (quando este é usado) até o ponto de fusão gerando o coalescimento localizado da junta. Embora a soldagem por fusão seja um processo operacionalmente simples, ela engloba diversos fenômenos complexos que ocorrem simultaneamente. Três fenômenos acoplados estão presentes em uma junta soldada por fusão: térmico, mecânico e transformação de fase. A interação desses fenômenos pode afetar a integridade estrutural da junta, alterando suas propriedades mecânicas, e gerando tensões residuais. (ASM, 1993)

A soldagem por fusão se aplica a grande maioria dos metais, porém as diferentes características dos metais propiciam diferentes características a junta soldada, seja na eficiência, facilidade ou qualidade. Esse conjunto de características do metais que influenciam na soldagem é conhecido como soldabilidade do metal.

Nos processos de soldagem por fusão, a fonte de calor é altamente localizada, promovendo a fusão do metal de base e do metal de adição (quando este é utilizado). Ocorre que: a fonte de calor pontual gera um rápido aquecimento localizado, promovendo assim um gradiente térmico nas proximidades da junta. A dilatação térmica decorrente da variação de temperatura provoca deformações trativas em algumas regiões e compressivas em outras. Após o resfriamento, esse mecanismo de tração (dilatação) e compressão (contração) cessa, dando origem a tensões internas, conhecidas como tensões residuais.

A fonte calor de soldagem deve ter uma densidade de potência suficiente para promover a fusão localizadado metal de base e do metal de adição, mas não pode ser alta a ponto de vaporizar o metal. A faixa de densidade de potência utilizada nas fontes de calor de soldagem é de 0,001 a 1 MW/cm^2 (ASM, 1993). A Figura II.1 apresenta o espectro da densidade de potência e os pontos onde os processos de soldagem mais comuns trabalhão.

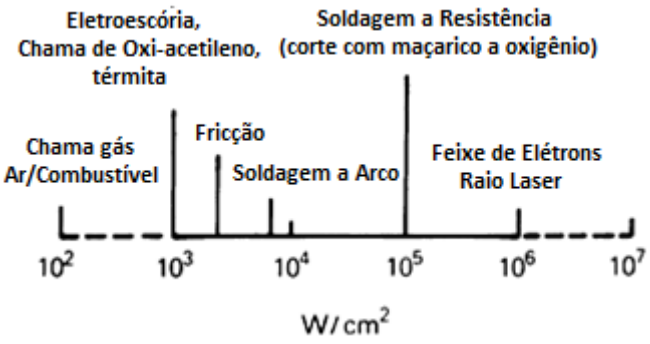


Figura II.1 – Espectro de densidade de potência de alguns processos de soldagem (ASM, 1993)

Um modelo físico é proposto para estudar a fonte de calor em soldagem. Considera-se uma fonte de calor se deslocando a uma velocidade constante sobre uma chapa estacionária de acordo com um sistema de coordenadas móvel fixado no centro da fonte de calor. Com exceção do início e término da soldagem, o fluxo de calor na peça é constante ou quase-estacionário. De posse disso, autores (Goldak *et al.*, 1984) têm trabalhado em modelos matemáticos para estudar o comportamento da fonte de calor.

Sabe-se que parte do calor é conduzido até o metal de base e outra parte é perdido na coluna do arco ou por convecção da superfície do metal com o ambiente em volta. A relação entre o calor gerado pela fonte de calor e o calor transferido à peça é chamado de eficiência da fonte de calor (η) (Kou, 2003). A eficiência da fonte pode ser definida como:

$$\eta = \frac{Qt_{solda}}{Q_{nominal}t_{solda}} = \frac{Q}{Q_{nominal}} \qquad \text{II.1}$$

Onde Q é a taxa de transferência de calor da fonte de calor para a peça, $Q_{nominal}$ é a potência nominal da fonte de calor e t_{solda} é o tempo de soldagem. A eficiência energética da fonte sempre é menor do que 1 ($\eta < 1$). A Tabela II.1 apresenta eficiências energética de alguns processo de soldagem.

Tabela II.1 - Eficiência dos processos de soldagem (Kou, 2003)

Processo de Soldagem	Eficiência energética (η)
Eletrodo Revestido	0,75 – 0,87
MIG/MAG	0,75 – 0,87
TIG	0,6 – 0,8
Arco Submerso	0,8 – 0,9
Feixe de Elétrons	0,8 – 0,95

Após o término da soldagem três áreas distintas podem ser observadas na junta soldada: Zona de Metal Fundido, Zona Termicamente Afetada (ZTA) e Metal de Base. O pico de temperatura e as subseqüentes taxas de resfriamento determinam os limites entre as áreas. ZTA compreende a área afetada pelo calor, onde ocorrem mudanças nas propriedades mecânicas e metalúrgicas, embora não tenha alcançado a temperatura de fusão. Devido a esse fato, a ZTA é considerada uma área crítica. Na soldagem de aços, em particular, dependendo da composição química e da história prévia de processamento termomecânico, o aquecimento promovido pela soldagem pode levar a uma sorte de transformações na ZTA que podem ter impacto significativo nas propriedades mecânicas do metal nesta região, seja por transformações de fase ou precipitação de partículas de segunda fase.

II.1.1 - Processo de Soldagem MIG/MAG (GMAW)

Dentre os vários processos de soldagem por fusão, o presente trabalho utilizou o processo MIG nos ensaios experimentais, assim como seus parâmetros nas simulações numéricas.

O processo MIG/MAG promove a união de metais através da fusão gerada por um arco elétrico entre um arame alimentado continuamente e a poça de fusão. Um fluxo de gás é emitido continuamente para proteger a poça de fusão da contaminação do ar atmosférico e manter a estabilidade do arco (assume o papel de meio ionizante). A Figura II.2 apresenta o esquema de montagem típico de um processo MIG/MAG. Quando são utilizados gases inertes como Hélio, Argônio e suas misturas, o processo é conhecido como MIG (*Metal Inert Gas*). Quando são utilizados gases que interagem com metal fundido (gases ativos) como o Dióxido de Carbono (CO2), o processo é denominado de MAG (*Metal Active Gas*).

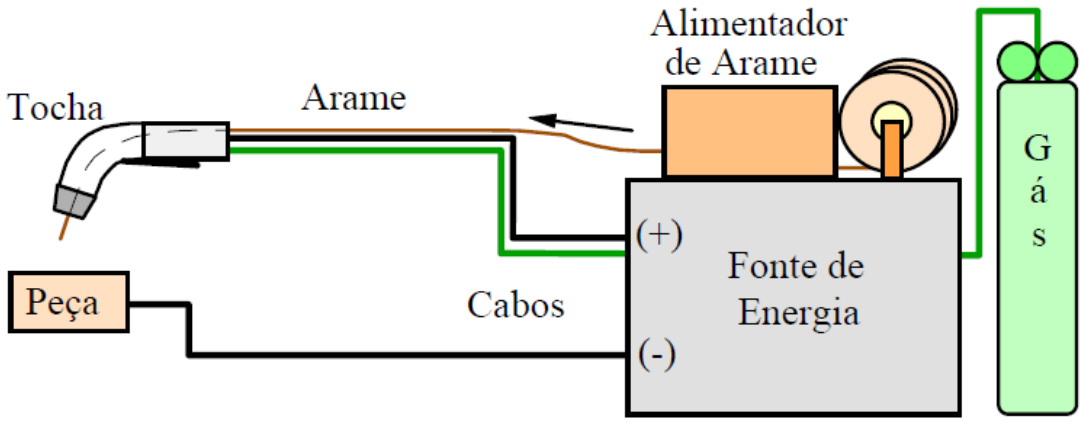


Figura II.2 - Esquema do Equipamento MIG/MAG (Modenesi, 2008)

Destacam-se como vantagens do processo MIG/MAG, a alta taxa de deposição e maior capacidade de penetração. A alimentação contínua do arame permite uma maior velocidade de soldagem em relação ao eletrodo revestido e ao processo TIG, por não precisar trocar a vareta e a deposição de longos cordões de solda. Apresenta também facilidade na limpeza pós-soldagem.

Em soldagem, um dos aspectos importantes diz respeito ao modo como o metal de adição é transportado do eletrodo para a peça através do arco, denominando-se a isto de transferência metálica. No processo de Soldagem MIG/MAG, existem basicamente três modos de transferência metálica entre o eletrodo e a peça: curto-circuito, globular e spray, como pode

ser visto na Figura II.3. Os fatores determinantes no modo de transferência metálica são: a corrente de soldagem, o diâmetro do arame, o comprimento do arco (tensão), as características da fonte e o gás de proteção.

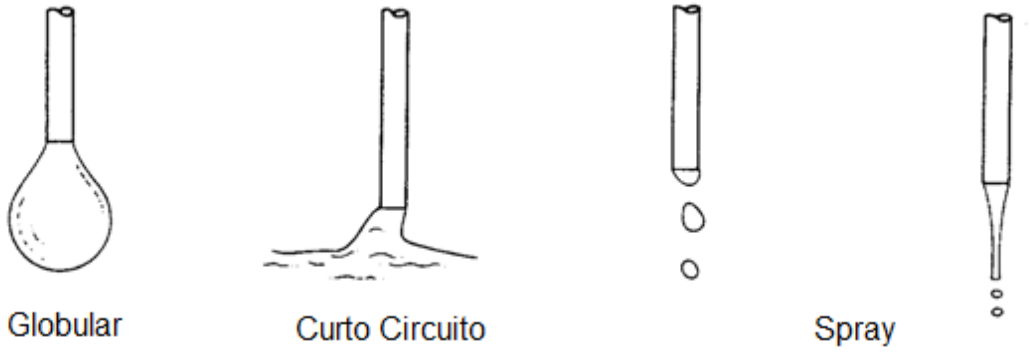


Figura II.3 – Modos mais comuns de transferência metálica no processo GMAW (Modenesi, 2008)

Transferência por curto-circuito - O metal fundido na ponta do arame toca periodicamente a poça de fusão causando um curto-circuito. Esse toque entre o eletrodo e a poça de fusão acontece numa faixa de 20 a 200 vezes por segundo (AWS, 1997). A transferência por curto circuito ocorre basicamente em correntes e tensões de soldagem baixas (Baixa força eletromagnética, permitindo um grande diâmetro crítico da gota, e arcos curtos o suficiente para que a gota toque a poça antes de se destacar) (Scotti, 2008). Essa técnica é muito útil na união de materiais de pequena espessura em qualquer posição, materiais de grande espessura na posição vertical e sobrecabeça, no preenchimento de largas aberturas. Outra grande vantagem é a distorção mínima da peça. Apesar da transferência do metal ocorrer apenas durante o curto circuito, o gás de proteção afeta diretamente o tamanho da gota de metal e a duração do curto-circuito.

Transferência Globular – O Metal é transferido através do destacamento de gotas de metal com diâmetro maior que o diâmetro do arame por gravidade, forças de arraste e forças eletromagnéticas. Essa técnica de transferência metálica ocorre quando se utilizam tensões de arco moderadas a altas (arcos longos, evitando-se transferência por curto-circuito) e correntes muito baixas (forças eletromagnéticas insignificantes) (Scotti, 2008). Esse método não é muito efetivo, por aliar baixa qualidade (respingos e fusões incompletas) com baixa produtividade (baixa taxa de deposição do arame). Outra desvantagem desse processo é ser limitado a posição plana de soldagem, devido ao mecanismo depender quase totalmente da gravidade para o destacamento das gotas de metal transferido.

Transferência Spray – Também denominada de aerossol ou gotícular, o metal é transferido através de pequenas gotas uniformes (diâmetro próximo ao do eletrodo) seqüencialmente em uma alta freqüência. Ocorre normalmente em polaridade reversa (eletrodo positivo), altas correntes, tensões superiores a 20V e atmosfera inerte com pelo menos 80% de argônio. Uma condição necessária para ocorrer à transferência por Spray é que o valor da corrente alcance um valor crítico conhecido como *corrente de transição*. Valores de corrente abaixo desse valor de referência acarretam a transferência metálica Globular (previamente descrita), a uma taxa de algumas gotas por segundo. Valores de corrente acima da *corrente de transição* acarretam transferência metálica gotícular, a uma taxa de centenas de gotas por segundo.

A *corrente de transição* (que é dependente da tensão superficial no metal fundido) é inversamente proporcional ao diâmetro do eletrodo e, em menor escala, da extensão livre do eletrodo. Isso varia com a temperatura de fusão do metal de adição e a composição do gás de proteção. (AWS, 1997) A Tabela II. apresenta correntes de transição para alguns dos metais mais comuns.

Tabela II.2 – Correntes de transição para vários eletrodos

Tipo de eletrodo	Diâmetro do eletrodo		Gás de Proteção	*Corrente de transição*
	In.	mm		A
Aço Doce	0,030	0,8	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	150
Aço Doce	0,035	0,9	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	165
Aço Doce	0,045	1,1	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	220
Aço Doce	0,062	1,6	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	275
Aço Inoxidável	0,035	0,9	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	170
Aço Inoxidável	0,045	1,1	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	225
Aço Inoxidável	0,062	1,6	98% de Argônio – 2% de Oxigênio	285
Alumínio	0,030	0,8	Argônio	95
Alumínio	0,045	1,1	Argônio	135
Alumínio	0,062	1,6	Argônio	180
Cobre Desoxidado	0,035	0,9	Argônio	180
Cobre Desoxidado	0,045	1,1	Argônio	210
Cobre Desoxidado	0,062	1,6	Argônio	310
Bronze Silício	0,035	0,9	Argônio	165
Bronze Silício	0,045	1,1	Argônio	205
Bronze Silício	0,062	1,6	Argônio	270

Destacam-se como vantagens na transferência por Spray a elevada estabilidade do arco, boa qualidade (baixo índice de respingos), boa penetração na solda e apresenta alta taxa de deposição. Devido a aliar boa qualidade e alta taxa de deposição a transferência por Spray é mais desejada que as descritas anteriormente.

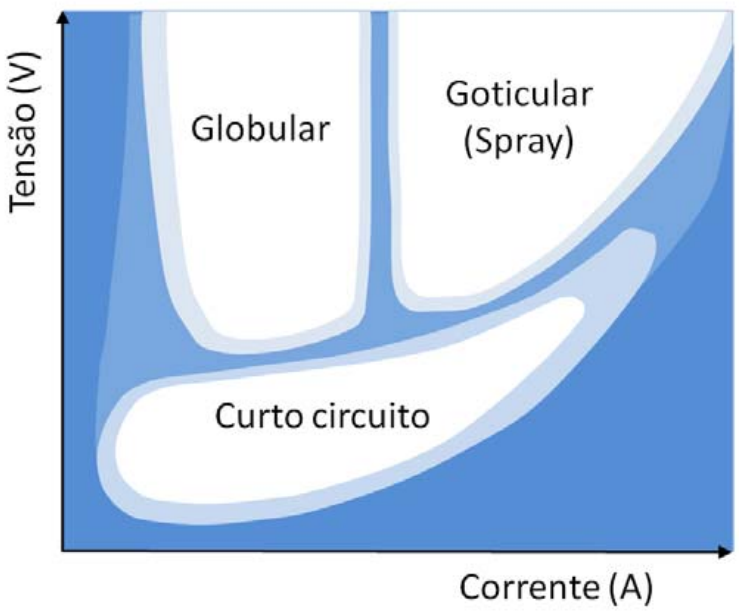


Figura II.4 – Tipo de transferência metálica predominante em função da tensão e da intensidade de corrente (Modenesi, 2008)

II.1.2 - Processo MIG Pulsado

O processo de MIG Pulsado é uma variação do processo MIG e foi desenvolvido a fim de aliar as vantagens do processo por spray a uma corrente pulsada igual ou menor que a *corrente de transição*. Assim, a baixa corrente permite a soldagem em todas as posições e de chapas finas (devido ao baixo aporte proporcionado), sem abrir mão de um bom acabamento do cordão e poucos respingos.

Sendo a potência do arco e a taxa de deposição exponencialmente dependentes da corrente, as operações acima da corrente de transição freqüentemente tornam a força do arco incontrolável nas posições vertical e sobre-cabeça. A redução da corrente média obtida pela pulsação da corrente de soldagem faz com que, tanto, a força do arco quanto a taxa de deposição sejam reduzidas, isto possibilita melhores condições para a soldagem em todas as posições e seções finas. (AWS, 1997)

O sinal da corrente de soldagem é modulado, como visto na Figura II.5, oscilando entre um nível chamado de corrente de base e outro maior chamado de corrente de pico. A corrente de base mantém o arco aberto com baixa energia, e a corrente de pico forma e destaca a gota na ponta do arame.

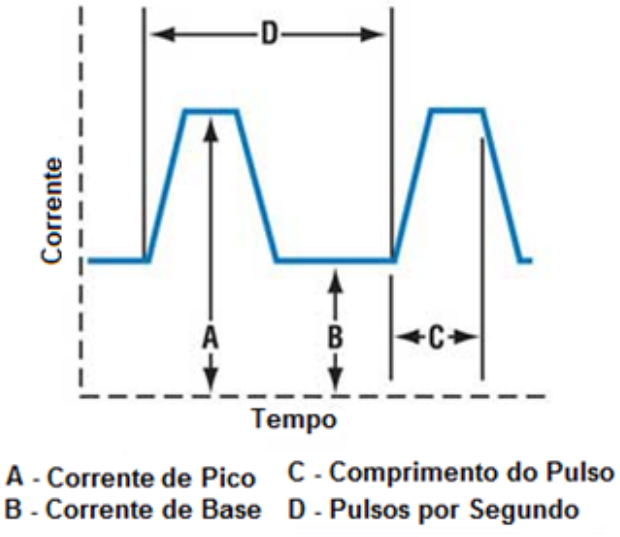


Figura II.5 - Formato da onda no processo MIG Pulsado (AWS, 1997)

O processo de MIG Pulsado apresenta-se como uma alternativa muito útil aos modos de transferência metálica por curto-circuito e por spray, equilibrando uma alta operacionalidade (multi-posição e soldagem de chapas finas) e bom acabamento ao cordão.

II.2 - Tensões Residuais

Embora na grande maioria dos projetos de engenharia mecânica se considere que o componente mecânico na ausência de carregamento externo apresente um estado nulo de tensões, durante o seu processo de fabricação normalmente ocorrem transformações mecânicas e metalúrgicas que promovem um estado de tensões não nulo que se mantém com a retirada dos carregamentos externos.

Nos processos de soldagem por fusão, uma fonte de calor altamente localizada promove um campo de temperatura não-uniforme, onde elevados gradientes de temperatura estão presentes. Durante a aplicação da fonte observa-se uma rápida dilatação térmica. A presença de regiões vizinhas com temperaturas inferiores promove restrições que aliadas a baixos valores para o limite de escoamento do material aquecido resulta no desenvolvimento de deformações plásticas. Na etapa de resfriamento observa-se um processo de contração do material, também com a presença de restrições associadas a regiões de temperatura mais baixa. À medida que a temperatura cai, o limite de escoamento do material aumenta, reduzindo a capacidade do material desenvolver deformações plásticas, produzindo tensões que ficam retidas no componente. Fenômenos como transformação de fase presentes no processo de soldagem, também podem contribuir para a formação das tensões residuais (Silva *et al.*, 2004; Silva e Pacheco, 2007). Essas tensões retidas no interior do componente são conhecidas como tensões residuais ou tensões internas (Sarkani, 2002; Modenesi, 2008). A Figura II.6 mostra o aspecto das tensões residuais para uma junta soldada (Antunes, 1995).

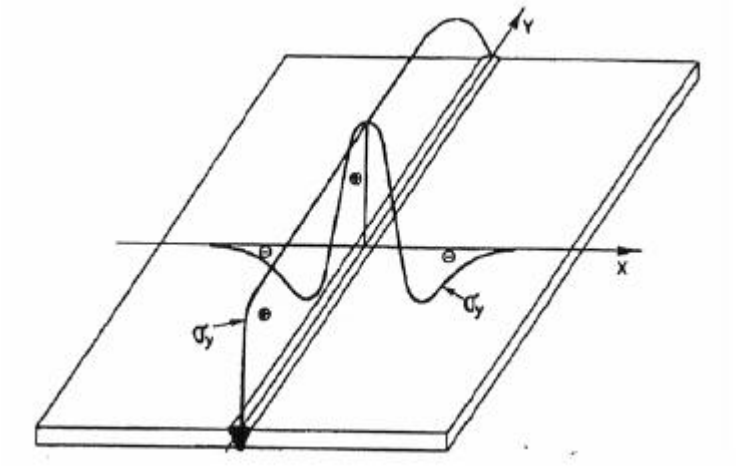


Figura II.6 – Comportamento de tensões na direção de soldagem. (Antunes, 1995)

Em um corpo sem solicitação externa, as *tensões residuais* não atuam no componente, pois são auto-equilibradas. Em um componente solicitado por esforços externos, as tensões residuais se somam às tensões geradas pelos esforços externos, resultando em um estado de tensões diferente do previsto através das metodologias de projeto mecânico, que normalmente não prevêem a presença de tensões residuais. Devido ao desconhecimento dos valores reais das tensões residuais, a prática comum de projeto mecânico consiste em se adotar fatores de segurança relativamente elevados o que, pode aumentar o custo dos projetos e o peso do componente.

Com o objetivo de entender melhor o mecanismo de geração das tensões residuais em soldagem utiliza-se o modelo de barra aquecida, como exemplificador a seguir. Considera-se a condição de três barras idênticas engastadas a dois blocos rígidos, como visto na Figura II.7.

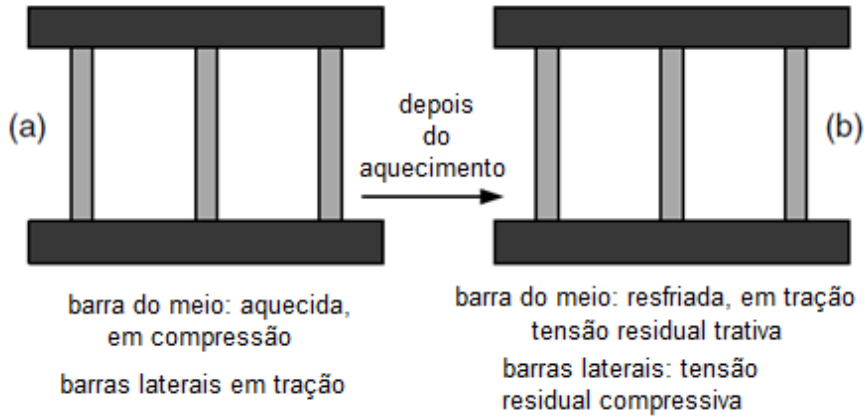


Figura II.7 – Modelo de barra aquecida (Kou, 2003)

Inicialmente as três barras estão à temperatura ambiente até que apenas a barra do meio é aquecida, sendo a sua dilatação é restrita pelas barras laterais que permanecem à temperatura ambiente. A barra do meio sofre compressão e as barras laterais sofrem uma tensão trativa imposta pela barra do meio. Em seguida, a temperatura na barra do meio aumenta, aumentando também a sua tensão compressiva, até atingir o valor do limite de escoamento em compressão do material. Alcançado o limite de escoamento em compressão, a barra do meio sofre deformação plástica. Após o aquecimento, a barra do meio começa a resfriar rapidamente e o estado de tensões nela e nas barras laterais sofre uma inversão: a barra do meio tende a contrair, mas é restrita pelas barras laterais gerando tensões residuais trativas que alcançam o limite de escoamento em tração quando a barra do meio alcança a temperatura ambiente. As barras laterais sofrem tensões residuais compressivas impostas pela contração da barra do meio.

Como apresentado na Figura II.8, o mesmo princípio pode ser aplicado para representar o que ocorre durante a soldagem: o aquecimento de uma pequena região da peça, permanecendo o restante a temperaturas inferiores, promove restrições à dilatação e contração da área aquecida e regiões adjacentes. Assim, o cordão de solda e sua área adjacente atuam como a barra central e o restante da peça pode ser associado às barras laterais.

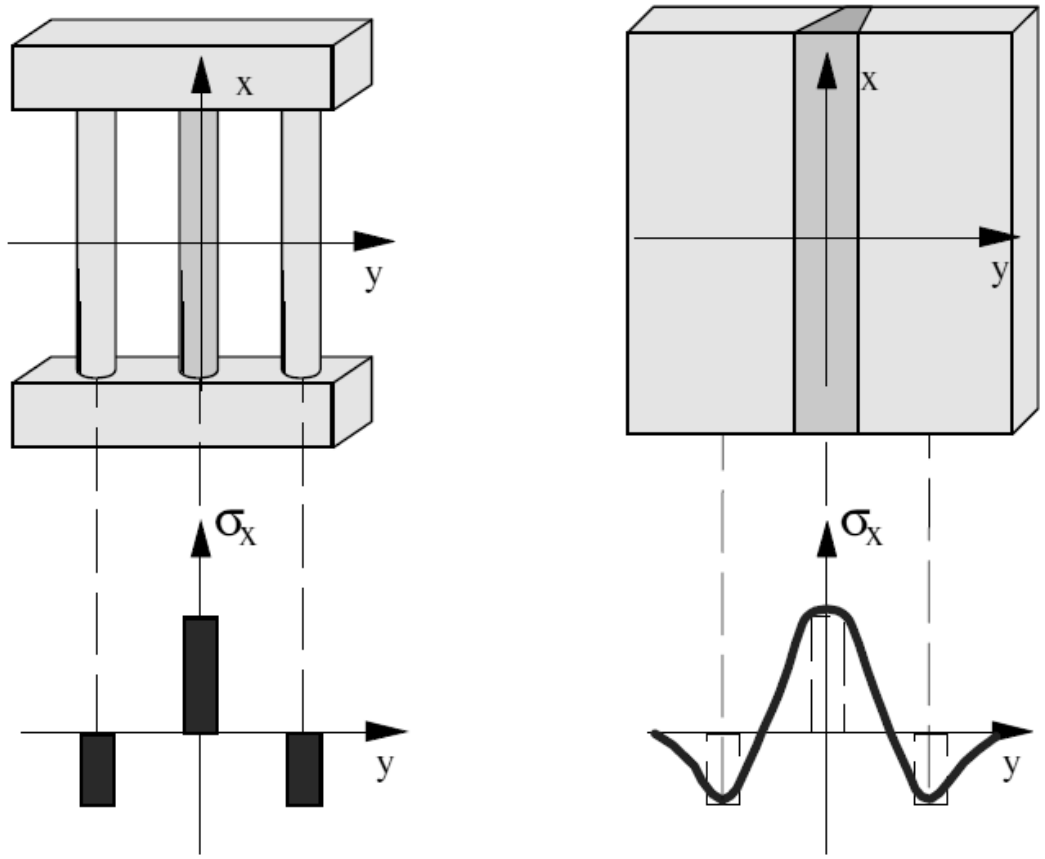


Figura II.8 - Tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) de uma solda de topo (b). (Modenesi, 2008)

A figura II.9 ilustra o desenvolvimento das tensões residuais durante o processo de soldagem. Na seção AA', distante da fonte de calor, a temperatura ainda é próxima da ambiente e o corpo ainda apresenta um estado nulo de tensões. Na seção BB', exatamente no centro da fonte de calor, a temperatura na região da solda é elevada, promovendo a dilatação da região próxima. Contudo a temperatura diminui drasticamente na direção transversal, assim nas regiões mais afastadas da solda que estão em temperaturas mais baixas não se dilataram, e impedem a dilatação da região da solda. Essas restrições geram tensões compressivas na região da solda e tensões trativas nas regiões mais afastadas desta. Na região CC' o metal de

solda começa a resfriar e contrair e as regiões mais afastadas impedem essa contração gerando tensões trativas. Após o resfriamento total da solda, na seção DD' as tensões residuais trativas no centro da solda podem chegar a níveis próximos ao limite de escoamento (Huang *et al, 1997)*.

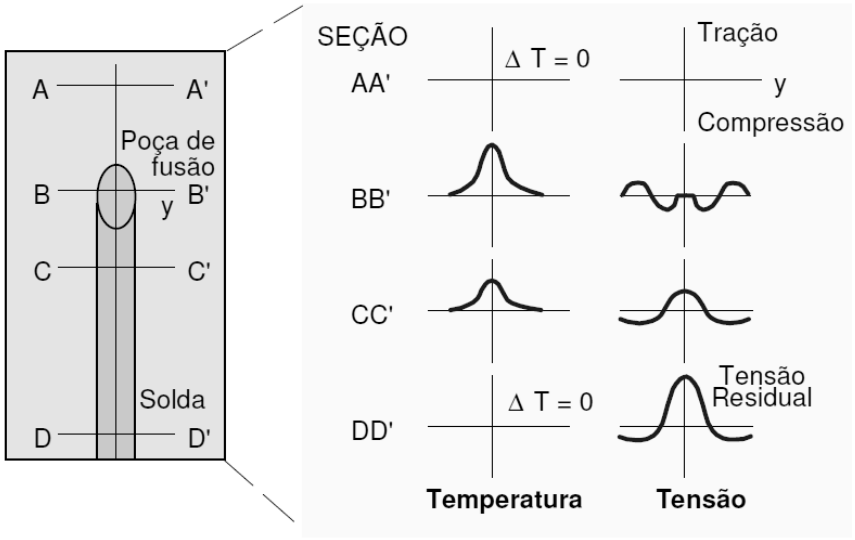


Figura II.9 – Tensões Residuais em Soldagem (Modenesi, 2008)

Diferente dos modelos propostos para estudo, as estruturas soldadas mais complexas não apresentam estados simples de tensão uniaxiais. Para as geometrias mais complexas as restrições presentes dificultam a deformação plástica da região da solda e propiciando o aparecimento de trincas. O surgimento de trincas torna-se mais crítico quando o componente é submetido a um estado cíclico de carregamento, que pode propiciar o crescimento da trinca por fadiga.

Diante do problema gerado pelo aparecimento de tensões residuais e conseqüentemente, a possibilidade de surgimento e propagação de trincas, alguns procedimentos são normalmente adotados para reduzir a magnitude do valor das tensões residuais. Uma geometria de chanfro otimizada pode permitir que uma menor deposição de material a alta-temperatura, o gradiente térmico seja reduzido. O preaquecimento da peça também é um mecanismo utilizado que permite reduzir o gradiente térmico e, dessa forma, redistribuir melhor os movimentos de dilatação e compressão dentro do componente.

O método mais utilizado para reduzir as tensões residuais é o tratamento térmico para alívio de tensões (TTAT) pós-soldagem. Há muitas opções de tratamentos térmicos que podem ser aplicadas a junta soldada com o objetivo de reduzir os níveis de tensão residual, sendo o mais comum o recozimento para alívio de tensões. O recozimento para alívio de

tensões consiste no aquecimento da peça de maneira uniforme em um intervalo de temperatura por um período específico de tempo, seguido de resfriamento ao ar à temperatura ambiente (Funderbuck, 1998) . A seleção de parâmetros (temperatura e tempo) depende principalmente da base e composições químicas solda metal. No entanto, devido à possibilidade de ocorrência de transformações de fase indesejáveis, mudanças microestruturais e mecanismos de precipitação de carbonetos, por exemplo, este tratamento pode prejudicar as propriedades mecânicas, particularmente a resistência ao efeito de entalhe. Tais fenômenos podem ser mais complexos quando o metal base e metal de solda não são semelhantes, sendo necessário estabelecer os parâmetros TTAT para atender ambas as ligas. Dependendo da temperatura de TTAT e a técnica aplicada, pode-se obter praticamente uma completa remoção da tensão residual. James *et al* (2011) verificou que a temperatura de 600° C por uma hora para cada 25 mm de espessura o TTAT mostra-se efetivo no alívio de tensões residuais. A remoção da tensão residual, pode vir acompanhada em alterações no limite de resistência à tração e no limite de escoamento, particularmente na zona termicamente afetada (ZTA) de aços de alta resistência e baixa liga de carbono devido à ação de revenimento do TTAT. Em outras situações, dependendo da composição local da liga, zonas frágeis podem surgir também na ZTA. Do exposto espera-se como uma condição ideal a seleção da temperatura para o TTAT que leve à redução máxima dos níveis de tensão residual, sem prejudicar as propriedades mecânicas da junta soldada pela ocorrência de transformações de fase ou mudanças microestruturais.

Alguns autores têm abordado o efeito da temperatura TTAT em peças soldadas. Cao *et al*. (2009) estudaram os efeitos do TTAT em propriedades metalúrgicas e mecânicas das juntas soldadas da liga Inconel 718 pelo processo laser. Kanga *et al*. (2007) investigaram os efeitos da tensão residual e tratamento térmico na resistência à fadiga de peças soldadas. Paradowska *et al*. (2010) utilizaram técnicas de furação para avaliar como TTAT locais contribuiem para a redução da tensão residual e melhoria na vida de fadiga de juntas soldadas tubulares.

A Figura II.10 mostra curvas de redução da tensão residual para diferentes temperaturas de TTAT como uma função do tempo para um aço contendo 0,21% de carbono e 1,44% de manganês (Linnert, 1967). Vários mecanismos contribuem para aliviar a tensão residual e a maior parcela de alívio ocorre durante a primeira hora. Fenômeno de recuperação e escoamento do são os principais mecanismos envolvidos. A baixas temperaturas a recuperação é o primeiro efeito a ser encontrado. Apesar de não haver mudanças observáveis na estrutura do grão, uma diminuição das tensões residuais pode ser obtida, sendo esta atribuída à redução da densidade de discordâncias. Semelhante a um fenômeno de fluência, o relaxamento efetivo pode ser obtido em temperaturas mais altas, onde o limite de escoamento

do material é inferior à tensão residual imposta ao material que irá deformar plasticamente até que a tensão seja reduzida até ao valor do limite de escoamento do material na temperatura de tratamento. A deformação plástica resultante pode causar um endurecimento progressivo como o trabalho a frio durante o alívio das tensões. Como um efeito resultante, quanto maior a tensão residual inicial maior será a tensão residual após o alívio de tensão a uma dada temperatura. Em associação com a deformação plástica desenvolvida durante o alívio, outros efeitos como a recristalização, que corresponde à formação de novos grãos livres de deformação seguida pelo crescimento de grãos que pode contribuir para o efeito de relaxamento. É importante observar que a ocorrência de recristalização depende do nível de encruamento de tal modo que um mecanismo competitivo entre encruamento e a recristalização pode ocorrer.

