

CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ

DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
COORDENADORIA DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIA

DISSERTAÇÃO

UMA CONTRIBUIÇÃO À MODELAGEM DO PROCESSO DE SOLDAGEM
DE PLACAS DE AÇO UTILIZANDO UM MODELO CONSTITUTIVO ACOPLADO

Roberto Monteiro Basto da Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM TECNOLOGIA

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc
Orientador

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
ABRIL 2007

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO I – PROCESSO DE SOLDAGEM	5
I.1 – Soldagem	5
I.1.1 – Soldagem por deformação	6
I.1.2 – Soldagem por fusão	7
I.1.2.1 – Soldagem por Eletrodo Revestido	8
I.1.2.2 – Soldagem TIG	10
I.1.2.3 – Soldagem MIG/MAG	11
I.1.2.4 – Soldagem por Arco Submerso	12
I.2 – Fases Microestruturais	14
I.3 – Tensões Residuais	17
CAPÍTULO II – FONTE DE CALOR	21
II.1 – Modelos de Fonte de Calor	21
II.1.1 – Distribuição Superficial	22
II.1.2 – Distribuição Volumétrica	23
II.2 – Fenômenos de Transferência de Calor	24
CAPÍTULO III – MODELO CONSTITUTIVO	26
III.1 – Equações Constitutivas	26
CAPÍTULO IV – PROCEDIMENTO NUMÉRICO	35
IV.1 – Problema Térmico	41
IV.2 – Problema de Transformação de Fase	44
IV.3 – Problema Termo-Elastico	45
IV.4 – Problema Elastoplástico	46

CAPÍTULO V – SIMULAÇÕES NUMÉRICAS	47
V.1 – Análise da Hipótese de Chapas Finas	48
V.2 – Modelo 1	60
V.3 – Modelo 2	65
V.4 – Modelo 3	71
V.5 – Modelo 4	79
CONCLUSÕES	93
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	96
ANEXOS	
Anexo A : Propriedades Termomecânicas do Material	A1
Anexo B : Equações para Estimativa de Microestrutura	A5

S586 Silva, Roberto Monteiro Basto da
Uma contribuição à modelagem do processo de soldagem de placas de aço utilizando um modelo constitutivo acoplado / Roberto Monteiro Basto da Silva. – 2007.
xv, 101f. + Anexos: il.color, tabs.; enc.

Dissertação (Mestrado). Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, 2007.
Bibliografia: f.96-101

1. Soldagem 2. Tensões Residuais 3. Simulações Numéricas I. Título

CDD 671.52

À minha família e amigos

Agradecimentos

- Ao professor Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, pela orientação deste trabalho, sem a qual este não seria possível.
- Aos professores Luís Felipe Guimarães de Souza e Hector Reynaldo Meneses Costa, pela colaboração no desenvolvimento deste trabalho.
- Aos alunos de graduação Leonardo Teixeira Tavares e Vítor Florindo Ribeiro, pela colaboração com os ensaios práticos
- Ao CEFET/RJ, pelos recursos e laboratórios usados nesta pesquisa
- Ao CNPq, pelo apoio financeiro

Resumo da dissertação submetida ao PPTEC / CEFET-RJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Tecnologia (M.T.)

UMA CONTRIBUIÇÃO À MODELAGEM DO PROCESSO DE SOLDAGEM DE PLACAS DE AÇO UTILIZANDO UM MODELO CONSTITUTIVO ACOPLADO

Roberto Monteiro Basto da Silva

Abril de 2007

Orientador : Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

Programa : PPTEC

A soldagem é um processo de fabricação largamente empregado na indústria metal-mecânica. As diversas modalidades de soldagem por fusão, principalmente aquelas que utilizam arco voltaico como fonte geradora de calor, são processos de fabricação bastante utilizados nos mais variados setores industriais. No processo de soldagem são observadas tanto alterações microestruturais, como a presença de tensões residuais próximo ao cordão de solda e na zona termicamente afetada. Essas tensões atuam como uma sollicitação inicial à qual o componente está submetido antes mesmo de entrar em operação efetiva e são diretamente somadas às tensões de serviço. Uma vez que as metodologias tradicionais de projeto não prevêem o cálculo de tensões residuais decorrentes do processo de soldagem, a sua presença pode ocasionar níveis críticos de tensão que, por sua vez, podem causar a falha do componente. Na prática, para não colocar em risco a integridade da estrutura, são utilizados procedimentos específicos para minimizar os efeitos das tensões residuais (como tratamentos térmicos para alívio de tensões), juntamente com fatores de segurança elevados. Desta forma, a criação de uma ferramenta computacional capaz de estimar a distribuição de tensões residuais é de fundamental importância para a otimização de projetos envolvendo peças soldadas, pois permite o desenvolvimento de metodologias que ofereçam estimativas mais precisas.

Este trabalho apresenta uma metodologia baseada em um modelo constitutivo com variáveis internas, em conjunto com um procedimento numérico baseado na técnica da partição do operador, que permite a previsão da distribuição das fases microestruturais e das tensões residuais após o processo de soldagem em peças de materiais metálicos. O modelo proposto é baseado na termodinâmica dos processos irreversíveis e leva em consideração o acoplamento de todos os fenômenos pertinentes (térmico, transformação de fase e mecânico). A metodologia desenvolvida é aplicada ao estudo da soldagem de chapas finas de aço. Através das simulações numéricas apresentadas é possível identificar a influência dos diversos fenômenos acoplados no comportamento da junta soldada.

Palavras-chave : Soldagem; Tensões residuais; Acoplamento Termomecânico; Modelagem; Simulações Numéricas

Abstract of dissertation submitted to PPTEC / CEFET/RJ as partial fulfillment of the requirements for the degree of Master in Technology (M.T.)

A CONTRIBUTION TO THE MODELING THE WELDING PROCESS OF STEEL PLATES USING A COUPLED CONSTITUTIVE MODEL

Roberto Monteiro Basto da Silva

April 2007

Supervisor : Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc.

Program : PPTEC

Welding is a manufacturing process widely used in the metal-mechanic industry. The different modalities of fusion welding, especially those that uses electric arc as heat generation source, are manufacturing processes widely used in several industry sectors. In the welding process, microstructural changes and the presence of residual stresses are observed close to the weld bead and in the heat affected zone. These stresses act like an initial loading which the component is submitted to even before starting operation and are directly added to operational stresses. Once traditional design methodologies do not consider the residual stresses generated in the welding process, their presence can result in critical stress levels that, in turn, can cause the component failure. Actually, specific procedures are utilized to minimize the effects of residual stresses (like stress-relief heat treatments), together with large safety factors. Therefore, the development of a computational tool capable of estimate the residual stress distribution is of major importance for optimization of projects with welded parts, as it allows the development of methodologies that offer more precise assessments.

This work presents a methodology based on a constitutive model with internal variables along with a numerical procedure based on operator split method, that allows the prediction of the distribution of microstructural phases and residual stresses after the welding process of metallic parts. The model is based on the thermodynamics of irreversible process and considers the coupling of all relevant phenomena (thermal, phase transformation, and mechanical). The proposed methodology is applied to study the welding of thin steel plates. Numerical simulations shows that the model can be used to study the influence of the various coupled phenomena in the behavior of the welded joint.

Keywords : Welding; Residual stresses, Thermomechanical Coupling; Modeling, Numerical Simulations

Lista de Figuras

Figura I.1 – Solda teórica, em nível atômico	6
Figura I.2 – Soldagem por deformação	7
Figura I.3 – Soldagem por fusão com metal de adição	7
Figura I.4 – Solda por Eletrodo Revestido	9
Figura I.5 – Soldagem TIG	10
Figura I.6 – Soldagem MIG/MAG	11
Figura I.7 – Soldagem por Arco Submerso	12
Figura I.8 – Macrografia da junta Soldada	15
Figura I.9 – Representação da curva de resfriamento no diagrama TTT	17
Figura I.10 – Comportamento de tensões na direção de soldagem	19
Figura II.1 – Distribuição Superficial	22
Figura II.2 – Distribuição Volumétrica	23
Figura III.1 – Sistema de coordenadas adotado	30
Figura IV.1 – Modelo Geométrico	36
Figura IV.2 – Acoplamentos do processo de soldagem	37
Figura IV.3 – Fluxograma do programa proposto	39
Figura V.1 – Representação do experimento	49
Figura V.2 – Sistema de aquisição de dados e corpos de prova	49
Figura V.3 – Cordões de solda depositados nas chapas	50
Figura V.4 – Distribuição de temperatura na chapa – modelo tridimensional	51
Figura V.5 – Comparação entre modelo de elementos finitos e experimentos	52
Figura V.6 – Malha de elementos finitos – Geometria bidimensional	54
Figura V.7 – Detalhe da malha de elementos finitos	54
Figura V.8– Malha de elementos finitos – Geometria tridimensional	55
Figura V.9 – Distribuição de temperatura – Geometria tridimensional	56
Figura V.10 – Distribuição de temperatura na seção no meio-comprimento da chapa	56
Figura V.11 – Distribuição de temperatura – Geometria bidimensional	57
Figura V.12 – Fluxo de calor na chapa, instante 3s	58
Figura V.13 – Fluxo de calor na chapa, instante 250s	58
Figura V.14 – Distribuição de temperatura com fonte superficial	59
Figura V.15 – Malha de elementos finitos para validar a rotina do pretidor-corretor térmico	61

Figura V.16 – Distribuição da temperatura na chapa, em Kelvin. Modelo de elementos finitos	61
Figura V.17 – Comparação da evolução da temperatura para as duas simulações	62
Figura V.18 – Evolução da temperatura ao longo do tempo	63
Figura V.19 – Evolução da tensão ao longo do tempo	64
Figura V.20 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo	64
Figura V.21 – Evolução da temperatura ao longo do tempo	67
Figura V.22 – Evolução da tensão ao longo do tempo	67
Figura V.23 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo	68
Figura V.24 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo do tempo	68
Figura V.25 – Distribuição de martensita ao longo da chapa	69
Figura V.26 – Comparação da distribuição de tensões ao longo da chapa	70
Figura V.27 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos em estudo	72
Figura V.28 – Comparação da evolução das tensões para os modelos em estudo	73
Figura V.29 – Comparação da evolução da deformação plástica para os modelos em estudo	73
Figura V.30 – Evolução da temperatura ao longo de tempo na simulação 3.3	74
Figura V.31 – Evolução da tensão ao longo de tempo na simulação 3.3	75
Figura V.32 – Detalhe da evolução da tensão ao longo de tempo na simulação 3.3	75
Figura V.33 – Evolução da deformação plástica ao longo de tempo na simulação 3.3	76
Figura V.34 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo de tempo na simulação 3.3	76
Figura V.35 – Comparação da distribuição de tensões ao longo da chapa	77
Figura V.36 – Comparação da distribuição de deformação plástica ao longo da chapa	78
Figura V.37 – Distribuição de fases microestruturais ao longo da chapa na simulação 3.3	78
Figura V.38 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos em estudo	81
Figura V.39 – Detalhe da comparação da evolução da temperatura para os 3 modelos em estudo	81
Figura V.40 – Comparação da evolução da tensão para os modelos em estudo	82
Figura V.41 – Comparação da evolução da temperatura para os modelos em estudo	82
Figura V.42 – Evolução da temperatura ao longo do tempo na simulação 4.3	83
Figura V.43 – Evolução da tensão ao longo do tempo na simulação 4.3	84
Figura V.44 – Detalhe da evolução da tensão ao longo do tempo na simulação 4.3	84
Figura V.45 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo na simulação 4.3	85
Figura V.46 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo do tempo na simulação 4.3	85

Figura V.47 – Comparação da distribuição de tensões ao longo da chapa	86
Figura V.48 – Detalhe da comparação da distribuição de tensão ao longo da chapa	87
Figura V.49 – Comparação da distribuição de deformação plástica ao longo da chapa	87
Figura V.50 – Distribuição de fases microestruturais ao longo da chapa na simulação 4.3	88
Figura V.51 – Comparação da evolução da fração volumétrica de ferrita para os 3 modelos em estudo	89
Figura V.52 – Comparação da evolução da fração volumétrica de bainita superior para os 3 modelos em estudo	89
Figura V.53 – Comparação da evolução da fração volumétrica de bainita inferior para os 3 modelos em estudo	90
Figura V.54 – Comparação da evolução da fração volumétrica de martensita para os 3 modelos em estudo	90
Figura V.55 – Comparação da fração volumétrica de martensita ao longo da chapa para os três modelos em estudo	91
Figura V.56 – Comparação da fração volumétrica de martensita ao longo da chapa entre os Modelos 3.3 e 4.3	92
Figura B.1 – Diagrama TTT do aço AISI 4140	A6

Lista de Tabelas

Tabela II.1 – Valores de rendimento térmico	21
Tabela IV.1 – Severidade dos acoplamentos do processo de soldagem	37
Tabela V.1 – Comparação entre simulações	47

Lista de Símbolos

a, b, c_1, c_2	Parâmetros geométricos da fonte de calor volumétrica
a_I, a_T	Acoplamentos interno e térmico
A	Área da seção transversal do modelo linear
α_T	Coefficiente de dilatação térmica
α_{ij}	Endurecimento cinemático
b_i	Parâmetro associado à equação JMAK
β_i	Fração volumétrica de fase microestrutural
c	Raio da distribuição superficial
C	Calor específico
CCC	Estrutura Cúbica de Corpo Centrado
CCT	Diagrama de resfriamento contínuo
CFC	Estrutura Cúbica de Face Centrada
$conv$	Termo de perda de calor por convecção
d_1, d_2	Dissipação mecânica e térmica
δ_{ij}	Delta de Kronecker
ΔH_i	Varição de entalpia durante transformação de fase
Δt	Discretização de tempo
Δx	Discretização espacial
E	Módulo de elasticidade
E_{ijkl}	Tensor de elasticidade
em	Emissividade da superfície
ε	Deformação total
ε^p	Deformação plástica
ε^{tv}	Deformação devido à transformação volumétrica
ε^{pt}	Deformação plástica induzida pela transformação de fase
f	Fator de concentração
ϕ, ϕ^*	Potencial de dissipação e dual do potencial de dissipação
γ	Propriedade do material que representa a expansão linear resultante da transformação completa (100% martensita)
$\Gamma(x)$	Função de Heaviside

h	Coeficiente de película
H	Módulo de plasticidade
H_{ijkl}	Tensor de endurecimento cinemático
η	Rendimento térmico
i	Corrente elétrica
I_β	Função indicatriz associada à transformação de fase
K	Condutibilidade térmica
κ	Parâmetro do material associado à plasticidade de transformação
λ	Multiplicador plástico
M_f	Temperatura de fim de formação de martensita
M_s	Temperatura de início de formação de martensita
N	Número de pontos (nós) do modelo
n_i	expoente de Avrami
ν	Coeficiente de Poisson
P	Perímetro da seção transversal do modelo linear
Q	Fluxo de calor de soldagem
r	Termo de geração de calor
rM_s	Máxima taxa de resfriamento para formação de martensita
ρ	Massa específica
S_y	Tensão de escoamento
σ	Tensão ao longo da direção de soldagem
σ_{SB}	Constante de Stephan-Boltzmann
$\sigma_{ij}, P_{ij}, Q_{ij}, R_{ij}, X_{ij}, B^{ij}, s$	Forças termodinâmicas
t	Tempo
t^f	Tempo de fim de transformação isotérmica
t^i	Tempo de início de transformação isotérmica
T	Temperatura
T_0	Temperatura de referência
T_∞	Temperatura ambiente
T_{aust}	Temperatura de austenitização
$T_{fusão}$	Temperatura de fusão

τ	Fator de atraso da fonte de soldagem (<i>lag factor</i>)
TCC	Estrutura Tetragonal de Corpo Centrado
TRIP	Deformação plástica induzida por transformação de fase
TTT	Diagrama de transformação isotérmica
v	Velocidade da fonte de calor
V	Tensão elétrica
$w/2$	Meia-largura da chapa
x,y,z	Coordenadas cartesianas
X	Encruamento
ξ	Posição em relação ao centro da distribuição de calor
ψ	Energia livre de Helmholtz
ZTA	Zona Termicamente Afetada

INTRODUÇÃO

A soldagem é um processo de fabricação largamente empregado na indústria metal-mecânica, devido à sua grande aplicabilidade. As diversas modalidades de soldagem por fusão, principalmente aquelas que utilizam arco voltaico como fonte geradora de calor, são processos de fabricação bastante utilizados nos mais variados setores industriais. Dentre essas aplicações, destaca-se a utilização dos processos de soldagem em operações relativas à indústria do petróleo, em constante ascensão no Brasil, não apenas para a construção de estruturas, assim como para a união e reparo de dutos. Outros setores também fazem extenso uso de processos de soldagem, como a indústria automobilística e naval.

Os processos de fabricação podem provocar alterações drásticas nas características dos materiais usados em aplicações de engenharia, como a mudança das fases microestruturais presentes, ou provocar o surgimento de tensões residuais nas regiões mais críticas da peça. No processo de soldagem, próximo ao cordão de solda e na zona termicamente afetada, geralmente são observadas tanto alterações microestruturais como a presença de tensões residuais.

Os aspectos fenomenológicos da soldagem envolvem o acoplamento entre diferentes processos físicos e a sua descrição é bastante complexa. Basicamente três acoplamentos são essenciais: térmico, transformação de fase e mecânico. No entanto, diversos autores abordam estes três aspectos separadamente. Alguns autores consideram somente o acoplamento entre os fenômenos térmico e mecânico (BANG *et al.*, 2002; FERNANDES *et al.*, 2003, 2004; TENG e CHANG, 2004; DEPRADEUX, 2004; DEPRADEUX e JULLIEN, 2004; LUNDBACK e RUNNEMALM, 2005), mas existem diversas situações onde o acoplamento associado aos fenômenos de transformação de fase também precisam ser considerados (ZACHARIA *et al.*, 1995; TALJAT *et al.*, 1998; RONDA e OLIVER, 2000; CHENG *et al.*, 2004).

Um aspecto importante associado com a integridade estrutural de componentes mecânicos é a presença de tensões residuais (ALMER *et al.*, 2000; FERNANDES 2002; FERNANDES *et al.*, 2003, 2004; TENG e CHANG, 2004). As tensões residuais são resultado direto do ciclo térmico causado pelo intenso fluxo de calor localizado que promove elevados gradientes de temperatura. As altas temperaturas desenvolvidas pela fonte de calor promovem transformação de fase e deformação plástica do material. As propriedades mecânicas apresentam alterações em temperaturas elevadas, permitindo assim o desenvolvimento de

deformações plásticas consideráveis. Além disso, a transformação de fase pode promover deformações associadas a variações volumétricas e deformações plásticas induzidas por transformação de fase (TRIP – *transformation induced plasticity*, em inglês) (DENIS *et al.*, 1985; PACHECO *et al.*, 2001; SILVA *et al.*, 2004; RONDA e OLIVER, 2000). Os gradientes de temperatura que se desenvolvem no componente resultam em uma distribuição de deformação plástica não-homogênea, que promove campos de tensão residual quando a peça atinge a temperatura ambiente. Devido à importância da estimativa do nível de tensões residuais, muitos pesquisadores têm desenvolvido estudos sobre este tema (ZACHARIA *et al.*, 1995; TALJAT *et al.*, 1998; ABDEL-TAWAB e NOOR, 1999; FRICKLE *et al.* 2001, TENG *et al.*, 2001; BANG *et al.*, 2002; FERNANDES *et al.*, 2003, 2004; TENG e CHANG, 2004; BEZERRA *et al.*, 2006a, 2006b, 2006c).

Sabe-se que as tensões residuais atuam de maneira decisiva na integridade estrutural de um componente mecânico, especialmente no que diz respeito à nucleação e à propagação de trincas. Mesmo assim, a quantificação destas tensões residuais não é normalmente considerada no projeto de componentes mecânicos. As metodologias de projeto tradicionais assumem um estado de tensões nulo anterior à aplicação dos carregamentos operacionais em um componente mecânico e a utilização de métodos analíticos e/ou computacionais não é suficiente para uma estimativa confiável da integridade estrutural do componente. A presença de tensões residuais trativas também pode ser especialmente perigosa em componentes submetidos a carregamentos de fadiga. Na presença de tensões trativas promovidas pelas condições de carregamento operacionais, ambas tensões são somadas, resultando em níveis de tensão trativa mais elevados do que aqueles previstos. Na prática, para não colocar em risco a integridade da estrutura, são utilizados procedimentos específicos para minimizar os efeitos das tensões residuais (como tratamentos térmicos para alívio de tensões), juntamente com fatores de segurança elevados. Desta forma, a criação de uma ferramenta computacional capaz de estimar a distribuição de tensões residuais é de fundamental importância para a otimização de projetos envolvendo peças soldadas, pois permite o desenvolvimento de metodologias que ofereçam estimativas mais precisas.

Este trabalho tem como principal objetivo apresentar uma metodologia baseada em um modelo constitutivo com variáveis internas em conjunto com um procedimento numérico, que permita a previsão da distribuição das fases microestruturais e das tensões residuais após o processo de soldagem em peças de materiais metálicos. O modelo proposto é baseado na termodinâmica dos processos irreversíveis e leva em consideração o acoplamento de todos os fenômenos pertinentes (térmico, transformação de fase e mecânico). Este modelo já foi aplicado ao estudo de outros problemas envolvendo o acoplamento termomecânico como em

têmpera de peças de aço (PACHECO *et al.*, 1997, 2001; OLIVEIRA *et al.*, 2003; OLIVEIRA, 2004; SILVA *et al.*, 2004) e em fadiga de baixo ciclo (PACHECO e COSTA MATTOS, 1997; NOLTE *et al.*, 2005). Uma abordagem termodinâmica permite a identificação racional dos acoplamentos termomecânicos presentes nas equações que regem os fenômenos mecânicos, térmicos e de transformação de fase, na soldagem de chapas finas. A decisão pelo estudo do comportamento em chapas finas se deve ao fato de que as simplificações geométricas adotadas não comprometem de forma qualitativa o desempenho da metodologia, e ao mesmo tempo permite que se explore de uma forma mais detalhada os fenômenos físicos presentes no processo de soldagem. A identificação da influência dos principais acoplamentos no surgimento de tensões residuais é de extrema valia para uma estimativa mais precisa dessas tensões, possibilitando desta forma a otimização de projetos com utilização de juntas soldadas.

É importante considerar que o modelo apresentado neste trabalho apresenta algumas limitações, devido à adoção das hipóteses simplificadoras mencionadas. Por outro lado, por desenvolver uma análise detalhada do acoplamento dos três principais fenômenos envolvidos na soldagem, o estudo aqui apresentado traz diversas contribuições para a modelagem deste processo.

No Capítulo I são apresentados, de uma forma resumida, os diversos aspectos relevantes ao estudo desenvolvido. São apresentadas as características dos principais processos de soldagem por fusão, dando-se ênfase àquelas de natureza térmica, fundamentais para a elaboração da modelagem proposta. Em seguida, aborda-se o fenômeno de transformação de fase microestrutural, fenômeno observado em processos de fabricação como a soldagem, que apresenta grande influência no comportamento do componente. Por fim, são abordadas questões relativas aos mecanismos de surgimento de tensões residuais em estruturas, objetivo final do estudo.

No Capítulo II são apresentados dois modelos de fonte de calor disponíveis na literatura para processos de soldagem. Devido à complexidade deste fenômeno, os dois modelos de fonte de calor são analisados e comparados, de forma a identificar aquele que melhor se adapta ao estudo desenvolvido. Também são identificados os mecanismos de transferência de calor pertinentes ao processo.

O Capítulo III apresenta o modelo constitutivo com variáveis internas desenvolvido. Os fenômenos físicos presentes no processo de soldagem, como os efeitos térmicos, mecânicos e de transformação de fase, são detalhados e o sistema de equações acopladas não-linear é apresentado. O modelo é aplicado ao problema de soldagem de uma chapa fina, sendo

estabelecidas hipóteses próprias para esta situação, visando simplificar o sistema de equações. A interação entre os fenômenos térmico, mecânico e de transformação de fase também é avaliada, permitindo identificar os acoplamentos existentes.

O Capítulo IV apresenta o procedimento numérico desenvolvido, baseado na técnica de partição do operador, para tratar numericamente o sistema de equações acopladas não-linear gerado pelo modelo proposto. Este esquema numérico permite desacoplar os diversos fenômenos presentes, possibilitando a utilização de rotinas numéricas tradicionais. Um código computacional na linguagem de programação C é desenvolvido para permitir o desenvolvimento de simulações numéricas.

O Capítulo V apresenta simulações numéricas referentes à soldagem de chapas finas de aço. A fim de mostrar a evolução do trabalho, são apresentados quatro estágios evolutivos do modelo, que trazem gradativamente uma maior complexidade e detalhamento dos fenômenos envolvidos no processo de soldagem. Ao longo da apresentação destas simulações

CAPÍTULO I – PROCESSO DE SOLDAGEM

Neste capítulo são apresentados conceitos teóricos relativos aos principais aspectos relacionados com a pesquisa desenvolvida. São analisadas as características dos principais processos de soldagem, das fases microestruturais e das tensões residuais presentes em juntas soldadas. Esta etapa permite avaliar a complexidade dos fenômenos envolvidos no processo de soldagem, e, desta forma, identificar suas interações bem como o grau de importância dos mesmos durante a elaboração do modelo proposto.

I.1 – SOLDAGEM

A soldagem é um dos processos industriais mais importantes para a fabricação de componentes mecânicos. A partir das diversas definições existentes, pode-se definir a soldagem como uma “operação que visa obter a união de duas ou mais peças, assegurando, na junta soldada, a continuidade de propriedades físicas, químicas e metalúrgicas” (MODENESI e MARQUES, 2000). Além de sua função principal de unir componentes, a solda também pode ser utilizada para outros fins, como recuperação de peças desgastadas e revestimentos especiais em componentes metálicos.

Embora a soldagem seja um processo operacionalmente simples, ela engloba diversos fenômenos complexos que ocorrem simultaneamente. Três fenômenos acoplados estão presentes: térmico, transformação de fase e mecânico. A interação destes três fenômenos pode afetar a integridade da junta através de alterações das propriedades mecânicas e das tensões residuais causadas pelo processo, que podem atingir a junta soldada e regiões do material de base próximas à mesma (ASM, 1993). Para o melhor entendimento deste processo, é interessante um estudo prévio de conceitos gerais de processos de uniões metálicas, dos quais a soldagem faz parte.

As uniões metálicas podem ser divididas em duas categorias principais, em função da dimensão das forças de união. Nas uniões metálicas por forças macroscópicas, o componente responsável pela união é um elemento de máquina, como parafusos ou rebites, cuja resistência mecânica caracteriza a resistência da junta. Nas uniões metálicas por forças microscópicas, a junta é formada pela aproximação entre os átomos das superfícies de contato dos dois componentes a uma distância suficiente para a formação de ligações químicas entre os átomos, como mostra esquematicamente a Figura I.1. A soldagem, juntamente com a colagem e a brazagem, faz parte dessa categoria.

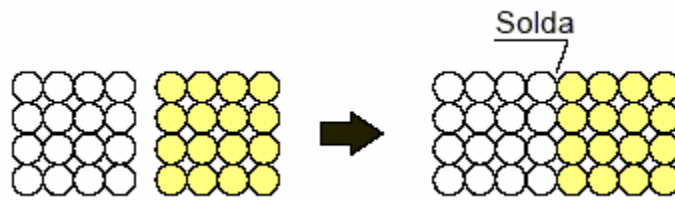


Figura I.1 – Solda teórica, em nível atômico (MODENESI e MARQUES, 2000)

Entretanto, na prática a união de duas peças pela simples aproximação não ocorre, devido a dois fatores principais. Em primeiro lugar, mesmo superfícies polidas possuem uma grande rugosidade microscópica (equivalente a aproximadamente 200 camadas atômicas), o que impede que ambas as superfícies possuam um contato em nível atômico perfeito (MODENESI e MARQUES, 2000). Em segundo lugar, essas superfícies sempre estarão contaminadas por elementos como oxigênio, vapor d'água, dióxido de carbono e hidrocarbonetos. Essas impurezas são absorvidas mesmo em superfícies limpas e polidas, impedindo que os átomos das peças se aproximem o suficiente para permitir uma ligação atômica (ASM, 1993). Desta forma, se faz necessária a aplicação de um processo que induza essa união de alguma forma, superando as limitações acima.