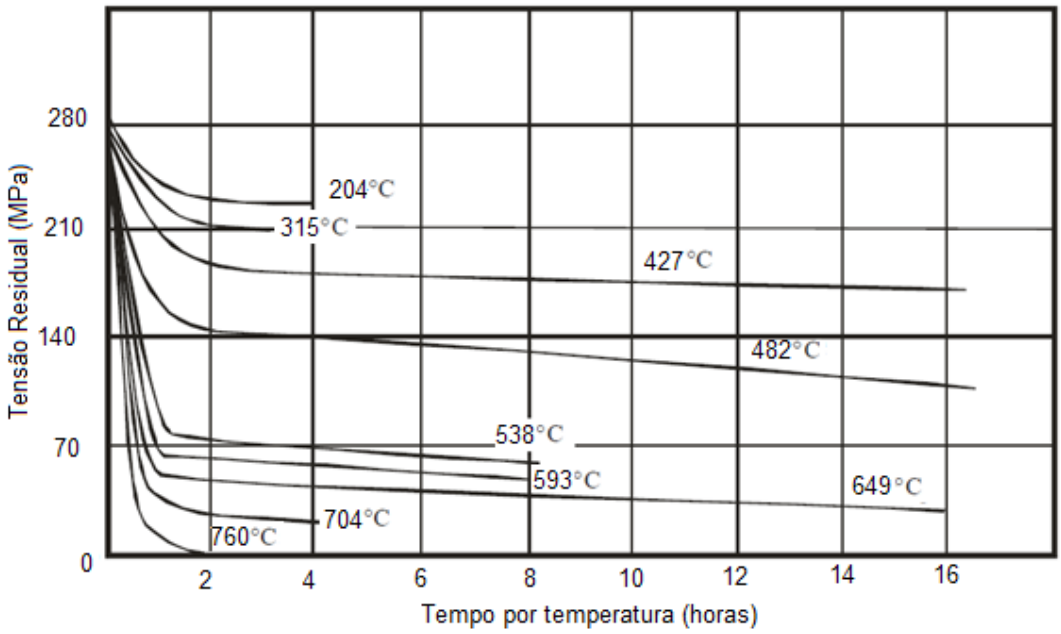


Figura II.10 - Alívio das tensões residuais como função da temperatura e tempo do TTAT (ASM, 1993)

Métodos experimentais que visam medir as tensões residuais estão em constante estudo e desenvolvimento. Entre os métodos mais utilizados pode-se citar: Difração de Raios V, Ultrassom e Furação Instrumentada.

A medição por Difração de Raios V baseia-se na medição de parâmetros da rede da estrutura cristalina em pequenas regiões da peça. Deformações elásticas causadas por tensões residuais alteram os valores desses parâmetros da rede cristalina, assim essas

alterações podem ser associadas com as deformações elásticas e logo as tensões residuais. É uma técnica não destrutiva, mas pouco precisa e demorada. (Modenesi, 2008)

A medição por Ultrassom baseia-se na determinação de alterações no ângulo de polarização de ondas ultrassônicas polarizadas, na taxa de absorção de ondas sonoras ou na velocidade de propagação do som para estimar o estado de tensão no material. Também é uma técnica não destrutiva.

A técnica de medição de tensões residuais mais utilizada e considerada como sendo a mais confiável é a técnica da Furação Instrumentada (técnica do furo passante ou técnica do furo cego – *hole drilling*). Essa técnica, que segue uma norma da ASTM (ASTM, 2008), consiste na relaxação do material por remoção e análise das deformações ocorridas durante essa relaxação. Assim, um furo passante ou cego é realizado lentamente em uma área da peça com tensões residuais. A remoção desse material propiciará o relaxamento do material no entorno do furo, e as deformações medidas durante esse relaxamento são provocadas pelo alívio das tensões residuais nesse local. A Figura II.11 mostra a realização de uma Furação Instrumentada em um tubo.

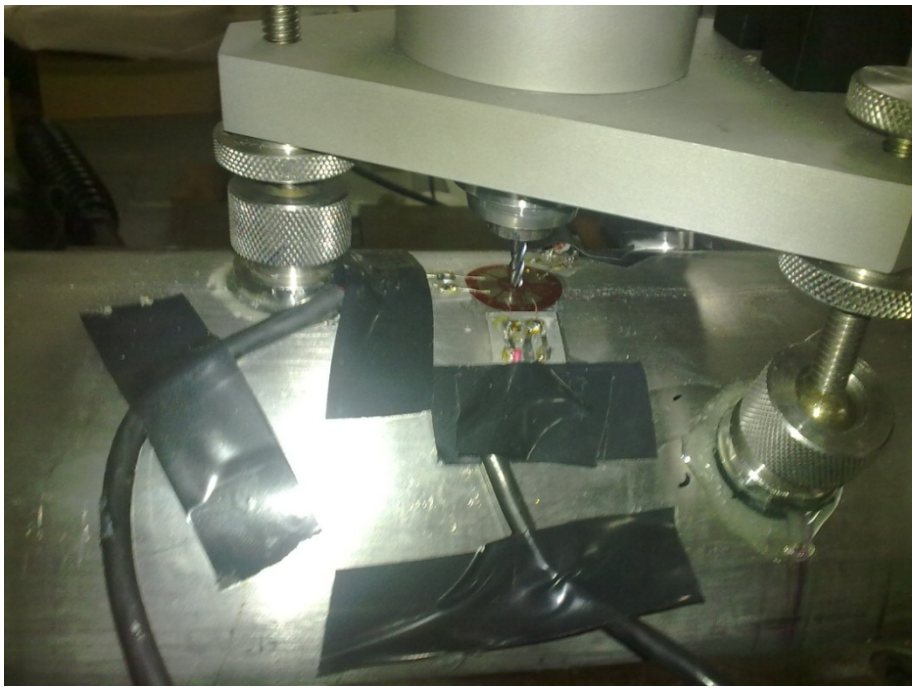


Figura II.11 - Montagem do Equipamento de furação instrumentada

Para medir as deformações são utilizados transdutores chamados de extensômetros. O extensômetro é um transdutor que mede o deslocamento em um determinado ponto e numa

determinada direção. Os extensômetros são classificados de acordo com o fenômeno que baseiam sua funcionalidade. Existem extensômetros mecânicos, ópticos, acústicos e elétricos resistivos, elétricos de indução, de semi-condutores e foto-elásticos. O tipo mais comum de extensômetro é o elétrico resistivo, que consiste em medir a diferença na resistividade em um finíssimo fio que é colado a peça a ser medida. Quando a peça é deformada, o fio deforma-se junto e seu aumento do comprimento e conseqüente diminuição da seção, provoca aumento na resistividade do fio. Da mesma maneira a diminuição no comprimento do fio e o aumento da seção, provocam a diminuição da resistividade do fio. Através da medição dessa resistividade pode-se saber o quanto o fio foi deformado e por sua vez o quanto a peça foi deformada.

Um modelo muito comum de extensômetro é a roseta extensométrica que consiste em um conjunto de extensômetros ligados entre si e geometricamente dispostos a fim de obter medições bi ou tridimensionais. A Figura II.12 apresenta alguns modelos de extensômetros e rosetas.

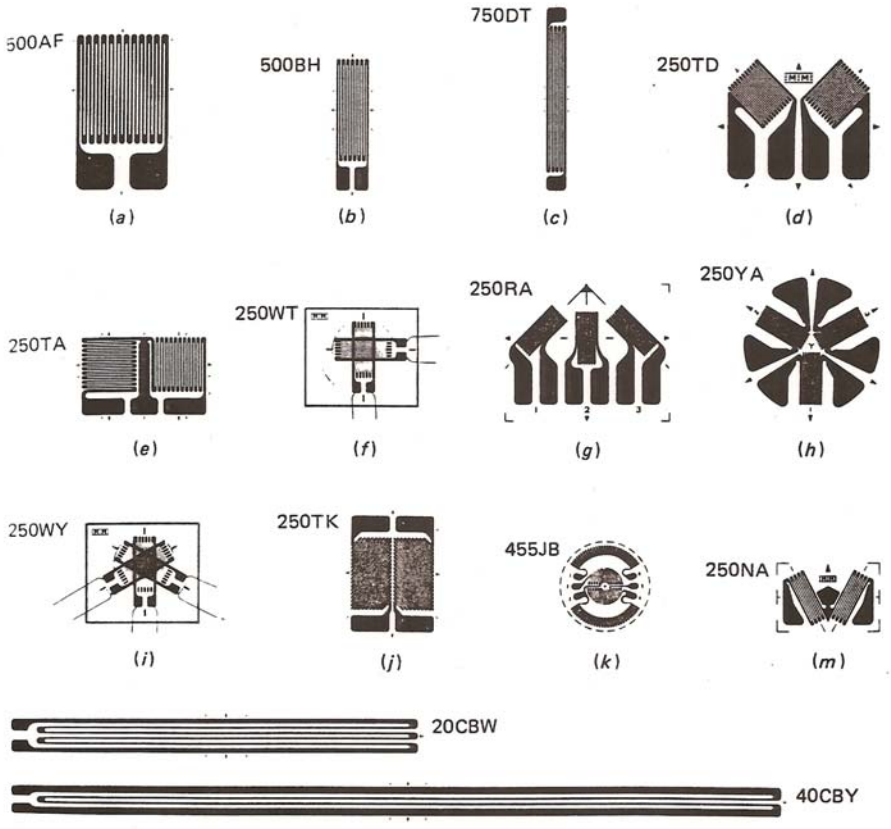


Figura II.12 - Alguns modelos de extensômetros e rosetas.

II.3 – Modelo de Fonte de Calor

Como já discutido anteriormente o ciclo térmico tem papel fundamental no estudo das tensões residuais em soldagem. Para um bom entendimento do ciclo térmico e seus efeitos em uma junta soldada é muito importante representar corretamente a fonte de calor. Muitos autores representam o fluxo de calor total (*Q*) como:

$$Q = V.i.\eta \qquad \text{II.2}$$

Onde, *V* é a tensão elétrica da fonte, *i* é a corrente de soldagem e η é a eficiência da fonte que depende basicamente do processo de soldagem utilizado.

Ainda não existem estudos concretos sobre a distribuição desse fluxo de calor na junta soldada, e diante disso diversos autores têm proposto modelos para melhor entender o comportamento da fonte de calor. De uma maneira geral os modelos se baseiam numa distribuição gaussiana, o maior fluxo de calor encontra-se no centro da distribuição. Essa metodologia divide-se em duas análises: a distribuição superficial e a distribuição volumétrica.

II.3.1 – Distribuição Superficial

A distribuição superficial apresenta um modelo mais simples, onde o fluxo de calor é distribuído em uma área circular de raio *r*. Pavelic (1968), formulou inicialmente esse modelo sem considerar o deslocamento da fonte. Abaixo o modelo proposto por Pavelic:

$$q(r) = q(0).e^{-C_r r^2} \qquad \text{II.3}$$

Posteriormente esse modelo foi revisado por Krutz e Segerlind (1978) que incluíram um termo relativo a posição da fonte na direção de soldagem, utilizando um sistema de coordenadas móvel no centro da fonte e um fixado sobre um plano de referencia. A Figura II.13 mostra esse modelo, e sua equação:

$$q(x,\xi) = \frac{3Q}{\pi.c^2}.e^{\frac{-3x^2}{c^2}}.e^{\frac{-3\xi^2}{c^2}} \qquad \text{II.4}$$

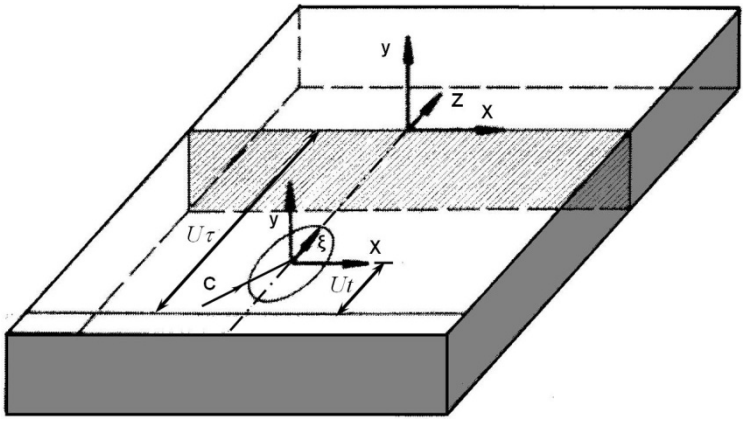


Figura II.13 - Distribuição superficial (Goldak *et al.*, 1984)

Nesta expressão, ξ representa a posição na direção de soldagem em relação a um sistema de coordenadas móvel, localizado no centro da fonte de calor. Essa posição ξ pode ser definida pela equação:

$$\xi = z + v(\tau - t) \qquad \text{II.5}$$

Onde z representa a posição na direção de soldagem em relação a um sistema de coordenadas fixo, v é a velocidade de soldagem, τ é o fator de atraso na soldagem (tempo necessário para que a tocha, partindo da posição inicial, atinja a superfície de referência) e t é a variável tempo. Assim quando $t = \tau$, tem-se também $\xi = z$, indicando que os sistemas de coordenadas móvel e fixo estão coincidindo e a fonte de calor está sob a superfície de referência.

II.3.2 – Distribuição Volumétrica

Neste modelo o fluxo de calor se distribui em uma geometria tri-dimensional, considerando o efeito na direção dos três eixos. Goldak (1984) apresentou um modelo tridimensional, onde a distribuição é feita em um duplo elipsóide, um a frente do centro da fonte e outro atrás do centro da fonte. A Figura II.14 apresenta o modelo e sua respectiva equação:

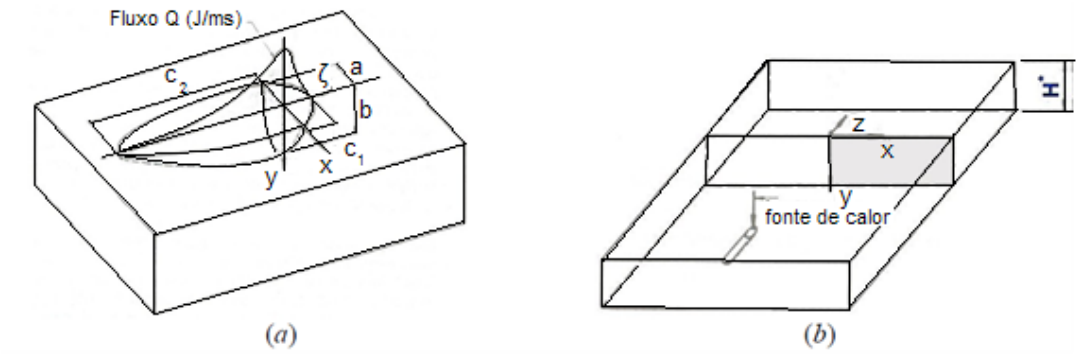


Figura II.14 – Modelo de Goldak - (a) Distribuição de energia elipsóide duplo da fonte de calor. (b) Arranjo de uma seção com deposição de filete de solda. (Goldak, 1984)

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

Onde:

- *a*, *b* e *c* são os semi-eixos da distribuição de densidade de potência Gaussiana em um elipsóide com centro em (0,0,0) e paralelo as coordenadas x, y, ζ. O parâmetro *a* representa largura, *b* representa a profundidade e *c* o comprimento. Quando no quadrante da frente, *c* é igual a c_1. No quadrante de trás *c* é igual a c_2.
- A coordenada $\zeta=v\,(\tau-t)$, onde *v* é a velocidade da fonte de calor, *t* é o tempo e *τ* é um fator de atraso necessário para definir a posição da fonte no $t = 0$.
- *f* indica o fator de concentração e assume o valor de f_f no quadrante da frente e de f_r no quadrante de trás.
- $Q= \eta\ V\ I$ é o aporte térmico da fonte de soldagem, onde *η* é a eficiência da fonte de calor, *V* é a voltagem e *I* é a corrente.

O modelo volumétrico é mais realista e fiel ao comportamento de uma fonte de soldagem real, pois sabemos que o fluxo de calor se difunde em todas as direções. Na analise de chapas finas, onde a variação de temperatura não varia pela espessura, o modelo superficial se mostra uma boa opção por ser menos complexo. Para o presente trabalho, utilizaremos o modelo volumétrico parametrizado, permitindo a utilização desse estudo para diferentes casos de soldagem.

II.3.3 – Fenômenos de Transferência de Calor

Durante as etapas de uma soldagem, três fenômenos de transferência de calor são observados: Condução, Convecção e Radiação. A condução é certamente o fenômeno de transferência de calor mais significativo em um processo de soldagem, pois através dela o calor é transferido para as outras regiões da peça. O fluxo de calor é determinado pela *condutividade térmica (k)*, uma propriedade do material dependente da temperatura. A convecção também contribui significativamente para o processo de resfriamento da peça. O meio externo troca calor com a peça, e quanto mais severo é essa troca de calor, menores os tempos de resfriamento. Um resfriamento abrupto propicia a formação de Martensita. O parâmetro que determina este processo é o *coeficiente de película* (*h*), dependente de diversas características do fluido, como velocidade de escoamento. A radiação é o fenômeno de transferência de calor de menor importância, porem não deve ser desprezado. A radiação consiste na troca de calor através de ondas eletromagnéticas emitidas pela peça altas temperaturas. O parâmetro principal da radiação é a emissividade. A emissividade varia entre 0 e 1, sendo valores próximos do 0 indicam que a superfície reflete a maior parte da energia térmica irradiada sobre ela; e valores próximos de 1 indicam que a superfície tende a absorver toda energia térmica irradiada sobre ela.

Capítulo III – Modelos Numéricos

Para avaliar a evolução dos fenômenos térmico e mecânico foram desenvolvidos dois modelos baseados no método de elementos finitos: um modelo bidimensional e um modelo tridimensional. O modelo bidimensional é acoplado e permite a análise do acoplamento entre os campos de temperatura e de tensões. Já o modelo tridimensional somente permite análises térmicas. Os modelos consideram o problema transiente e as propriedades termomecânicas são dependentes da temperatura.

Para representar a fonte de calor associada à fonte de soldagem utiliza-se o modelo proposto por Goldak *et al.* (1994). Nos modelos bidimensional e tridimensional considera-se a Equação II.6 que utiliza um sistema de coordenadas móvel no centro da fonte e um fixado sobre um plano de referência. No processo térmico, os modelos consideram os fenômenos térmicos de geração de calor pela fonte de calor, além dos fenômenos de transferência de calor por condução e convecção. O fenômeno de radiação não é considerado nas análises apresentadas.

A análise desenvolvida compreende 3 estágios: *Soldagem*, *Resfriamento* e *Tratamento Térmico*. O estágio de *Soldagem* compreende o período de tempo no qual o modelo da fonte de calor é aplicado, através de um termo de geração na equação da energia, juntamente com os demais fenômenos de transferência de calor, para gerar uma distribuição de fluxo de calor sobre a peça. Após a passagem da fonte de calor, tem-se a etapa do *Resfriamento*, onde o termo de geração da fonte de calor é retirado, e a chapa é submetida aos fenômenos de transferência de calor até atingir equilíbrio térmico com o ambiente. Com a chapa a temperatura ambiente, inicia-se a etapa de *Tratamento Térmico*. Nesta etapa, a temperatura do meio externo é alterada para a temperatura do tratamento térmico, simulando o forno de tratamento térmico, e pelos fenômenos de transferência de calor, envolvendo convecção e condução de calor, a chapa é aquecida uniformemente até atingir o equilíbrio térmico com o ambiente do interior do forno. Após o equilíbrio térmico, a temperatura do meio externo é reduzida até aproximadamente 25° C, e a chapa é resfriada lentamente até alcançar a nova temperatura do ambiente, simulando a retirada da chapa do forno.

No modelo bidimensional, para a modelagem dos fenômenos térmico e mecânico existem simplificações associadas à natureza de um modelo bidimensional que afetam os resultados, tanto em termos de temperatura como de tensões.

Para o processo térmico, o modelo bidimensional não considera a presença de fluxo de calor na direção da soldagem (direção normal à seção da chapa analisada pelo modelo

simplificado). Esta simplificação acaba impedindo que ocorra condução de calor nesta direção e espera-se que temperaturas mais elevadas sejam observadas.

Para o processo mecânico, considera-se a hipótese de estado plano de deformações. Trata-se de uma condição extrema para representar as restrições promovidas pela chapa em seções da chapa anteriores e posteriores àquela que está sendo analisada pelo modelo simplificado. Na realidade, apesar das condições de restrição ao deslocamento na direção da soldagem estarem presentes, elas não são tão restritivas. Dessa forma espera-se que este modelo apresente tensões na direção da soldagem superiores às que ocorrem na peça.

Ao contrário da etapa de soldagem onde existe um gradiente térmico severo ao longo da direção da soldagem, durante a etapa de tratamento térmico praticamente não se observa gradiente térmico nesta direção. Para o processo térmico espera-se que o modelo represente de uma forma bem precisa o processo de aquecimento e resfriamento associados ao tratamento térmico. Já para o processo mecânico, na etapa do tratamento térmico a condição de estado plano de deformação é trocada para estado plano de tensão de modo a retirar a restrição ao deslocamento na direção de soldagem. Aqui, mais uma vez, trata-se de uma simplificação inerente ao modelo que não é observada completamente no processo real.

O modelo foi desenvolvido utilizando rotinas na linguagem de programação paramétrica APDL do pacote computacional de elementos finitos ANSYS (ANSYS, 2010). As rotinas desenvolvidas em APDL incluem o modelo de fonte de calor proposto, descrito através da equação II.6 para representar a geração de calor da fonte de soldagem. As rotinas para os modelos bidimensional e tridimensional são apresentadas no Apêndice A.

A utilização do modelo bidimensional justifica-se em função do problema estudado estar associado a um problema não linear acoplado com propriedades dependentes da temperatura, o que exige um elevado esforço computacional, tornando a utilização de modelos tridimensionais muitas vezes proibitivos. Assim, para redução dos custos de processamento numérico, inicialmente foi desenvolvido um modelo numérico bidimensional para análise de um passe único de solda tipo cordão sobre chapa com as propriedades termomecânicas dependentes da temperatura, conforme mostrado na Tabela III.1. Para chapas extensas, devido à distância das arestas o fluxo de calor na direção da soldagem pode ser desconsiderado (Goldak *et al.*, 1984). Também a fim de reduzir o custo computacional foi considerada uma condição de simetria no plano *yz* (geometria e condições de contorno), reduzindo à análise a metade da chapa como visto na Figura III.1. As condições de contorno dos modelos bidimensional e tridimensional são mostradas na Figura III.2 e Figura III.3 respectivamente; sendo os triângulos azuis as condições de contorno geométricas e as setas

vermelhas representam as condições de contorno de convecção. Nas simulações foi considerada uma temperatura inicial de 25° para a chapa e o meio externo, sendo aplicadas as condições de convecção nas linhas, para o modelo bidimensional e nas áreas para o modelo tridimensional. O coeficiente de convecção, *h* adotado para as superfícies livres da chapa foi de 25 W m^{-2} K^{-1}. Para a parte inferior da chapa em contato com a bancada, foi utilizado um coeficiente de convecção equivalente denominado de *Backing Plate*, h_b de 250 W m^{-2} K^{-1}. O *Backing Plate* foi adotado para simular o coeficiente de condução entre a peça e a superfície de apoio, assim adota-se um coeficiente de convecção e elimina-se a necessidade de simular o processo de troca de calor por condução com a base de apoio (Chao e Qi, 1998; Colegrove *et al.*, 2000; Khandkar *et al.*, 2003; Nandan *et al.*, 2008).

Tabela III.1 - Propriedades térmicas e mecânicas utilizadas no modelo numérico (Dogu, 2005)

***T* (C□)**	***Sy* (MPa)**	***E* (GPa)**	***H (MPa)***	***v***	***α* (µ/C°)**	***C* (J/kg-K)**	***K* (J/ms °C)**
0	440	210	4	0,280	14	484,6	49,0
300	330	193	4	0,288	14	571,8	41,7
600	140	165	4	0,296	14	652,6	34,3
900	20	124	4	0,302	14	628,2	25,1
1200	0,44	210	4	0,306	14	628,2	25,1
1500	0,44	210	4	0,311	14	628,2	25,1

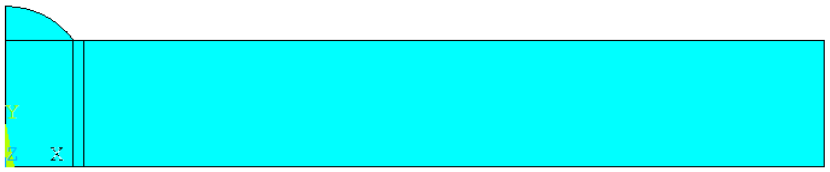


Figura III.1 – Seção da chapa analisada no modelo bidimensional.

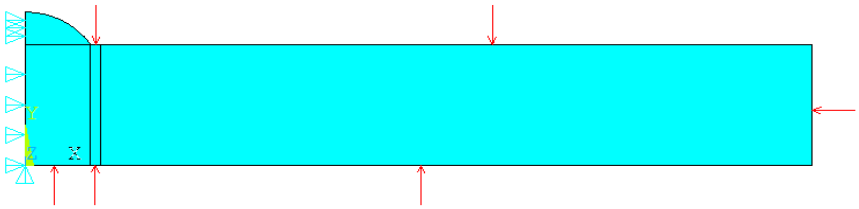


Figura III.2 – Condições de contorno geométricas e convectivas no modelo bidimensional.

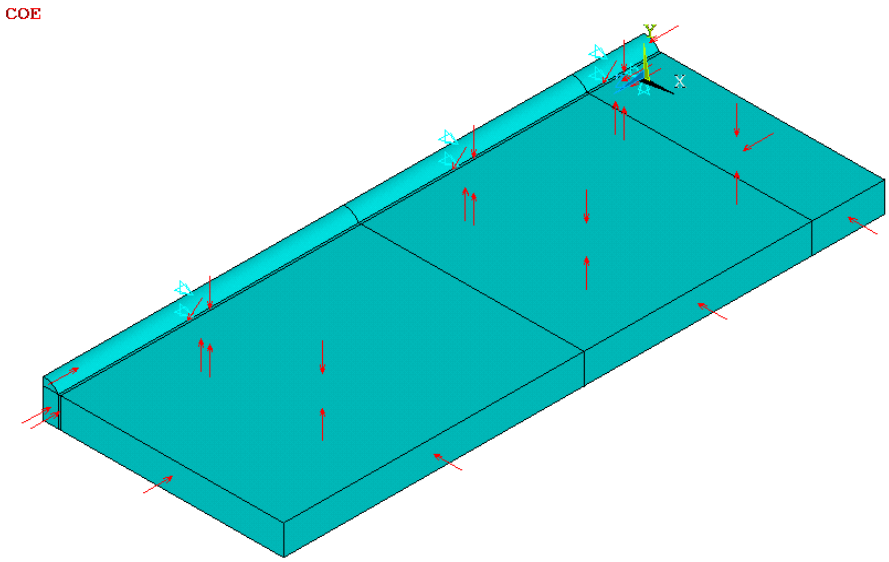


Figura III.3 – Condições de contorno geométricas e convectivas no modelo tridimensional.

A fonte de calor é aplicada pelo comando BFE, onde as contribuições para a geração de calor dependem da posição espacial do elemento. A cada instante de tempo é realizado um loop e para cada elemento o centróide é calculado. As coordenadas do centróide são utilizadas na equação II.6.

Para o modelo bidimensional, foi utilizado o elemento PLANE13 (ANSYS, 2010) para a discretização espacial. O elemento PLANE13 é um elemento acoplado que considera os campos de temperatura e deslocamento acoplados, sendo definido por quatro nós com quatro graus de liberdade para cada nó (valores nodais com os deslocamento nas 3 direções e a temperatura). Para fins de calibração do modelo, inicialmente foi empregado o elemento PLANE55. O Elemento PLANE55 é aplicável a análises bidimensionais térmicas transientes e quase estacionárias, é definido por quatro nós com um grau de liberdade em cada nó, associado à temperatura. As propriedades térmicas foram obtidas na literatura, e as simulações foram comparadas com resultados experimentais.

A seção estudada foi dividida em 4 áreas distintas pra fins de discretização da malha como pode ser visto na Figura III.4: *A1* que compreende a área do metal de solda, *A2* que compreende a zona fundida e a zona termicamente afetada, estas áreas requerem uma malha mais refinada por apresentarem um gradiente térmico severo, *A3* é uma área de transição entre a área A2 e a área *A4* que compreende o restante da peça e possui uma malha mais grosseira.

O modelo tridimensional foi desenvolvido tomando como base o modelo bidimensional, para isso a área estudada no modelo bidimensional foi extrudada, como apresentado na Figura III.5. Foi empregado no modelo tridimensional o elemento SOLID70, que é aplicável apenas as análises térmicas e possui 1 grau de liberdade de temperatura por nó. Da mesma forma que o modelo bidimensional, as propriedades térmicas do modelo tridimensional também foram calibradas

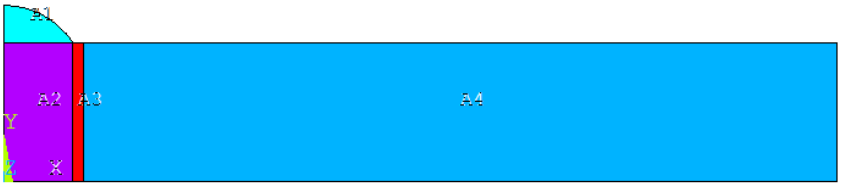


Figura III.4 – Áreas do modelo bidimensional

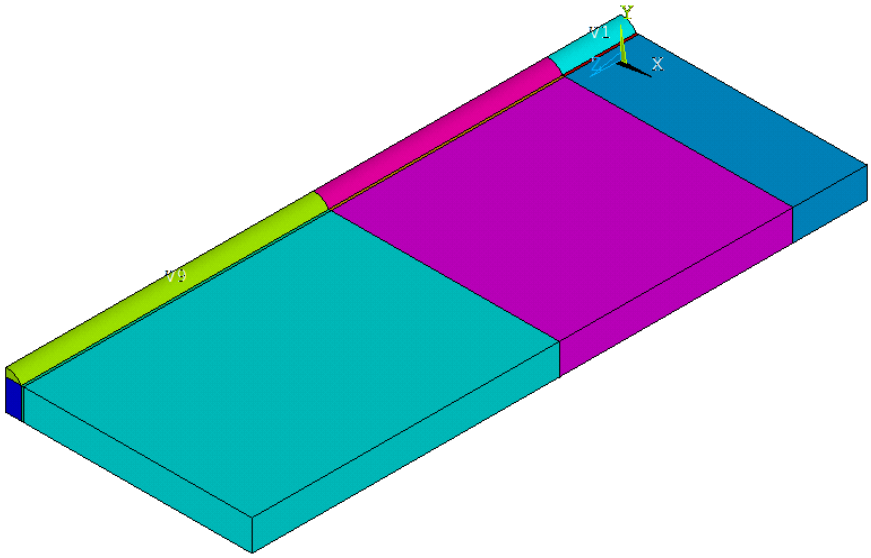


Figura III.5 – Áreas do modelo tridimensional

Foram estudadas duas seções do modelo tridimensional, seções essas que condizem geometricamente com as seções da chapa onde foram instalados os termopares. Os dois modelos utilizam tamanhos de malha diferentes paras as 4 áreas da chapa. Para as áreas *A1* e *A2*, onde se espera resultados mais precisos, foi utilizada uma malha com tamanho de

elemento de 1/30 da espessura da chapa. Para a área *A3* foi utilizada uma malha com 1/20 da espessura da chapa. Na área *A4*, a fim de reduzir os custos computacionais, foi utilizada uma malha mais grosseira, da ordem de 1/6 da espessura da chapa. A Figura III.6 e Figura III.7 apresentam respectivamente a malha utilizada no modelo bidimensional e tridimensional.

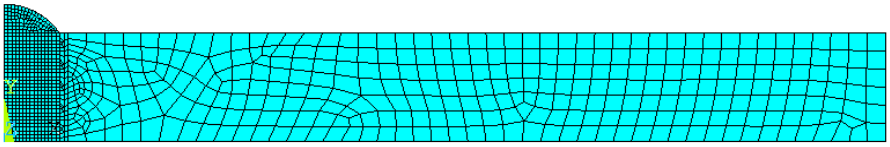


Figura III.6 – Malha utilizada no modelo bidimensional

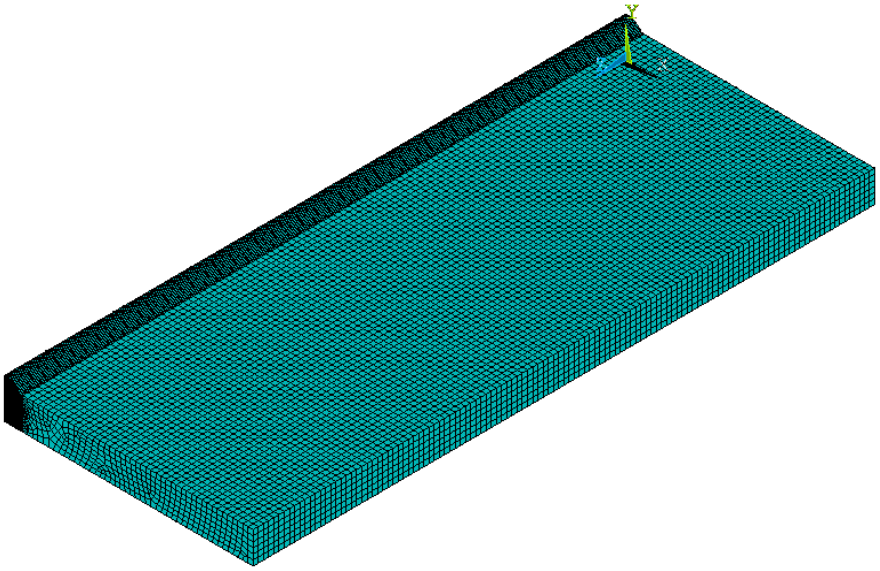


Figura III.7 – Malha utilizada no modelo tridimensional

A evolução da temperatura e das tensões residuais foram acompanhadas em 8 pontos situados nas bordas das regiões da chapa. Os pontos são apresentados na Figura III.8 para o modelo bidimensional e a Figura III.9 para o modelo tridimensional, sendo que na análise tridimensional foram analisadas duas seções transversais da peça correspondente as seções onde os termopares foram instalados. Paralelamente a fim de realizar a comparação com dados experimentais foi realizada a aquisição das temperaturas nos pontos geometricamente coincidentes com termopares e com uma câmera infravermelha na superfície da chapa a 30 mm do cordão de solda.