A soldagem é um processo de fabricação onde as superfícies de contato são submetidas a um fenômeno físico, que permite a união dos componentes em nível atômico. Devido à variedade de formas que essas ligações podem ser induzidas, é comum a classificação dos processos de soldagem em duas categorias principais, cada uma com seus próprios processos distintos, e que são descritas a seguir.

I.1 – Soldagem por pressão

Nesta categoria, os dois componentes são pressionados um contra o outro, fazendo com que suas superfícies de contato se deformem, podendo haver ou não outro fenômeno participante (por exemplo, na soldagem por resistência, também é aplicada uma corrente elétrica). Desta forma, os átomos sobre estas superfícies são aproximados o suficiente para a formação de ligações químicas. Exemplos de processos desse tipo são a soldagem por fricção, por ultra-som, por forjamento, por resistência e por explosão.

Como pode ser visto na Figura I.2, esses processos apresentam um problema referente à presença de impurezas localizadas nas superfícies de contato, que após o processo de união podem ficar inseridas no interior da junta. Essas impurezas afetam a resistência da mesma, contribuindo, por exemplo, para a propagação de trincas. Além disso, alguns destes processos apresentam um baixo controle dimensional da geometria final do componente, ou seja, são observadas distorções geométricas de proporções relativamente grandes após a soldagem, o que faz com que esses processos não sejam recomendados para algumas aplicações industriais.

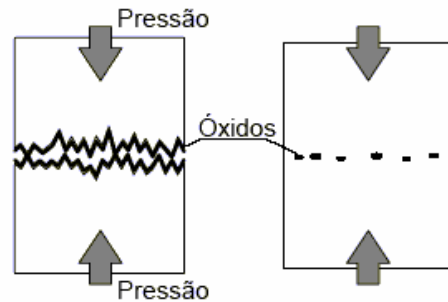


Figura I.2 – Soldagem por deformação (MODENESI e MARQUES, 2000)

I.1.2 – Soldagem por fusão

Nesta categoria de solda, ocorre a aplicação de energia térmica suficiente para causar a fusão das superfícies de contato, permitindo a união quando as mesmas esfriam e se solidificam (ASM, 1993). Em alguns processos, também é realizada a fusão de um material intermediário, depositado entre as duas superfícies, denominado *metal de adição*, como mostra a Figura I.3. Esta é a categoria de solda mais comum, devido à grande variedade de materiais que podem ser unidos e melhor qualidade de junta, comparado com a categoria anterior.

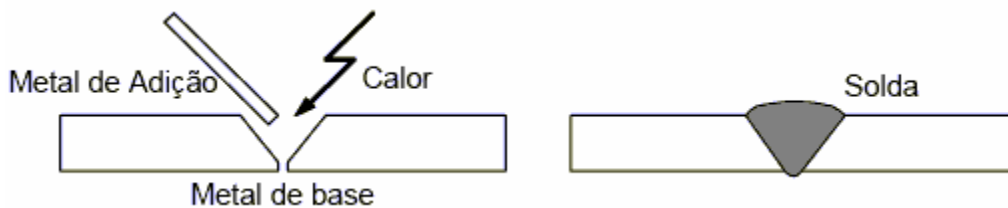


Figura I.3 – Soldagem por fusão com metal de adição (MODENESI e MARQUES, 2000)

De uma forma geral, todos os materiais metálicos permitem a união por meio de junta soldada por meio de fusão, embora cada material apresente características próprias de soldagem para cada um dos processos disponíveis. Desta forma, um mesmo processo pode possibilitar uma solda mais fácil, mais rápida ou de melhor qualidade que outro, para um dado material. Dessa forma, a escolha do processo de soldagem se deve principalmente à aplicação da estrutura e ao seu material. Isso caracteriza a *soldabilidade* de um determinado metal. Uma vez verificada a soldabilidade do material, o próximo passo consiste do estudo da junta soldada em si. Uma junta teoricamente perfeita é aquela que apresenta propriedades mecânicas (como resistência mecânica e à fadiga) uniformes ao longo de todo o cordão de solda e que sejam equivalentes ou mesmo superiores ao material de base.

Dentro da categoria de soldagem por fusão, existem inúmeros processos, com diferentes fontes de calor, como feixes de luz (soldagem a laser) e chama de oxi-acetileno (soldagem a gás), embora os processos mais comuns são aqueles que utilizam o arco elétrico como fonte de energia, devido a fatores como boa concentração de energia térmica, baixo custo e facilidade de operação. Os processos de soldagem a arco são vários, se diferenciando principalmente por aspectos como tipo de corrente elétrica (contínua ou alternada) e meio de proteção que impede que a solda seja afetada pelos gases da atmosfera. Esses meios podem ser gases, escória gerada durante a fusão do eletrodo ou fluxos.

Os principais processos de soldagem por arco elétrico são os seguintes: Soldagem por Eletrodo Revestido, Soldagem TIG, Soldagem MIG/MAG e Soldagem por Arco Submerso. A seguir apresenta-se uma descrição destes 4 processos.

I.1.2.1 – Soldagem por Eletrodo Revestido

Neste processo, o arco elétrico é estabelecido entre a peça e um eletrodo de soldagem consumível e revestido. O arco é responsável pela fusão do metal de base e do eletrodo, que atua como metal de adição, bem como pela queima do revestimento. Os eletrodos são manuseados em um porta-eletrodo, conectado à fonte. A Figura I.4 a seguir ilustra o processo.

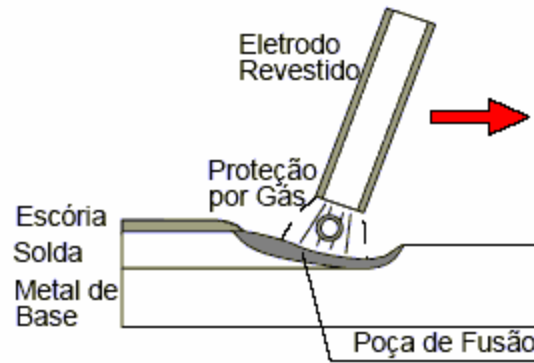


Figura I.4 – Solda por Eletrodo Revestido (MODENESI e MARQUES, 2000)

O revestimento do eletrodo possui uma série de funções, que proporcionam diversas características benéficas para a junta soldada (ASM, 1993). Embora possam haver pequenas variações para certos tipos de eletrodos, de uma forma geral o revestimento é responsável pela:

- formação de gás, para proteger a junta e o arco da atmosfera;
- formação de escória, que também protege o cordão de solda dos efeitos da atmosfera, e deve ser removida antes da realização de um novo passe;
- fornecimento de elementos ionizantes, para a estabilização do arco;
- adição de elementos de liga à junta, melhorando suas propriedades.

O processo de soldagem por eletrodo revestido apresenta uma série de vantagens, destacando-se o equipamento de baixo custo e diversidade de tipos de eletrodos para diferentes materiais. Soma-se a isso uma grande versatilidade, permitindo a soldagem em praticamente todas as posições, de chapas com espessura de 1,6 mm ou mais (ASM, 1993).

Entretanto, a soldagem por eletrodo revestido possui baixo rendimento: no momento em que o eletrodo é consumido por completo, a soldagem deve ser interrompida para a sua substituição, com um novo processo de abertura de arco após a remoção da escória e limpeza da superfície. Essas limitações também dificultam a automatização do processo. Desta forma, a soldagem por eletrodo revestido é cada vez menos usada nas principais linhas de produção, sendo substituída por processos cuja mecanização é mais viável. Mesmo assim, ainda é bastante empregado em soldagens em campo, e em pequenos reparos, assim como para a realização de revestimentos especiais. Também é usado em aplicações especiais, destacando-se a soldagem submarina.

Por ser um processo manual, a qualidade da solda como um todo possui grande influência da habilidade do operador, principalmente em soldagens de chapas finas ou em posições complexas. Em relação aos parâmetros da fonte de soldagem, as faixas comuns para corrente e tensão elétrica são amplas (correntes variando de 25 a 500 A, e tensão elétrica em torno de 15 a 35 V), dependendo do tipo de material soldado e eletrodo utilizado.

I.1.2.2 – Soldagem TIG

Este é um tipo de soldagem onde o arco elétrico é estabelecido entre a peça e um eletrodo não-consumível composto por uma liga de tungstênio, com a aplicação de energia térmica para a fusão das superfícies em contato das peças. A proteção contra a contaminação da atmosfera é realizada por um gás inerte, proveniente do bocal da tocha de soldagem. Neste processo, ainda existe a opção da utilização de metal de adição. Esse processo pode ser visualizado na imagem mostrada na Figura I.5:

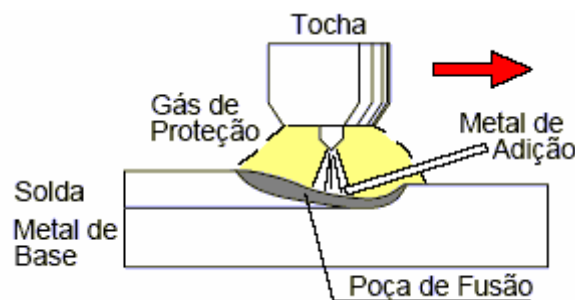


Figura I.5 – Soldagem TIG (MODENESI e MARQUES, 2000)

Na soldagem TIG, são alcançadas temperaturas bastante elevadas na poça de fusão, podendo chegar até 2500 °C. Como principais vantagens, se destaca a produção de um cordão de solda de elevada qualidade, com poucas distorções e sem respingos, além de permitir a soldagem de diversos materiais (ASM, 1993). Suas características operacionais também permitem que a soldagem seja mecanizada.

Apesar das vantagens listadas acima que proporcionam ao cordão de solda depositado pelo processo TIG grande qualidade, existem desvantagens consideráveis. Uma das limitações críticas é a taxa de deposição muito baixa, reduzindo a produtividade. Sua operação é mais complexa que nos processos por eletrodo revestido e no MIG, com o risco de contaminação da solda com tungstênio, caso o soldador permita que a ponta do eletrodo encoste na poça de fusão (ASM, 1993). Outra característica está relacionada à proteção gasosa, que pode ser afetada por correntes de ar, limitando a aplicação deste processo em ambientes externos. Por fim, o equipamento é mais caro que o necessário em outros processos.

Na soldagem TIG o gás de proteção mais usado é o argônio. Isso se deve ao seu baixo custo e baixo potencial de ionização, o que contribui para a formação do arco elétrico. Além disso, por o argônio ser aproximadamente 1,4 vezes mais pesado que o ar, torna-se mais difícil que a proteção gasosa seja deslocada por correntes de ar. Outro gás usado neste processo é o hélio: embora apresente uma dificuldade maior para a abertura do arco e seja mais suscetível a correntes de ar que podem prejudicar a proteção, o hélio proporciona um maior aporte térmico e penetração da solda, sendo usado para a soldagem de materiais como alumínio e cobre, e para a soldagem de chapas de maior espessura (ASM, 1993).

I.1.2.3 – Soldagem MIG/MAG

Neste processo, a formação da junta é resultado do arco elétrico estabelecido entre a peça e um eletrodo consumível, sob a proteção de gases especiais. Uma de suas características de destaque é o fato de que o eletrodo é alimentado continuamente à “pistola” de soldagem, que também fornece o gás de proteção. A Figura I.6 mostra esquematicamente esse processo. Este tipo de soldagem é usado geralmente em produções de larga escala, principalmente na indústria automobilística.

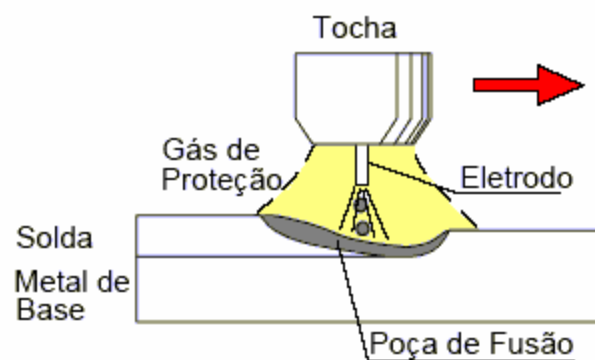


Figura I.6 – Soldagem MIG/MAG (MODENESI e MARQUES, 2000)

Como principais pontos positivos, o processo MIG/MAG possui taxas de deposição elevadas, e maior capacidade de penetração. Outra vantagem encontrada é a velocidade de solda muito maior em relação ao processo por eletrodo revestido, já que a alimentação do eletrodo é contínua, não sendo necessário interromper a soldagem para a troca do eletrodo. Isso permite também a deposição uniforme de cordões de solda de comprimentos maiores. Além disso, uma vez que o comprimento do arco se mantém praticamente constante entre a ponta do eletrodo e a peça, a influência do operador é reduzida (ASM, 1993).

Apesar de diversas vantagens, existem limitações que são observadas neste processo em particular. O equipamento é relativamente caro e complexo, e devido às dimensões da “pistola”, a soldagem torna-se complexa em locais de difícil acesso. Por fim, um sério problema neste processo está relacionado ao gás de proteção, que pode ser dispersado por correntes de ar: com isso, a soldagem MIG/MAG possui aplicação limitada em ambientes externos.

Este processo de soldagem possui uma grande flexibilidade na configuração do mecanismo de deposição do metal de adição, como a transferência globular, por spray e pulsada. A configuração do modo de transferência se dá através do controle de parâmetros de soldagem, como magnitude e tipo de corrente (contínua ou alternada), gás de proteção, configuração da fonte e características do eletrodo, como diâmetro e material (ASM, 1993).

Em relação aos gases de proteção, eles podem ser gases inertes como argônio e hélio (processo MIG), cuja função resume-se a proteger a zona fundida dos efeitos da atmosfera, ou gases ativos como o CO_2 (processo MAG), o qual contribui também para aprimorar a qualidade da junta, acrescentando elementos ao cordão de solda em seu estado fundido. Em ambos os casos, o gás também tem importante papel na transferência de calor, contribuindo para o rendimento do processo.

I.1.2.4 – Soldagem por Arco Submerso

É um processo bastante elaborado, onde o arco elétrico é gerado entre a peça e um eletrodo consumível, que é alimentado continuamente na tocha, como no processo acima. Sua principal peculiaridade é o meio de proteção, estabelecido por uma camada de material fusível granulado (fluxo) que é depositado sobre a poça de fusão, proveniente da “pistola” de soldagem. Próximo ao arco, esse fluxo é fundido, protegendo a poça de fusão e estabilizando o arco, que não é visível (daí o termo “submerso”). Ao solidificar, o fluxo forma uma camada de escória que é posteriormente removida, e que pode ser reutilizada depois de misturada com fluxos novos. A figura I.7 mostra esquematicamente esse processo.

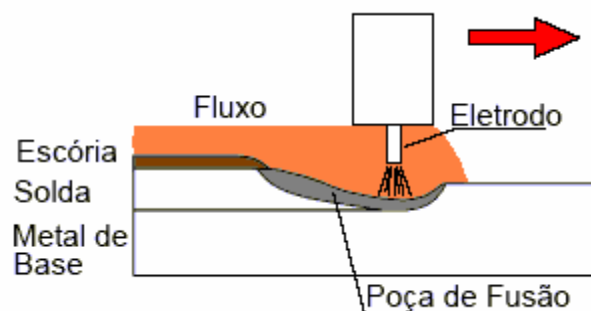


Figura I.7 – Soldagem por Arco Submerso (MODENESI e MARQUES, 2000)

Algumas vantagens podem ser enumeradas, como elevada penetração de solda e alta taxa de deposição. O fluxo também é responsável por características positivas como eliminar respingos e fumaça, além de ocultar o arco, remover impurezas na superfície e proteger a poça de fusão (ASM, 1993). Por fim, o custo por unidade de comprimento do cordão de solda é bastante reduzido, e a configuração do equipamento permite a automatização do processo, o que permite a mecanização total ou parcial da soldagem.

Por outro lado, a soldagem por arco submerso possui algumas desvantagens em relação aos demais processos de soldagem. Uma das limitações de maior destaque está relacionada com a posição de soldagem, restrita basicamente apenas na soldagem horizontal, devido ao fluxo. Além disso, o fluxo gera quantidades consideráveis de escória, desta forma a soldagem multipasse deve ser interrompida para a remoção da escória solidificada. O elevado aporte térmico também pode ser prejudicial em chapas muito finas, sendo recomendada a soldagem apenas de chapas com espessuras superiores a 6,4 mm (ASM, 1993). Por fim, em relação ao equipamento de soldagem usado, é necessário um investimento bastante elevado.

Levando em consideração as limitações de posição de soldagem e espessura de chapa mencionadas acima, o processo por arco submerso é normalmente usado para soldar chapas de aço, sendo muito empregado na indústria naval e civil, bem como para a realização de revestimentos e diferentes componentes, como vasos de pressão e equipamentos pesados (ASM, 1993).

Os quatro processos acima são os tipos de soldagem por arco elétrico mais comuns. Independente do processo utilizado, observam-se diversos fenômenos físicos que ocorrem simultaneamente na soldagem. Dentre estes fenômenos, o efeito térmico pode ser considerado o mais importante, uma vez que ele é responsável pelo surgimento dos demais. Visto que, para a formação da junta soldada é necessário que ocorra a fusão das faces de contato e do metal de adição (quando existir), o componente é submetido a um fluxo de calor elevado, provocando grandes gradientes de temperatura. Essa variação considerável provoca não apenas deformações térmicas (dilatação e contração), mas também afeta as propriedades térmicas e mecânicas do material soldado. Os mecanismos térmicos, devido à sua importância no processo, serão comentados no capítulo seguinte com maiores detalhes.

I.2 – FASES MICROESTRUTURAIS

O aço é um material polifásico, ou seja, existe a possibilidade de que sejam observadas simultaneamente duas ou mais fases microestruturais. Isto permite que se obtenha uma faixa bastante ampla de propriedades mecânicas. A proporção de fases microestruturais observada em um dado material depende não apenas de sua composição química, mas também dos tratamentos térmicos ao qual é submetido (VAN VLACK, 1970).

De uma forma geral, o aço é uma liga de Ferro e Carbono, podendo possuir ou não outros elementos de liga. Para o presente estudo, foi selecionado o aço AISI 4140, um aço cromo-molibdênio muito usado na indústria, devido à sua boa resistência à fadiga e abrasão, além de poder ser soldado por uma diversidade de processos. Este aço possui a seguinte composição química, em percentual em peso (ASM, 1993):

Carbono = 0,3 a 0,5%

Cromo = 0,5 a 1,0%

Manganês = 0,5 a 1,0%

Molibdênio = 0,15 a 0,25%

Fósforo = máximo de 0,04%

Enxofre = máximo de 0,05%

Silício = 0,15 a 0,30%

Uma vez que são alcançadas temperaturas acima da fusão, espera-se que também ocorram modificações na microestrutura do material, causadas pelos gradientes de temperatura durante as etapas de aquecimento e de resfriamento. Desta forma, pode-se dizer que a soldagem aplica um tratamento térmico localizado na junta, principalmente se as condições de resfriamento forem muito severas, como ocorre em soldagens submarinas. Dependendo do material, pode ser observada uma têmpera localizada, com formação de martensita, na região conhecida como Zona Termicamente Afetada (ZTA). Mesmo em condições de resfriamento mais brandas, ainda existe a possibilidade de que a distribuição de fases microestruturais em parte do componente seja diferente das condições iniciais. Para o AISI 4140 em particular é esperada a presença de martensita em sua microestrutura, fato que justifica a aplicação de tratamentos térmicos antes e após a soldagem.

Teoricamente, a evolução da temperatura na ZTA determina a resistência da junta após a soldagem. Com a passagem da fonte de calor, são alcançadas temperaturas bastante elevadas que resultam na fusão do material, que ocorre em temperaturas acima de 1400 °C

aproximadamente, de acordo com a composição química do aço (ASM, 1993). O cordão de solda, após a passagem da fonte de calor móvel, começa a resfriar, ocorrendo a solidificação do material, e conseqüentemente sua cristalização microestrutural (KUO e WU, 2002). Mesmo assim, a identificação dessas regiões pode ser realizada com relativa facilidade em uma análise macrográfica da junta, como pode ser visto na Figura I.8, onde a ZTA pode ser visualizada entre as regiões de metal fundido e de metal de base.



Figura I.8 – Macrografia da junta soldada (ASM, 1985)

Para a modelagem do processo de soldagem proposto neste trabalho, serão consideradas as seguintes fases microestruturais:

- Austenita : também conhecida como ferro γ , é uma estrutura cúbica de face centrada (CFC), observada em temperaturas elevadas, acima de 700°C aproximadamente, de acordo com a composição química do aço, sendo capaz de absorver grande quantidade de átomos de carbono.
- Ferrita : é uma estrutura cristalina cúbica de corpo centrado (CCC), também chamada de ferro α , estável em temperaturas inferiores às linhas A_1 e A_3 . Essa microestrutura é bastante comum em aços em geral, sendo encontrada no aço em estudo em sua condição inicial.
- Perlita : estrutura bifásica laminar, constituída por camadas alternadas de ferrita e cementita (Fe_3C). A proporção é de aproximadamente 88% de ferrita e 12% de cementita. Juntamente com a ferrita, é uma das fases encontradas no aço estudado em sua condição inicial.
- Bainita : é uma estrutura composta também por ferrita e cementita, distribuída sob a

Pode ser classificada em dois tipos: bainita superior, formada em temperaturas mais elevadas, e bainita inferior, que se forma em temperaturas mais baixas .

- Martensita : estrutura formada devido ao resfriamento rápido da austenita. A elevada taxa de resfriamento impede que os átomos se organizem na forma cúbica de corpo centrado prevista, apresentando desta forma uma estrutura tetragonal de corpo centrado (TCC) que proporciona ao aço elevada resistência mecânica e dureza, mas também causa fragilidade. É uma microestrutura comum em aços temperados.

As transformações de fase podem ser discriminadas em dois comportamentos. As transformações difusionais ocorrem em condições de resfriamento menos severas. Estas transformações correspondem às transformações da austenita em ferrita e perlita, para o aço em estudo. As transformações adifusionais ocorrem em determinadas taxas de resfriamento severas, nas quais não há tempo suficiente para que toda a austenita seja esgotada nas transformações difusionais. Esse tipo de comportamento é observado na transformação austenita-martensita. A formação de bainita é um processo híbrido, contemplando aspectos das transformações difusional e adifusional. Neste trabalho esse fenômeno será considerado como difusional (OLIVEIRA, 2004). As transformações de fase podem ser previstas por curvas de resfriamento do material, como os diagramas TTT (Diagrama de transformação isotérmica) e CCT (Diagrama de resfriamento contínuo).

Para a previsão da fração volumétrica de fase das transformações difusionais, pode-se aplicar uma metodologia que envolve a representação da curva de resfriamento contínuo em uma série de etapas ou “degraus” isotérmicos, calculados, como mostra a Figura I.9. Essa aproximação permite que sejam usadas equações para cálculo da fração volumétrica de fase após transformações isotérmicas, como será detalhado no Capítulo III e no Anexo B. Para um dado período de tempo, a fração volumétrica de uma determinada fase corresponde ao somatório dos percentuais calculados nas etapas isotérmicas. (ÇETINEL *et al*, 2000; RETI *et al*, 2001; OLIVEIRA, 2004)

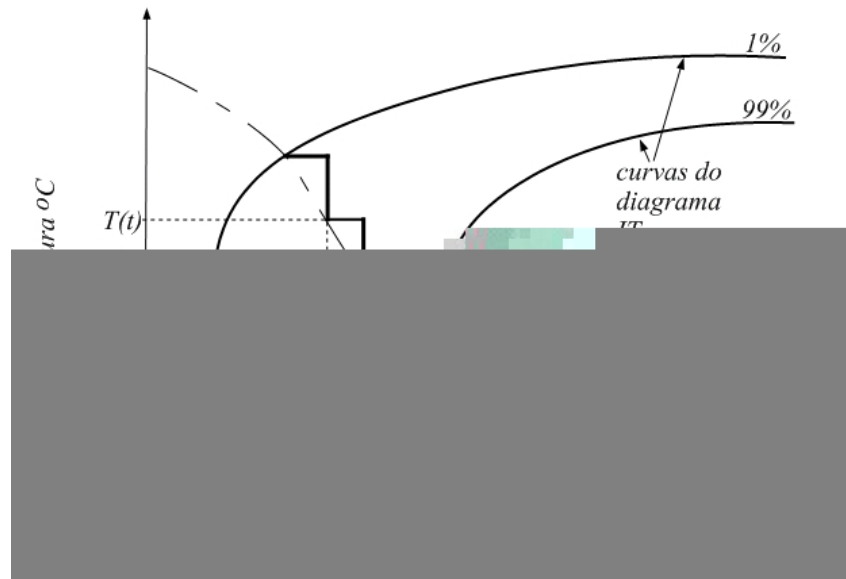


Figura I.9 – Representação da curva de resfriamento no diagrama TTT (OLIVEIRA, 2004)

A transformação adifusional de austenita em martensita é prevista através de equações não-difusivas que representam os mecanismos específicos desta transformação, que também serão detalhados na apresentação das equações constitutivas, no Capítulo III.

I.3 – TENSÕES RESIDUAIS

Durante o projeto de um componente mecânico, geralmente leva-se em consideração apenas as tensões originadas dos carregamentos que serão aplicados em serviço. Entretanto, na prática nenhum componente parte de uma condição inicial de tensão nula, sempre existem tensões internas, que se fazem presentes mesmo em situações sem carregamento. Essas tensões são denominadas *tensões residuais*.

Em componentes metálicos, essas tensões são normalmente induzidas pelos procedimentos de fabricação utilizados. Desta forma, espera-se que processos como tratamentos térmicos, usinagem, conformação mecânica e soldagem sejam responsáveis pelo surgimento de tensões residuais, que, somadas às tensões de serviço, fornecem o valor de tensão total ao qual o componente está submetido, como mostra a equação abaixo.

$$\sigma_{\text{Total}} = \sigma_{\text{Operacional}} + \sigma_{\text{Residual}} \quad (I.1)$$

Segundo ANTUNES (1995), em materiais metálicos policristalinos, como o aço, as tensões residuais podem ocorrer de três modos principais, em função das dimensões da região onde elas ocorrem:

Modo I : tensões distribuídas em uma grande região do material, ou seja, em vários grãos de sua microestrutura;

Modo II : tensões distribuídas em um grão da microestrutura cristalina;

Modo III : tensões distribuídas em um “ponto” do material, em distâncias interatômicas.

De uma forma geral, as tensões residuais do Modo I são responsáveis por deformações macroscópicas do material, logo também são denominadas *tensões residuais macroscópicas*. Por sua vez, as tensões residuais dos Modos II e III não causam modificações dimensionais no componente, sendo definidas como *tensões residuais microscópicas*. Uma vez que são conhecidas poucas informações a respeito de como as tensões residuais microscópicas se processam, a maioria dos estudos de soldagem leva em consideração apenas as tensões residuais do Modo I, cujo comportamento é mais facilmente modelado, como apresentado por SARKANI (2002):

“O mecanismo através do qual estas tensões são formadas é bem conhecido. Devido à alta intensidade da fonte de calor localizada, um campo transiente e não-uniforme de temperatura ocorre. Esse campo inicialmente causa uma rápida expansão térmica seguida pela contração térmica do material afetado. A severidade dos gradientes de temperatura induzidos e o grau de restrição da junta imposto nas deformações térmicas determinam o estado residual da solda quando ela finalmente resfria. Este estado residual é caracterizado por uma combinação de tensões residuais e distorções da solda internamente balanceadas.”

Em um processo de soldagem por fusão, as deformações térmicas geradas pelos elevados gradientes de temperatura durante o aquecimento e solidificação da junta e as deformações produzidas pelas transformações de fase são responsáveis pelo surgimento de tensões que se desenvolvem devido à presença de restrições à deformação em diversas regiões da peça. Estas restrições podem ter como origem regiões da peça que não sofreram aumento considerável de temperatura. De uma forma geral, em uma soldagem por fusão é esperado um comportamento típico de tensões na direção de soldagem, como mostra a figura I.10: próximo ao cordão de solda são observadas tensões trativas, e em regiões distantes do cordão ocorrem tensões compressivas.