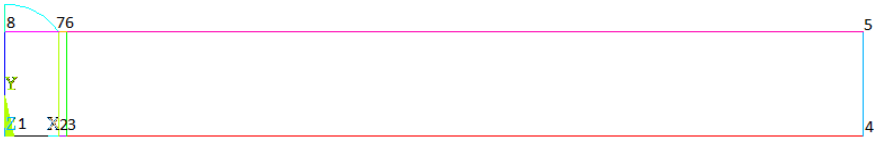


Figura III.8 – Seção do modelo bidimensional apresentando os 8 pontos de estudo.

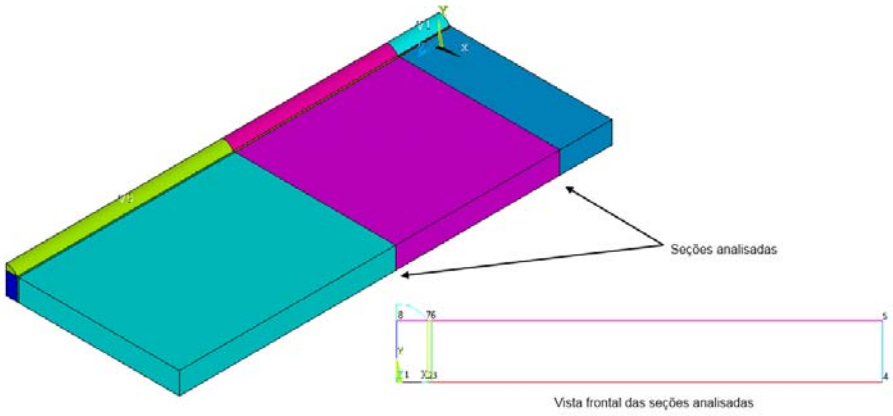


Figura III.9 – Seções analisadas do modelo tridimensional apresentando os 8 pontos estudados.

Capítulo IV - Procedimento Experimental

Este capítulo descreve os procedimentos experimentais desenvolvidos para calibrar os modelos numéricos desenvolvidos. Os experimentos envolvem a determinação da evolução da temperatura em 4 pontos através de termopares, a medição da ZTA através de análise metalográfica e a avaliação da distribuição de temperatura na superfície através de uma câmera termográfica infravermelho.

IV.1 – Materiais

IV.1.1 – Material de Base

Como material de base utilizaram-se chapas de aço laminado de classificação SAE 1045. As chapas foram cortadas nas dimensões de 200 x 200 x 12,55 mm para obtenção dos corpos-de-prova nos quais foram efetuados os depósitos de soldagem. A Tabela IV.1 apresenta a composição química e as propriedades do aço utilizado.

Tabela IV.1 – Composição Química e Propriedades do Aço SAE 1045 (ASM Vol. 1)

SAE 1045		
Composição Química: C=0.42-0.50%, Mn=0.60-0.75%, P=0.04% máx, S=0.05% máx		
Propriedades	**Valores em unidades SI**	
Massa Específica	7.872 x 10^3	kg/m^3
Módulo de Elasticidade	201	GPa
Dilatação Térmica (20 ºC)	11.7 x 10^{-6}	$ºC^{-1}$
Calor Específico	486	J/(kg*K)
Condutividade Térmica	50,9	W/(m*K)
Limite de Resistência à Tração (laminado a quente)	570	MPa
Limite de Escoamento (laminado a quente)	310	MPa
Alongamento (laminado a quente)	16	%
Dureza (laminado a quente)	163	RB

IV.1.2 – Material de Soldagem

Como material de adição foi utilizado um arame com bitola de 1,2 mm de diâmetro de classificação AWS ER70S-6.

IV.2 – Preparação dos Corpos-de-Prova para a Soldagem

Para possibilitar a colocação de termopares, realizou-se a usinagem de 4 furos com 1,6 mm de diâmetro e 6 mm de profundidade nas chapas cortadas nas dimensões de 200 x 200 x 12,55 mm. A distância entre os furos e as posições são apresentadas na Figura IV.1. Foram colocados quatro termopares do tipo K com bainha de aço inox. Com o objetivo de assegurar uma boa condutividade térmica entre a chapa e o termopar, a fixação foi efetuada com o auxílio de um adesivo especial para uso em alta temperatura tipo Omega Bond 400. O posicionamento dos termopares foi escolhido visando acompanhar a temperatura em diferentes regiões vizinhas ao cordão de solda. A distância longitudinal entre os pares de termopares foi escolhida visando estudar a variação da temperatura nos pontos próximos da borda e do meio da chapa. A Figura IV.2 apresenta o aspecto da chapa preparada para realização da soldagem.

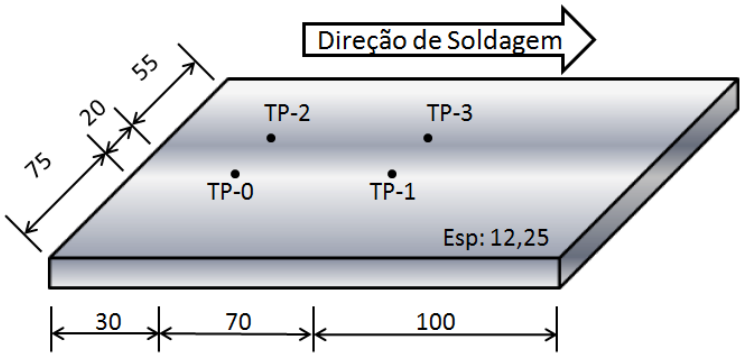


Figura IV.1 – Vista Inferior da Chapa - Esquemático da Furação para o Posicionamento dos Termopares. (Cotas em mm)

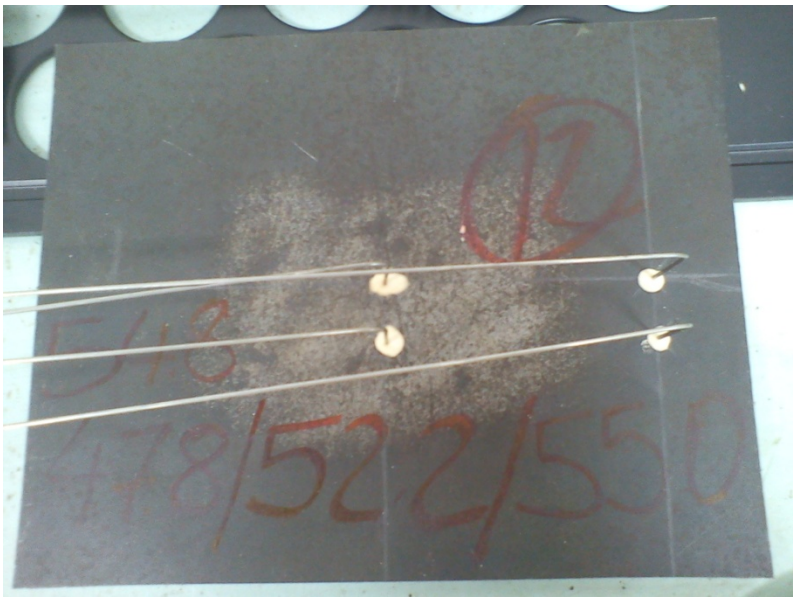


Figura IV.2 – Aspecto da Montagem dos Termopares e Fixação a Chapa.

IV.3 – Soldagem

A soldagem das chapas foi realizada pelo método de cordão sobre chapa utilizando-se o processo MIG Pulsado. Como gás de proteção foi utilizada uma mistura composta de 92%Ar e 8% CO_2. A fonte de energia para soldagem empregada foi da marca Miller modelo Millermatic 350 P, mostrada na Figura IV.3. Os valores de tensão e de intensidade de corrente utilizados durante a soldagem foram obtidos diretamente do painel de instrumentos da fonte de energia e são apresentados na Tabela IV.2. O valor de intensidade de corrente obtido é um valor médio uma vez que o sistema utiliza corrente pulsada.



Figura IV.3 - Fonte de Soldagem Millermatic 350 P

IV.3.1 – Soldagem preliminar

Foi realizado um conjunto de testes do tipo cordão sobre chapa de modo a determinar os parâmetros de soldagem que resultassem em um aporte térmico médio normalmente utilizado. A Tabela IV.2 apresenta os parâmetros de soldagem selecionados para realização dos demais experimentos e a Figura IV.4 apresenta o aspecto do cordão de solda obtido com os parâmetros da tabela IV.2.

Tabela IV.2 – Parâmetros de Soldagem Empregados.

Tipo de corrente	CC
Corrente Média de Soldagem	285 A
Tensão de Soldagem	25 V
Velocidade de Soldagem	355 mm/min
Distancia Tocha Peça	15 mm
Aporte Térmico	0,84 kJ/mm



Figura IV.4 – Corpo de Prova soldado

IV.4 – Medição do Perfil de Temperaturas

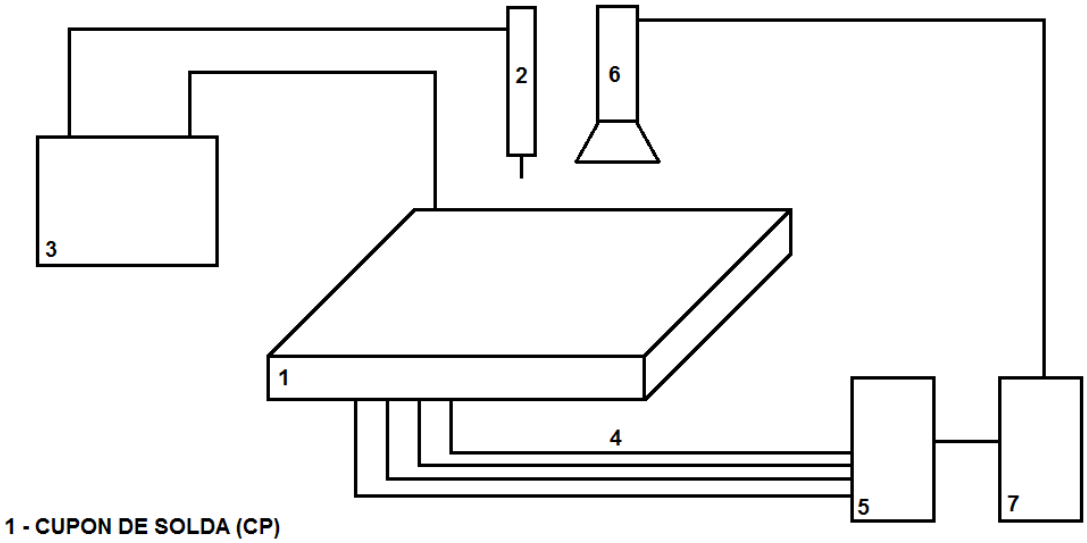
Para obtenção dos valores de temperatura os termopares foram conectados a um sistema de aquisição de dados de fabricação da HBM modelo Spider 8, como visto na Figura IV.5 assistido pelo software Catman versão 4.5. Em paralelo com a aquisição da variação de temperaturas através dos termopares, foi utilizada uma câmera infra-vermelho de modelo FLIR A320, mostrada na Figura IV.6. A câmera foi utilizada para se obter a temperatura e o fluxo de calor na superfície da chapa em uma faixa de 80□ a 1200□ C, limitando a obtenção de temperaturas na região próxima ao arco elétrico. A Figura IV.8 apresenta uma imagem infravermelha da chapa após a soldagem. O software *ThermaCAM Serie A*, original da câmera, permite acompanhar a temperatura em um ponto pré-determinado. A Figura IV.7 apresenta o esquema de montagem dos ensaios experimentais. As Figuras IV.9 e IV.10 apresentam os equipamentos utilizados nos ensaios experimentais.



Figura IV.5 - Sistema de aquisição de dados de fabricação da HBM modelo Spider 8



Figura IV.6 - Câmera infra-vermelho modelo FLIR A320



1 - CUPON DE SOLDA (CP)
2 - TOCHA MIG
3 - FONTE DE ENERGIA
4 - TERMOPARES
5 - SISTEMA DE AQUISÇÃO DE DADOS
6 - CÂMERA INFRA VERMELHO
7 - COMPUTADOR

Figura IV.7 – Esquema de montagem dos ensaios experimentais.

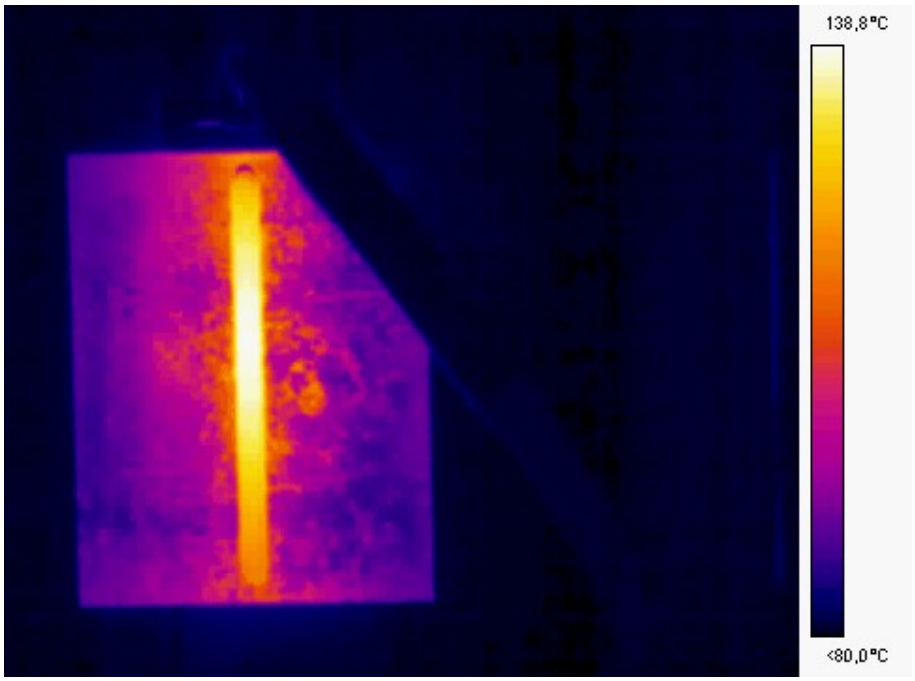


Figura IV.8 – Imagem infra-vermelha da chapa obtida com a câmera FLIR A320



Figura IV.9 – Montagem dos equipamentos para os ensaios experimentais

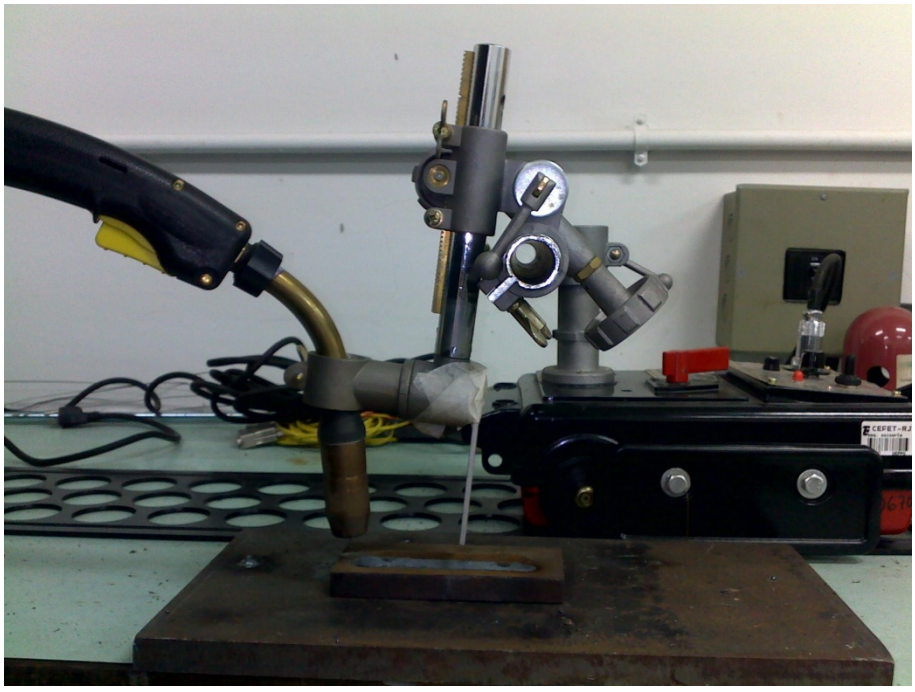


Figura IV.10 - Tocha de soldagem MIG/MAG e tartaruga de deslocamento

IV.5 – Macrografia da Solda Depositada

Com o objetivo de se obter dados para calibração do modelo numérico, foi realizada a análise macrográfica da seção transversal da chapa de modo a se obter a posição real da ponta do termopar em relação à solda depositada e a extensão da zona termicamente afetada (ZTA). As amostras foram preparadas pelo método convencional consistindo de lixamento e polimento seguido de ataque químico com o reagente nital 2%. As Figuras IV.11 e IV.12 apresentam os equipamentos utilizados para a análise Macrográfica.



Figura IV.11 – Equipamentos para Lixamento e Polimento



Figura IV.12 – Microscópios Ópticos

Capítulo V – Resultados

Neste capítulo são apresentados resultados dos ensaios experimentais e das simulações numéricas obtidas com os modelos bidimensional e tridimensional.

V.1 – Ensaios Experimentais

Os ensaios experimentais envolvem a medição da temperatura através de termopares e câmera termográfica infravermelha, além de análise metalográfica. Os dados obtidos são utilizados para calibrar os modelos numéricos desenvolvidos.

V.1.1 - Medição da Temperatura Através de Termopares

A medição da temperatura ao longo do processo de soldagem foi feita através de 4 termopares posicionados nos furos indicados na Figura IV.1 do Capítulo IV. São apresentados resultados de 4 ensaios: E1, E2, E3 e E4. A Figura V.1 apresenta a evolução de temperatura obtida com os termopares posicionados nos furos alinhados ao cordão de solda (termopar TP-0 e termopar TP-1) durante o processo de soldagem. Já a Figura V.2 apresenta a evolução de temperatura obtida com os termopares posicionados nos furos a 20 mm do cordão de solda (termopar TP-2 e termopar TP-3). Como pode ser observado na Figura V.1, os valores de temperatura observados para o termopar TP-1 são um pouco superiores aos valores de temperatura observados para o termopar TP-0, apesar dos dois estarem posicionados sobre o trecho associado ao depósito do cordão de solda. Isso pode ser explicado devido à localização dos dois termopares. A fonte de calor passa primeiro pelo termopar TP-0, que está posicionado mais próximo da borda da chapa onde o processo de soldagem se inicia. Quando a fonte de calor passa pelo termopar TP-1 já houve tempo suficiente para que, através do processo de transferência de calor por condução, esta região apresente uma elevação de temperatura superior à que ocorreu para a região do primeiro termopar. Assim, para o instante associado à passagem da fonte de calor pelo termopar, observa-se que o termopar TP-1 parte de uma temperatura maior que o termopar TP-0. O mesmo efeito ocorre nos termopares TP-2 e TP-3, embora em uma menor escala por estarem distantes do cordão de solda, como pode ser visto na Figura V.2. O termopar TP-3 parte de uma temperatura superior a do termopar TP-2. Sendo assim suas curvas de temperatura são maiores que as curvas de temperatura do termopar TP-2.

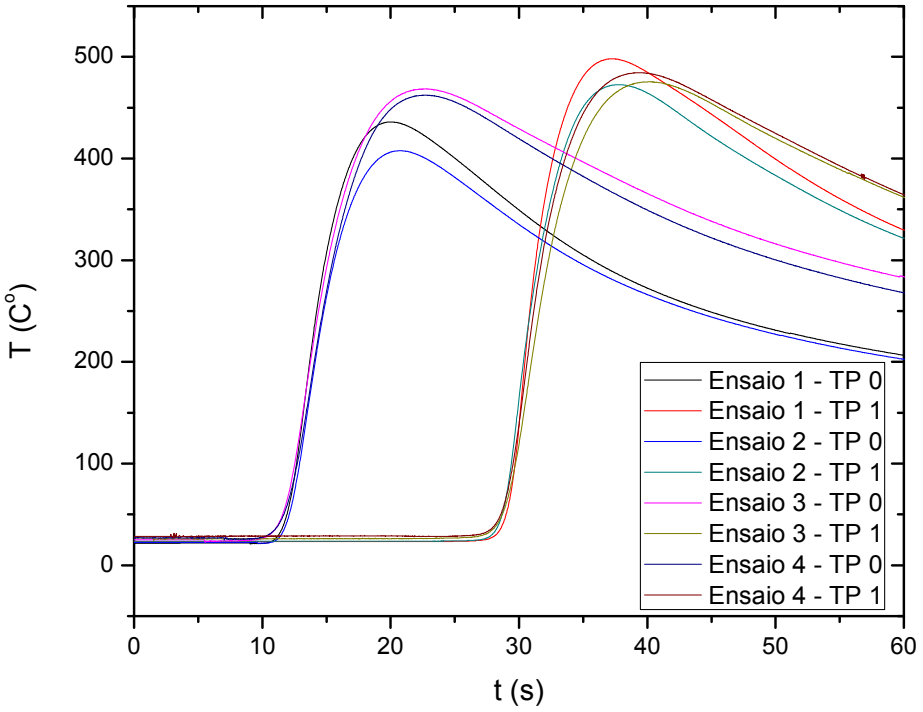


Figura V.1 – Evolução da temperatura nos termopares TP-0 e TP-1.

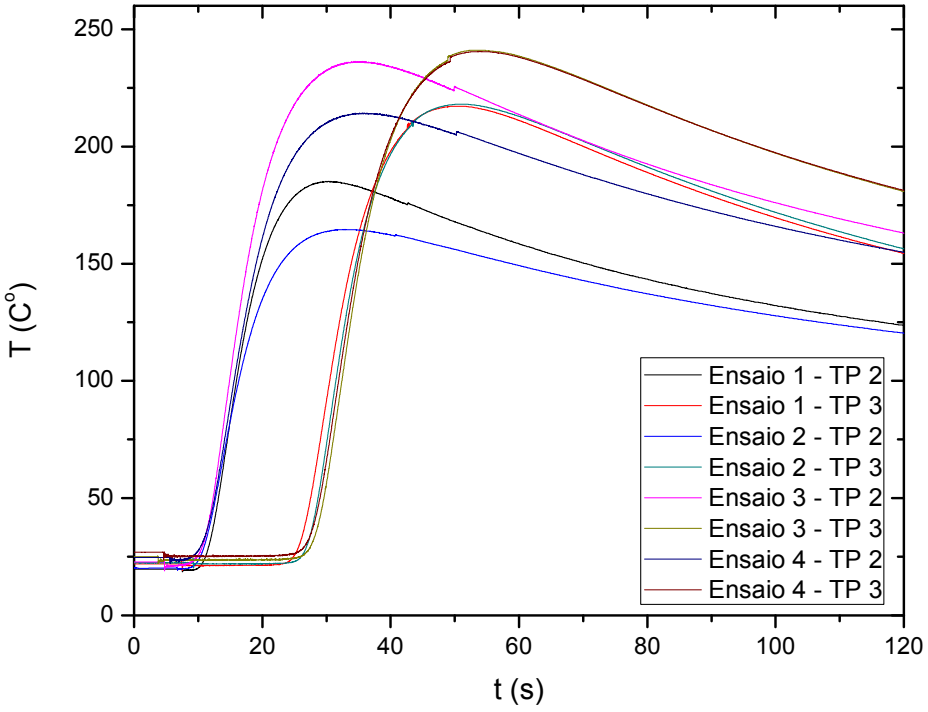


Figura V.2 – Evolução da temperatura nos termopares TP-2 e TP-3.

V.1.2 - Medição da Temperatura Através de Câmera Infravermelha.

Durante os ensaios utilizou-se uma câmera infravermelho (FLIR A320) para acompanhar a distribuição da temperatura na superfície da chapa. Para possibilitar a comparação dos resultados obtidos com a câmera infravermelha com os resultados obtidos com os termopares, fez-se a aquisição da evolução da temperatura para um ponto situado na metade da chapa a uma distância de 30 mm do cordão de solda, como pode ser visto na Figura V.3. A Figura V.4 apresenta os valores de temperatura obtidos com a câmera infravermelha para o ensaio E1. A câmera infravermelha foi usada em apenas 2 ensaios (ensaios E 1 e E2). Uma vez que o valor da emissividade da chapa não é conhecido com precisão devido a diversos fatores como a presença de oxidação e carepa de laminação na superfície da chapa, os resultados apresentados devem ser considerados de natureza qualitativa. Para o ensaio realizado foi adotado o valor de emissividade de 1, sendo que na literatura o valor da emissividade da chapa de aço pode variar de 0,05 até 0,97 (Kern, 1965).

A Figura V.5 mostra a distribuição de temperatura na superfície da chapa capturada pela câmera infravermelha para diversos instantes de tempo. É possível observar a geometria da distribuição de temperatura similar à associada à fonte de calor hiperbólica do modelo de Goldak.

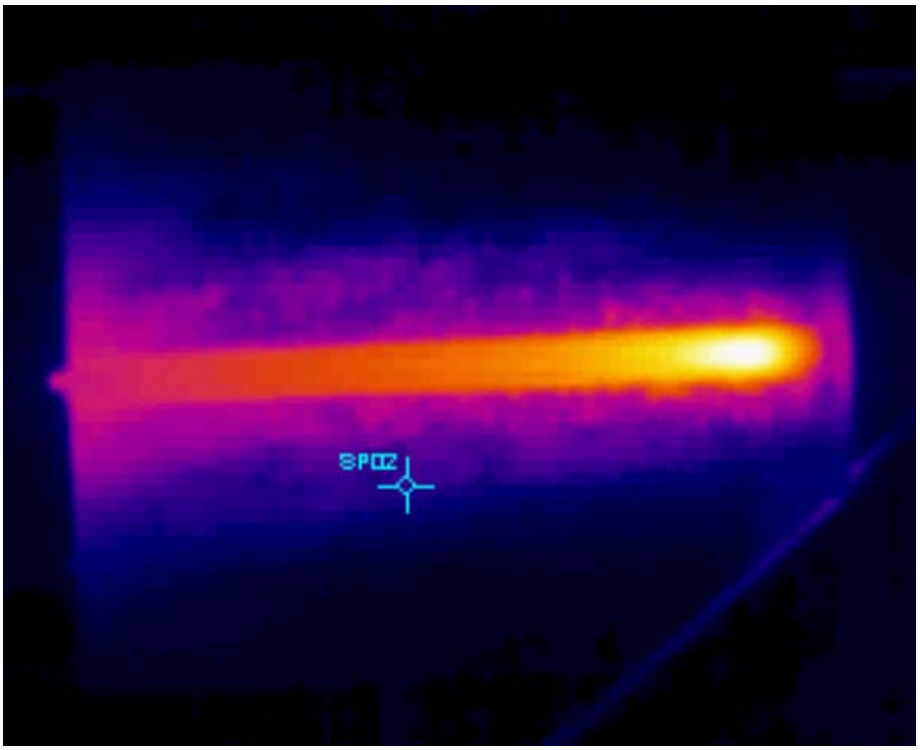


Figura V.3 – Imagem Infravermelha do momento seguinte à passagem da fonte de calor

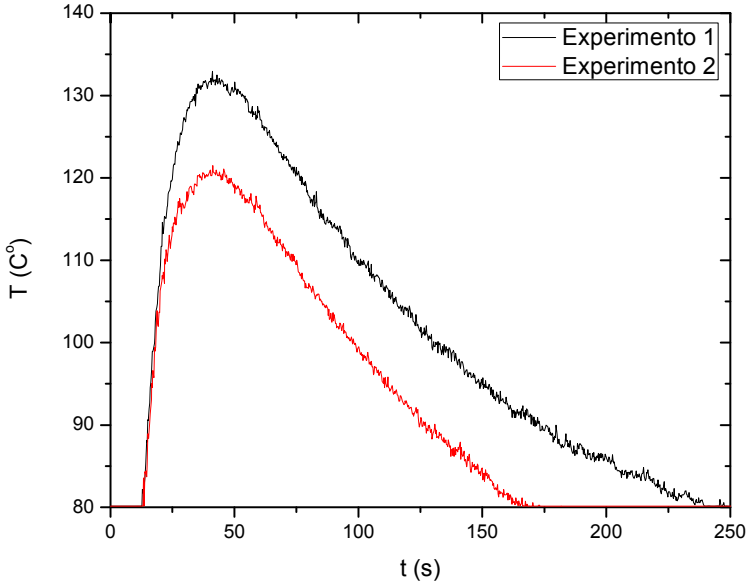


Figura V.4 – Evolução da temperatura do ponto capturado pela câmera.

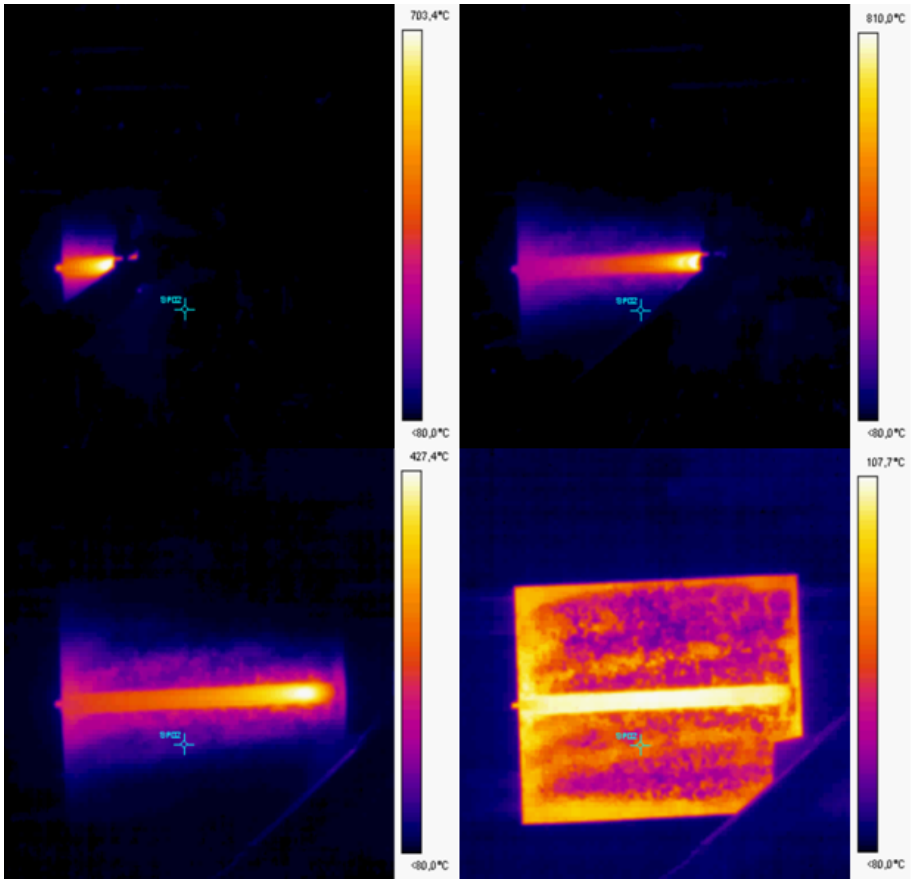


Figura V.5 - Distribuição de temperatura na superfície da chapa capturada pela câmera infravermelha para diversos instantes de tempo.

V.1.3 – Análise Metalográfica

Foi realizada uma análise macrográfica de uma seção transversal a junta soldada para medição das extensões da Zona Termicamente Afetada (ZTA) e da Zona Fundida (ZF). A Figura V.6 apresenta a macrografia realizada no corpo-de-prova e a Tabela V.1 apresenta os valores médios de eVtensão de ZTA e ZF. Como pode ser observado na Figura V.6 o perfil de penetração conhecido como *finger-type* ocasiona uma ZTA com dimensões variáveis ao longo de sua extensão. Observa-se ainda a posição dos furos onde foram para inseridos os termopares. Para permitir a comparação com os modelos numéricos, que não prevêem essa geometria de ZTA, foi adotada uma medida média de profundidade e largura da ZTA, que é relacionada na Tabela V.1.

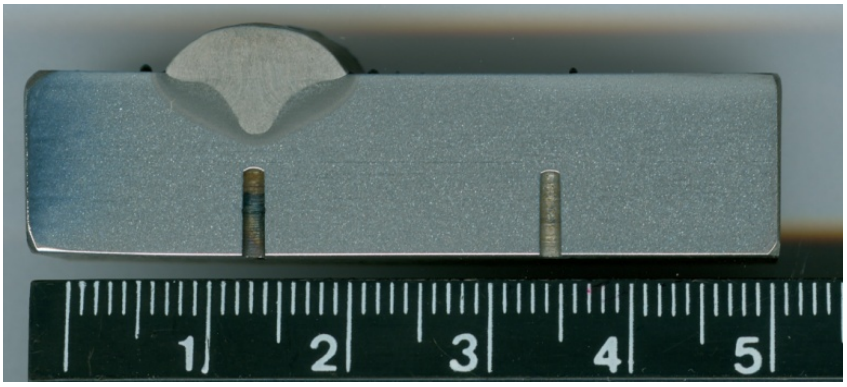


Figura V.6 – Macrografia realizada em um dos corpos de prova.

Tabela V.1 – Dimensões médias da Zona Termicamente Afetada e da Zona Fundida

	Largura (mm)	**Profundidade (mm)**
ZTA	1,1	0,9
ZF	6,8	7,4

V.2 - Simulações Numéricas

A análise numérica contempla a utilização de dois modelos: um modelo bidimensional e um modelo tridimensional. O modelo bidimensional é acoplado e permite a análise do acoplamento entre os campos de temperatura e de tensões. Já o modelo tridimensional somente permite análises térmicas.

Com o intuito de comparar os resultados obtidos com os dois modelos, a evolução da temperatura no tempo foi acompanhada em pontos geométricos equivalentes, escolhendo-se para o modelo tridimensional duas seções transversais da peça, onde foram instalados os termopares.

Para a validação dos modelos, foram utilizadas duas metodologias:

- a comparação da extensão da ZTA e ZF previstas pelo modelo com os valores experimentais obtidos da análise macrográfica; e

- a comparação da evolução de temperatura através de termopares e comparação com pontos correspondentes nos modelos numéricos.