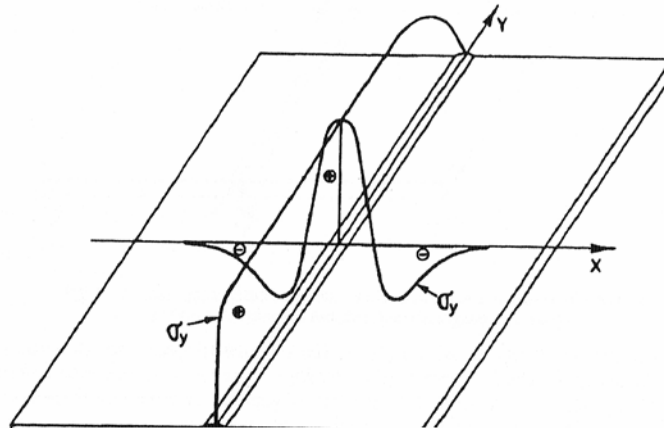


Figura I.10 – Comportamento de tensões na direção de soldagem (ANTUNES, 1995)

Parte destas tensões compreende tensões de característica transiente, que variam durante as etapas de aquecimento e de resfriamento da peça, mas também são observadas tensões residuais, que permanecem em regiões críticas do componente soldado quando este atinge a temperatura ambiente. Além disso, o desenvolvimento de deformações plásticas também afeta as tensões residuais presentes (ANTUNES, 1995).

Além de amplificarem o nível de tensões total na peça, como mostrado na equação I.1, as tensões residuais têm uma grande influência em componentes submetidos a carregamentos de fadiga, estando relacionadas com o surgimento e propagação de trincas. Apesar de sua comprovada importância, muitas metodologias de projeto não consideram a possível existência de tensões residuais, determinando que as únicas tensões atuantes são aquelas relacionadas com a operação. Isso se deve à dificuldade da obtenção de dados a respeito dos mecanismos de surgimento dessas tensões: embora existam métodos experimentais para a avaliação de tensões residuais (como, por exemplo, através de raios X ou do método de furação instrumentada), tais procedimentos apresentam desvantagens consideráveis. Em primeiro lugar, o custo destes ensaios é bastante elevado, com a necessidade de equipamentos caros e operadores especificamente treinados. Por fim, esses ensaios geralmente permitem uma medição muito discreta, em pontos localizados, próximos à superfície da solda, insuficiente para levantar por completo o campo de tensões residuais (SARKANI, 2002).

A redução do nível de tensões residuais pode ser alcançada com um planejamento adequado de todo o processo de soldagem. De uma forma geral, são adotados procedimentos que visam reduzir a quantidade de calor que é aplicado na junta. Alguns exemplos de medidas que reduzem a gravidade das tensões residuais são a otimização da geometria do chanfro, o controle da quantidade de material depositado (evitando excesso de metal de adição) e a realização de um pré-aquecimento da peça, reduzindo o gradiente de temperatura ao qual ela

será submetida. Além disso, é recomendada a realização de processos de alívio de tensões após a soldagem, destinados a reduzir o nível de tensões remanescentes no componente. Existem métodos mecânicos, como o martelamento e encrumamento que induzem campos de tensão compressivos na superfície da peça e normalmente aumentam a resistência a carregamentos de fadiga, porém tratamentos térmicos são normalmente mais eficientes, como o recozimento (MODENESI *et al.*, 2004).

CAPÍTULO II – FONTE DE CALOR

II.1 – MODELOS DE FONTE CALOR

Como já foi apresentado, o fenômeno térmico tem fundamental importância no processo de soldagem. Dentre suas características, aquela de maior complexidade está associada à representação da fonte de calor, e a modelagem precisa de seus mecanismos é fundamental para que se obtenha uma resposta correta do processo. Para representar os efeitos causados pela fonte de calor gerada pelo arco elétrico, diversos autores propuseram modelos geométricos para a fonte de calor, onde o fluxo de calor total Q é dado por:

$$Q = \eta \cdot V \cdot i \quad (\text{II.1})$$

onde i é a corrente de soldagem, V a tensão elétrica da fonte e η representa o rendimento térmico, que depende basicamente do processo de soldagem e também das condições do ambiente de soldagem. A Tabela II.1 mostra faixas de valores de rendimento térmico para os principais processos de soldagem com arco elétrico.

Tabela II.1 – Valores de rendimento térmico (MODENESI *et al.*, 2004)

Processo	Rendimento Térmico (η)
Eletrodo Revestido	0,70 – 0,90
MIG / MAG	0,75 – 0,95
TIG (CC-)	0,50 – 0,80
TIG (CC+)	0,20 – 0,50
Arco Submerso	0,85 – 0,98

A forma como esse fluxo se distribuí no componente soldado e no meio ao seu redor depende de uma série de fatores, não existindo até hoje estudos que estabeleçam exatamente como esse fenômeno ocorre. Com isso, uma abordagem bastante utilizada consiste na distribuição desse fluxo de acordo com uma geometria conhecida, cujo formato possa ser modelado por equações dependentes da posição.

De uma maneira geral, os modelos de fonte propostos utilizam uma distribuição normal (gaussiana) para representar a distribuição de fluxo de calor, ou seja, os maiores fluxos são observados no centro da distribuição, comportamento esperado em uma fonte de calor. É possível identificar duas metodologias para essa distribuição, que se diferenciam pelo número de dimensões da geometria onde o fluxo é distribuído:

II.1.1 – Distribuição Superficial

Neste modelo, o fluxo de calor é distribuído em uma área circular de raio C (cujo valor é estimado em função da concentração da fonte de calor), que se move ao longo da chapa, na direção do movimento da fonte. Esse modelo foi inicialmente apresentado por PAVELIC (1968), utilizando uma formulação simples, sem considerar o deslocamento da fonte, que pode ser representado através da expressão:

$$q(r) = q(0) \cdot e^{-Cr^2} \quad (\text{II.2})$$

onde r é o raio e $q(0)$ o valor máximo do fluxo de calor, no centro da distribuição.

KRUTZ e SEGERLIND (1978) apresentaram uma revisão do modelo anterior, incluindo um termo relativo à posição da fonte ao longo da direção de soldagem. Neste modelo, é considerado um sistema de coordenadas móvel no centro da fonte e um fixo posicionado sobre um plano de referência. A Figura II.1 mostra esse modelo, cuja equação é dada por:

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

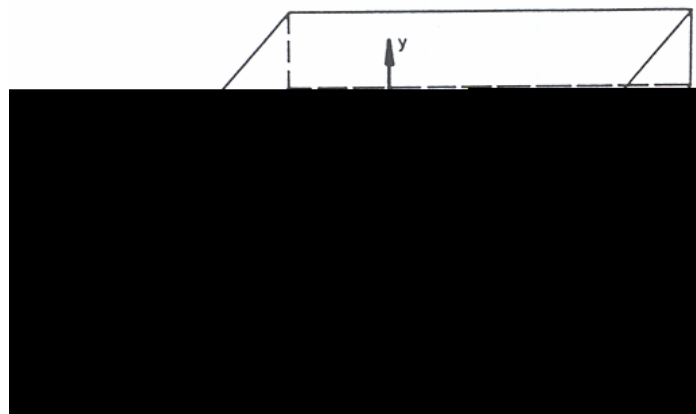


Figura II.1 – Distribuição Superficial (GOLDAK *et al*, 1984)

Nesta expressão, ξ representa a posição na direção de soldagem em relação a um sistema de coordenadas móvel, localizado no centro da distribuição da fonte de calor de soldagem, enquanto Q representa o fluxo total gerado pela fonte, calculado pela equação II.1. Essa posição pode ser definida pela equação:

$$\xi = z + v(\tau - t) \quad (\text{II.4})$$

onde z representa a posição na direção de soldagem em relação a um sistema de coordenadas fixo, localizado sobre a superfície referenciada para o estudo; v é a velocidade de soldagem; τ é o fator de atraso da soldagem, representando o tempo necessário para que a tocha, partindo da posição inicial de soldagem, atinja a superfície de referência; por fim, t é a variável tempo. Desta forma, quando $\tau = t$, tem-se também que $\xi = z$, indicando que os dois sistemas de coordenadas (móvel e fixo) são coincidentes, logo a fonte de calor de soldagem encontra-se exatamente sobre a superfície de referência.

Na expressão mostrada, são usadas as mesmas variáveis da formulação superficial, juntamente com os parâmetros geométricos da fonte: a representa a largura, b a profundidade e c o comprimento. Este pode assumir dois valores distintos, c_1 para pontos localizados no elipsóide frontal e c_2 para os localizados no elipsóide posterior. Por fim, a constante f indica o fator de concentração, e da mesma forma que a variável anterior, assumirá valores diferentes

A convecção é, em nível de importância, a próxima forma de transferência de calor observada na soldagem. Após o processo, ocorre o resfriamento da peça até à temperatura ambiente, causado pela troca de calor com um meio externo. Quanto mais severa for a transferência de calor por convecção, não apenas o tempo de resfriamento será menor, mas principalmente pode ser atingida uma taxa de resfriamento que proporcione uma distribuição de fases particular, em alguns casos com formação de martensita. O principal parâmetro que determina este processo é o *coeficiente de película* (h). A sua determinação é mais complexa do que a condutibilidade térmica, uma vez que depende de diversas características do fluido, incluindo seu comportamento (por exemplo, o valor desse coeficiente varia de acordo com a velocidade do escoamento do fluido em relação à superfície resfriada). A diferença de temperatura entre a superfície da peça e o meio em conjunto com o coeficiente de película, comandam o processo de transferência de calor por convecção.

Por fim, a terceira e última forma de transferência de calor que ocorre na soldagem é a radiação, que consiste da troca de calor por meio de ondas eletromagnéticas. Durante a soldagem, a junta em fusão irradia calor para o ambiente e para outras superfícies próximas. Neste trabalho não será considerada a transferência de calor por radiação para outras superfícies e, portanto, considera-se que toda a perda de calor por radiação é transmitida para o meio externo. O principal parâmetro deste processo é a *emissividade* (em), cujo valor varia entre 0 e 1: valores próximos a 1 indicam que a superfície tende a absorver a maior parte da energia térmica irradiada sobre a mesma (uma emissividade de 1 caracteriza um *corpo negro*); por sua vez, valores baixos de emissividade, próximos a 0, representam que a superfície reflete a maior parte da energia térmica irradiada sobre ela.

Dos três fenômenos vistos acima, pode-se afirmar que a condução é de fundamental importância, sendo responsável pela maior parte da transferência de calor ao longo da peça. Por este motivo, a condução é considerada na simulação em uma rotina específica, com etapas preditoras e corretoras, como será comentado no capítulo seguinte. A convecção é calculada em uma rotina isolada, assim como a radiação. De uma forma geral, estes dois últimos fenômenos possuem uma participação reduzida no processo de soldagem, contribuindo com algo em torno de 2% da energia térmica perdida pelo sistema, em componentes de grandes dimensões (MODENESI *et al*, 2004). Neste estudo em particular, a fim de reduzir a complexidade computacional da simulação, a radiação será considerada como um acréscimo ao coeficiente de convecção, prática aceitável em processos de soldagem, onde apenas em temperaturas muito elevadas (acima de 1000 °C) a radiação possui participação significativa no gradiente de temperatura (ANDERSEN, 2000).

CAPÍTULO III – MODELO CONSTITUTIVO

III.1 – EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS

O acoplamento entre os fenômenos térmico, de transformação de fase e mecânico presentes durante o processo de soldagem é modelado através de um modelo com variáveis internas baseado na termodinâmica dos processos irreversíveis. O modelo é termodinamicamente consistente, sendo obtido através da definição de dois potenciais termodinâmicos: a energia livre de Helmholtz e o potencial de dissipação (PACHECO, 1994).

Nesta formulação, considera-se que o estado termodinâmico de um ponto de uma peça pode ser completamente caracterizado através de um conjunto finito de variáveis de estado. No modelo apresentado são consideradas diversas variáveis de estado presentes no processo estudado, sendo que duas delas são definidas como *variáveis observáveis*, as quais são diretamente mensuráveis: a temperatura T e a deformação total ε_{ij} . Também são consideradas *variáveis internas*: a deformação plástica ε_{ij}^p , o endurecimento cinemático α_{ij} , as frações volumétricas das fases microestruturais β_i ($i = 1, 2 \dots, N_{Fases}^{Máx}$), a deformação devido à transformação volumétrica ε_{ij}^{tv} e a deformação plástica induzida por transformação de fase (*TRIP - transformation induced plasticity*, em inglês) ε_{ij}^{tp} .

Em relação a estas duas últimas variáveis, a deformação devido à transformação volumétrica está associada à variação de volume observada na formação de uma nova fase microestrutural a partir de uma fase matriz. Para a transformação austenita-martensita esta deformação é de aproximadamente 4%. Por fim, a deformação plástica induzida por transformação de fase está relacionada com deformações permanentes localizadas que ocorrem no nível microestrutural para estados de tensão dentro da região elástica (DENIS *et al*, 1985). Em relação ao endurecimento, é considerado o endurecimento cinemático neste modelo visto que o processo de soldagem caracteriza um carregamento monotônico à estrutura.

Deve-se observar que a variável de estado associada às fases, β , é caracterizada por um índice i , que varia de 1 até $N_{Fases}^{Máx}$, representando as fases microestruturais. Neste trabalho consideram-se 6 fases: austenita (β_1), ferrita (β_2), perlita (β_3), bainita superior (β_4), bainita inferior (β_5) e martensita (β_6). Dessa forma $N_{Fases}^{Máx} = 6$.

A partir das variáveis listadas acima, é possível estabelecer a energia livre ψ , utilizando-se a notação indicial para a soma de termos, exceto quando for explicitamente indicado (OLIVEIRA *et al.*, 2003, 2006; OLIVEIRA, 2004):

$$\begin{aligned} \rho\psi(\varepsilon_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \varepsilon_{ij}^{tv}, \varepsilon_{ij}^{tp}, \alpha_{ij}, \beta, T) &= W(\varepsilon_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \varepsilon_{ij}^{tv}, \varepsilon_{ij}^{tp}, \alpha_{ij}, \beta, T) = \\ &= W_e(\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p, \varepsilon_{ij}^{tv}, \varepsilon_{ij}^{tp}, \beta, T) + W_\alpha(\alpha_{ij}) + W_\beta(\beta) - W_T(T) \end{aligned} \quad (III.1)$$

onde ρ é a massa específica do material.

Sabendo-se que a variação da deformação total possui parcelas relativas às diversas deformações presentes, assume-se uma decomposição aditiva de modo a definir a variação da deformação elástica como:

$$d\varepsilon_{ij}^e = d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p - d\varepsilon_{ij}^{tv} - d\varepsilon_{ij}^{tp} - \alpha_T dT \delta_{ij} \quad (III.2)$$

Nesta equação, o último termo representa as deformações induzidas pela variação de temperatura, ou seja, corresponde à dilatação térmica do material. Neste termo, α_T é o coeficiente de dilatação térmica do material e δ_{ij} é o delta de Kronecker.

As funções de energia podem ser escritas da seguinte forma (SILVA, *et al.*, 2004, SILVA, 2002 e OLIVEIRA *et al.*, 2003):

$$\begin{aligned} W_e[\varepsilon_{ij} - \alpha_T(T - T_0)\delta_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^{tv} - \varepsilon_{ij}^{tp}] &= \frac{1}{2} E_{ijkl} \left\{ (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p) \right\} \\ &- E_{ijkl} \left\{ (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) [\alpha_T(T - T_0)\delta_{kl}] + (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) \varepsilon_{kl}^{tv} + (\varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p) \varepsilon_{kl}^{tp} \right\} \end{aligned} \quad (III.3)$$

$$W_\alpha(\alpha_{ij}) = \frac{1}{2} H_{ijkl} \alpha_{ij} \alpha_{kl} \quad (III.4)$$

$$W_T(T) = \rho \int_{T_0}^T C_1 \log(\xi) d\xi + \frac{\rho}{2} C_2 T^2 \quad (III.5)$$

$$W_\beta(\beta) = I_\beta(\beta) \quad (III.6)$$

onde E_{ijkl} é o tensor de elasticidade, H_{ijkl} é o tensor de endurecimento cinemático, T_0 é uma temperatura de referência, C_1 e C_2 são constantes e I_β é a função indicatriz associada à transformação de fase.

Para descrever os processos dissipativos é necessário introduzir um potencial de dissipação ou o seu dual que pode ser dividido em duas partes $\phi^*(P_{ij}, Q_{ij}, R_{ij}, X_{ij}, B^\beta, g_i) = \phi_I^*(P_{ij}, Q_{ij}, R_{ij}, X_{ij}, B^\beta) + \phi_T^*(g_i)$.

O conjunto de equações constitutivas é composto pelas forças termodinâmicas $(\sigma_{ij}, P_{ij}, Q_{ij}, R_{ij}, X_{ij}, B^\beta, s)$, associados às variáveis de estado $(\varepsilon_{ij}, \varepsilon_{ij}^p, \varepsilon_{ij}^{tv}, \varepsilon_{ij}^{tp}, \alpha_{ij}, \beta, T)$, e pelos fluxos termodinâmicos $(\dot{\varepsilon}_{ij}^p, \dot{\varepsilon}_{ij}^{tv}, \dot{\varepsilon}_{ij}^{tp}, \dot{\alpha}_{ij}, \dot{\beta}, \dot{q})$ definidos a partir dos dois potenciais termodinâmicos (LEMAITRE E CHABOCHE, 1990):

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad ; \quad P_{ij} = -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}^p} = \sigma_{ij} \quad ; \quad Q_{ij} = -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}^{tv}} = \sigma_{ij} \quad ; \quad R_{ij} = -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon_{ij}^{tp}} = \sigma_{ij} \quad (III.7)$$

$$X_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \alpha_{ij}} \quad ; \quad B^\beta = -\frac{\partial W}{\partial \beta_i} = -Z_i \quad ; \quad s = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial W}{\partial T} \quad (III.8)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \frac{\partial \phi^*}{\partial P_{ij}} \quad ; \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^{tv} = \frac{\partial \phi^*}{\partial Q_{ij}} \quad ; \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^{tp} = \frac{\partial \phi^*}{\partial R_{ij}} \quad ; \quad \dot{\alpha}_{ij} = \frac{\partial \phi^*}{\partial X_{ij}} \quad ; \quad \dot{\beta}_i = \frac{\partial \phi^*}{\partial B^{\beta_i}} \quad ; \quad q_i = -\frac{\partial \phi^*}{\partial g_i} \quad (III.9)$$

onde s é a entropia, q_i é o vetor do fluxo de calor e $g_i = \frac{1}{T} \frac{\partial T}{\partial x_i}$.

Considerando que o calor específico é definido como $c = -(T/\rho) \partial^2 W / \partial T^2$ e o conjunto de equações constitutivas (III.3-III.8), a equação de energia pode ser escrita como (PACHECO, 1994):

$$\frac{\partial}{\partial x_i} K \frac{\partial T}{\partial x_i} + r - conv - \rho C \dot{T} = -a_I - a_T \quad (III.10)$$

$$\text{onde } \begin{cases} a_I = \sum_{r=2}^6 B^{\beta_r} \dot{\beta}_r - X_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p + \sigma_{ij} (\dot{\varepsilon}_{ij}^p + \dot{\varepsilon}_{ij}^{tv} + \dot{\varepsilon}_{ij}^{tp}) \\ a_T = T \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial T} (\dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^p - \dot{\varepsilon}_{ij}^{tv} - \dot{\varepsilon}_{ij}^{tp}) - \sum_{r=2}^6 \frac{\partial B^{\beta_r}}{\partial T} \dot{\beta}_r + \frac{\partial X_{ij}}{\partial T} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \end{cases} ;$$

onde K é o coeficiente de condutibilidade térmica do material. O termo r corresponde à geração de calor, enquanto $conv$ representa a troca de calor por convecção. Os termos a_I e a_T são, respectivamente, os acoplamentos interno e térmico. O primeiro é sempre positivo e tem uma função na equação de energia similar a uma fonte de calor na equação de calor para corpos

rígidos. O segundo está associado à dependência das variáveis com a temperatura (PACHECO, 1994; PACHECO *et al.*, 2001; SILVA *et al.*, 2004). O conjunto de equações constitutivas apresentadas satisfaz a inequação estabelecida pela segunda lei da termodinâmica, expressa pela desigualdade de Clausius-Duhem, que pode ser expandida em uma forma local (PACHECO, 1994):

$$d_1 = \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p + \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^{tp} + \sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^{tv} + \sum_{m=2}^6 B^{\beta_m} \dot{\beta}_m - X_{ij} \dot{\alpha}_{ij} \geq 0 \quad (\text{III.11})$$

$$d_2 = -(q_i g_i) \geq 0$$

onde o termo d_1 representa a dissipação mecânica, enquanto d_2 representa a dissipação térmica.

Esta modelagem foi aplicada com sucesso em estudos do comportamento em cilindros de aço submetidos ao processo de têmpera (PACHECO *et al.*, 2001; OLIVEIRA, 2004; SILVA *et al.*, 2004, 2005a, 2005b), assim como em trabalhos sobre os acoplamentos termomecânicos em componentes metálicos submetidos à fadiga de baixo ciclo (PACHECO, 1994; PACHECO *et al.*, 1997a; NOLTE *et al.*, 2005). A partir desta modelagem, é possível identificar a influência de cada um dos fenômenos acoplados.

Deve-se destacar que a modelagem apresentada neste trabalho, focada no processo de soldagem de chapas finas, permite que sejam aplicadas simplificações geométricas ao modelo. A modelagem termodinâmica pode ser reduzida para um problema unidimensional, desprezando-se o fluxo de calor ao longo da espessura e da direção de soldagem, correspondentes às direções y e z respectivamente, mostradas na Figura III.1. Em relação ao comportamento mecânico, assume-se que a deformação ao longo da direção de soldagem é nula ($\epsilon_z = 0$), representando a restrição oferecida pelo material localizado em regiões adjacentes à poça de fusão, que se encontram em temperaturas mais baixas. Desta forma, as demais direções possuem tensões nulas, uma vez que ao longo da espessura e da largura da chapa (direções y e x respectivamente) não há restrições, logo as deformações são livres. Assim, tem-se um estado uniaxial de tensões, com a presença de tensões apenas na direção de soldagem (σ_z). Estas hipóteses permitem a representação geométrica por meio de uma linha, na qual as variáveis de estado apresentadas podem ser representadas por valores escalares, simplificando a elaboração do modelo numérico.

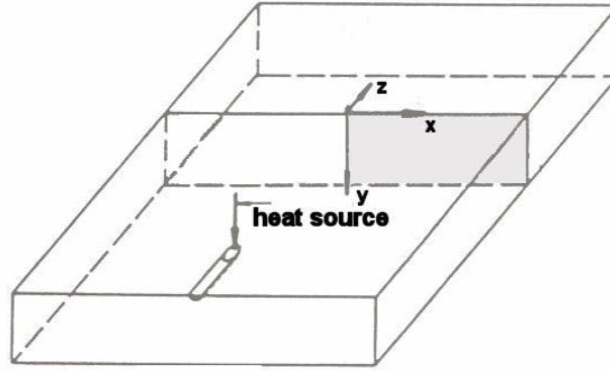


Figura III.1 – Sistema de coordenadas adotado (GOLDAK *et al*, 1984)

Para o presente estudo, é necessário estabelecer os dois potenciais termodinâmicos em um contexto unidimensional:

$$\begin{aligned} \rho\psi(\varepsilon, \varepsilon^p, \varepsilon^{tv}, \varepsilon^{tp}, \alpha, \beta, T) &= W(\varepsilon, \varepsilon^p, \varepsilon^{tv}, \varepsilon^{tp}, \alpha, \beta, T) = \\ &= W_e(\varepsilon - \varepsilon^p, \varepsilon^{tv}, \varepsilon^{tp}, \beta, T) + W_\alpha(\alpha) + W_\beta(\beta) - W_T(T) \end{aligned} \quad (\text{III.12})$$

$$\phi^*(P, Q, R, X, B^\beta, g) = \phi_1^*(P, Q, R, X, B^\beta) + \phi_T^*(g) \quad (\text{III.13})$$

As relações entre as variáveis de estado citadas anteriormente ($\varepsilon, \varepsilon^p, \varepsilon^{tv}, \varepsilon^{tp}, \alpha, \beta, T$) com forças termodinâmicas ($\sigma, P, Q, R, X, B^\beta, s$), são definidas a seguir em um contexto unidimensional:

$$\begin{aligned} \sigma &= \frac{\partial W}{\partial \varepsilon} = E(\varepsilon - \varepsilon^p - \varepsilon^{tv} - \varepsilon^{tp}) - E\alpha_T(T - T_0) \quad ; \quad P = -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon^p} = \sigma \quad ; \\ Q &= -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon^{tv}} \quad ; \quad R = -\frac{\partial W}{\partial \varepsilon^{tp}} \quad ; \quad X = \frac{\partial W}{\partial \alpha} = H\alpha \quad ; \quad B^\beta = -\frac{\partial W}{\partial \beta} \quad ; \quad s = -\frac{\partial W_T}{\partial T} \end{aligned} \quad (\text{III.14})$$

onde T_0 é a temperatura de referência, E é o Módulo de Elasticidade e H o Módulo de Plasticidade, estas duas últimas propriedades do material.

Em seguida, torna-se necessário descrever os processos de dissipação, a partir do pseudo-potencial de dissipação $\phi(\dot{\varepsilon}^p, \dot{\varepsilon}^{tv}, \dot{\varepsilon}^{tp}, \dot{\alpha}, \dot{\beta}, q)$ em um contexto unidimensional. Este pode ser dividido em duas partes: $\phi(\dot{\varepsilon}^p, \dot{\varepsilon}^{tv}, \dot{\varepsilon}^{tp}, \dot{\alpha}, \dot{\beta}, q) = \phi_1(\dot{\varepsilon}^p, \dot{\varepsilon}^{tv}, \dot{\varepsilon}^{tp}, \dot{\alpha}, \dot{\beta}) + \phi_T(q)$. Também é possível representar esse potencial de dissipação com base nas forças termodinâmicas através do seu dual: $\phi^*(P, Q, R, X, B^\beta, g) = \phi_1^*(P, Q, R, X, B^\beta) + \phi_T^*(g)$.

$$\phi_I^* = I_f^*(P, X) + \sum_{i=2}^6 B^{\beta_i} \dot{\beta}_i \quad \phi_T^* = \frac{T}{2} K \cdot g^2 \quad (\text{III.15})$$

onde $g = (1/T) \partial T / \partial x$ e K é o coeficiente de condutibilidade térmica. A função $I_f^*(P, X)$ é a função indicatriz associada ao regime elástico definido segundo o critério de von Mises (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990):

$$f(\sigma, X) = |\sigma - X| - S_y \leq 0 \quad (\text{III.16})$$

onde S_y é a tensão de escoamento do material.