Paralelamente à comparação com os valores experimentais obtidos com termopares, foi acompanhada a evolução da temperatura e distribuição das tensões em 8 pontos distintos da seção transversal dos modelos bidimensional e tridimensional, mostrados na Figura V.7. Esses pontos foram escolhidos visando estudar a evolução da temperatura e a distribuição das tensões residuais em locais de interesse como: o centro da chapa, a ZTA e a borda da chapa, em ambos os lados.

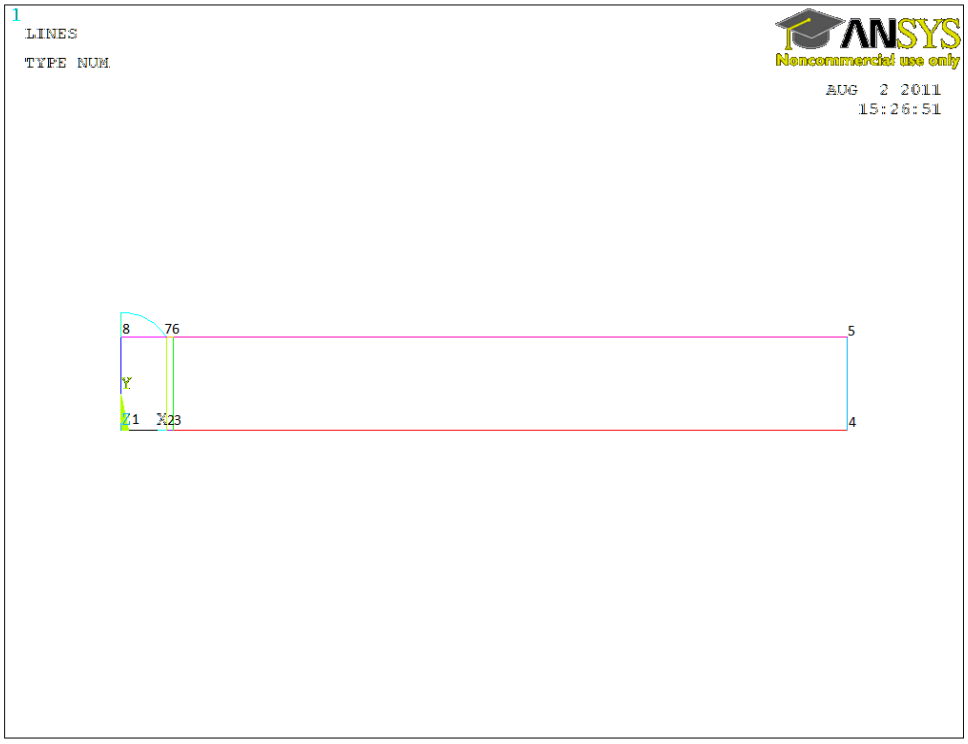


Figura V.7 – Pontos utilizados para avaliação da temperatura e da tensão nos modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais.

V.2.1- Modelo Bidimensional

Como já foi apontado anteriormente, o modelo bidimensional foi utilizado por geralmente apresentar bons resultados em chapas finas e por exigir um tempo de processamento bastante inferior ao necessário para o modelo tridimensional.

V.2.1.1 – Calibração do Modelo Bidimensional com Reforço

A calibração dos modelos envolve o ajuste dos parâmetros associados ao modelo de fonte de calor (equação II.6) *a*, *b*, c_1 e c_2 que são estipulados a partir de valores experimentais associados à extensão da ZTA medida através de ensaios experimentais, assim como a imagem da fonte de calor se deslocando sobre a peça obtida com a câmera infravermelha, como pode ser visto na Figura V.3. Os parâmetros *a* e *b* estão relacionados, respectivamente, com a largura e a profundidade da fonte de soldagem que, por sua vez, estão associados com a largura e profundidade da ZTA e ZF. Os parâmetros c_1 e c_2 estão relacionados com o comprimento da fonte de soldagem.

Durante a etapa da calibração dos parâmetros da fonte de calor utilizou-se uma análise térmica considerando apenas o fenômeno térmico. Para tal utilizou-se o elemento PLANE 55

do pacote computacional de elementos finitos ANSYS (ANSYS, 2010) como mencionado no Capítulo III. Os parâmetros *a* e *b* foram ajustados de modo a se obter nas simulações numéricas uma extensão de ZTA e ZF semelhante à revelada no exame macrográfico. Em seguida, os parâmetros c_1 e c_2 foram ajustados de modo a que os valores de temperatura obtidos pelos termopares estivessem próximos dos valores obtidos com o modelo numérico nos respectivos pontos. Conforme apontando anteriormente, o modelo bidimensional desconsidera o fluxo de calor na direção z (comprimento da chapa). Dessa forma, para esse modelo são apresentados dados apenas para os pontos correspondentes ao termopar alinhado ao cordão de solda (termopares 0 e 1) e os correspondentes ao termopar posicionado a 20 mm do cordão de solda (termopares 2 e 3). A Tabela V.2 apresenta os valores dos parâmetros do modelo de fonte de calor (*a, b*, c_1 e c_2) utilizados nos modelos bidimensionais com e sem reforço de solda, obtidos através do processo de calibração, sendo *Lp* a largura do cordão de solda e *t* a espessura da chapa. Os resultados numéricos apresentados neste item foram obtidos com estes parâmetros.

Tabela V.2 – Parâmetros do modelo de fonte de calor. Modelo bidimensional.

	a (mm)	*b (mm)*	c_1 (mm)	*c2 (mm)*
COM reforço de solda	17,9 (1,625 *Lp*)	0,36 (*t* / 35)	22 (2 *Lp*)	44 (4 *Lp*)

A Figura V.8 apresenta os resultados do modelo numérico bidimensional comparados com os valores obtidos com os termopares TP-0 e TP-1. Os valores de temperatura obtidos para o modelo numérico são sempre superiores aos obtidos com os termopares TP-0 e TP-1. Este comportamento pode ser explicado pelas características do modelo numérico que não considera a transferência de calor por condução térmica na direção *z*. A Figura V.9 apresenta os resultados do modelo bidimensional comparados com os valores nos termopares TP-2 e TP-3. Também se observam valores de temperatura superiores para os resultados numéricos. No entanto, para este caso a diferença entre os valores de temperatura obtidos para o modelo e termopares é bem inferior em comparação com o caso anterior. Como esta região está mais afastada da fonte de calor, o gradiente de temperatura que se desenvolve é menor. Como conseqüência menores valores de fluxo de calor estão presentes e resultados numéricos mais próximos dos reais são observados.

Os ensaios experimentais com os termopares auxiliaram na validação do modelo e calibração da geometria da fonte de calor. Embora sejam observadas diferenças em relação às

simulações numéricas, o comportamento do processo de soldagem pode ser calibrado com sucesso, apresentando taxas de aquecimento e resfriamento condizentes com a realidade.

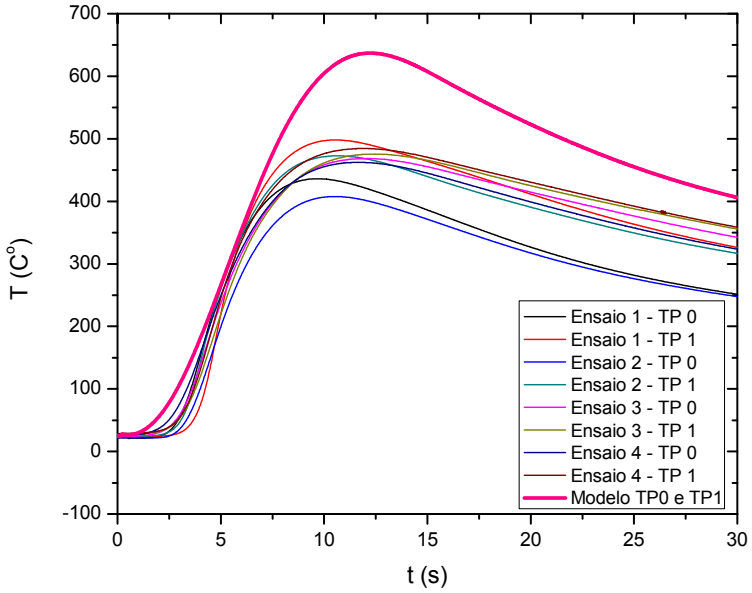


Figura V.8 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-0 e TP-1

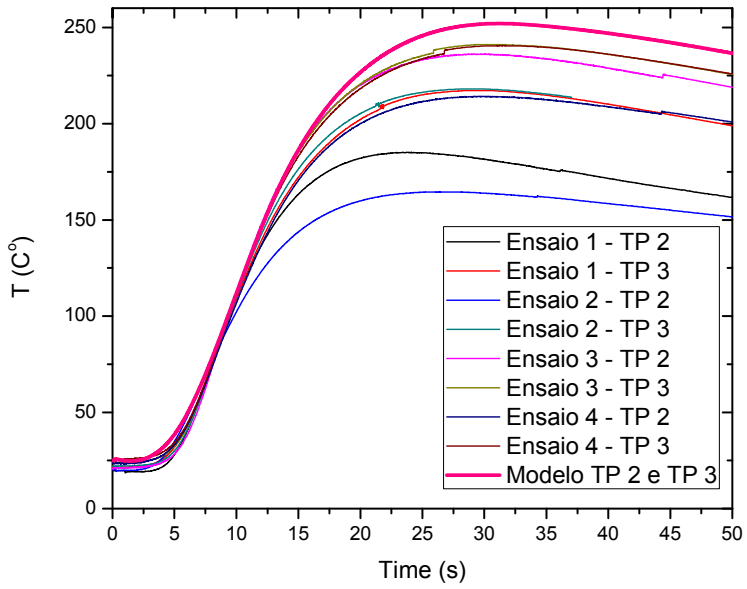


Figura V.9 - Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3

A comparação entre o modelo numérico bidimensional e os resultados obtidos com a câmera infravermelha foi utilizada para analisar de uma forma qualitativa as taxas de aquecimento e resfriamento da chapa. A Figura V.10 apresenta resultados numéricos do modelo bidimensional e obtidos com a câmera infravermelha para um ponto posicionado a 30 mm do cordão de solda, coincidente com a posição dos termopares 2 e 3. O modelo bidimensional apresenta uma curva de aquecimento e resfriamento com comportamento muito semelhante ao observado para os dados obtidos pela câmera infravermelha. Embora o modelo apresente valores de temperatura superiores aos dos ensaios experimentais, como era de se esperar uma vez que o modelo bidimensional desconsidera o fluxo de calor no sentido longitudinal da chapa. É importante destacar que os valores de temperatura obtidos com a câmera infravermelha dependem fortemente do fator de emissividade. Fatores como a presença de oxidação e carepa de laminação na superfície da chapa acabam introduzindo imprecisões na metodologia de medição de temperatura. Assim os resultados obtidos com a câmera infravermelha devem ser considerados de forma qualitativa.

Percebe-se que o pico de temperatura no ponto de estudo, chamado de SP2, acontece aos 46 s no modelo numérico bidimensional e 37,5 s nos ensaios experimentais com a câmera de IR. As etapas de aquecimento e de resfriamento do modelo apresentam curvas e taxas muito semelhantes às observadas para os dados obtidos nos ensaios experimentais com a câmera infravermelha. Os ensaios com a câmera infravermelha demonstraram ser uma

ferramenta auxiliar interessante na calibração do modelo numérico para o ajuste do modelo de fonte de soldagem.

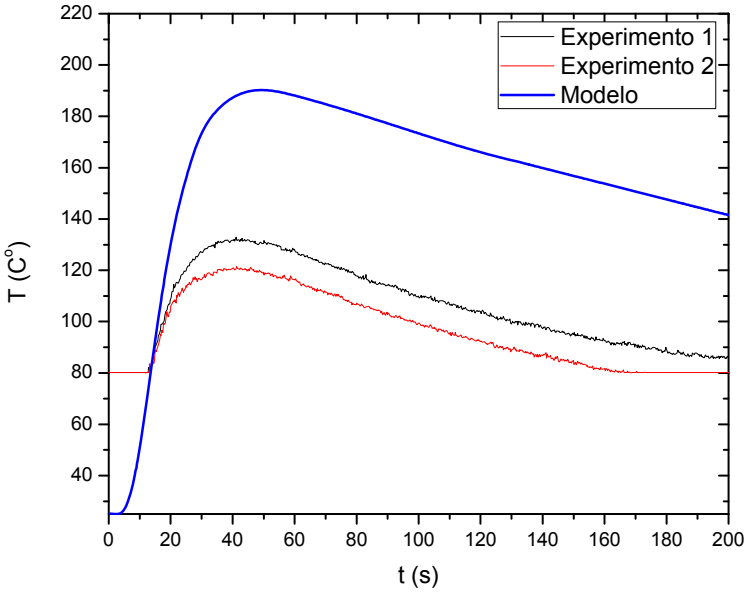


Figura V.10 – Resultados experimentais (câmera infravermelha) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3.

Durante o processo de calibração do modelo, o critério utilizado para definir o tamanho da ZF consiste em identificar a região da chapa que apresentou temperatura superior à temperatura de fusão do material (1500° C) durante o processo de soldagem. Para a definição da ZTA foi considerada a região que apresentou temperaturas superiores à temperatura de austenetização do material (730° C) e menores que a temperatura de fusão do material (1500° C) (ASM, Vol.1). A Figura V.11 apresenta o instante para o qual a faixa de temperatura entre 730° C e 1500° C possui a maior extensão, sendo assim considerada a região ocupada pela ZTA e ZF para o modelo bidimensional. O processo de calibração consiste na análise do tamanho das ZTA e ZF para diversos valores dos parâmetros da fonte de calor e a sua comparação com os valores experimentais obtidos através da análise metalográfica. A comparação entre a geometria das ZTA obtida do modelo numérico e a obtida da análise macrográfica (Figura V.6) mostra uma boa concordância.

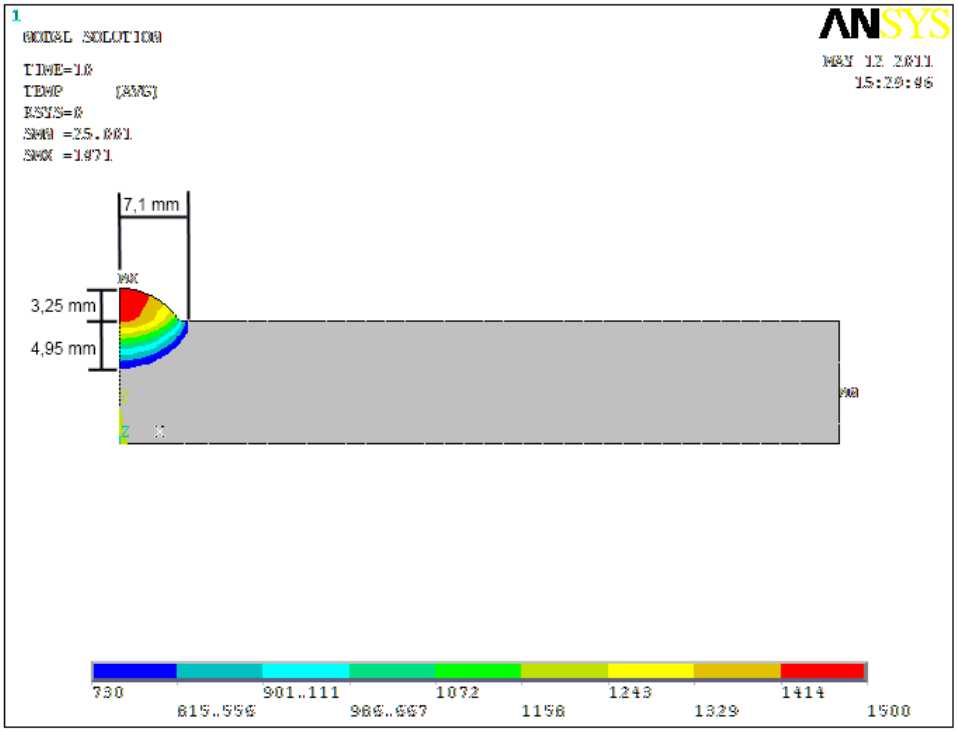


Figura V.11 – Imagem da ZTA + ZF do modelo bidimensional.

A Tabela V.3 apresenta um resumo onde são comparados os principais valores obtidos com os ensaios experimentais e com o modelo numérico bidimensional com reforço. Observa-se entre o modelo numérico e os ensaios experimentais uma diferença na largura da ZTA de aproximadamente 11% e de 1% na profundidade da ZTA. Os picos de temperatura apresentam uma diferença maior nos termopares TP-0 e TP-1, sendo 43% para o TP-0 e 31% para o TP-1. Os termopares TP-2 e TP-3 apresentam respectivamente uma diferença para o modelo numérico de 26% e 9%. Apesar de haver uma diferença significativa entre o modelo numérico e o resultado experimental pode-se observar que o modelo numérico é capaz de prever o comportamento como pode ser observado pelos perfis de temperatura.

Tabela V.3 – Comparação entre os resultados e experimentais e os resultados numéricos do modelo bidimensional com reforço.

	Numérico	**Experimental**	**Diferença**
Largura ZTA + ZF	7,1 mm	7,9 mm	11%
Profundidade ZTA + ZF	8,2 mm	8,3 mm	1%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 0	636	443° C	43%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 1		482,25 ° C	31%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 2	252	200° C	26%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 3		230° C	9%

As Figuras V.12 e V.13 apresentam a evolução da temperatura para os 8 pontos de estudo durante o processo de soldagem e TTAT, respectivamente. Como pode ser observado na Figura V.12, o ponto 8 apresenta o maior pico de temperatura, pois está no centro da face superior da chapa. No modelo bidimensional, a fonte de calor descrita pela equação II.6 é aplicada nas regiões *A1*, *A2* e *A3* como pode ser visto na Figura III.4. A origem da fonte de calor passa pelo ponto 8, logo esse ponto atinge a temperatura máxima alcançada na chapa. O ponto 7 está localizado na ZTA pois apresenta temperaturas maiores que 730° C e inferiores a 1500° C. O ponto 6 está localizado na fronteira entre ZTA e metal de base, pois apresenta o pico de temperatura próximo a 730° C. Os pontos 1, 2 e 3 estão localizados na face inferior da chapa e apresentam curvas de temperaturas muito próximas, demonstrando que o gradiente térmico na face inferior da chapa é muito pequeno. Os pontos 4 e 5 estão na borda da chapa e o calor conduzido pela chapa demora a alcançar tais pontos, logo seu aquecimento não é detectado no gráfico da Figura V.12 que só apresenta valores de temperatura até 25 segundos. O gráfico apresentado na Figura V.13 mostra a evolução da temperatura durante o TTAT nos 8 pontos. Após a passagem da fonte de calor e resfriamento, a chapa é aquecida até a

temperatura do TTAT, para este caso 600° C, onde permanece pelo tempo de encharque e depois é resfriado lentamente.

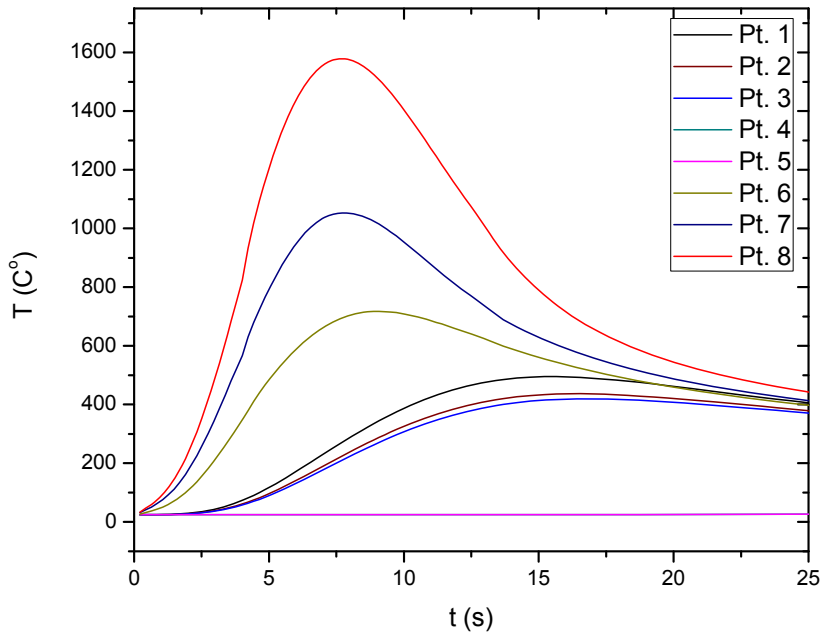


Figura V.12 - Evolução da temperatura durante a soldagem e resfriamento.

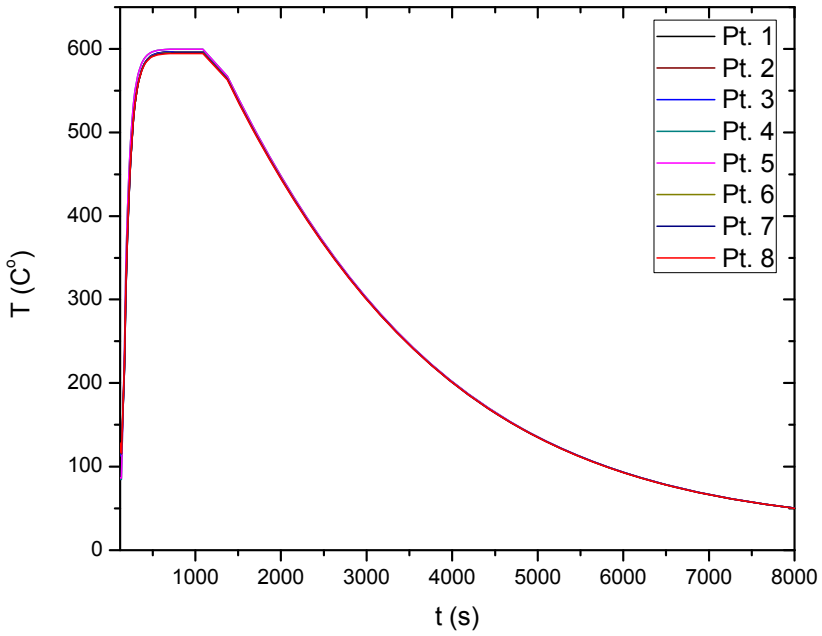


Figura V.13 - Evolução da temperatura durante o TTAT

V.2.1.2 – Análise da Temperatura e Tensões

Após a análise dos dados térmicos, foram desenvolvidas simulações considerando o acoplamento entre os fenômenos térmico e mecânico, através do elemento acoplado PLANE 13 do pacote computacional de elemento finitos ANSYS (ANSYS, 2010) como mencionado no Capítulo III.

Neste ponto, considerando-se os parâmetros obtidos na etapa anterior, apresenta-se uma análise da evolução da temperatura e das tensões para todo o processo, composto pelas etapas de soldagem e TTAT. Dois modelos bidimensionais são considerados: COM reforço e SEM reforço de solda. A análise apresentada permite avaliar a influência do reforço no fluxo de calor e na distribuição de tensões. Os mesmos parâmetros de soldagem e de geometria da fonte, obtidos em testes preliminares, foram utilizados nos dois modelos. As Figuras V.14 e V.15 apresentam a evolução da temperatura e da tensão equivalente de *von Mises* durante a soldagem nos 8 pontos de estudo para o modelo bidimensional sem reforço de solda e com reforço de solda. Foi analisada também a extensão da ZTA e ZF em ambos os modelos como pode ser vistos nas Figuras V.16 e V.17.

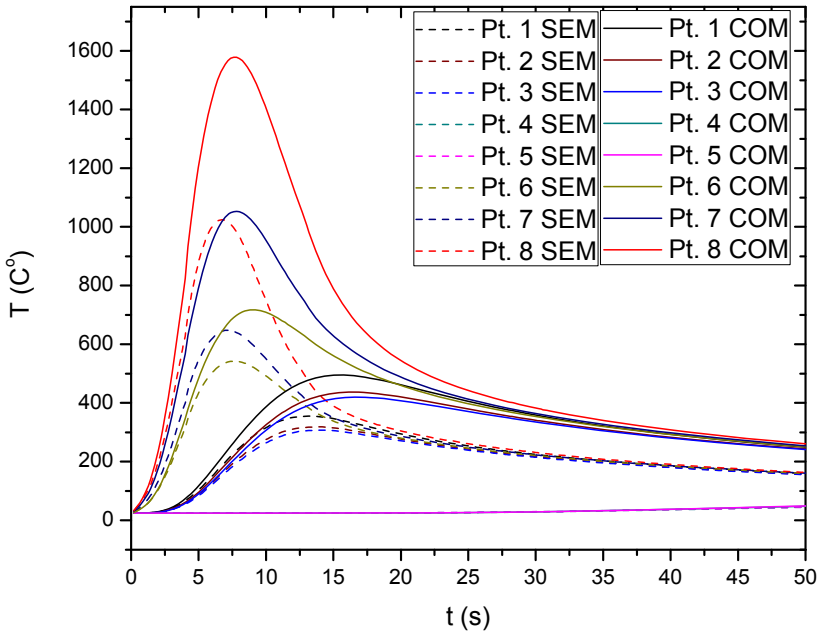


Figura V.14 - Evolução da temperatura durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda.

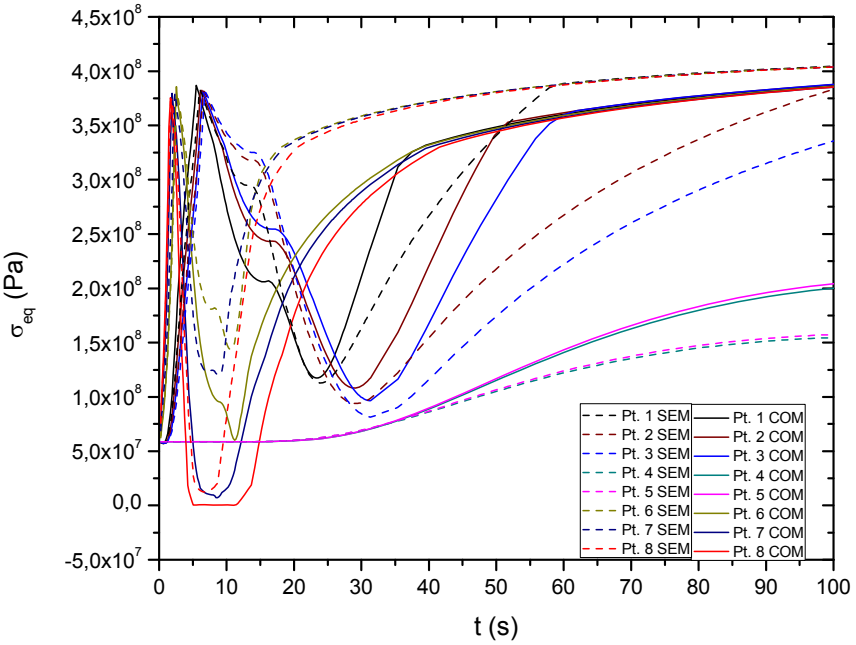


Figura V.15 – Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda.

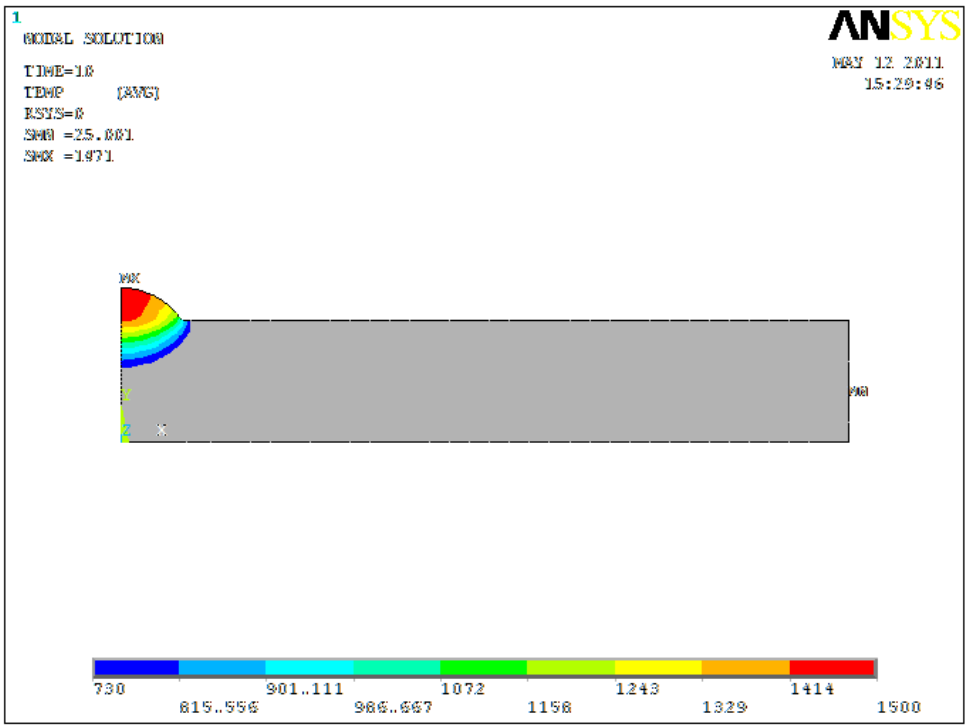


Figura V.16 – Dimensões da ZTA + ZF no modelo bidimensional COM reforço

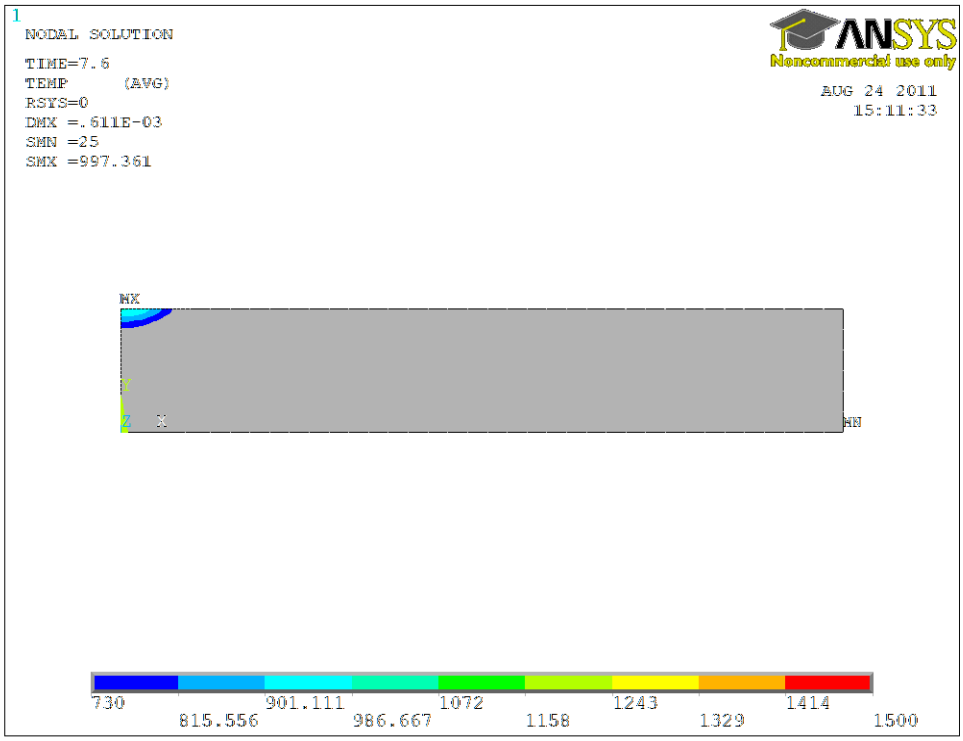


Figura V.17 – Dimensões da ZTA + ZF no modelo bidimensional SEM reforço

Como pode ser observado na Figura V.14, existe uma grande diferença tanto na distribuição de temperatura entre os dois modelos bidimensionais como na extensão da ZTA + ZF do modelo sem reforço de solda mostrada na Figura V.17 que é muito menor que a mostrada na Figura V.16, pertencente ao modelo com reforço. Pode-se observar que no modelo com reforço de solda os pontos 8, 7 e 6 apresentam curvas com valores de temperatura maiores do que os obtidos com o modelo sem reforço de solda, e para o ponto 8 observa-se uma taxa de aquecimento maior. Isso se deve ao fato de que para um mesmo aporte térmico em ambos os modelos, a massa aquecida no modelo com reforço é maior do que a do modelo sem reforço, ocasionando neste último, temperaturas menores e uma taxa de aquecimento mais lenta. Assim, a utilização dos parâmetros de fonte de calor obtidos para o modelo COM reforço para geometria SEM reforço não é adequada.

Foram desenvolvidas simulações para diversas combinações de parâmetros com o objetivo de obter uma combinação que apresentasse valores de temperatura e extensão de ZTA compatíveis com o modelo bidimensional com reforço de solda e similares aos resultados experimentais. A Figura V.18 apresenta as dimensões da ZTA e ZF no modelo com reforço de solda e a Figura V.19 apresenta as dimensões da ZTA e ZF no modelo sem reforço de solda com os parâmetros de fonte de calor corrigidos. A Tabela V.4 apresenta os parâmetros da fonte de soldagem calibrados para o modelo sem reforço.

Tabela V.4- Parâmetros da fonte de soldagem calibrados para o modelo SEM reforço

	a (mm)	*b* (mm)	c_1 (mm)	*c2 (mm)*
SEM reforço de solda	13,75 (1,25 *Lp*)	0,5 (*t* / 25)	22 (*Lp*)	44 (4 *Lp*)

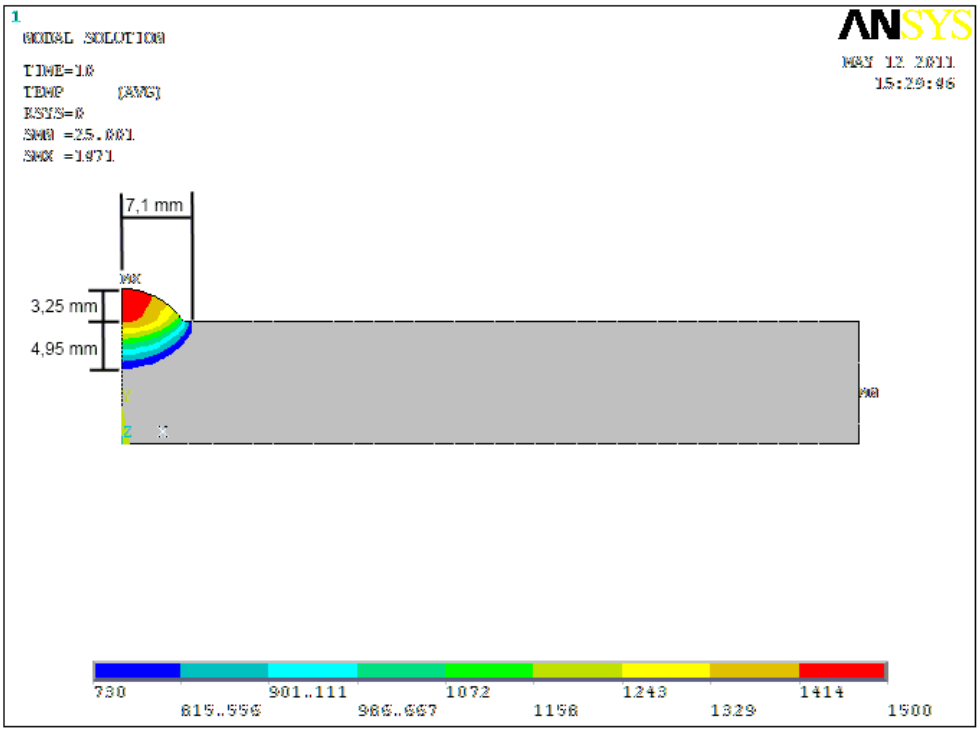


Figura V.18 – Dimensões ZTA e ZF no modelo bidimensional com reforço de solda.

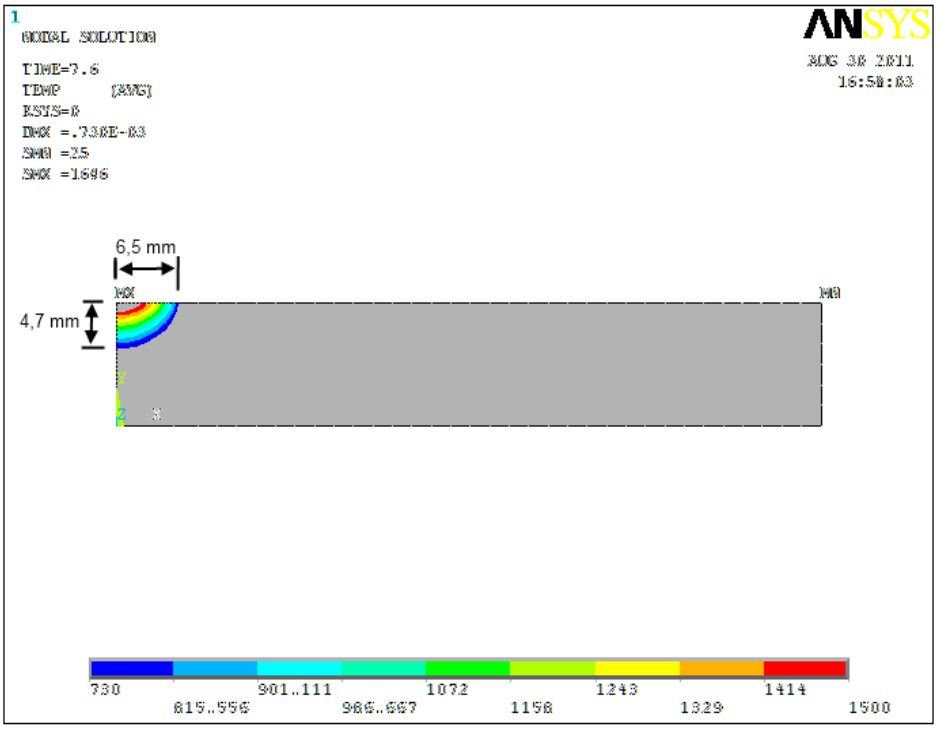


Figura V.19 – Dimensões ZTA e ZF no modelo bidimensional sem reforço de solda com parâmetros corrigidos.

Como pode ser observado nas Figuras V.18 e V.19, mesmo tendo uma geometria diferente a extensão da ZTA e ZF entre os dois modelos possui valores bem próximos, validando o modelo sem reforço de solda para análise térmica.

Na Figura V.20 é apresentado o gráfico de evolução da temperatura dos modelos com reforço de solda e sem reforço de solda utilizando os parâmetros corrigidos. Mesmo a extensão de ZTA e ZF tendo valores bem próximos nos modelos com e sem reforço de solda pode-se observar que no modelo sem reforço de solda os pontos 8, 7 e 6 apresentam valores de temperatura maiores do que as obtidas com o modelo com reforço de solda, e para o ponto 8 observa-se uma taxa de aquecimento maior. Na Figura V.21 é apresentada a evolução das tensões equivalentes de *von Mises* para os modelos com reforço de solda e sem reforço de solda utilizando os parâmetros corrigidos. Percebe-se que para ambos os modelos, as tensões apresentam comportamento similares, tendo apenas uma pequena diferença de valores entre as curvas.

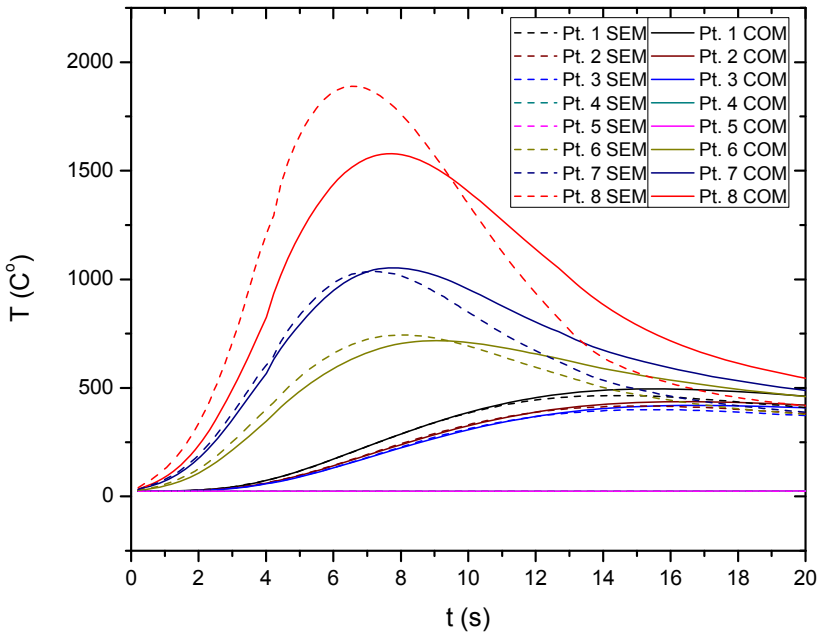


Figura V.20 – Evolução da temperatura durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda.

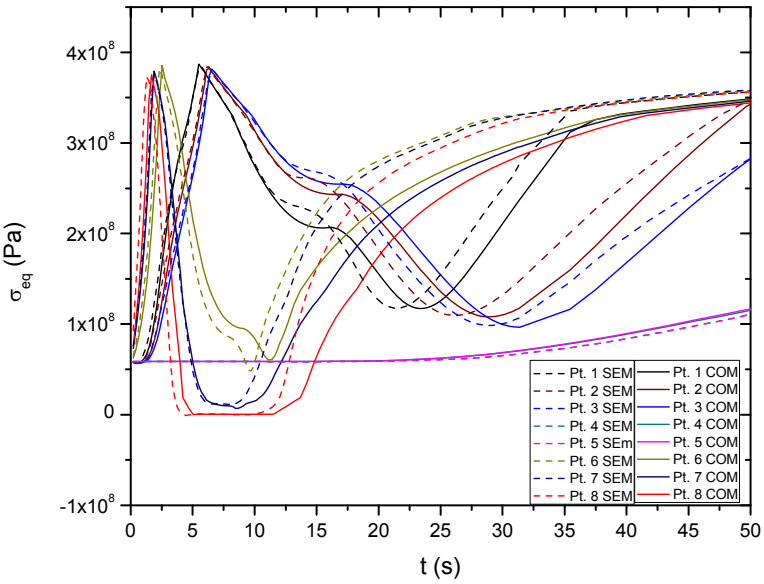


Figura V.21 – Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante a soldagem nos modelos bidimensionais SEM reforço de solda e COM reforço de solda.

Neste ponto apresenta-se a distribuição das componentes de tensão ao longo da chapa para diversos instantes. As simulações mostram o desenvolvimento de tensões residuais após o processo de soldagem e resfriamento e o alívio dessas tensões durante o TTAT, comprovando que o modelo captura o comportamento esperado. É importante ressaltar que os valores de tensão apresentados são previsões e que o modelo necessita ser calibrado em termos de tensões através de ensaios experimentais próprios, de forma similar ao que foi feito para a temperatura. A comparação entre os modelos bidimensionais COM e SEM reforço de solda permite avaliar os efeitos do fator concentrador de tensões observado na mudança de geometria entre o reforço de solda e a chapa. Como pode ser observado nas Figuras V.22-V.35 a presença do reforço promove perturbações na distribuição da tensão residual nas direções *x*, *y*, *z* e equivalente de *von Mises*, tanto antes do TTAT e como após o TTAT.

As Figuras V.22 e V.23 mostram a distribuição de tensões na direção *x* para o modelo COM reforço e SEM reforço, respectivamente. Antes do TTAT a tensão compressiva máxima na direção *x*, no valor de 74,5 MPa, está localizada próximo à mudança de geometria entre o reforço de solda e a chapa. A tensão máxima trativa, da ordem de 80 MPa, ocorre nas superfícies superior e inferior numa região posicionada a uma distância de aproximadamente uma espessura em relação ao plano de simetria da chapa. Já para o modelo sem reforço, o pico de tensão compressiva na direção *x* está localizado numa região sobre o plano de simetria da chapa e possui valor de 80,7 MPa. Já as tensões máximas trativas têm um valor de 95 MPa e ocorrem numa região similar à observada para o modelo com reforço.

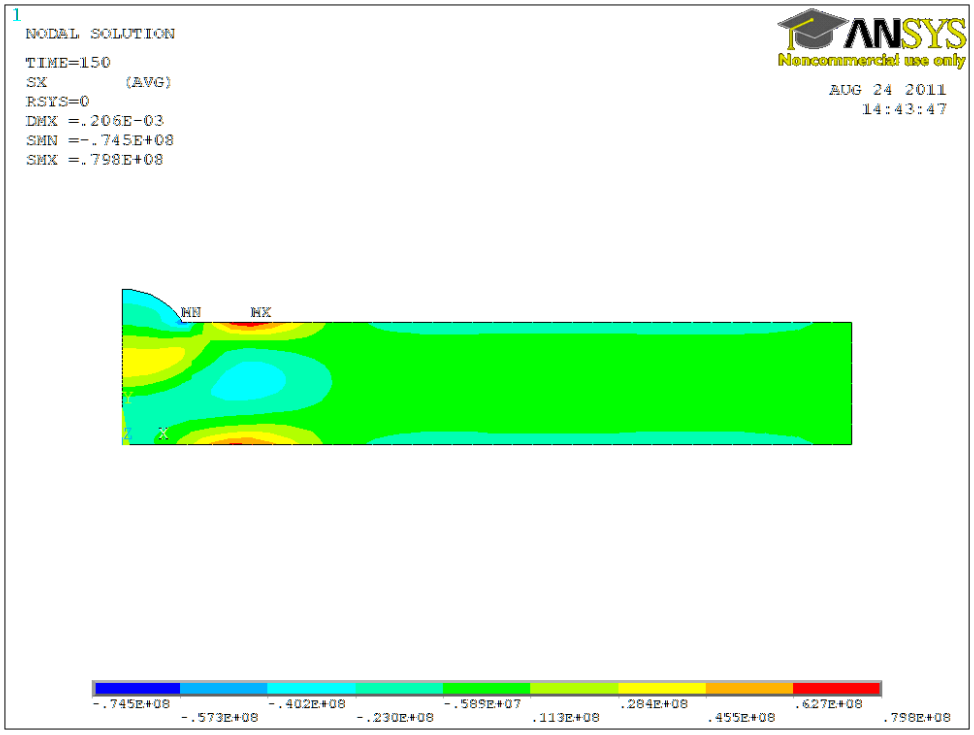


Figura V.22 – Distribuição das tensões residuais na direção *x* antes do TTAT no modelo COM Reforço

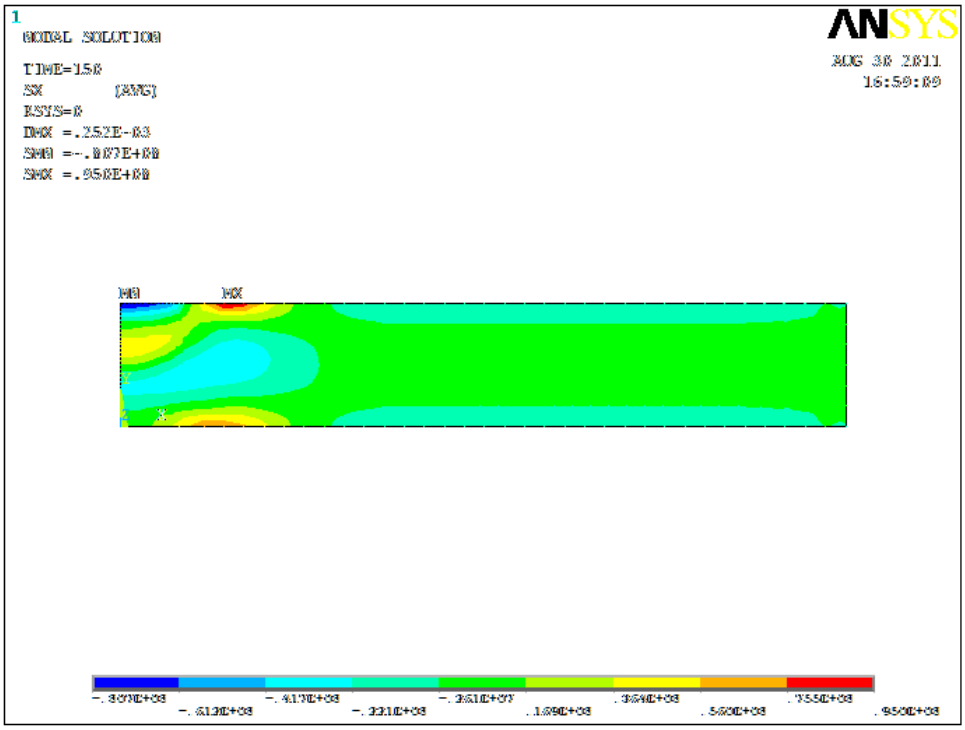


Figura V.23 – Distribuição das tensões residuais na direção *x* antes do TTAT no modelo SEM Reforço

O mesmo ocorre para distribuição de tensões na direção *y* antes do TTAT. Na Figura V.24 percebe-se que a tensão compressiva máxima também está localizada próxima à mudança de geometria entre o reforço de solda e a chapa e apresenta valores em torno de 44,6 MPa. Na Figura V.25, que apresenta o modelo sem reforço de solda, a tensão compressiva máxima está localizada no interior da chapa e tem o valor de 30,7 MPa.

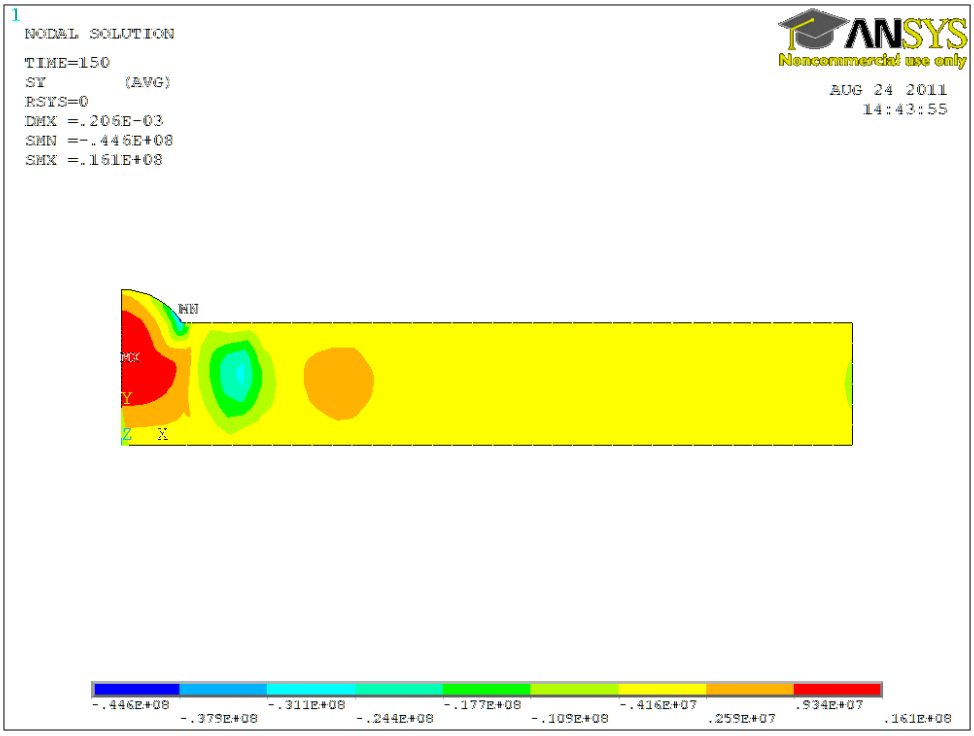


Figura V.24 – Distribuição das tensões residuais na direção *y* antes do TTAT no modelo COM Reforço

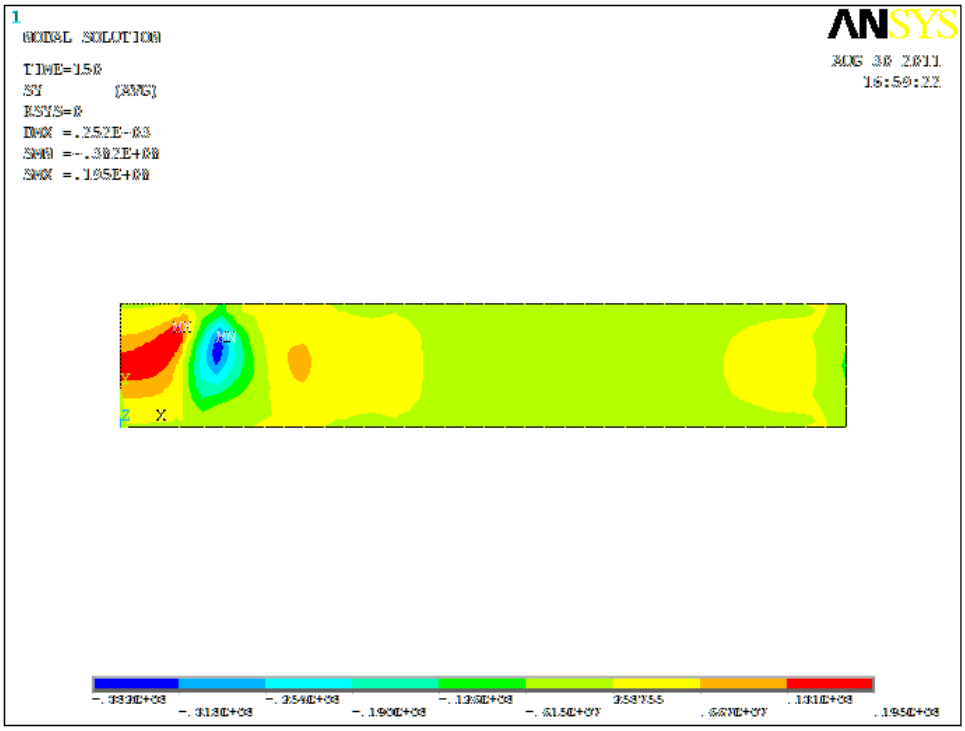


Figura V.25 – Distribuição das tensões residuais na direção *y* antes do TTAT no modelo SEM Reforço

As Figuras V.26 e V.27 apresentam a distribuição de tensões na direção z antes do TTAT. Na Figura V.26 se percebe que mesmo que os picos de tensão compressiva e trativa não estejam próximos do reforço de solda, há uma perturbação no nível de tensões no local da mudança de geometria entre reforço de solda e chapa. Na Figura V.26 há uma faixa de tensões entre 228 MPa a 295 MPa cobrindo aproximadamente 1/6 da largura da chapa, sendo que a perturbação imposta pela mudança de geometria desenvolve uma faixa de tensões que vai de 160 MPa a 228 MPa. Na Figura V.27 percebe-se que a perturbação na faixa de tensões encontra-se no meio da chapa num valor entre 140 MPa e 309 MPa, enquanto a faixa de tensões está entre 309 MPa e 377 MPa.

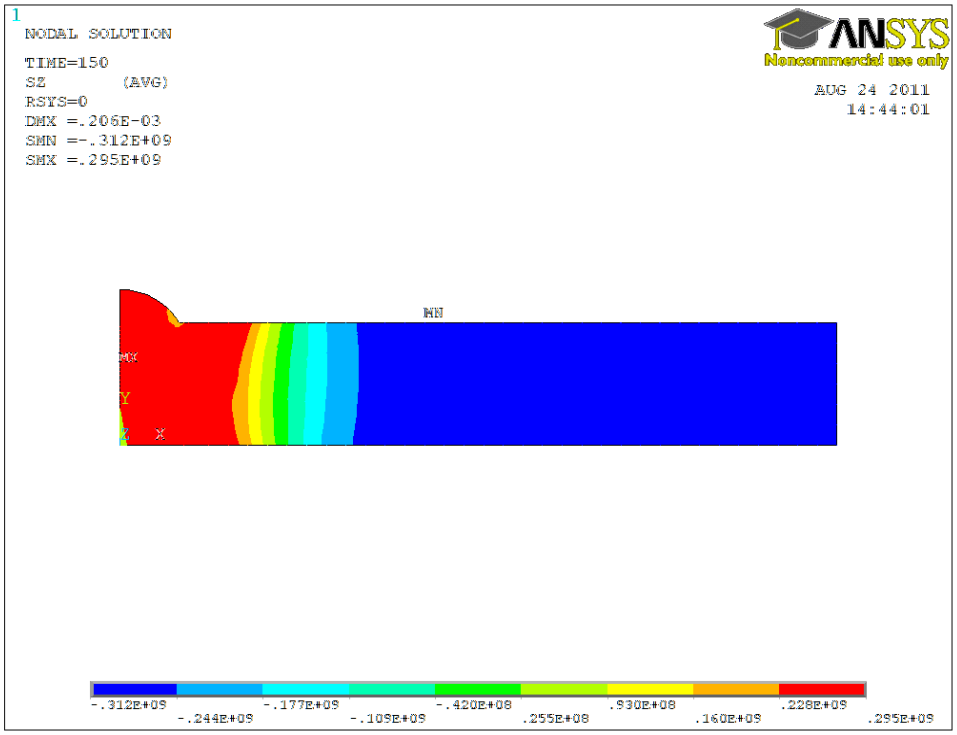


Figura V.26 – Distribuição das tensões residuais na direção *z* antes do TTAT no modelo COM Reforço

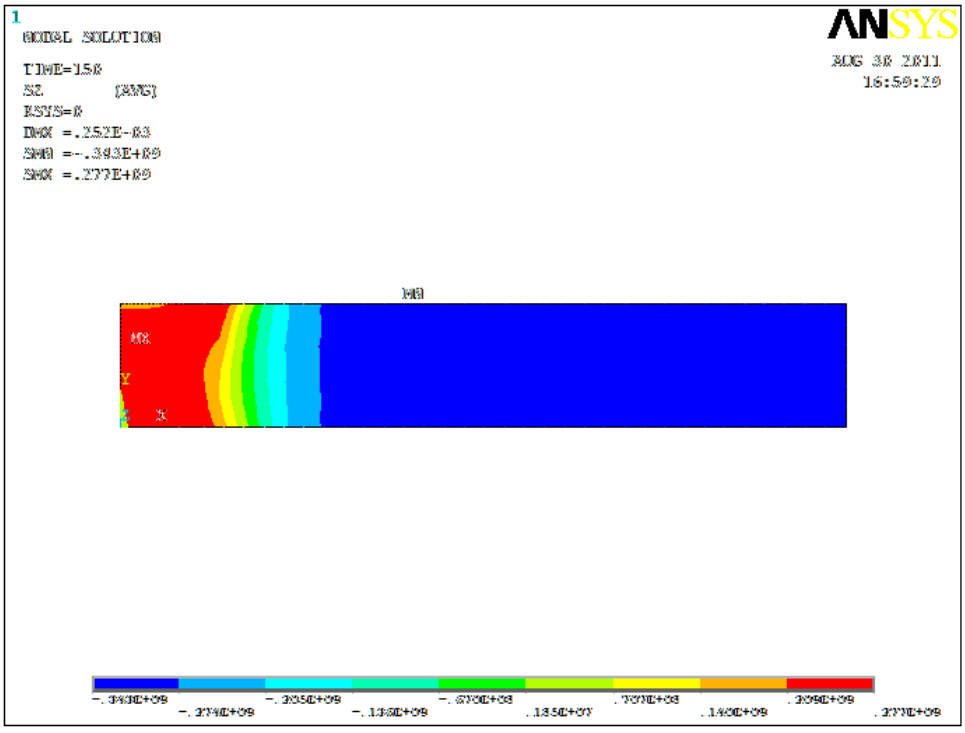


Figura V.27 – Distribuição das tensões residuais na direção *z* antes do TTAT no modelo SEM Reforço

Finalmente, nas Figuras V.28 e V.29 que apresentam a distribuição da tensão equivalente de *von Mises*, percebe-se que no modelo COM reforço de solda a tensão máxima é de 307 MPa, enquanto no modelo SEM reforço de solda, a tensão máxima é de 339 MPa. Para as tensões mínimas observam-se os seguintes valores: 17,2 MPa no modelo COM reforço de solda e 27,2 MPa no modelo SEM reforço de solda.

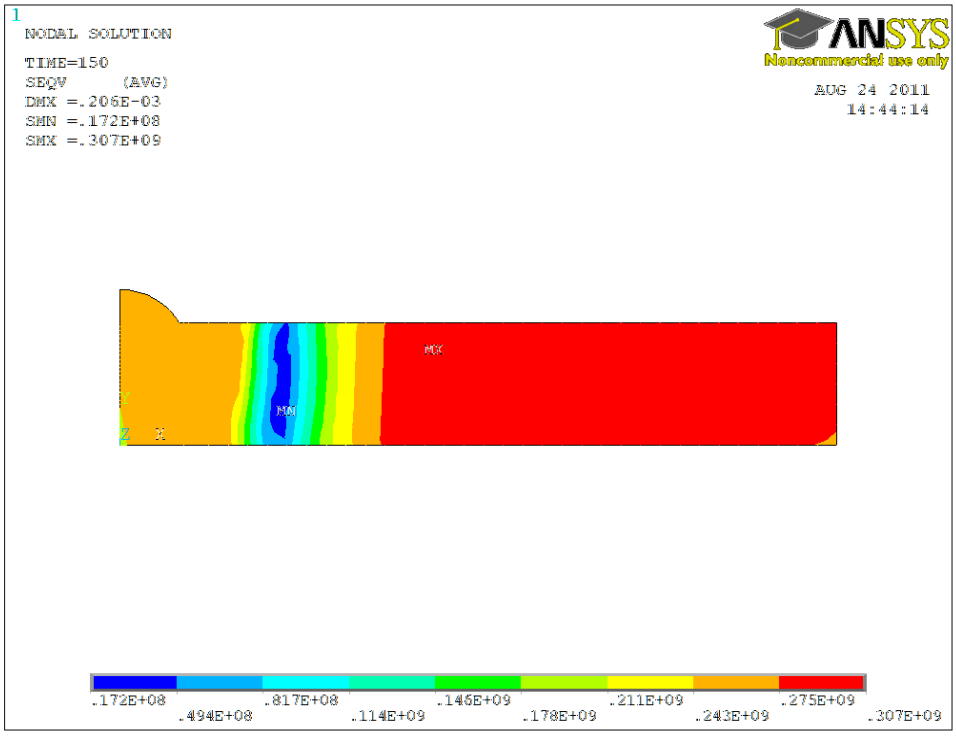


Figura V.28 – Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* antes do TTAT no modelo COM Reforço

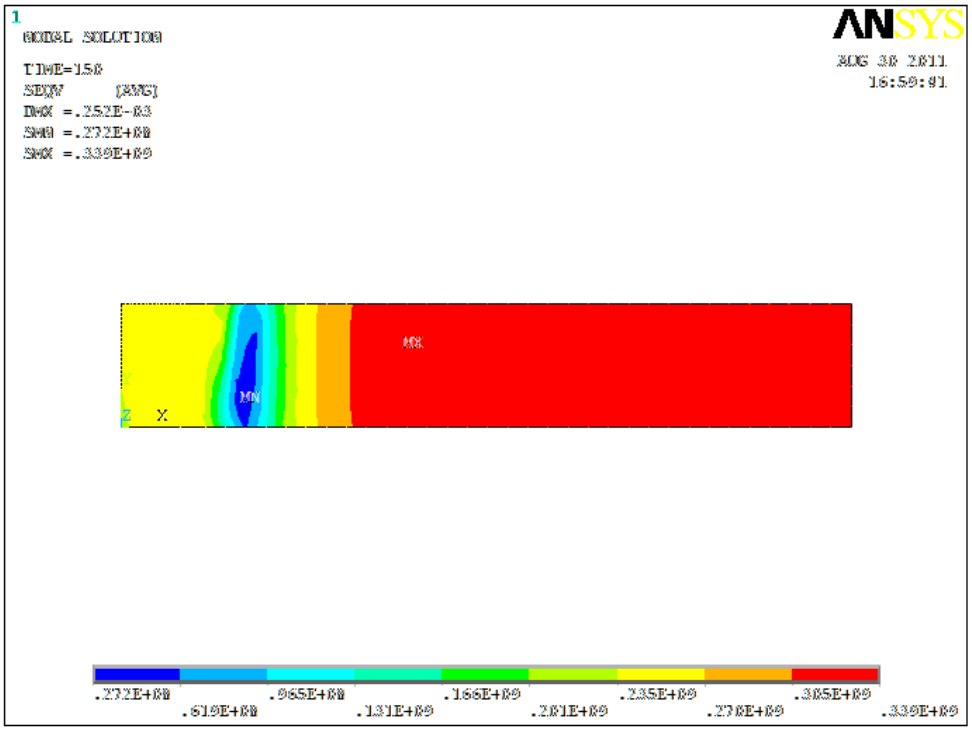


Figura V.29 – Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* antes do TTAT no modelo SEM Reforço

Analisando as figuras das simulações após o TTAT, percebe-se que diminui a influência da mudança de geometria no reforço de solda. Comparando as Figuras V.30 e V.31 identifica-se uma perturbação na faixa de tensões no local do reforço de solda, mas pouco significativa dada a faixa de tensões compreendida (1 a 3 MPa).

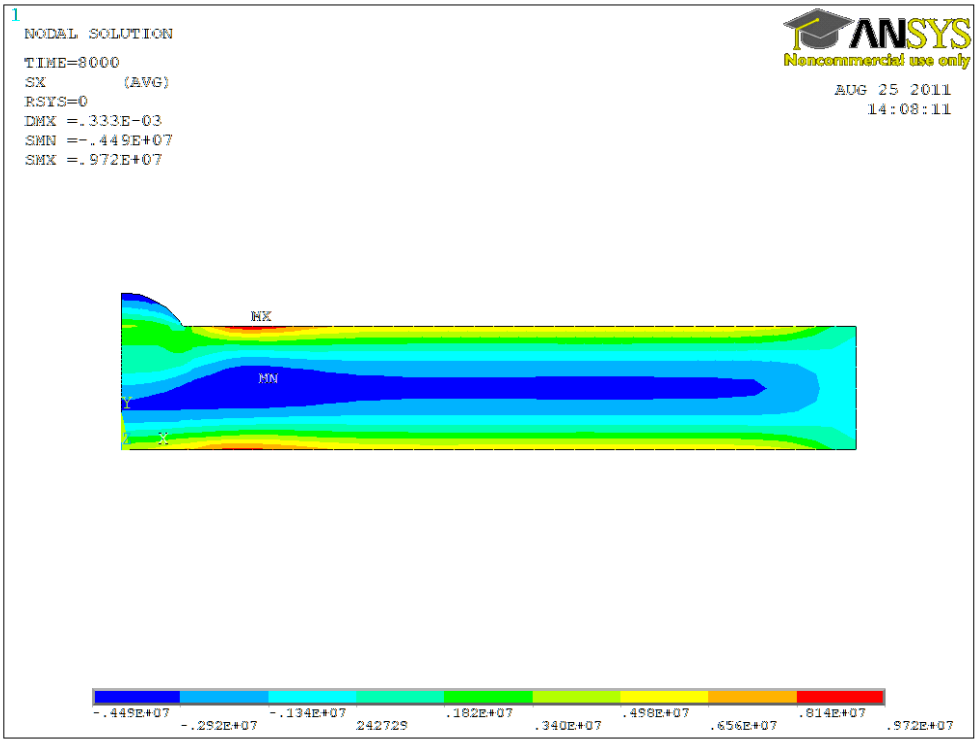


Figura V.30 – Distribuição das tensões residuais em *x* após o TTAT no modelo COM Reforço

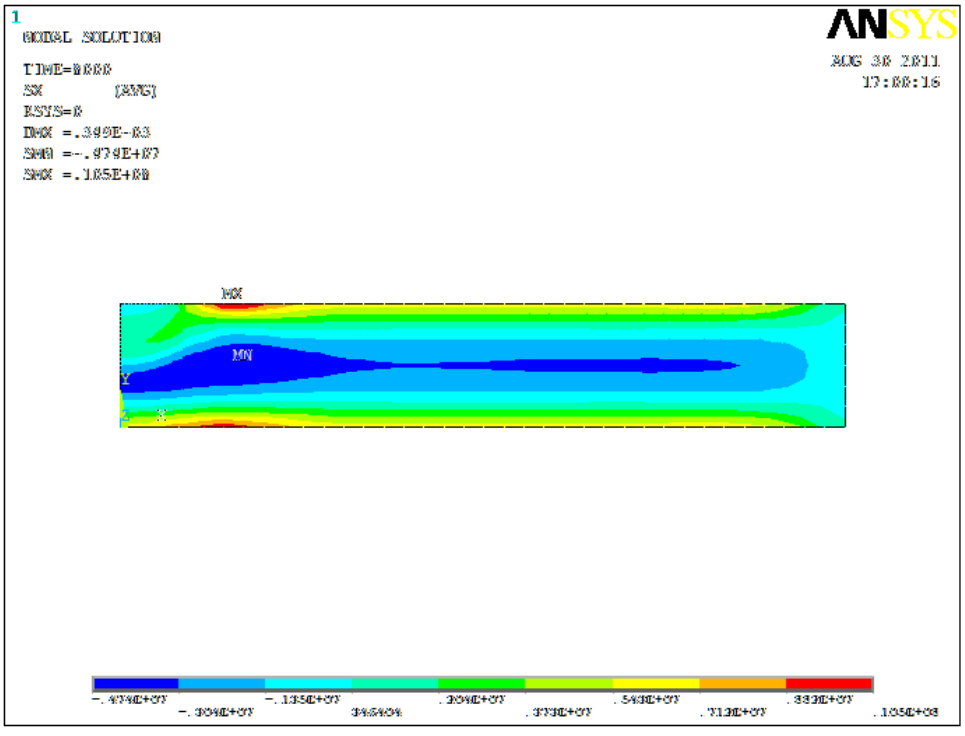


Figura V.31 – Distribuição das tensões residuais em *x* após o TTAT no modelo SEM Reforço

Na Figura V.32 que avalia as tensões na direção *y* após o TTAT para o modelo com reforço de solda observa-se que na mudança de geometria entre o reforço de solda e a chapa a tensão compressiva é máxima e mede 28 MPa. O mesmo não ocorre para o modelo sem reforço de solda como na Figura V.33, sendo neste a tensão compressiva máxima de 18 MPa que encontra-se no meio da espessura da chapa.