As leis de evolução podem ser obtidas através do potencial de dissipação ϕ^* (OLIVEIRA, 2004; OLIVEIRA *et al.*, 2005):

$$\begin{aligned} \dot{\varepsilon}^p &= \frac{\partial \phi^*}{\partial P} = \lambda \text{sign}(\sigma - H\alpha) \quad ; \quad \dot{\alpha} = -\frac{\partial \phi^*}{\partial X} = \dot{\varepsilon}^p \quad ; \quad \dot{\varepsilon}^{tv} = \frac{\partial \phi^*}{\partial Q} = \left(\sum_{i=1}^6 \gamma_i \dot{\beta}_i \right) \\ \dot{\varepsilon}^{tp} &= \frac{\partial \phi^*}{\partial R} = \sum_{i=1}^6 \kappa_i g(\beta_i) \dot{\beta}_i \sigma \quad ; \quad Q = -\frac{\partial \phi^*}{\partial g} = -KT \quad g = -K \frac{\partial T}{\partial x} \\ \dot{\beta}_6 &= \frac{\partial \phi^*}{\partial B^{\beta_6}} = \zeta_{A \rightarrow M} [(1 - \beta_6) k \dot{T}] \\ \dot{\beta}_i &= \frac{\partial \phi^*}{\partial B^{\beta_i}} = \zeta_{A \rightarrow \text{phase}(i)} n_i (b_i)^{(1/n_i)} (\beta_i^{\max} - \beta_i) \ln \frac{\beta_i^{\max}}{\beta_i^{\max} - \beta_i} \quad \text{para } (i = 2, \dots, 5) \end{aligned} \quad (\text{III.17})$$

onde λ é o multiplicador plástico (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990), Q é o fluxo de calor, $g(\beta_i)$ representa a dependência dos processos de transformação, n_i é o expoente de Avrami e b_i é um parâmetro que caracteriza a taxa de nucleação e crescimento de grão de uma determinada fase (AVRAMI, 1940). Por sua vez, γ é uma propriedade de fase relacionada com a expansão total observada, assim como κ , que está relacionada com a plasticidade de transformação. Por fim, tem-se $\text{sign}(x)$, que corresponde à função sinal dada por $\text{sign}(x) = \frac{x}{|x|}$

A transformação adifusional da austenita em martensita, que depende de uma taxa de resfriamento severa para ocorrer, pode ser representada pela seguinte equação (KOISTINEN e MARBURGER, 1959; OLIVEIRA, 2004; OLIVEIRA *et al.*, 2005):

$$\zeta_{A \rightarrow M}(\dot{T}, T) = \Gamma(-\dot{T} - rM_s) \Gamma(M_s - T) \Gamma(T - M_f), \quad \Gamma(x) = 1 \quad , \text{ se } x > 0$$

$$\Gamma(x) = 0 \quad , \text{ se } x \leq 0 \quad \text{(III.19)}$$

O parâmetro rM_s representa a máxima taxa de resfriamento crítica para a formação de martensita, obtida a partir do diagrama de transformação de resfriamento contínuo (CCT) para o aço em estudo. M_s e M_f são as temperaturas de início e fim de formação de martensita, respectivamente. Por fim $\Gamma(x)$ é a função de Heaviside.

As demais fases microestruturais se formam através de um mecanismo difusional. Com o objetivo de facilitar a implementação da transformação de fase no modelo proposto, é adotada uma representação do resfriamento por meio de pequenos passos de tempo que podem ser aproximados como isotérmicos, levantados a partir do diagrama de transformação isotérmica (TTT) do material. Com isso, torna-se possível a utilização de critérios de transformação de fase, modelados por meio de funções de Heaviside, de forma similar à transformação da martensita, juntamente com a formulação de equações para a determinação da fração volumétrica dessas fases (OLIVEIRA *et al*, 2003; OLIVEIRA, 2004). Para cada um desses passos, a transformação de fase é calculada por meio de transformações isotérmicas. É definida uma condição para essas transformações, mostrada abaixo, onde t^s e t^f são, respectivamente, os tempos de início e fim de transformação isotérmica, para cada uma das fases consideradas:

$$\zeta_{A \rightarrow \text{fase (i)}}(\dot{T}, t) = \Gamma(-\dot{T}) \Gamma(t_i^f - t) \Gamma(t - t_i^s) \quad \text{(III.20)}$$

Os tempos de início e fim de transformação isotérmica são dependentes da temperatura. Os polinômios usados para a determinação dos tempos de início e fim de transformação são apresentados em detalhe no Anexo B.

Finalmente, a equação da energia (III.10), pode ser escrita no contexto unidimensional como (PACHECO, 1994):

$$-\frac{\partial}{\partial x} - K \frac{\partial T}{\partial x} - h(T - T_\infty) \frac{P}{A} + r + a_l + a_T = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{(III.21)}$$

onde

$$\begin{aligned}
 a_I &= \sigma \dot{\varepsilon}^p - X\dot{\alpha} + B^\beta \dot{\beta} \\
 a_T &= T \frac{\partial \sigma}{\partial T} (\dot{\varepsilon} - \dot{\varepsilon}^p) + \frac{\partial X}{\partial T} \dot{\alpha} - \frac{\partial B^\beta}{\partial T} \dot{\beta}
 \end{aligned}
 \tag{III.22}$$

Esta equação contempla todos os fenômenos térmicos presentes na modelagem do processo de soldagem. O primeiro termo está associado ao mecanismo de condução térmica, onde K é o coeficiente de condutibilidade térmica. O segundo termo da equação está associado ao mecanismo de convecção, onde h é o coeficiente de película entre a peça e o ambiente, T_∞ é a temperatura do ambiente, enquanto P e A são, respectivamente o perímetro e a área da seção transversal, aplicada à geometria linear. Em seguida, o termo r representa a geração de calor provocada pela fonte de soldagem, que é considerada através do modelo de fonte de calor apresentado no Capítulo II. Os dois últimos termos no lado esquerdo da equação são os acoplamentos interno e térmico. Por fim, o termo à direita da equação indica a variação de temperatura ao longo do tempo.

Em relação às variáveis correspondentes ao perímetro e à área, elas se originam da modelagem simplificada da geometria, sob a forma de uma linha. Para fins de cálculo, os elementos lineares usados para a representação geométrica possuem uma seção transversal, de perímetro P . A perda de calor por convecção em cada elemento ocorre em uma área lateral A , que pode ser definida como:

$$A = P \cdot \Delta x \tag{III.23}$$

onde Δx é a dimensão do elemento linear, correspondente à discretização espacial do modelo. Com essa consideração, a Equação III.22 pode ser reescrita, de forma a permitir o cálculo da convecção a partir da discretização espacial.

$$-\frac{\partial}{\partial x} - K \frac{\partial T}{\partial x} - h(T - T_\infty) \frac{1}{\Delta x} + r + a_i + a_T = \rho C \frac{\partial T}{\partial t} \tag{III.24}$$

Neste trabalho, adota-se uma simplificação para os termos de acoplamento da Equação III.22. Visto que os efeitos térmicos causados pelos fenômenos mecânicos são relativamente pouco significativos em relação aos demais, para este estudo é considerado o acoplamento promovido pela transformação das fases a partir do calor latente calculado pela expressão (DENIS *et al*, 1987):

$$\dot{Q} = \sum_{i=1}^6 \Delta H_i \cdot \dot{\beta}_i \tag{III.25}$$

onde ΔH_i representa a variação de entalpia (apresentada no Anexo B), que ocorre durante a transformação da austenita na fase microestrutural i . Assim:

$$a_I + a_T = \dot{Q} = \sum_{i=1}^6 \Delta H_i \cdot \dot{\beta}_i \quad (\text{III.26})$$

O efeito da radiação é calculado à parte. Segundo ANDERSEN (2000), pode-se considerar a perda de radiação para o ambiente através da seguinte equação, que apresenta um coeficiente de transferência de calor por radiação (h_{RAD}):

$$h_{RAD} = \frac{em \cdot \sigma_{SB} \cdot [(T + 273)^4 - (T_{\infty} + 273)^4]}{T} \quad (\text{III.27})$$

Este coeficiente pode ser somado ao coeficiente de película de convecção de modo a permitir a combinação dos efeitos. Nesta expressão, σ_{SB} é a constante de Stephan-Boltzmann, cujo valor é $5,6697 \times 10^{-8} \text{ W / m}^2 \text{ K}^{-4}$ e em representa a emissividade da superfície. Embora na prática a emissividade também seja uma propriedade dependente da temperatura, será adotado neste estudo que seu valor é constante e igual a 0,7, valor médio encontrado para aços em temperaturas acima de 1000 °C, onde o efeito da radiação é mais significativo (CARPINTERI e MAJORANA, 1995).

Pode-se observar na equação acima que o coeficiente de radiação depende da temperatura elevada à quarta ordem, ou seja, um comportamento consideravelmente não-linear. Com isso, para que se obtenha um processo computacional adequado para a evolução da temperatura, torna-se necessário a utilização de menores incrementos de tempo do que em simulações sem radiação, o que pode aumentar demasiadamente o custo computacional. Por essa razão, a maioria dos estudos encontrados na literatura desconsidera esse efeito. Neste trabalho, será avaliado se a radiação possui uma contribuição significativa no processo de soldagem.

Deve-se destacar que a condutibilidade térmica, o coeficiente de película e o calor específico são propriedades térmicas que são representadas em função da temperatura, por polinômios obtidos a partir da interpolação de dados experimentais (OLIVEIRA *et al.*, 2003). Estes polinômios são apresentados no Anexo A deste trabalho.

IV – PROCEDIMENTO NUMÉRICO

Conforme apresentado no capítulo anterior, a modelagem proposta é composta por um sistema de equações não-lineares altamente acopladas, as quais são necessárias para representar os fenômenos associados ao processo de soldagem. Para permitir a aplicação da modelagem ao estudo de problemas de engenharia é necessário adotar procedimentos numéricos que permitam a solução do sistema de equações não-lineares. Neste trabalho adota-se um esquema de partição do operador que permite desacoplar o sistema de equações em etapas, para as quais normalmente existem métodos numéricos robustos extensivamente testados. Dessa forma é possível tratar problemas complexos acoplados através de esquemas numéricos robustos (ORTIZ *et al.*, 1983; SIMO e MIEHE, 1992; SIMO e HUGHES, 1998). Para resolver o problema específico, adota-se um esquema de partição que envolve a divisão do problema original em quatro sub-problemas desacoplados: Térmico, Transformação de Fase, Termo-elástico e Elastoplástico.

Cada sub-problema desacoplado é organizado na forma de rotinas de um programa desenvolvido em linguagem C e as variáveis de estado listadas no capítulo anterior são calculadas para cada um dos pontos localizados na chapa, e para cada intervalo de tempo até o término da operação de soldagem. As análises desenvolvidas compreendem dois estágios: *Soldagem* e *Resfriamento*. O estágio de *Soldagem* compreende o período de tempo na qual o modelo de fonte de calor descrito no Capítulo II é aplicado, através de um termo de geração na equação de energia, juntamente com os demais fenômenos de transferência de calor, para gerar uma distribuição de fluxo de calor sobre o plano de referência da peça. Após a passagem da fonte de calor, tem-se a etapa de *Resfriamento*, onde o termo de geração da fonte de calor do problema térmico é nulo, e a chapa é submetida aos fenômenos de transferência de calor até atingir equilíbrio térmico com o ambiente. Após o término da simulação, são obtidos diversos resultados para cada ponto, como deformação plástica, distribuição de fases e tensões residuais.

Como já foi comentado anteriormente, a utilização de uma chapa fina como geometria permite a implementação de hipóteses simplificadoras que permitem reduzir o processamento computacional, o qual é bastante intensivo em função da complexidade dos acoplamentos envolvidos. Em primeiro lugar, é observada uma condição de simetria completa no plano yz (geométrica e de condições de contorno), o que permite que o estudo seja realizado em meia

chapa, economizando tempo de processamento para a simulação. Com isso, neste plano de simetria é estabelecida uma condição sem troca de calor (adiabática).

A pequena espessura da chapa faz com que os gradientes de temperatura e de tensão nesta direção sejam praticamente nulos, ou seja, pode-se assumir que essas propriedades apresentam uma distribuição uniforme nesta direção. Isso possibilita que a análise ao longo da espessura da chapa possa ser desconsiderada, além de possibilitar a utilização de um modelo de distribuição de calor superficial. Outra simplificação possível reside no fato de que a superfície de referência em estudo estar distante das extremidades da chapa (ou seja, considera-se que a chapa é longa na direção z). Isso permite que o fluxo de calor nessa direção também seja desprezado (GOLDAK *et al*, 1984).

Em relação às tensões, considera-se que a chapa tem liberdade para se deformar nas direções x e y , respectivamente ao longo da largura e da espessura. Na direção de soldagem, ao longo do eixo z , é adotada a hipótese de que o material antes e depois da superfície de estudo atue como uma restrição ao deslocamento, portanto tem-se um estado unidimensional de tensões. É importante destacar que, na prática, isso não ocorre: o material nestas direções oferece um certo grau de restrição, mas não é uma restrição total como proposto neste modelo. Além disso, para representar o comportamento do metal em estado líquido durante a soldagem, os pontos localizados na abertura de raiz da solda, que corresponde à menor distância entre as duas chapas a serem soldadas e onde o metal de adição é depositado, possuem inicialmente propriedades mecânicas e térmicas nulas. Esse efeito também é reproduzido em pontos onde se atinja a temperatura de fusão do material.

Desta forma, o modelo geométrico se resume a uma linha, discretizada em N pontos, como a mostrada na Figura IV.1, onde $w/2$ corresponde a meia largura da chapa.

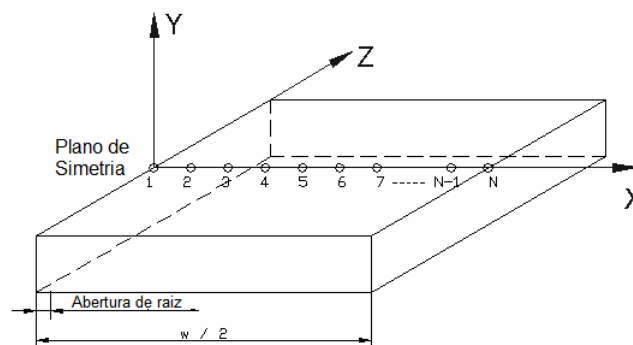


Figura IV.1 – Modelo Geométrico

Em uma soldagem, os três principais fenômenos atuantes são os efeitos térmico, mecânico e de transformação de fase, como já foi comentado. Todos os três fenômenos possuem uma interação entre si, sendo que certos acoplamentos possuem uma importância mais significativa no processo de soldagem (ANDERSEN, 2000). A Figura IV.2 ilustra os acoplamentos existentes e a Tabela IV.1 apresenta uma descrição destes e uma classificação conforme a sua severidade.