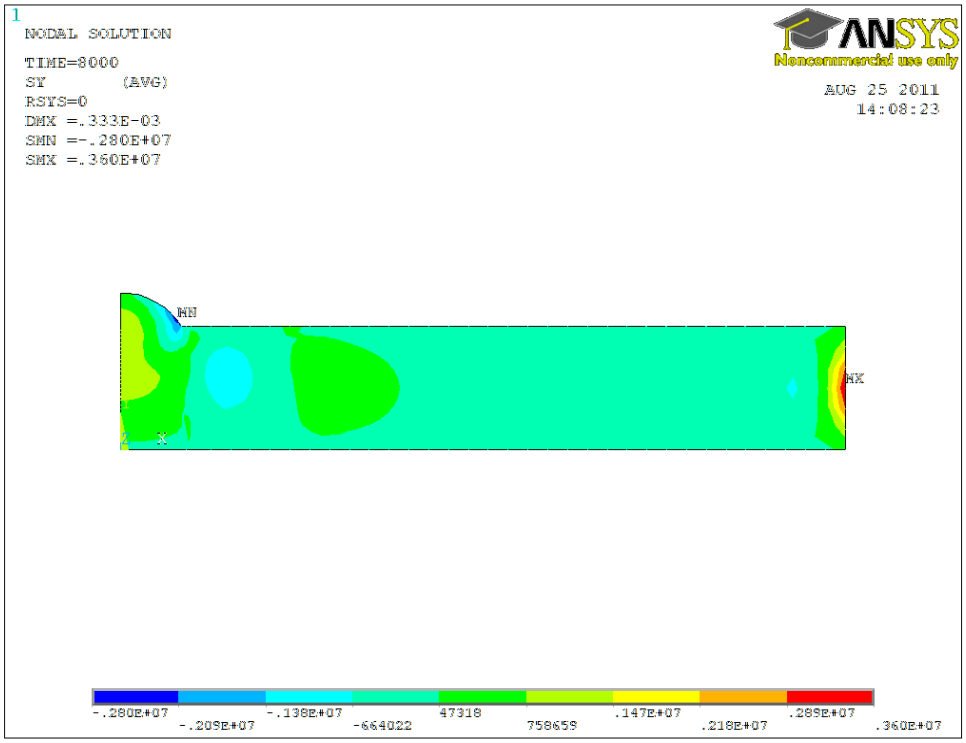


Figura V.32 – Distribuição das tensões residuais em *y* após o TTAT no modelo COM Reforço

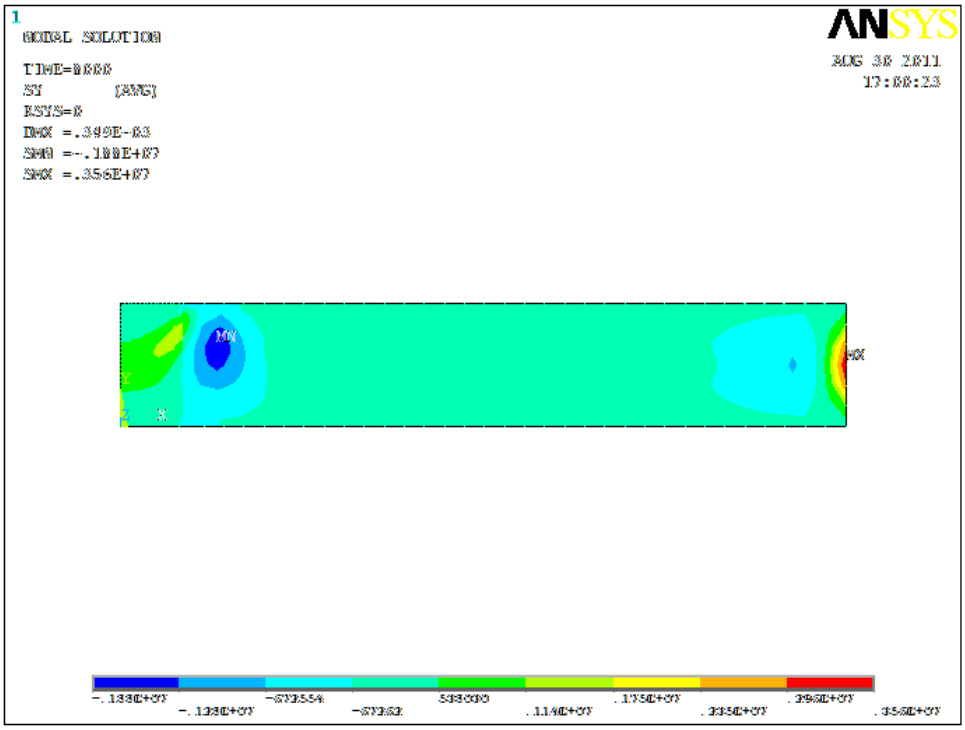


Figura V.33 – Distribuição das tensões residuais em *y* após o TTAT no modelo SEM Reforço

As Figuras V.34 e V.35 apresentam a distribuição das tensões equivalentes de *von Mises* após o TTAT, e assim como nas Figuras V.30 e V.31, apresenta uma perturbação na faixa de tensões no local do reforço de solda, mas pouco significativa dada a faixa de tensões compreendida (Menor que 1 MPa). A simulação comprova que a mudança de geometria imposta pelo reforço de solda altera significativamente a distribuição de tensões antes do TTAT, provocando na maioria dos casos uma concentração de tensões compressivas na fronteira entre o reforço e a chapa. Como dito anteriormente os resultados das tensões não podem ser considerados precisos devido ao erro gerado pela condição de fluxo de calor bidimensional e os resultados não terem sido validados por ensaios experimentais, mas de posse de resultados mais precisos é possível estudar melhor o fator concentrador de tensões gerado pelo reforço de solda. O modelo parametrizado permite a criação de diferentes geometrias e condições de soldagem.

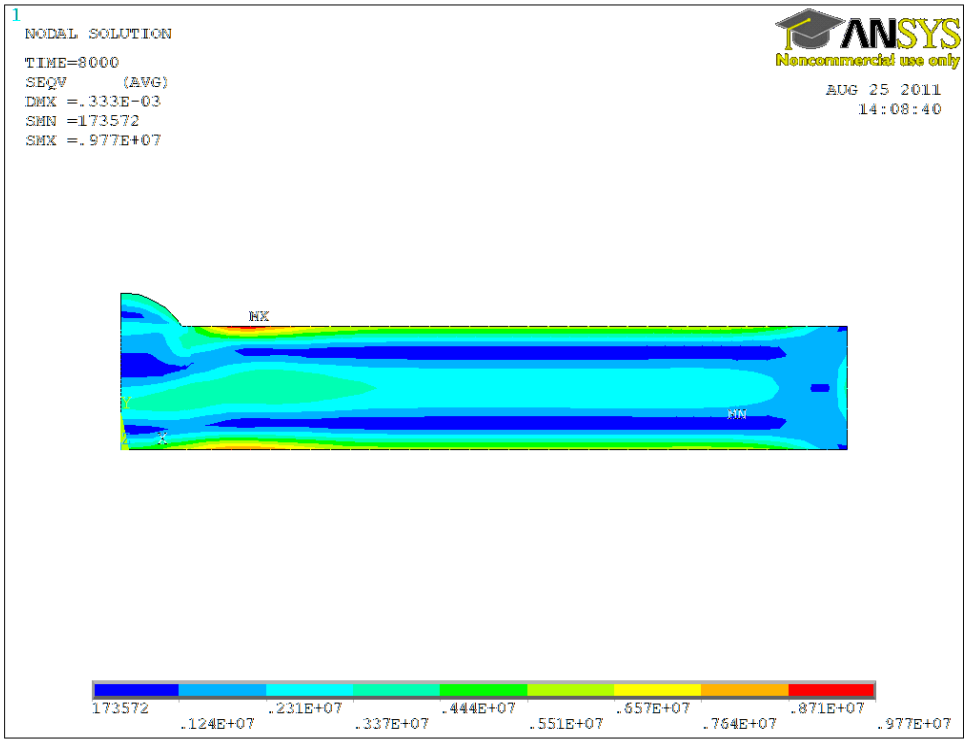


Figura V.34 – Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o TTAT no modelo COM Reforço

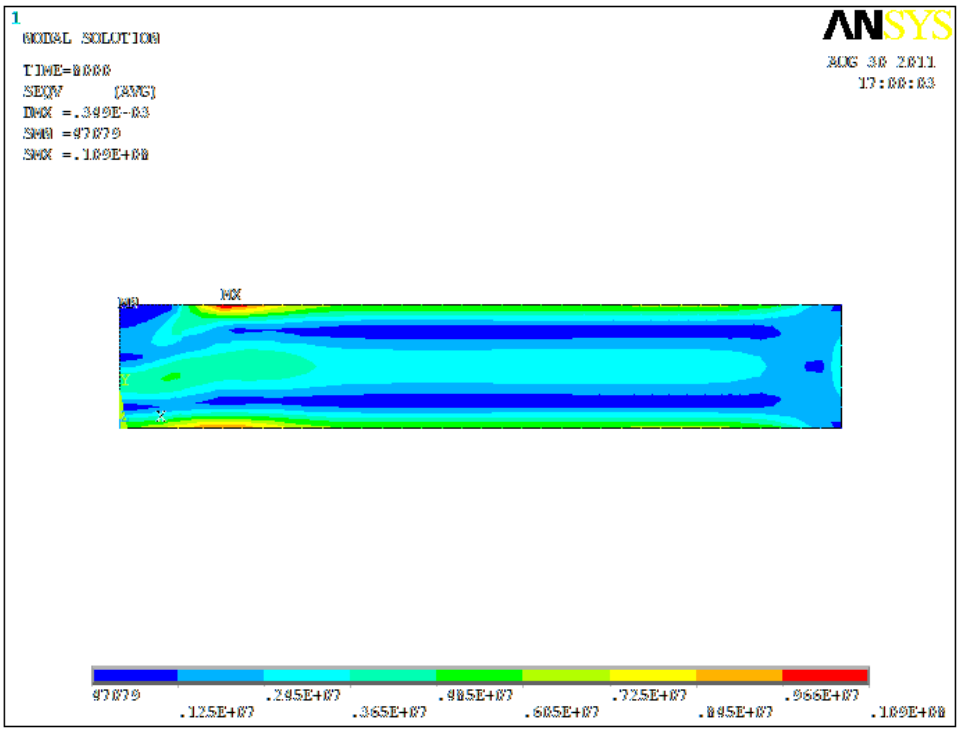


Figura V.35 – Distribuição das tensões equivalente de *von Mises* após o TTAT no modelo SEM Reforço

A análise comparativa ilustra que a presença do reforço não afeta significativamente a distribuição de tensões. Neste momento analisa-se a evolução das variáveis no tempo focando-se o modelo COM reforço. A Figura V.36 apresenta a evolução da temperatura durante o processo de soldagem e resfriamento, o que acontece num intervalo de tempo de aproximadamente 135 s. As temperaturas máximas na região da solda acontecem em 7,6 s. A distribuição de temperatura para este instante é apresentada na Figura V.37.

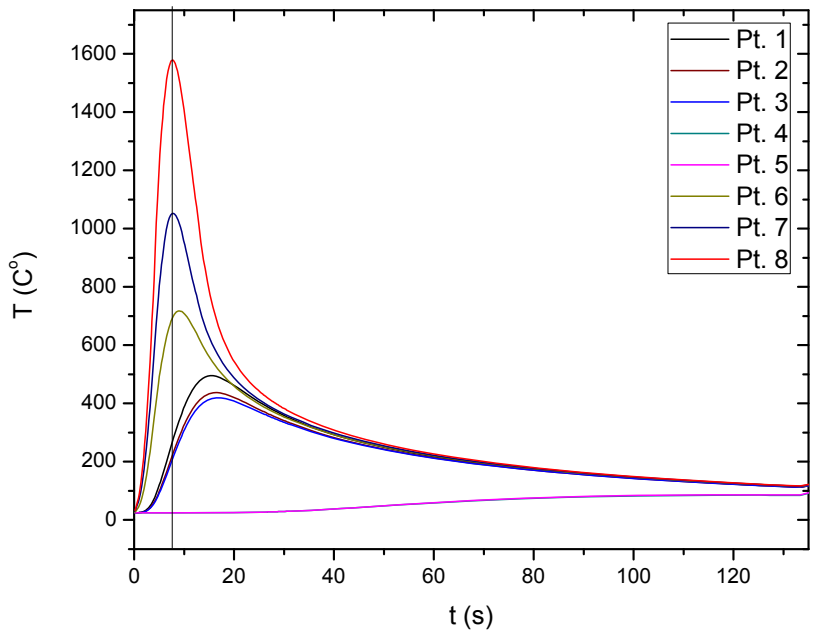


Figura V.36 – Evolução da temperatura durante o processo de soldagem e resfriamento.

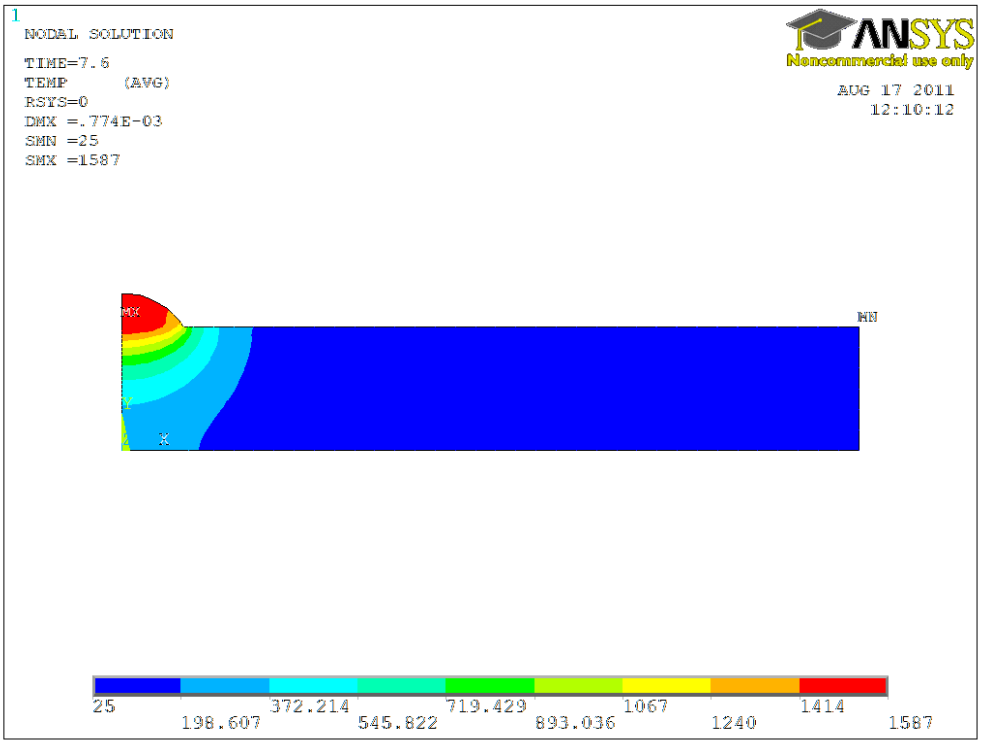


Figura V.37 – Distribuição de temperatura no instante 7,6 segundos.

A Figura V.38 apresenta a evolução da temperatura durante todo o processo de soldagem e o TTAT, tendo sido dividida em 4 regiões distintas para um melhor entendimento. A região *A* representa o processo de soldagem e resfriamento e compreende o intervalo de tempo de 0 a 135 s. A região *B* representa o início do TTAT e compreende o aquecimento da chapa até a temperatura do tratamento térmico. Esse intervalo de tempo começa por volta de 136 s e vai até 674 s. A região *C* representa o tempo de encharque no forno e começa aos 675 s e dura até 1092 s. O intervalo de tempo entre 1092 segundos até 8286 s compreende o resfriamento lento dentro do forno e é representado no gráfico da Figura V.38 pela região *D*. A figura mostra que as taxas de resfriamento na região A, associadas à etapa de soldagem, são bastante superiores às observadas na região D, associadas ao processo de resfriamento após o TTAT. Durante a etapa de soldagem apenas uma região localizada da chapa experimenta temperaturas elevadas, o que promove a presença de um elevado gradiente térmico ao longo da chapa. Esse gradiente térmico é responsável para que o processo de condução contribua de uma forma significativa para o resfriamento, somando-se aos efeitos de convecção. Já para a etapa de resfriamento após o TTAT, como toda a peça se encontra previamente a uma mesma temperatura, o processo de condução é restrito e os efeitos de convecção são preponderantes.

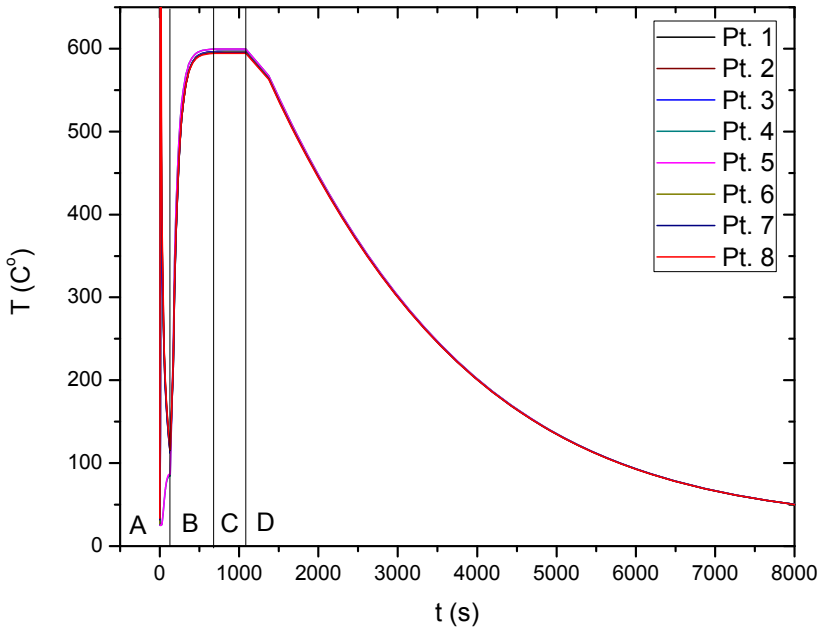


Figura V.38 – Evolução da Temperatura durante a soldagem e TTAT

De posse dos intervalos de tempo dos processos de soldagem e etapas de TTAT, as Figuras V.39, V.41 e V.45, que apresentam respectivamente os gráficos com os valores de tensão na direção *x*, na direção *y* e a tensão equivalente de *von Mises* durante o processo de soldagem, resfriamento e início do TTAT, podem ser melhor analisadas.

Na Figura V.39 observa-se que durante o processo de soldagem (aproximadamente no instante 10 s) as tensões na direção *x* mudam de compressivas para trativas. As tensões na direção *x* se tornam máximas aproximadamente no instante *t* = 17 s e começam a decair. Para 135 s observa-se uma queda abrupta das tensões devido ao início do TTAT.

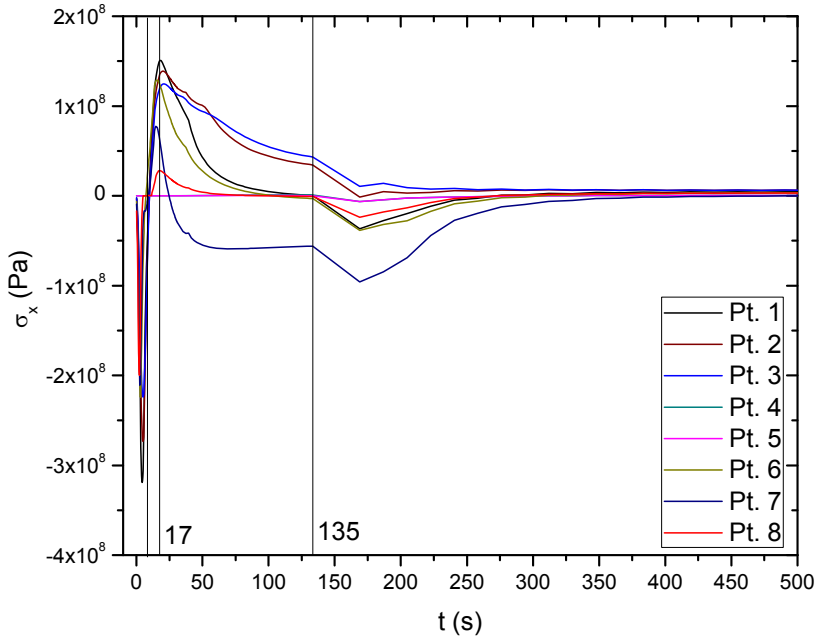


Figura V.39 – Evolução da tensão em *x* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT

Na Figura V.40 observa-se que as todas as tensões residuais na direção x são aliviadas antes de 500 s. É interessante observar que os resultados das simulações numéricas indicam que o comportamento de total alívio de tensões ocorre antes dos 500 segundos. Assim, o tempo de encharque dentro do forno poderia ser diminuído, economizando tempo e energia.

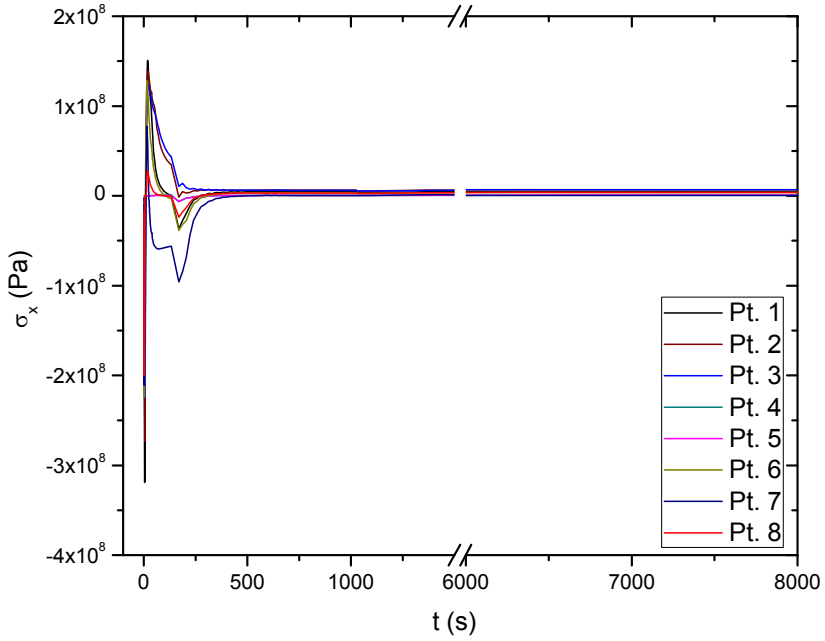


Figura V.40 – Evolução da tensão em *x* durante todo o processo

Diferente das tensões em *x*, a Figura V.41 mostra que as tensões nos 8 pontos estudados não mudam ao mesmo tempo do seu comportamento compressivo para trativo. Observa-se que nos pontos 8, 7 e 6 as tensões possuem valores maiores que nos demais pontos, mas com o início do TTAT os valores de tensão diminuem a valores próximos de zero. No ponto 7 os valores de tensão voltam a aumentar no início do TTAT, mas o alívio acontece por volta dos 170 s.

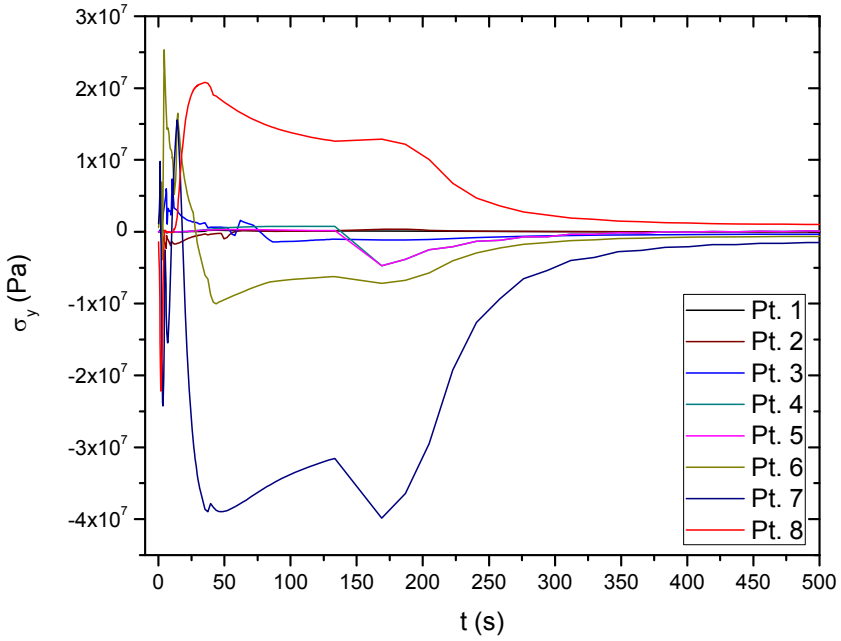


Figura V.41 – Evolução da tensão em *y* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT

Da mesma forma que na Figura V.40, na Figura V.42 fica claro que as tensões residuais em *y* são relaxadas antes de 500 s, mostrando que o tempo de encharque dentro do forno pode ser um parâmetro importante que merece ser avaliado.

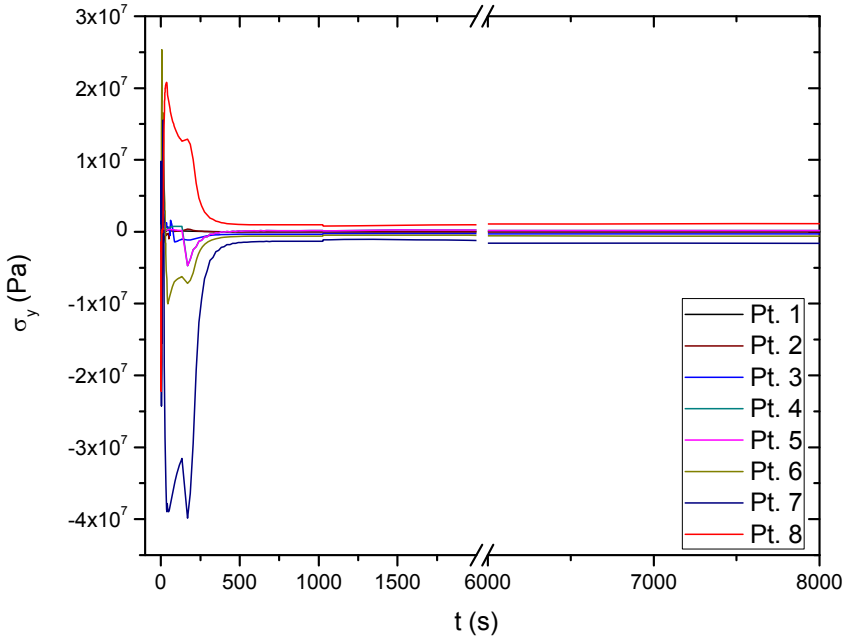


Figura V.42 – Evolução da tensão em *y* durante todo o processo

Na Figura V.43 as tensões na direção *z* mudam de compressivas para trativas durante o processo de soldagem, e com exceção dos pontos 4 e 5 que adquirem níveis de tensões mais baixos, os pontos 1, 2, 3, 6, 7 e 8 estabilizam as tensões num patamar entre 350 a 400 MPa e permanecem assim até o início do TTAT. Com o início do TTAT as tensões diminuem bruscamente e alteram seu comportamento para um estado compressivo, estabilizando em aproximadamente 150 MPa de tensão compressiva no instante t = 400 s.

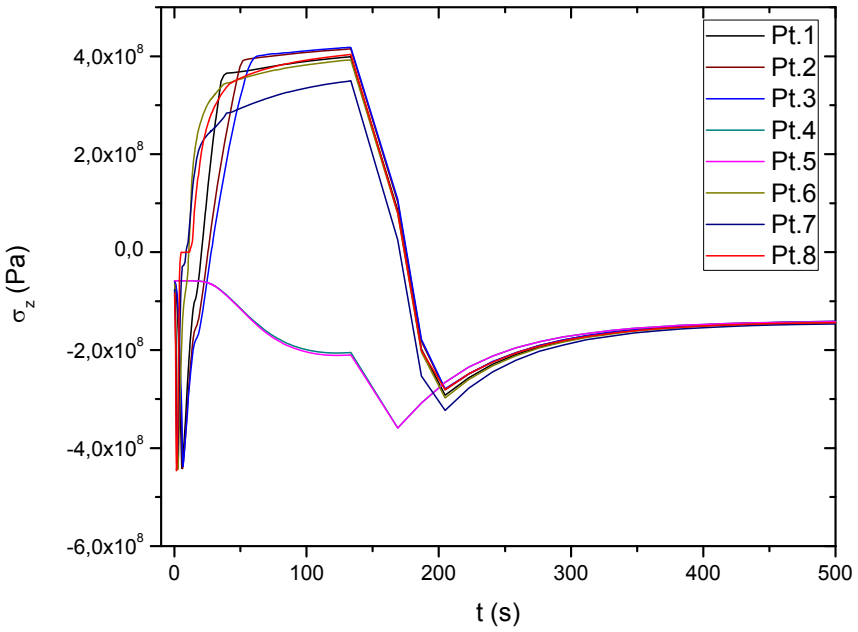


Figura V.43 – Evolução da tensão em *z* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT

Na Figura V.44, após 500 s todas as tensões residuais são relaxadas até o patamar de 150 MPa. Em torno de 1000 s todas as tensões residuais caem abruptamente a zero. Essa queda se deve à limitação do modelo bidimensional, pois nesse instante é removida a restrição na direção *z*. Assim, o modelo deixa de ter um estado plano de deformações e passa a ter um estado plano de tensões.

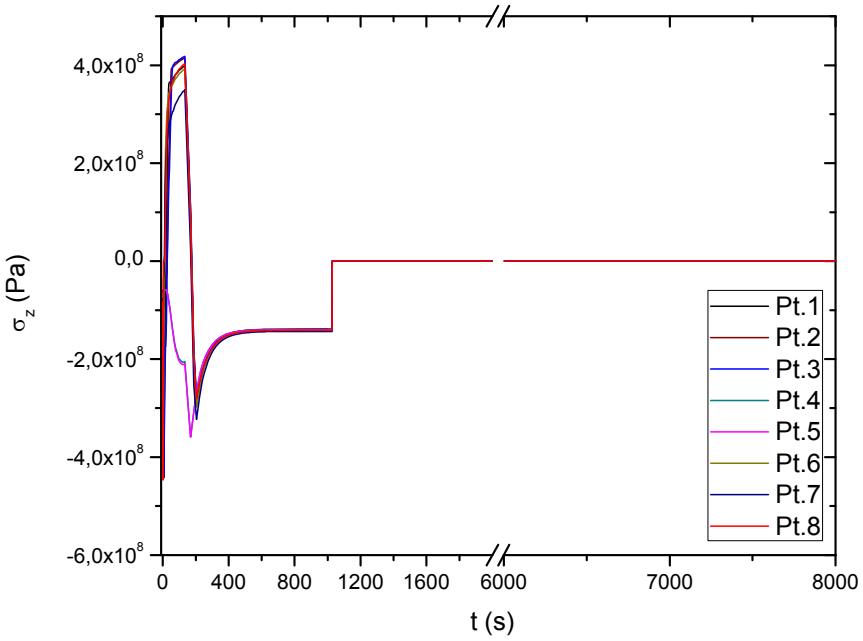


Figura V.44 – Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante todo o processo

Na Figura V.45 foi observado um aumento abrupto das tensões equivalentes de *von Mises* durante o aquecimento nos pontos 1, 2, 3, 6, 7 e 8. Durante o resfriamento, nos pontos 6, 7 e 8 as tensões são relaxadas a valores próximos de zero, mas voltam a aumentar após 10 s de processo. Nos pontos 1, 2 e 3 acontece o mesmo fenômeno de aumento das tensões, relaxamento parcial seguido de aumento progressivo das tensões, mas as tensões não relaxam tanto quanto nos pontos 6, 7 e 8 e o processo de aumento, relaxamento e aumento novamente é mais lento. Isso se deve ao fato de que esses pontos estão posicionados na face inferior da chapa, distantes da fonte de calor, ocorrendo, desta forma, um atraso devido ao processo de condução do calor. No instante t = 50 s, durante o resfriamento, pode se observar que os pontos 1, 2, 3, 6, 7 e 8 alcançam um mesmo patamar de tensões residuais, aproximadamente 400 MPa. Os pontos 4 e 5 da chapa estão muito distantes da fonte de calor e não sofrem com esse fenômeno de aumento, relaxamento e aumento. As tensões nesses pontos sobem gradativamente até o início do TTAT, onde aumentam bruscamente, mas relaxam durante o tempo de encharque no forno.

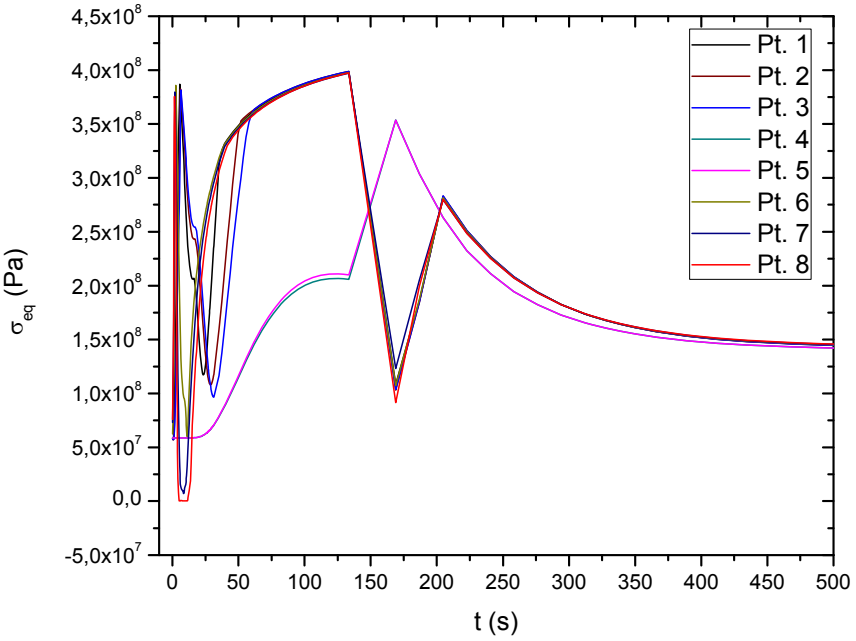


Figura V.45 – Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante soldagem, resfriamento e início do TTAT

Na Figura V.46 assim como na Figura V.44, observa-se que após os 500 s, todas as tensões residuais são relaxadas até o patamar de 150 MPa e em torno de 1000 s todas as tensões residuais caem bruscamente a zero, devido a remoção das restrições na direção *z*.

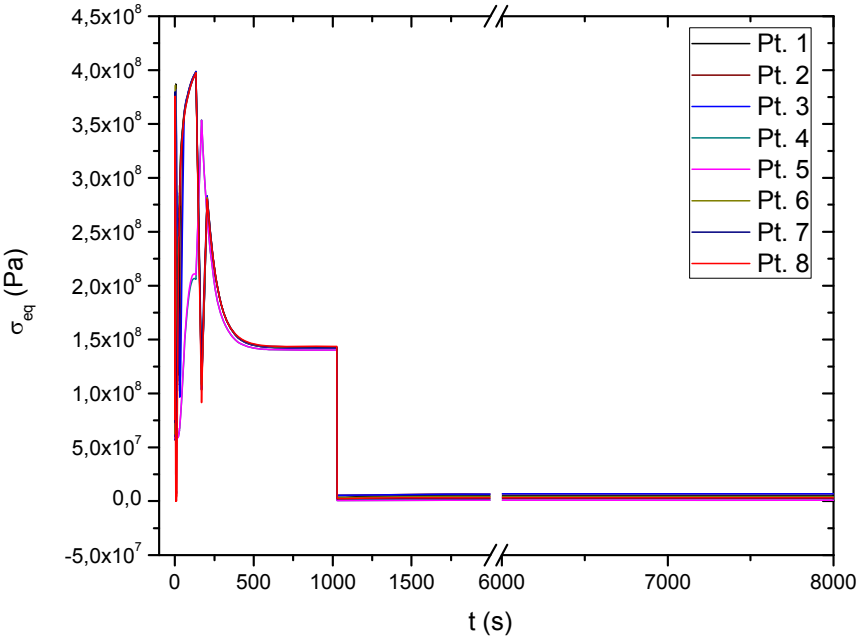


Figura V.46 – Evolução da tensão equivalente de *von Mises* durante todo o processo

Com o objetivo de estudar os efeitos da temperatura do TTAT na redução das tensões residuais foram simuladas diferentes temperaturas: 200°, 300°, 400°, 500°, 600°, 700°, 800° C. A Figura V.47 apresenta o valor das tensões residuais após o TTAT para diferentes temperaturas. É interessante observar que os pontos 7, 3 e 2 apresentam respectivamente a maior queda nas tensões residuais entre os diferentes valores do TTAT. Assim o ponto 7, referente à mudança de geometria, é o mais sensível à temperatura do TTAT. O TTAT realizado até 300° C praticamente mão promove o relaxamento das tensões que se mantêm em um nível de 60 MPa e o TTAT realizado a 500° C relaxa a tensões ao patamar de 15 MPa. Nos pontos 2 e 3 a diferença do nível de tensões relaxadas entre 300° e 500° C é de aproximadamente 3 vezes. O ponto 8 que apresentou os maiores picos de temperatura, apresentou pouca sensibilidade a diferença de temperatura do TTAT, 12 MPa à 300° C e 3 MPa à 500°. Os pontos 1, 4 e 5 não apresentam alteração significativa no patamar de tensões para cada temperatura de TTAT. Observa-se na Figura V.47 que a maior redução de tensões residuais encontra-se na faixa entre 400° e 500° C para os pontos 7 e 6; e na faixa entre 300° e 400° para os pontos 2 e 3. Na faixa entre 200° e 300° não há alteração significativa nas tensões residuais, pois o limite de escoamento nessa faixa de temperatura ainda é maior que as tensões residuais. Acima de 600° também não há redução nas tensões residuais. Essa conclusão é importante por que o TTAT a na faixa de 500° a 600° assegura o alívio de tensões máximo e não apresenta alterações microestruturais como exposto na literatura (LINNERT,

1967). A simulação mostra que para temperaturas baixas (100° a 300° C) não há redução das tensões residuais, pois o limite de escoamento é maior que as tensões apresentadas.

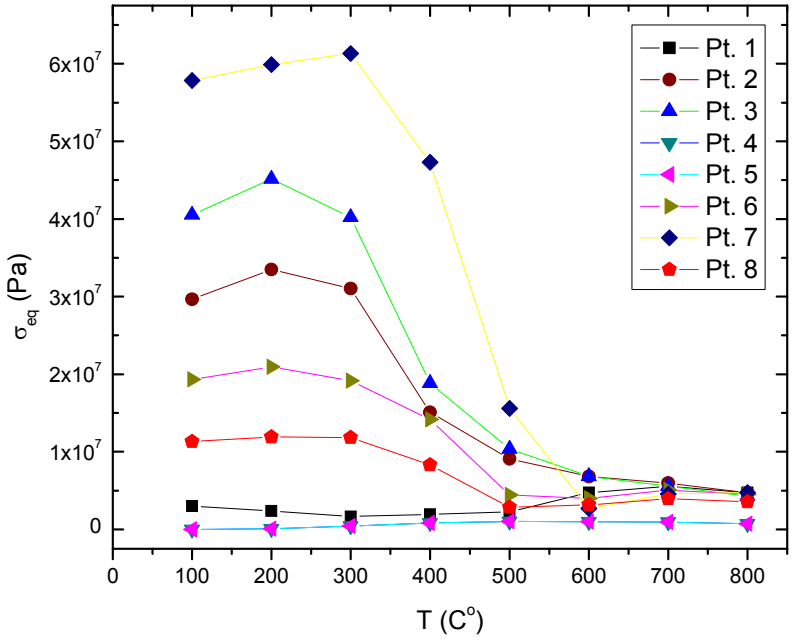


Figura V.47 – Tensões equivalentes de *von Mises* após o TTAT a diferentes temperaturas.

As Figuras V.48 e V.49 apresentam os valores das tensões residuais após o TTAT a diferentes faixas de temperatura na direção *x* e na direção *y* respectivamente. Observa-se um comportamento muito semelhante ao respectivo gráfico das tensões equivalentes de *von Mises*: Não há redução significativa de tensões nas faixa de 100 °C a 300 °C, O alívio de tensões mais significativo acontece nas faixas entre 300 °C e 400 °C e 400 °C e 500 °C. Na faixa entre 500 °C e 600 °C o alívio de tensões é menos acentuado, alcançando seu nível de tensões mais baixo a 600 °C. Em temperaturas maiores que 60 0°C não há alívio de tensões significativo, estando de acordo com (Linnert, 1965).

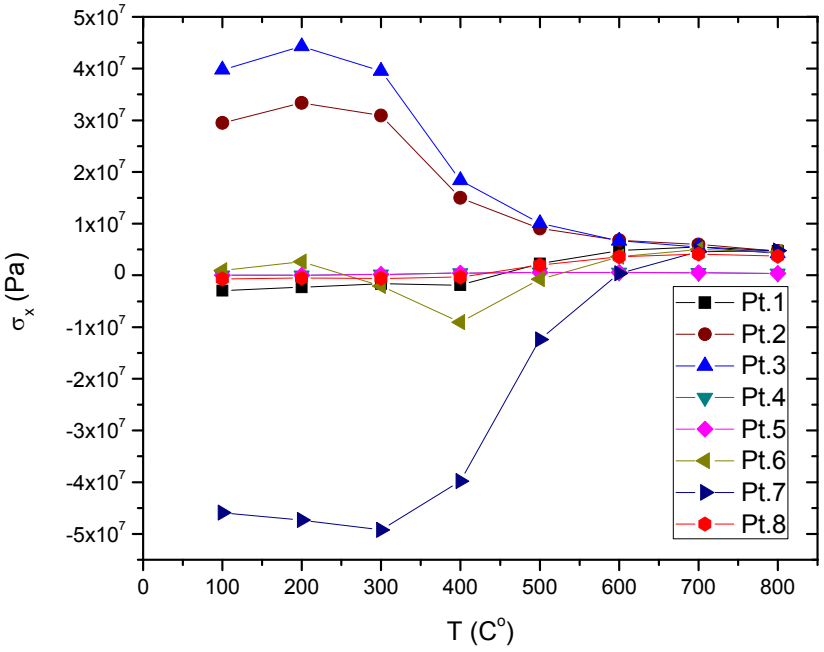


Figura V.48 – Tensões residuais na direção *x* após o TTAT a diferentes temperaturas.

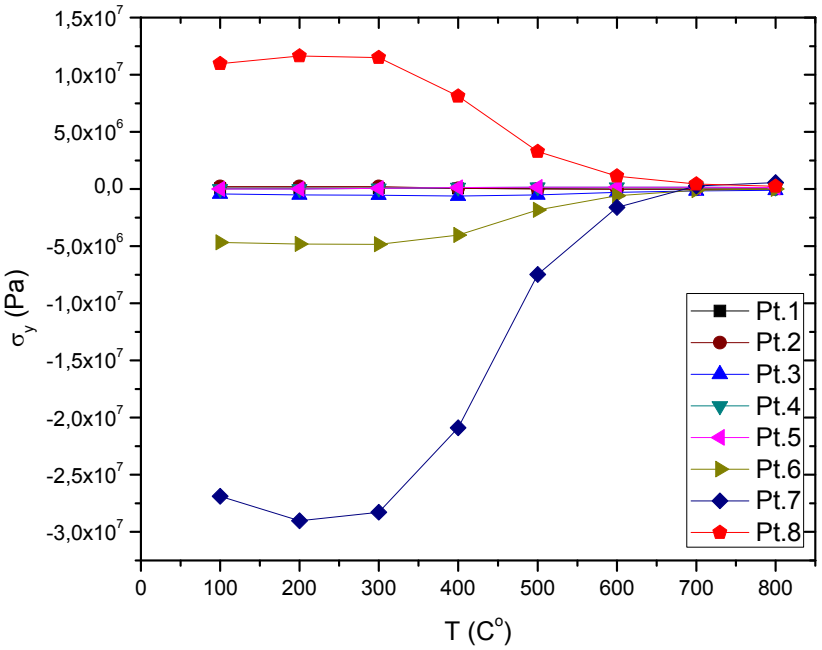


Figura V.49 – Tensões residuais na direção *y* após o TTAT a diferentes temperaturas.

No projeto de componentes mecânicos as tensões máximas e mínimas são as mais importantes e devem ser avaliadas com precisão. A Tabela V.5 apresenta as tensões residuais

máximas e mínimas nas direções *x*, *y*, e equivalente de *von Mises* após a aplicação do TTAT. A Figura V.50 apresenta os valores das tensões residuais máximas e mínimas nas direções *x*, *y* e equivalente de *von Mises*.

Tabela V.5 - Tensões residuais máximas e mínimas após o TTAT.

TTAT	$\sigma_{x\ máx}$ (MPa)	$\sigma_{x\ min}$ (MPa)	$\sigma_{y\ máx}$ (MPa)	$\sigma_{y\ min}$ (MPa)	$\sigma_{eq\ máx}$ (MPa)	$\sigma_{eq\ min}$ (MPa)
100	103	-46,1	13,9	-36,1	104	0,213
200	102	-47,3	15,1	-38,1	104	0,012
300	77	-49,4	14,4	-37,2	70,6	0,089
400	37,9	-40,0	9,25	-27,3	51,3	0,1434
500	18,5	-12,6	3,73	-10,2	19,1	0,17
600	9,72	-4,5	3,61	-2,73	9,78	0,17
700	6,58	-3,3	3,36	-1,05	6,60	0,53
800	5,58	-2,4	2,60	-0,68	5,60	0,072

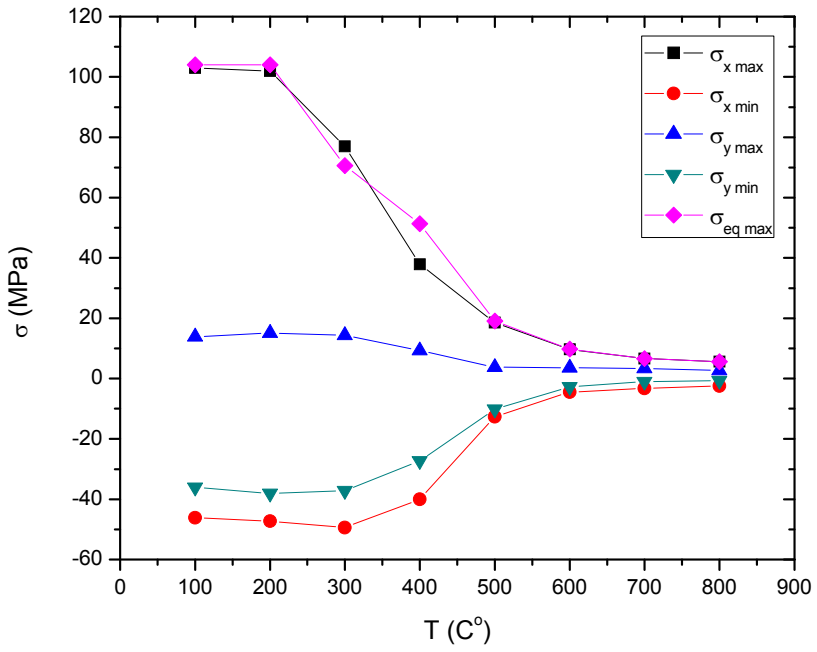


Figura V.50 - Tensões residuais máximas e mínimas nas direções *x*, *y* e equivalente de *von Mises* após o TTAT a diferentes temperaturas.

Assim como nas figuras apresentadas anteriormente, a Figura V.50 mostra que os valores das tensões máximas residuais caem bruscamente na faixa de 200° a 500 °C, principalmente para as tensões residuais na direção *x* e equivalente de *von Mises*. A tensão máxima na direção *x* apresenta redução para 102 MPa a 200 °C, para 77 MPa a 300 °C, para 38 MPa a 400 °C e para 18 MPa a 500 °C. A tensão equivalente de *von Mises* apresenta uma curva de alívio de tensões semelhante à curva de alívio de tensões na direção *x*. A tensão máxima equivalente de *von Mises* apresenta redução para 104 MPa a 200 °C, para 70 MPa a 300 °C, para 51 MPa a 400 °C e para 19 MPa a 500 °C. A tensão máxima na direção *y* apresenta uma baixa redução para as diferentes faixas de temperatura. Já as tensões mínimas na direção *y* apresentam redução para -37 MPa a 200 °C, para -27 MPa a 300 °C e para -10 MPa na faixa dos 400 °C. As tensões mínimas na direção *x* apresentam uma curva de alívio de tensões muito semelhante à curva de alívio de tensões máximas na direção *y*. Esta tensão não apresenta alívio de tensões na faixa dos 200 °C a 300 °C. A 300 °C apresenta uma tensão mínima de -49 MPa, que é reduzida para 40 MPa a 400 °C e para 12 MPa a 500 °C.

Em todos os casos não há alívio de tensões significativo na faixa de 100 °C a 200 °C. Da mesma forma para temperaturas superiores a 600 °C não se observa redução significativa nas tensões residuais, estando de acordo com já exposto na literatura (LINNERT, 1965).

V.2.2 - Modelo Tridimensional

Para avaliar o efeito das restrições do modelo bidimensional em termos do processo de condução de calor, desenvolveu-se um estudo do processo térmico utilizando-se um modelo tridimensional. O modelo foi calibrado primariamente adotando-se os parâmetros *a*, *b*, c_1 e c_2 utilizados no modelo bidimensional, porém estes parâmetros não se mostraram adequados uma vez que a sua utilização no modelo tridimensional resultam em temperaturas mais baixas do que as adquiridas com os termopares, assim como ZTA e ZF com dimensões inferiores às medidas na análise macrográfica. Uma nova calibração dos parâmetros *a*, *b*, c_1 e c_2 se fez necessário. Várias combinações de parâmetros foram testadas até alcançar uma combinação que aliasse um tamanho de ZTA e ZF e curvas de evolução de temperatura similares às observadas nos ensaios experimentais. Os parâmetros utilizados são apresentados na tabela V.6 e os resultados

Tabela V.6 – Parâmetros *a, b*, c_1 e c_2 do modelo tridimensional

a	*b*	c_1	c_2
18,75 mm (1,5 *Lp*)	5 mm (0,4 *Lp*)	12,5 mm (*Lp*)	43,75 mm (3,5 *Lp*)

A Tabela V.7 apresenta um resumo comparando os principais valores obtidos dos ensaios experimentais e do modelo numérico tridimensional. Pode-se observar uma boa concordância entre os resultados.

Tabela V.7 – Comparação entre os resultados e experimentais e os resultados numéricos do modelo tridimensional com reforço.

	Numérico	**Experimental**	**Diferença**
Largura ZTA + ZF	7,25 mm	7,9 mm	9%
Profundidade ZTA + ZF	7,7 mm	8,3 mm	8%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 0	575° C	443° C	30%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 1	590° C	482,25 ° C	23%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 2	220° C	200° C	10%
Média dos Picos de Temperatura do Termopar 3	250° C	230° C	9%

Na Tabela V.7 observa-se que da mesma forma que no modelo bidimensional, o modelo tridimensional apresenta uma diferença nos picos de temperatura nos termopares TP-0 e TP-1 comparado com os ensaios experimentais. Esse erro é de 23% para os resultados do termopar TP-1 e de 30% para os resultados do termopar TP-0. Nos termopares TP-2 e TP-3, o erro entre as simulações numéricas e os ensaios experimentais é de menos de 10%. Percebe-se que o erro é maior onde as temperaturas são maiores, reafirmando o que já foi dito de que o erro é maior devido ao gradiente térmico mais severo.

A Figura V.51 apresenta a geometria e dimensões da ZTA e ZF. A Figura V.52 apresenta uma comparação entre os resultados obtidos com os termopares TP-0 e TP-1 e as simulações numéricas dos mesmos. A FiguraV.53 faz uma comparação entre os termopares TP-2 e TP-3 e as simulações numéricas dos mesmos.

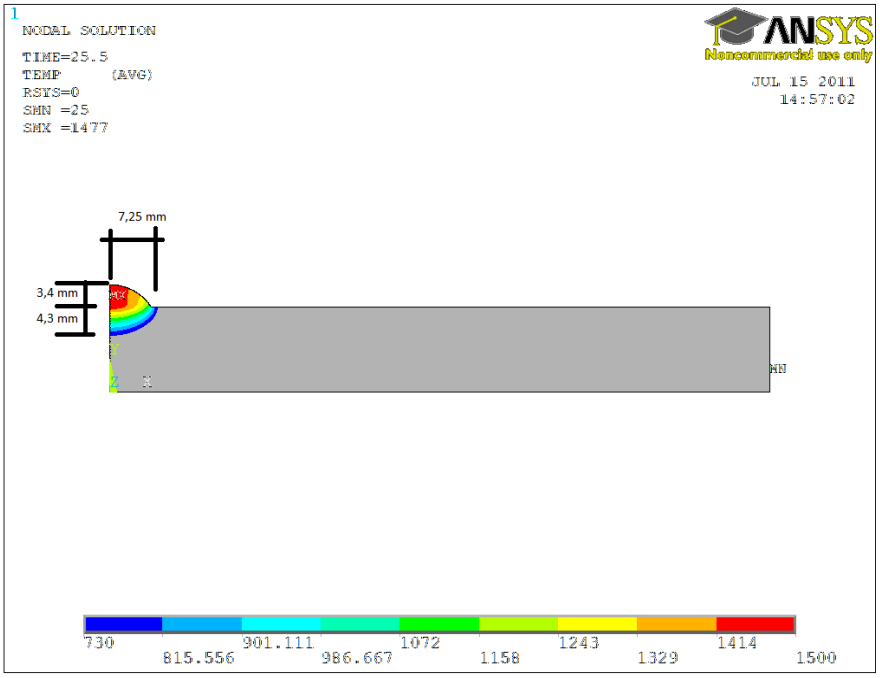


Figura V.51 – Geometria e dimensões da ZTA e ZF do modelo tridimensional na seção correspondente aos termopares TP-1 e TP-3

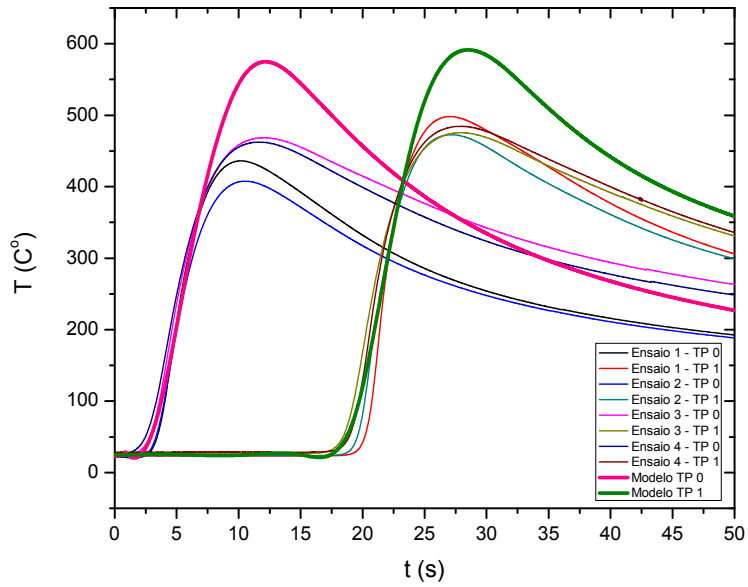


Figura V.52 – Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo tridimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-0 e TP-1

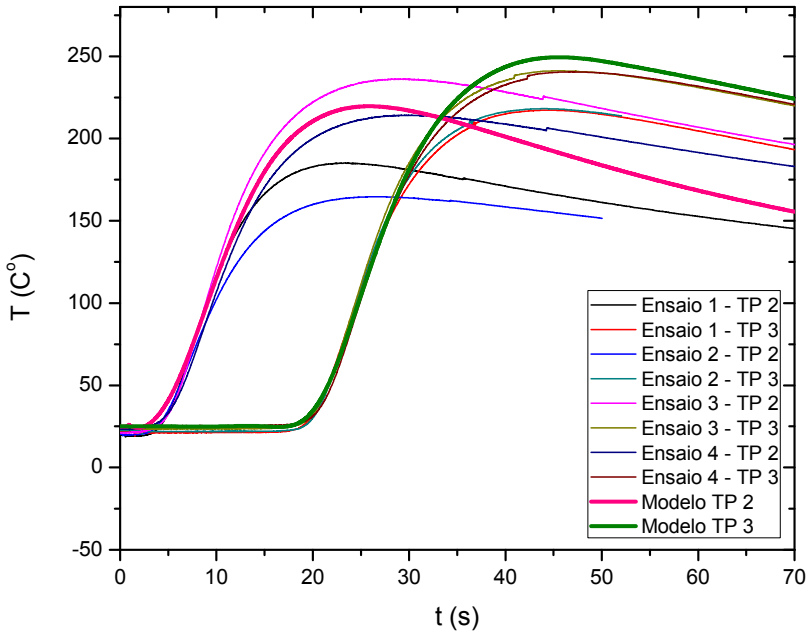


Figura V.53 – Resultados experimentais (termopares) e numéricos (modelo bidimensional) da evolução da temperatura. Posição dos termopares TP-2 e TP-3

A Figura V.54 compara a evolução da temperatura para os modelos bidimensional e tridimensional nos pontos referentes aos termopares TP-0 e TP-1. A Figura V.55 compara a evolução da temperatura para os modelos bidimensional e tridimensional nos pontos referentes aos termopares TP-2 e TP-3. Observa-se nessas figuras que o modelo bidimensional apresenta valores de temperaturas superiores aos valores apresentados pelo modelo tridimensional, sustentando as observações feitas anteriormente sobre a limitação do modelo bidimensional em não permitir o fluxo de calor na direção longitudinal.

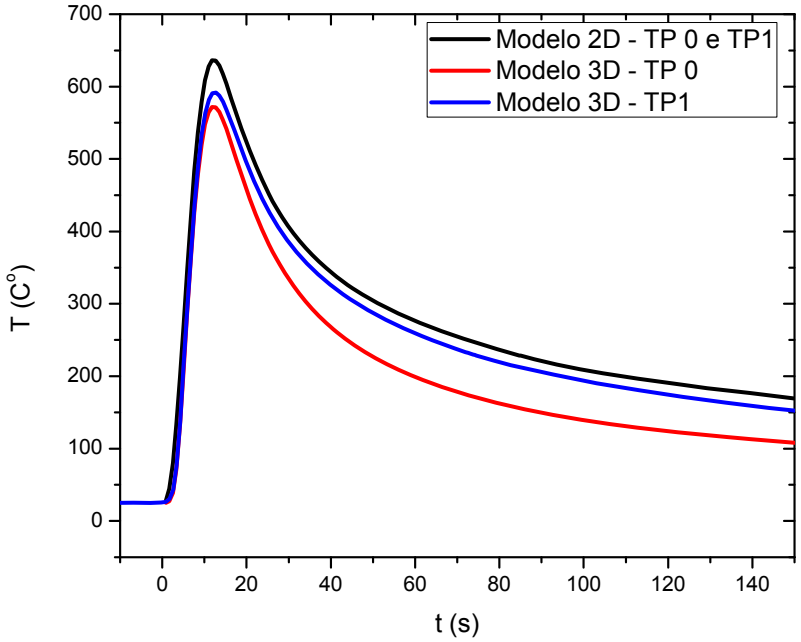


Figura V.54 – Evolução da temperatura nos modelos numéricos bidimensional e tridimensional. Posição dos Termopares TP-0 e TP-1

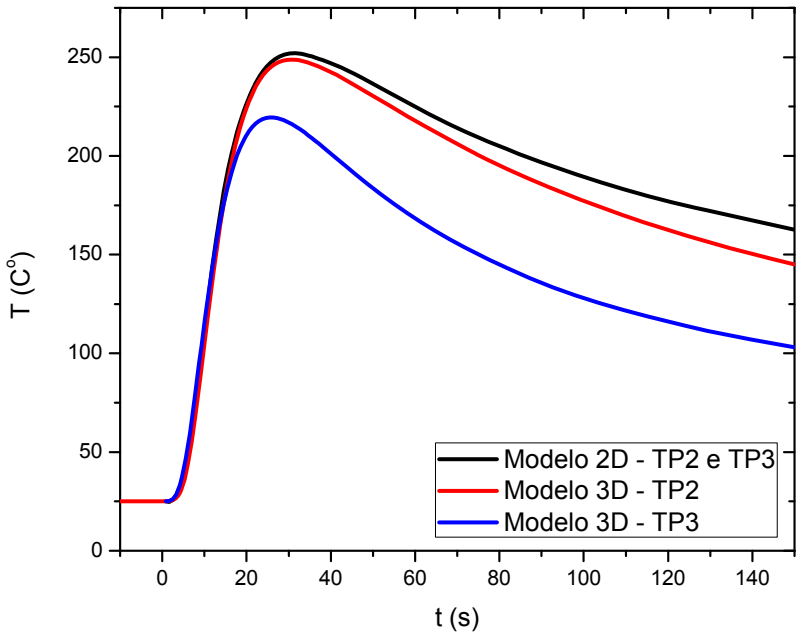


Figura V.55 – Evolução da temperatura nos modelos numéricos bidimensional e tridimensional. Posição dos Termopares TP-2 e TP-3

VI - Conclusões

A presente contribuição diz respeito à modelagem e simulação numérica do tratamento térmico para alívio de tensões residuais (TTAT) pós-soldagem em chapas de aço. Foi desenvolvida uma metodologia para estudar o TTAT de chapas de aço soldadas através de dois modelos numéricos baseados no método de elementos finitos: um modelo bidimensional e um modelo tridimensional. O modelo bidimensional utilizado permite a análise transiente do acoplamento entre os campos de temperatura e tensões. Já o modelo tridimensional permite o desenvolvimento de análises transientes térmicas. Os modelos foram aplicados para simular o depósito de um cordão de solda sobre uma chapa de aço laminado AISI 1045.

Com o objetivo de calibrar os modelos desenvolvidos, foram realizados ensaios experimentais envolvendo medição da temperatura na chapa através de termopares e câmera termográfica infravermelha, além de análise da metalográfica. Os resultados obtidos nos ensaios experimentais apresentaram uma boa concordância com os resultados obtidos com os modelos numéricos.

Paralelamente ao estudo da influência da temperatura do TTAT nas tensões residuais, foram consideradas duas geometrias para avaliar o efeito do reforço de solda nas tensões residuais. Dois modelos numéricos bidimensionais foram utilizados: um com reforço de solda e outro sem reforço de solda. Os resultados numéricos indicaram que o reforço de solda não afeta significativamente a distribuição das tensões residuais. O modelo tridimensional foi usado para avaliar qualitativamente o efeito da simplificação inerente ao modelo bidimensional que desconsidera o fluxo de calor na direção da soldagem. Os resultados mostraram que apesar das limitações do modelo bidimensional, ele é capaz de representar adequadamente a evolução da temperatura na chapa.

Após o processo de calibração, o modelo bidimensional foi utilizado para avaliar o comportamento da chapa durante três etapas: processo de soldagem, resfriamento e tratamento térmico. Os resultados numéricos obtidos mostraram o aumento das tensões durante o processo de soldagem e o alívio das tensões residuais durante o TTAT. Para estudar o efeito da temperatura do TTAT no alívio de tensões, foram simulados TTATs para diferentes temperaturas: 100°, 200°, 300°, 400°, 500°, 600°, 700° e 800° C. Os resultados numéricos indicam que os níveis de temperatura do TTAT afetam significativamente os valores das tensões residuais. O alívio das tensões residuais ocorre para temperaturas de TTAT superiores a 200° C. Temperaturas de TTAT superiores a 600° C não promovem alívio de tensões residuais significativo, estando de acordo com a literatura.

Foi observado também que as tensões equivalentes de *von Mises* e as tensões residuais máximas na direção *x* são as que apresentam um alívio mais pronunciado durante o TTAT. As tensões residuais máximas na direção *y* não apresentam uma redução significativa.

Os resultados indicam que a metodologia desenvolvida pode ser utilizada para avaliar o efeito da temperatura de TTAT no alívio de tensões de chapas.

VII - Sugestões para Trabalhos Futuros

Como sugestões para trabalhos futuros podem ser citados diversos aspectos que não foram abordados:

1. Aprimoramento do modelo de elementos finitos tridimensional com acoplamento entre os campos de temperatura e tensões, permitindo uma análise numérica mais realista e precisa do fenômeno de soldagem e tratamento térmico para alívio de tensões.
2. Desenvolvimento de ensaios experimentais que permitam avaliar o nível das tensões residuais da peça, podendo assim comparar com os valores obtidos pelos modelos desenvolvidos
3. Aprimorar os ensaios experimentais realizados com a câmera infravermelha, aproveitando com mais eficiência uma poderosa ferramenta de medição de temperaturas e fluxo de calor.

Referências bibliográficas

ANTUNES, A. E. B.; “Tensões Residuais na Soldagem, Aspectos Básicos”, Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, v. VII, n. 4, PP. 394-403, 1995.

Ansys Inc., *Structural Analysis Guide*, Release 12, 2009.

ASM, “Metals Handbook Volume 1 – Properties and Selection Steels”, ASM International, 2005.

ASM, “Metals Handbook Volume 6 – Welding, Brazing and Soldering”, ASM International, 1993.

ASTM, 2008; “E 387-08 - Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method”, ASTM, 2008.

AWS, “Welding Handbook Volume 2 – Welding Process”, American Welding Society Inc, 1997.

COSTA, H.R.M., LEMOS, M.M., PACHECO, P.M.C.L. e AGUIAR, R.A.A., 2007, “Finite Element Analysis of Multipass Welded Steel Plates”, COBEM 2007 - 19th International Congress of Mechanical Engineering, Brasília, DF.

COLEGROVE, P; PAINTER, M; GRAHAM, D.; MILLER, T., *3-dimensional flow and thermal modelling of the friction stir welding process*

COSTA, H.R.M., LEMOS, M.M., PACHECO, P.M.C.L. E AGUIAR, R.A.A., 2007, “Finite Element Analysis of Multipas Welded Steel Plates”, COBEM 2007 - 19TH INTERNATIONAL CONGRESS OF MECHANICAL ENGINEERING, BRASÍLIA, DF.

DOĞU, D., Finite Element Modeling of Stress Evolution in Quenching Process – A Thesis submitted to the Graduate School of Natural and Applied Sciences of Middle East Technical University, December 2005

FUNDERBUCK, R. S.; *“Post Weld Heat Treatment”, Welding Innovation Vol. XV, N° 2, 1998*

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* – Springer, 2005.

HUANG, C.C; PAN, Y.C.; CHUANG, T.H.; *“Effects of Post-Weld Heat Treatments on the Residual Stress and Mechanical Properties of Electron Beam Welded SAE 4130 Steel Plates, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.6 February 1997*

JAMES, M. N.; “*Residual Stress Influences on Structural Reliability”, Engineering Failure Analysis 2011,*

KANGA, H.T., LEEB, Y.-L. and SUN, V.J., “Effects of residual stress and heat treatment on fatigue strength of weldments”, Materials Science and Engineering A, v. 497, pp. 37–43, 2007.

KERN, D. Q., Process Heat Transfer – McGraw-Hill Book Company, 1965

KHANDKAR, M. Z. H.; KHAN, J.A.; REYNOLDS, A.P., "Prediction of Temperature Distribution and Thermal History During Friction Stir Welding: Input Torque Based Model", Science and Technology of Welding and Joining 2003, Vol.8 No.3.

KOU, S., - Welding Metallurgy - John Wiley & Sons, Inc, 2003

KRUTZ, G.W.; SEGERLIND, L.J.; Welding Journal Research supplement, vol. 57, pp. 54-75, 1978.

LINNERT, G. E., Welding Metallurgy – American Welding Society, 1967

MONDENESI, P. J.; MARQUES, P. V., Soldagem I – Introdução aos Processos de Soldagem , 2000.

NANDAN, R.; DEBROY, T.; BHADESHIA, H.K.D.H, "Recent Advances in Friction Stir Welding – Process, Weldment Structure and Properties", *Progress in Materials Science*, pp.980-1023, August 14, 2008.

PARADOWSKA, A.M., PRICE, J.W.H., KEREZSI, B., DAYAWANSA, P. and ZHAO, V.-L., 2010, "Stress relieving and its effect on life of welded tubular joints", Engineering Failure Analysis, v. 17, pp. 320–327.

PAVELIC, Z; TANBAKUCHI, R UYEHARA, O.A.; MEYERS, P.S.; Welding Journal Research Supplement, Vol. 48, pp. 295-305s, 1969.

RONDA, J.; OLIVER, G. J., "Consistent Thermo-Mechano-Metallurgical Model of Welded Steel with Unified Approach to Derivation of Phase Evolution Laws and Transformation-Induced Plasticity", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v.189, pp. 361-417, 2000.

SARKANI, S; TRITCHKOV, V; MICHAELOV, G.; "An efficient approach for computing residual stresses in welded joints", Finite Elements in Analysis and Design, vol. 35, pp. 247-268, 2002.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V.; Soldagem MIG/MAG – Artliber Editora - 2008

SILVA, R.M.B. e PACHECO, P.M.C.L., "Modeling Residual Stresses in Welded Steel Plates Using a Constitutive Model with Phase Transformation", *COBEM-2005, 18th International Congress of Mechanical Engineering*, Ouro Preto, 2005a.

SILVA, R.M.B., PACHECO, P.M.C.L.; OLIVEIA, W.P.; DAVI, M.A., "Modeling Residual Stresses in Welded Steel Plates Using a Constitutive Model With Diffusional Phase Transformations", *CILAMCE 2005 –VVI Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*, Guarapari-ES, 2005b.

SILVA, R. M. B., Uma Contribuição à Modelagem do Processo de Soldagem de Placas de Aço Utilizando um Modelo Constitutivo Acoplado; Dissertação de Mestrado, CEFET/RJ, 2007.

TALJAT, B.; HADRAKRISHNAN, B.; ZACHARIA, T., "Numerical Analysis of GTA Welding Process with Emphasis on Post-solidification Phase Transformation Effects on Residual Stresses", *Materials Science and Engineering*, v. A246, pp.45-54, 1998.

TENG, T.; CHANG, P., “Effect of Residual Stresses on Fatigue Crack Initiation Life for Butt-Welded Joints”, *Journal of Materials Processing Technology*, 145 pp.325–335, 2004.

TENG, T.; FUNG, C.; CHANG, P; YANG, W., “Analysis of Residual Stresses and Distortions in T-Joint Fillet Welds”, *International*

ZACHARIA, T.; VITEK, J. M.; GOLDAK, J. A.; DEBROY, T. A.; RAPPAZ, M.; BHADESHIA, H. K. D. H., “Modeling of Fundamental Phenomena in Welds”, *Modeling and Simulation in Materials Science and Engineering*, v.3, pp. 265-288, 1995.

ZHU, V. K.; CHAO, Y.J., Numerical simulation of transient temperature and residual stresses in friction stir welding of 304L stainless steel. Journal of Materials Processing Technology, 2004.

Apêndice

1 – Rotina do Modelo Bidimensional

```
C*** ANALISE TRANSIENTE DO PROCESSO DE SOLDAGEM
!
!      Modelo com Termoelatoplasticidade sem Transformação de Fase
!
!      Referencia para a Fonte de Calor:
!           Goldak, J., Chakravarti, A. and Bibby, M. ;
!           "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources"
!           Metallurgical Transactions B, v.15B, June 1984, pp.299-305.


C*** PRE-PROCESSAMENTO ============================================
finish
/clear,start
/COLOR,NUM,BLUE,1   0
/COLOR,PBAK,OFF

/FILNAME,TTAT_600,1

/PREP7
/TITLE,

C*** DEFINICAO DAS CONSTANTES

analise=1                                   ! Passe Único

PI=ACOS(-1)
ee=2.718

t=0.0126                                    ! Espessura
L=0.150                                     ! Largura da placa
Lp=0.0125                                   ! Largura do cordão de Solda
Zt=0.0145                                   ! Largura da ZTA
hc=0.00335                                  ! Altura do cordão


p=2*165e6                                   ! Tensão aplicada

Ro1=7.8e3                                   ! Propriedades Térmicas (1045)
h=25                                        ! h do ar
hb=250
Tini=25
Tfluido=25

C*** DEFINICAO DAS PROPRIEDADES

MP,DENS,1,Ro1
MP,MURX,1,0
MP,PRXY,1,0.29
MP,ALPX,1,1.1e-5

MPTEMP,1,  0                                ! Propriedades Mecânicas
MPTEMP,2,  300                              ! Temperaturas
MPTEMP,3,  600
MPTEMP,4,  900
MPTEMP,5,  1200
MPTEMP,6,  1500
```

```
MPDATA,EX,1,,2.10E+11                    ! Módulo de Elasticidade
MPDATA,EX,1,,1.93E+11
MPDATA,EX,1,,1.65E+11
MPDATA,EX,1,,1.24E+11
MPDATA,EX,1,,2.10E+08
MPDATA,EX,1,,2.10E+08

MPDATA,PRXY,1,,0.280                     !Módulo de Poisson
MPDATA,PRXY,1,,0.288
MPDATA,PRXY,1,,0.296
MPDATA,PRXY,1,,0.302
MPDATA,PRXY,1,,0.306
MPDATA,PRXY,1,,0.311

MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05                   !Alpha
MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05
MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05
MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05
MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05
MPDATA,ALPX,1,,1.4E-05

MPDATA,c,1,,484.6                        !Calor Específico
MPDATA,c,1,,571.8
MPDATA,c,1,,652.6
MPDATA,c,1,,628.2
MPDATA,c,1,,628.2
MPDATA,c,1,,628.2

MPDATA,KXX,1,,49.0                       !K
MPDATA,KXX,1,,41.7
MPDATA,KXX,1,,34.3
MPDATA,KXX,1,,25.1
MPDATA,KXX,1,,25.1
MPDATA,KXX,1,,25.1

TB,BKIN,1,6                              ! Propriedades Plásticas
TBTEMP,0
TBDATA,1,440E+06,    4.00E+06
TBTEMP,300
TBDATA,1,330E+06,    4.00E+06
TBTEMP,600
TBDATA,1,140E+06,    4.00E+06
TBTEMP,900
TBDATA,1,20E+06,     4.00E+06
TBTEMP,1200
TBDATA,1,0.440E+06, 4.00E+06
TBTEMP,1500
TBDATA,1,0.440E+06, 4.00E+06

C*** DEFINICAO DOS TIPOS DOS ELEMENTOS

ET,1,PLANE13,4,,0                        ! Estado Plano de deformação

C*** GERACAO DA GEOMETRIA ========================================

x1=0
y1=0
x2=Lp/2
y2=y1
x3=(Zt/2)
y3=y1
```

```
x4=L/2
y4=y1
x5=x4
y5=t
x6=x3
y6=y5
x7=x2
y7=y5
x8=x1
y8=y5
x9=x1
y9=t+hc
x10=x1
y10=t-(0.00416)

k,1,x1,y1                                   ! Definição dos Keypoints
k,2,x2,y2
k,3,x3,y3
k,4,x4,y4
k,5,x5,y5
k,6,x6,y6
k,7,x7,y7
k,8,x8,y8
k,9,x9,y9
k,10,x10,y10

L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,3,6
L,6,7
L,7,8
L,2,7
L,1,8
L,8,9

Larc,9,7,10,0.00751

! Definição das Áreas

AL,8,11,12
AL,1,8,9,10
AL,2,6,7,9
AL,3,4,5,6

C*** MALHA ================================================
Fator=1

dx_Solda= (t/30)*Fator
dx_zta= (t/20)*Fator
dx_geral= (t/6)*Fator

ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,2
CM,_Passeum,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_Passeum,AREA
AESIZE,ALL,dx_Solda
```

```
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,1
CM,_cordao,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_cordao,AREA
AESIZE,ALL,dx_Solda
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,3
CM,_zta,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_zta,AREA
AESIZE,ALL,dx_zta
ALLSEL,ALL,ALL

TYPE,1                                  ! Escolha do Elemento
MAT,1                                   ! Escolha do Material

ESIZE,dx_geral

AMESH,1
AMESH,2
AMESH,3
AMESH,4

ALLSEL,ALL,ALL
CMDELE,_Passeum
CMDELE,_zta
ALLSEL,ALL,ALL

C*** CONDICOES DE CONTORNO ==========================================

LSEL,S,LOC,X,0,0
DL,ALL,1,Ux,0                           ! Prescrição das condições de contorno
ALLSEL,ALL,ALL
DK,1,Ux,0                               ! Prescrição das condições de contorno
DK,1,Uy,0                               ! Prescrição das condições de contorno
!DK,1,Uy,0                              ! Prescrição das condições de contorno

TUNIF,Tini                              ! Nomeia uma T uniforme a todos os nós.

C*** SOLUCAO ========================================

/SOLU
OUTPR,ALL,LAST
OUTRES,ALL,LAST

! Controla os dados de solução escritos ao banco de dados.

RESCONTROL,DEFINE,LAST,LAST

SFL,1,CONV,hb,,Tfluido                  ! Aplicação da Convecção (menos solda)
SFL,2,CONV,hb,,Tfluido
SFL,3,CONV,hb,,Tfluido
SFL,4,CONV,h,,Tfluido
```

```
SFL,5,CONV,h,,Tfluido
SFL,7,CONV,h,,Tfluido

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 1 - Geração de Calor pela Soldagem (1o PASSE)

KBC,1                                   ! Carregamento tipo Degrau
AUTOTS,ON                               ! Especifica se usa tempo automático ou não.

    NROPT,FULL
    eta=0.95
    V=25
    I=285
    VI=V*I
    Q=eta*VI

    a=3.25*(Lp/2)                       ! Região de influência da solda
    b=t/35

    c1=4*(Lp/2)
    c2=8*(Lp/2)

    fF=0.60                             ! fR + fF = 2
    fR=1.40

    SFL,12,CONV,h,,Tfluido
    ASEL,S,,,1,3                        ! Seleção da Região da Solda + ZTA
    ESLA,S

!=============================================================================
    ============================

vSolda=0.355/60

! Parâmetros do Processo de Soldagem para eletrodo revestido (1° passe)

tau=c1/vSolda
tGera=(c1+c2)/vSolda
tResf=120

tempo=0
nPt_c1=20                           ! Número de pontos para a aplicação de q em c1

nPt_c2=40                           ! Número 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
        x=CENTRX(ii)
        y=CENTRY(ii)
```

```
        *GET,eArea,ELEM,ii,AREA
        *if,(tau-tempo),gt,0,then                                   ! Front Half
                csi=vSolda*(tau-tempo)
                c=c1
                f=fF
        *else                                                       ! Rear Half
                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*(x/a)**2))*(ee**(-3*(((t/2)-y)/b)**2))*(ee**(-3*(csi/c)**2))
        qf=Amp*(ee**(-3*(x/a)**2))*(ee**(-3*((t-y)/b)**2))*(ee**(-3*(csi/c)**2))
        BFE,ii,HGEN,1,qf                                            ! Power Density (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_Passo1c,db

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2a - Resfriamento (Tensões Residuais)

KBC,1                                                           ! Carregamento tipo Degrau
OUTPR,ALL,ALL
OUTRES,ALL,ALL
TIME,(2*tGera)
AUTOTS,ON
NSUBS,25,25,10
BFEDELE,ALL,HGEN                                                ! Retirada da Geração de Calor
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2b - Resfriamento (Tensões Residuais)

KBC,1                                                           ! Carregamento tipo Degrau
TIME,(2*tGera)+(0.05*tResf)
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2c - Resfriamento (Tensões Residuais)

KBC,1                                                           ! Carregamento tipo Degrau
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)
```

```
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SOLVE
SAVE,Solda_Res,db

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 3a - Tratamento Térmico - Aquecimento

KBC,1                                          ! Carregamento tipo Degrau
tAquecimento=(30*60)*(t/25.4e-3)
Tforno=600
hf=400
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)+tAquecimento
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SFL,1,CONV,hf,,TForno

! Aplicacao da Conveccao (menos solda)

SFL,2,CONV,hf,,TForno
SFL,3,CONV,hf,,TForno
SFL,4,CONV,hf,,TForno
SFL,5,CONV,hf,,TForno
SFL,7,CONV,hf,,TForno
SFL,8,CONV,hf,,TForno
SOLVE
SAVE,Solda_TTaquecimento,db

FINISH

! LOAD STEP 3b - Tratamento Térmico - Remoção da restrição em z (estado plano de tensão)

/PREP7
KEYOPT,1,1,4
KEYOPT,1,2,0
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,4,0
KEYOPT,1,5,0
FINISH
/SOL
ANTYPE,,REST
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)+tAquecimento+60
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 3c - Tratamento Térmico - Resfriamento

KBC,1                                          ! Carregamento tipo Degrau
tResf_TT=2*3600
hf=10
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)+tAquecimento+60+tResf_TT
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SFL,1,CONV,hf,,Tfluido                         ! Aplicacao da Conveccao
SFL,2,CONV,hf,,Tfluido
SFL,3,CONV,hf,,Tfluido
SFL,4,CONV,hf,,Tfluido
SFL,5,CONV,hf,,Tfluido
SFL,7,CONV,hf,,Tfluido
SFL,8,CONV,hf,,Tfluido
```

```
SOLVE
SAVE,Solda_TTresfriamento,db

/DSCALE,1,OFF
/REPLOT

/POST26                                                    ! Pós-Processador no tempo

NUMVAR,50

KSEL,S, , ,      1                 ! Seleciona 8 nós para plotar variáveis ao longo do tempo
NSLK,S
*GET,n1,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      2
NSLK,S
*GET,n2,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      3
NSLK,S
*GET,n3,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      4
NSLK,S
*GET,n4,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      5
NSLK,S
*GET,n5,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      6
NSLK,S
*GET,n6,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      7
NSLK,S
*GET,n7,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      8
NSLK,S
*GET,n8,NODE,0,NUM,MAX

NSOL,2,n1,TEMP,, TEMP_1                    ! Armazena a evolução da T em 8 nós
STORE,MERGE
NSOL,3,n2,TEMP,, TEMP_2
STORE,MERGE
NSOL,4,n3,TEMP,, TEMP_3
STORE,MERGE
NSOL,5,n4,TEMP,, TEMP_4
STORE,MERGE
NSOL,6,n5,TEMP,, TEMP_5
STORE,MERGE
NSOL,7,n6,TEMP,, TEMP_6
STORE,MERGE
NSOL,8,n7,TEMP,, TEMP_7
STORE,MERGE
NSOL,9,n8,TEMP,, TEMP_8
STORE,MERGE

XVAR,1
PLVAR,2,3,4,5,6,7,8,9

ANSOL,12,n1,s,x, sx_1                                  ! Armazena a evolução de sx em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,13,n2,s,x, sx_2
STORE,MERGE
ANSOL,14,n3,s,x, sx_3
STORE,MERGE
ANSOL,15,n4,s,x, sx_4
```

```
STORE,MERGE
ANSOL,16,n5,s,x, sx_5
STORE,MERGE
ANSOL,17,n6,s,x, sx_6
STORE,MERGE
ANSOL,18,n7,s,x, sx_7
STORE,MERGE
ANSOL,19,n8,s,x, sx_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,12,13,14,15,16,17,18,19

ANSOL,22,n1,s,y, sy_1                    ! Armazena a evolução de sy em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,23,n2,s,y, sy_2
STORE,MERGE
ANSOL,24,n3,s,y, sy_3
STORE,MERGE
ANSOL,25,n4,s,y, sy_4
STORE,MERGE
ANSOL,26,n5,s,y, sy_5
STORE,MERGE
ANSOL,27,n6,s,y, sy_6
STORE,MERGE
ANSOL,28,n7,s,y, sy_7
STORE,MERGE
ANSOL,29,n8,s,y, sy_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,22,23,24,25,26,27,28,29

ANSOL,32,n1,s,z, sz_1                    ! Armazena a evolução de sz em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,33,n2,s,z, sz_2
STORE,MERGE
ANSOL,34,n3,s,z, sz_3
STORE,MERGE
ANSOL,35,n4,s,z, sz_4
STORE,MERGE
ANSOL,36,n5,s,z, sz_5
STORE,MERGE
ANSOL,37,n6,s,z, sz_6
STORE,MERGE
ANSOL,38,n7,s,z, sz_7
STORE,MERGE
ANSOL,39,n8,s,z, sz_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,32,33,34,35,36,37,38,39

ANSOL,40,n1,s,eqv, seq_1                 ! Armazena a evolução de sz em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,41,n2,s,eqv, seq_2
STORE,MERGE
ANSOL,42,n3,s,eqv, seq_3
STORE,MERGE
ANSOL,43,n4,s,eqv, seq_4
STORE,MERGE
ANSOL,44,n5,s,eqv, seq_5
STORE,MERGE
ANSOL,45,n6,s,eqv, seq_6
STORE,MERGE
```

```
ANSOL,46,n7,s,eqv, seq_7
STORE,MERGE
ANSOL,47,n8,s,eqv, seq_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,40,41,42,43,44,45,46,47
```

2 – Rotina do Modelo Tridimensional

```
C*** ANALISE TRANSIENTE DO PROCESSO DE SOLDAGEM
!
!      Modelo com Termoelatoplasticidade sem Transformação de Fase
!
!      Referencia para a Fonte de Calor:
!           Goldak, J., Chakravarti, A. and Bibby, M. ;
!           "A New Finite Element Model for Welding Heat Sources"
!           Metallurgical Transactions B, v.15B, June 1984, pp.299-305.


C***PRE-PROCESSAMENTO ========================================

finish
/clear,start
/COLOR,NUM,BLUE,1   0
/COLOR,PBAK,OFF

/FILNAME,TTAT_600,1

/PREP7
/TITLE,

C*** DEFINICAO DAS CONSTANTES

analise=1                                          ! Passe Único

PI=ACOS(-1)
ee=2.718


t=0.0126                                           ! Espessura
L=0.2                                              ! Largura da placa
Lp=0.0125                                          ! Largura do cordão de Solda
Zt=0.0145                                          ! Largura da ZTA
hc=0.00335                                         ! Altura do cordão
Lc=0.250                                           ! Comprimento da chapa
L1=12*(Lc/100)                                     ! Posição dos Termopares 0 e 2
L2=Lc/2                                            ! Posição dos Termopares 1 e 3
beta=1


p=2*165e6                                          ! Tensão aplicada

Ro1=7.8e3                                          ! Propriedades Térmicas (1045)
h=25                                               ! h do ar
hb=250                                             ! h da bancada
Tini=25
Tfluido=25
em=0.08                                            ! Emissividade


C*** DEFINICAO DAS PROPRIEDADES

MP,DENS,1,Ro1
MP,MURX,1,0
MP,PRXY,1,0.29
MP,ALPX,1,1.1e-5
```

```
MPTEMP,1,  0                                  ! Propriedades Mecânicas
MPTEMP,2,  300                                ! Temperaturas
MPTEMP,3,  600
MPTEMP,4,  900
MPTEMP,5,  1200
MPTEMP,6,  1500

MPDATA,EX,1,,2.10E+11                         ! Módulo de Elasticidade
MPDATA,EX,1,,1.93E+11
MPDATA,EX,1,,1.65E+11
MPDATA,EX,1,,1.24E+11
MPDATA,EX,1,,2.10E+08
MPDATA,EX,1,,2.10E+08

MPDATA,c,1,,484.6                             !Calor Específico
MPDATA,c,1,,571.8
MPDATA,c,1,,652.6
MPDATA,c,1,,628.2
MPDATA,c,1,,628.2
MPDATA,c,1,,628.2

MPDATA,KXX,1,,49.0                            !K
MPDATA,KXX,1,,41.7
MPDATA,KXX,1,,34.3
MPDATA,KXX,1,,25.1
MPDATA,KXX,1,,25.1
MPDATA,KXX,1,,25.1

C*** DEFINICAO DOS TIPOS DOS ELEMENTOS

ET,1,PLANE55,,,
ET,2,SOLID70,,,

C*** GERACAO DA GEOMETRIA ====================================

x1=0
y1=0
x2=Lp/2
y2=y1
x3=(Zt/2)
y3=y1
x4=L/2
y4=y1
x5=x4
y5=t
x6=x3
y6=y5
x7=x2
y7=y5
x8=x1
y8=y5
x9=x1
y9=t+hc
x10=x1
y10=t-(0.00416)

x21=0
y21=0
z21=L1
x22=0
y22=0
```

```
z22=L2
x23=0
y23=0
z23=Lc

k,1,x1,y1                                   ! Definição dos Keypoints
k,2,x2,y2
k,3,x3,y3
k,4,x4,y4
k,5,x5,y5
k,6,x6,y6
k,7,x7,y7
k,8,x8,y8
k,9,x9,y9
k,10,x10,y10

k,21,x21,y21,z21
k,22,x22,y22,z22
k,23,x23,y23,z23


L,1,2
L,2,3
L,3,4
L,4,5
L,5,6
L,3,6
L,6,7
L,7,8
L,2,7
L,1,8
L,8,9

Larc,9,7,10,0.00751

L,1,21
L,21,22
L,22,23

! Definicao das Areas

AL,8,11,12
AL,1,8,9,10
AL,2,6,7,9
AL,3,4,5,6

C*** MALHA ================================================
Fator=1

dx_Solda= (t/30)*Fator
dx_zta= (t/20)*Fator
dx_geral= (t/6)*Fator

ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,2
CM,_Passeum,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_Passeum,AREA
AESIZE,ALL,dx_Solda
ALLSEL,ALL,ALL
```

```
ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,1
CM,_cordao,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_cordao,AREA
AESIZE,ALL,dx_Solda
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
ASEL,S,,,3
CM,_zta,AREA
ALLSEL,ALL,ALL

ALLSEL,ALL,ALL
CMSEL,S,_zta,AREA
AESIZE,ALL,dx_zta
ALLSEL,ALL,ALL

TYPE,1                                  ! Escolha do Elemento
MAT,1                                   ! Escolha do Material

ESIZE,dx_geral

AMESH,1
AMESH,2
AMESH,3
AMESH,4

ALLSEL,ALL,ALL
CMDELE,_Passeum
CMDELE,_zta
ALLSEL,ALL,ALL

C*** ======= GERAÇÃO DO VOLUME ===========

TYPE,2

VDRAG,1,2,3,4,,,13,14,15

ESEL,S,TYPE,,1
ACLEAR,1
ALLSEL,ALL,ALL

C*** CONDICOES DE CONTORNO ====================================

ASEL,S,LOC,X,0,0
DA,ALL,Ux,0                             ! Prescrição das condições de contorno

ALLSEL,ALL,ALL

DK,1,Ux,0                               ! Prescrição das condições de contorno
DK,1,Uy,0                               ! Prescrição das condições de contorno

SFA,1,1,CONV,h,Tfluido                  ! Aplicação da Convecção (menos solda)
SFA,2,1,CONV,h,Tfluido
SFA,3,1,CONV,h,Tfluido
SFA,4,1,CONV,h,Tfluido
SFA,7,1,CONV,h,Tfluido
SFA,9,1,CONV,hb,Tfluido
```

```
SFA,13,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,15,1,CONV,h,Tfluido
SFA,17,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,18,1,CONV,h,Tfluido
SFA,19,1,CONV,h,Tfluido
SFA,23,1,CONV,h,Tfluido
SFA,25,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,29,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,31,1,CONV,h,Tfluido
SFA,33,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,34,1,CONV,h,Tfluido
SFA,35,1,CONV,h,Tfluido
SFA,39,1,CONV,h,Tfluido
SFA,40,1,CONV,h,Tfluido
SFA,41,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,44,1,CONV,h,Tfluido
SFA,45,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,48,1,CONV,h,Tfluido
SFA,49,1,CONV,hb,Tfluido
SFA,47,1,CONV,h,Tfluido
SFA,50,1,CONV,h,Tfluido
SFA,51,1,CONV,h,Tfluido
SFA,52,1,CONV,h,Tfluido


TUNIF,Tini                    ! Nomeia uma temperatura uniforme a todos os nós.

C*** Parâmetros do Processo ==========================================

eta=0.7
V=25
I=285
VI=V*I
Q=eta*VI

a=3.25*(Lp/2)                 ! Região de influência da solda
b=t/35

c1=4*(Lp/2)
c2=8*(Lp/2)

fF=0.60                       ! fR + fF = 2
fR=1.40

ASEL,S,,,1,3                  ! Seleção da Região da Solda + ZTA
ESLA,S

vSolda=0.355/60

! Parâmetros do Processo de Soldagem para eletrodo revestido (1° passe)

tau=c1/vSolda
tGera=(c1+c2)/vSolda
tResf=120

tempo=0
nPt_c1=20                     ! Número de pontos para a aplicacao de q em c1
nPt_c2=40                     ! Número de pontos para a aplicacao de q em c2
delta_t1=(c1/vSolda)/nPt_c1
delta_t2=(c2/vSolda)/nPt_c2

C*** SOLUCAO ==========================================
```

```
/SOLU
OUTPR,ALL,LAST

OUTRES,ALL,LAST       ! Controla os dados de solução escritos ao banco de dados.

!RESCONTROL,DEFINE,LAST,LAST

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 1 - Geração de Calor pela Soldagem (1o PASSE)

KBC,1                                 ! Carregamento tipo Degrau
AUTOTS,ON                             ! Especifica se usa tempo automático ou não.

NROPT,FULL

!======================================================== MODELO 3D

tempo=0
tF=Lc/vSolda
nPt=50                                ! Número de pontos para a aplicação de q

tResf=120                             ! Tempo de Resfriamento

dt=tF/nPt

*DO,jj,1,nPt,1

    tempo=tempo+dt
    TIME,tempo

    z = vSolda*tempo

    z1 = z+c1                         ! Cota da extremidade frontal da fonte
    z2 = z-c2                         ! Cota da extremidade traseira da fonte

    *IF,z2,lt,0,THEN
        z2 = 0                        ! Para verificar se c2 está fora da peça
    *ENDIF

    *IF,Z1,GT,Lc,THEN
        Z1 = Lc
    *ENDIF

    *GET,eMaxS,ELEM,0,NUM,MAX
    *GET,eMinS,ELEM,0,NUM,MIN

    *DO,ii,eMinS,eMaxS,1

        xx=CENTRX(ii)
        yy=CENTRY(ii)
        zz=CENTRZ(ii)

        *if,zz,gt,z,then              ! Front Half
                csi=vSolda*(tau-tempo)
                c=c1
                f=fF
        *else                         ! Rear Half
                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*(xx/a)**2))*(ee**(-3*((t-yy)/b)**2))*(ee**(-3*((zz-z)/c)**2))
        BFE,ii,HGEN,1,qf                    ! Power Density (W/m3)

    *ENDDO

    ALLSEL,ALL,ALL

    SOLVE

*ENDDO

!========================================================= MODELO 3D

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2a - Resfriamento (Tensões Residuais)

KBC,1                                       ! Carregamento tipo Degrau
OUTPR,ALL,ALL
OUTRES,ALL,ALL
TIME,(2*tF)
AUTOTS,ON
NSUBS,25,25,10
BFEDELE,ALL,HGEN                            ! Retirada da Geração de Calor
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2b - Resfriamento (Tensoes Residuais)

KBC,1                                       ! Carregamento tipo Degrau
TIME,(2*tF)+(0.05*tResf)
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 2c - Resfriamento (Tensões Residuais)

KBC,1                                       ! Carregamento tipo Degrau
TIME,(2*tF)+(0.90*tResf)
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SOLVE
SAVE,Solda_Res,db

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 3a - Tratamento Térmico - Aquecimento

KBC,1                                       ! Carregamento tipo Degrau
tAquecimento=(30*60)*(t/25.4e-3)
Tforno=600
hf=400
TIME,(2*tF)+(0.90*tResf)+tAquecimento
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SFL,1,CONV,hf,,TForno                       ! Aplicação da Convecção
```

```
SFL,2,CONV,hf,,TForno
SFL,3,CONV,hf,,TForno
SFL,4,CONV,hf,,TForno
SFL,5,CONV,hf,,TForno
SFL,7,CONV,hf,,TForno
SFL,8,CONV,hf,,TForno
SOLVE
SAVE,Solda_TTaquecimento,db

FINISH

! LOAD STEP 3b - Tratamento Térmico - Remoção da restrição em z (estado plano de tensão)

/PREP7
KEYOPT,1,1,4
KEYOPT,1,2,0
KEYOPT,1,3,2
KEYOPT,1,4,0
KEYOPT,1,5,0
FINISH
/SOL
ANTYPE,,REST
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)+tAquecimento+60
SOLVE

ANTYPE,TRANS

! LOAD STEP 3c - Tratamento Térmico - Resfriamento

KBC,1                                          ! Carregamento tipo Degrau
tResf_TT=2*3600
hf=10
TIME,(2*tGera)+(0.90*tResf)+tAquecimento+60+tResf_TT
AUTOTS,ON
NSUBS,25,50,10
SFL,1,CONV,hf,,Tfluido                         ! Aplicação da Convecção
SFL,2,CONV,hf,,Tfluido
SFL,3,CONV,hf,,Tfluido
SFL,4,CONV,hf,,Tfluido
SFL,5,CONV,hf,,Tfluido
SFL,7,CONV,hf,,Tfluido
SFL,8,CONV,hf,,Tfluido
SOLVE
SAVE,Solda_TTresfriamento,db

/DSCALE,1,OFF
/REPLOT

ALLSEL,ALL,ALL                                 ! Seleciona a Área até L2
VSEL,S,LOC,Z,0,L2
ESLV,S

/POST26                                        ! Pós-Processador no tempo

NUMVAR,50

KSEL,S, , ,       1

! Seleciona 8 nós para plotar variáveis ao longo do tempo

NSLK,S
*GET,n1,NODE,0,NUM,MAX
```

```
KSEL,S, , ,      2
NSLK,S
*GET,n2,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      3
NSLK,S
*GET,n3,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      4
NSLK,S
*GET,n4,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      5
NSLK,S
*GET,n5,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      6
NSLK,S
*GET,n6,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      7
NSLK,S
*GET,n7,NODE,0,NUM,MAX
KSEL,S, , ,      8
NSLK,S
*GET,n8,NODE,0,NUM,MAX


NSOL,2,n1,TEMP,, TEMP_1          ! Armazena a evolução da T em 8 nós
STORE,MERGE
NSOL,3,n2,TEMP,, TEMP_2
STORE,MERGE
NSOL,4,n3,TEMP,, TEMP_3
STORE,MERGE
NSOL,5,n4,TEMP,, TEMP_4
STORE,MERGE
NSOL,6,n5,TEMP,, TEMP_5
STORE,MERGE
NSOL,7,n6,TEMP,, TEMP_6
STORE,MERGE
NSOL,8,n7,TEMP,, TEMP_7
STORE,MERGE
NSOL,9,n8,TEMP,, TEMP_8
STORE,MERGE

XVAR,1
PLVAR,2,3,4,5,6,7,8,9

ANSOL,12,n1,s,x, sx_1            ! Armazena a evolução de sx em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,13,n2,s,x, sx_2
STORE,MERGE
ANSOL,14,n3,s,x, sx_3
STORE,MERGE
ANSOL,15,n4,s,x, sx_4
STORE,MERGE
ANSOL,16,n5,s,x, sx_5
STORE,MERGE
ANSOL,17,n6,s,x, sx_6
STORE,MERGE
ANSOL,18,n7,s,x, sx_7
STORE,MERGE
ANSOL,19,n8,s,x, sx_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,12,13,14,15,16,17,18,19
```

```
ANSOL,22,n1,s,y, sy_1                ! Armazena a evolução de sy em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,23,n2,s,y, sy_2
STORE,MERGE
ANSOL,24,n3,s,y, sy_3
STORE,MERGE
ANSOL,25,n4,s,y, sy_4
STORE,MERGE
ANSOL,26,n5,s,y, sy_5
STORE,MERGE
ANSOL,27,n6,s,y, sy_6
STORE,MERGE
ANSOL,28,n7,s,y, sy_7
STORE,MERGE
ANSOL,29,n8,s,y, sy_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,22,23,24,25,26,27,28,29

ANSOL,32,n1,s,z, sz_1                ! Armazena a evolução de sz em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,33,n2,s,z, sz_2
STORE,MERGE
ANSOL,34,n3,s,z, sz_3
STORE,MERGE
ANSOL,35,n4,s,z, sz_4
STORE,MERGE
ANSOL,36,n5,s,z, sz_5
STORE,MERGE
ANSOL,37,n6,s,z, sz_6
STORE,MERGE
ANSOL,38,n7,s,z, sz_7
STORE,MERGE
ANSOL,39,n8,s,z, sz_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,32,33,34,35,36,37,38,39


ANSOL,40,n1,s,eqv, seq_1             ! Armazena a evolução de sz em 8 nós
STORE,MERGE
ANSOL,41,n2,s,eqv, seq_2
STORE,MERGE
ANSOL,42,n3,s,eqv, seq_3
STORE,MERGE
ANSOL,43,n4,s,eqv, seq_4
STORE,MERGE
ANSOL,44,n5,s,eqv, seq_5
STORE,MERGE
ANSOL,45,n6,s,eqv, seq_6
STORE,MERGE
ANSOL,46,n7,s,eqv, seq_7
STORE,MERGE
ANSOL,47,n8,s,eqv, seq_8
STORE,MERGE
XVAR,1
PLVAR,40,41,42,43,44,45,46,47
```