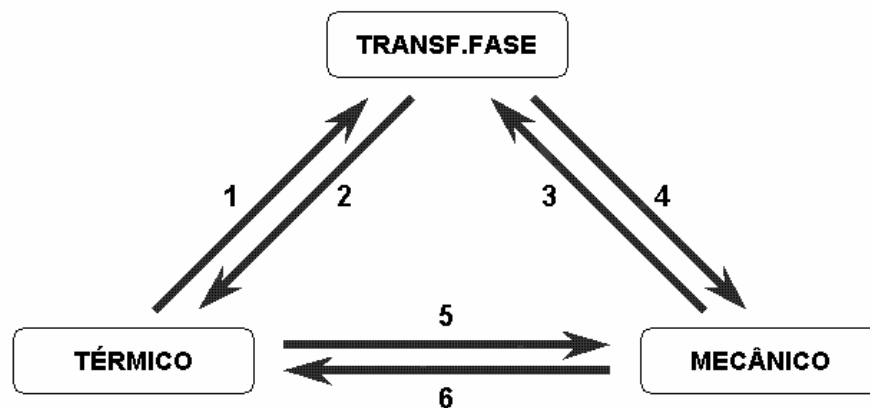


Figura IV.2 – Acoplamentos do processo de soldagem

Tabela IV.1 – Severidade dos acoplamentos do processo de soldagem

Acoplamento	Descrição	Severidade
1	Influência da temperatura nas propriedades microestruturais e na transformação de fase	Alta
2	Influência da microestrutura nas propriedades térmicas e o calor gerado pela transformação de fase	Média
3	Influência das tensões na transformação de fase	Baixa
4	Influência da microestrutura nas propriedades mecânicas e na geração de tensões e deformações	Alta
5	Tensões geradas pela dilatação térmica e influência da temperatura nas propriedades mecânicas	Alta
6		

A partir desse panorama, podem ser definidas as prioridades a serem adotadas durante a elaboração do modelo numérico. Como foi comentado, o fenômeno térmico é o de maior importância. Ele é responsável pelo surgimento dos demais, já que é indispensável para a consideração da transformação de fase e participa de maneira considerável no comportamento mecânico, com o surgimento de deformações térmicas e influenciando as propriedades mecânicas. Considera-se também as contribuições oferecidas pela transformação de fase, que tem participação efetiva no comportamento mecânico da junta, afetando as propriedades mecânicas e gerando deformações, e que também possui relativa influência no comportamento térmico, não apenas na determinação das propriedades térmicas, mas gerando calor latente durante a transformação de fase.

Em contra-partida, existem acoplamentos que não exercem efeitos consideráveis: por exemplo, o calor gerado durante o surgimento de deformações plásticas é normalmente pequeno, principalmente em relação aos elevados níveis de temperatura alcançados durante a soldagem. Da mesma forma, essas deformações possuem também uma contribuição na transformação de fase, mas correspondendo a uma parcela muito pequena se comparada com a participação da temperatura.

Com isso, para a elaboração do modelo numérico proposto neste trabalho, serão considerados apenas os quatro efeitos de maior importância e severidade, referentes aos acoplamentos 1, 2, 4 e 5 indicados na Figura IV.2

Conforme já foi comentado no início do capítulo, o esquema numérico proposto para resolver o problema apresentado utiliza uma técnica de partição do operador. Através deste esquema é possível dividir a solução em diversas etapas a serem resolvidas em seqüência, com a utilização de incrementos de tempo bastante reduzidos, visando assim aproximar ao máximo a solução de uma solução totalmente acoplada.

O fluxograma apresentado na Figura IV.3 apresenta as etapas do esquema numérico adotado.

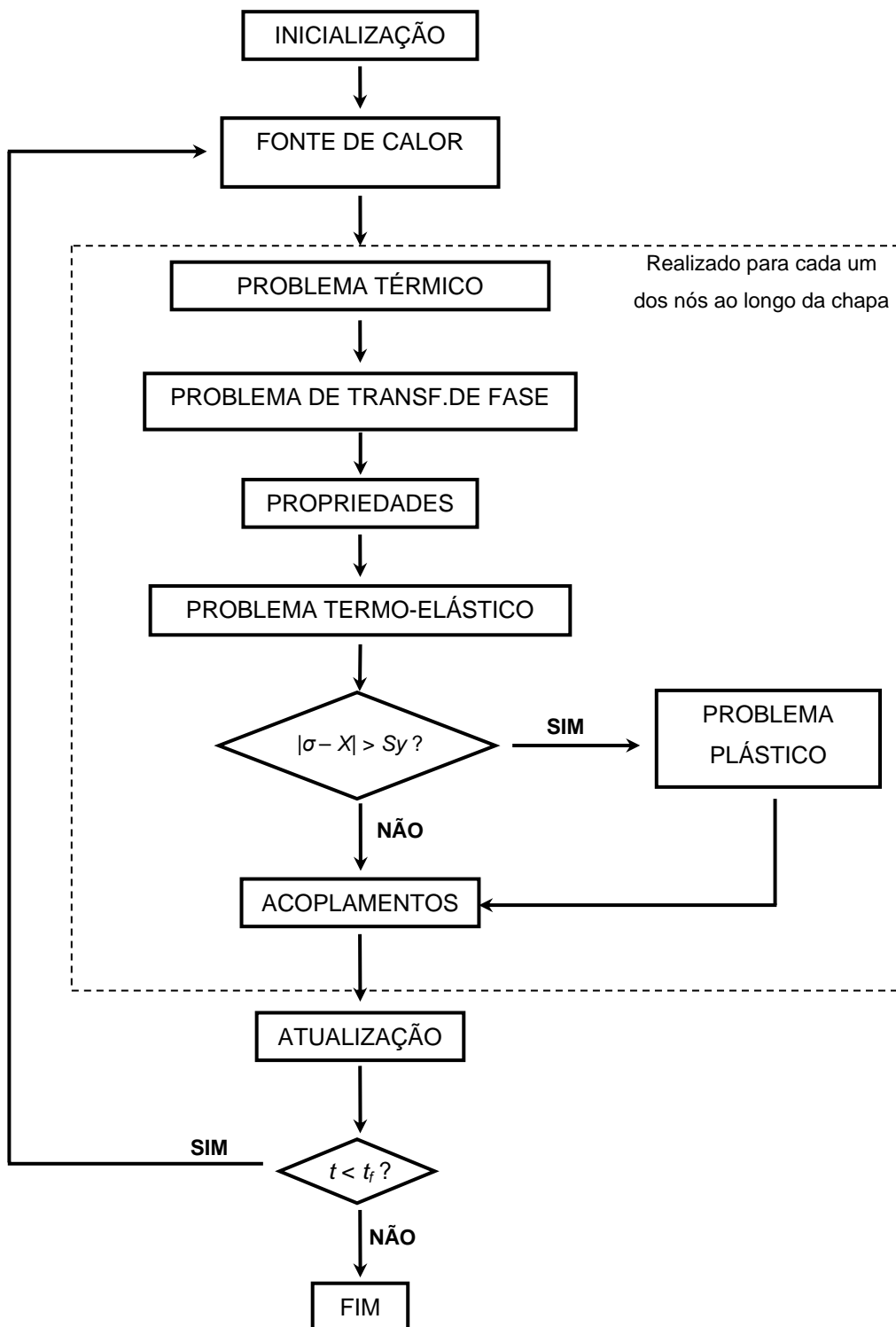


Figura IV.3 – Fluxograma do programa proposto

Na etapa de Inicialização, são definidas todas as constantes e variáveis do programa, que incluem as condições iniciais do material, como distribuição inicial de fases microestruturais e propriedades na temperatura ambiente, as características do processo de soldagem, como parâmetros da fonte de calor e velocidade de soldagem, as dimensões da chapa, a temperatura ambiente e valores para as discretizações espacial e de tempo.

A partir deste ponto, o programa inicia o estudo do processo de soldagem, repetindo as rotinas seguintes para cada instante de tempo, até que seja atingido o tempo final estabelecido na etapa de Inicialização. Primeiramente é executada a rotina de Fonte de Calor, na qual a Equação II.3 para distribuição superficial é usada para estimar o valor de fluxo de calor aplicado em cada ponto. Em seguida, inicia-se uma varredura ao longo da meia-largura da chapa, onde cada uma das rotinas abaixo é executada para cada ponto.

A primeira rotina executada corresponde ao Problema Térmico, na qual a temperatura no ponto é estimada após a consideração dos efeitos do fluxo de calor, condução (estes calculados com base em um algoritmo preditor-corretor, apresentado a seguir), convecção e radiação (esta última aplicada sob a forma de um coeficiente equivalente, calculado pela Equação III.26, que é somado à convecção). Internamente nesta etapa são calculadas as propriedades térmicas, que são dependentes da temperatura e da fase, através da Lei da Mistura Linear.

Com o perfil de temperatura determinado, a rotina do Problema de Transformação de Fase é usada para verificar se ocorreu transformação de fase e, se necessário, atualizar a distribuição da microestrutura. Nesta rotina também se estimam as deformações induzidas por transformação de fase.

A partir das temperaturas e da distribuição de fases microestruturais, o programa executa a rotina de Propriedades, para calcular as propriedades mecânicas, obtidas a partir de polinômios ajustados a partir de dados experimentais. Como ocorre com as propriedades térmicas, as propriedades mecânicas são função das frações volumétricas das fases e da temperatura. Estas são usadas na rotina do Problema Termo-Elastico, a ser detalhada mais adiante, onde se estima a tensão elástica que se desenvolve devido às deformações térmica e induzidas por transformação de fase.

Neste momento, o programa faz uma verificação deste valor de tensão encontrado, que consiste da aplicação do Critério de von Mises, visto na Equação III.16: caso esta condição seja satisfeita, a rotina do Problema Elasto-Plástico é executada, estimando as deformações e

tensões de comportamento plástico, com um modelo bilinear com endurecimento cinemático. Por fim, o programa executa a última rotina, que corresponde aos Acoplamentos, no qual o acoplamento relacionado à transformação de fase, apresentado pela Equação III.25, é calculado, entrando como fonte de calor na simulação.

Após a aplicação destas rotinas para todos os pontos da chapa, executa-se a rotina de Atualização, na qual todas as variáveis calculadas são armazenadas para a realização da próxima iteração. Os resultados são salvos nos arquivos de saída e é feita a atualização do tempo, com a utilização do incremento correspondente à etapa do processo de soldagem observada no momento. Enquanto o valor do instante de tempo t for menor que o tempo total da simulação, o programa retorna para a rotina Fonte de Calor, iniciando mais um ciclo; por outro lado, ao ser atingido o tempo final da simulação, o programa encerra a simulação e armazena os dados finais nos arquivos de saída, que podem ser usados na plotagem de gráficos ao longo do tempo e posição.

Para a realização desta simulação, inicialmente foram realizados estudos de convergência a fim de definir as discretizações espacial e temporal. Para esta última são utilizados dois valores de incremento de tempo, sendo que o menor deles é aplicado durante a etapa de aquecimento e durante o início do resfriamento, onde são observados gradientes de temperatura mais significativos.

A partir dos procedimentos acima, pode-se neste momento analisar detalhadamente as formulações usadas para a solução das principais rotinas, responsáveis pela determinação dos perfis de temperatura, distribuição de fases e tensões residuais na chapa.

Em seguida apresenta-se uma descrição detalhada das quatro rotinas principais: Térmica, Transformação de Fase, Termo-elástica e Elastoplástica.

IV.1 – PROBLEMA TÉRMICO

Consiste do fenômeno responsável pelo início do processo de soldagem. Nesta etapa, calculam-se os efeitos de transferência de calor envolvidos no processo, como a geração de calor, condução pela chapa, convecção e radiação para o ambiente, bem como os acoplamentos, conforme previsto pela equação III.21.

Torna-se necessário neste momento um detalhamento do processo usado para a solução deste problema. Analisando com detalhes a equação III.21, e sabendo-se que ela deve

ser aplicada para cada ponto definido na geometria, tem-se portanto um sistema de equações diferenciais acopladas, uma vez que a temperatura em um determinado ponto é influenciada pelos pontos vizinhos, visto a presença de derivadas parciais em relação à posição. Mesmo em um modelo geométrico simplificado, a solução deste sistema não é trivial, exigindo o emprego de uma metodologia auxiliar.

Como o método numérico neste trabalho será usado para a soldagem de chapas finas, pode-se considerar simplificações geométricas, como, por exemplo, a desconsideração do fluxo de calor ao longo da espessura e da direção de soldagem. Essa proposta simplificada permite a utilização do Método de Diferenças Finitas para a solução deste sistema, que leva em consideração o acoplamento entre as propriedades nodais. A solução deste problema térmico pode ser encontrada com a utilização de um algoritmo do tipo preditor-corretor. Partindo-se da equação III.21, AMES (1992) apresenta equações para cada uma das duas etapas deste algoritmo que se revela bastante robusto sob o ponto de vista numérico. São mostradas abaixo as equações gerais para os estados preditor e corretor, já considerando as constantes usadas para simplificar as expressões, bem como não incluindo os efeitos dos acoplamentos, que são calculados em uma rotina específica.

$$T_{i-1}^{t+\frac{\Delta t}{2}} - (2 + \beta)T_i^{t+\frac{\Delta t}{2}} + T_{i+1}^{t+\frac{\Delta t}{2}} = (\mu - \beta)T_i^t - \gamma(T_{i+1}^t - T_{i-1}^t)^2 + \psi \quad (IV.1)$$

$$T_{i-1}^{t+\Delta t} - (2 + \beta)T_i^{t+\Delta t} + T_{i+1}^{t+\Delta t} = -T_{i-1}^t + (2 - \beta)T_i^t - T_{i+1}^t - 2\gamma T_{i+1}^{t+\frac{\Delta t}{2}} - T_{i-1}^{t+\frac{\Delta t}{2}} + 2\mu \cdot T_i^{t+\frac{\Delta t}{2}} + 2\psi \quad (IV.2)$$

Onde

$$\beta = \frac{2\rho C / K \Delta x^2}{\Delta t} \quad (IV.3)$$

$$\gamma = \frac{\partial K / \partial T / K}{4} \quad (IV.4)$$

$$\mu = \frac{h \cdot P}{A \cdot K} \Delta x^2 \quad (IV.5)$$

$$\psi = -\frac{r}{K} - \frac{h \cdot P}{A \cdot K} T_{\infty} \Delta x^2 \quad (IV.6)$$

Nestas equações, observa-se também a presença dos termos Δx e Δt , que representam, respectivamente, a distância entre os pontos de estudo (discretização espacial) e o incremento de tempo (discretização temporal). De acordo com a convenção adotada para as temperaturas, os índices em subscrito são relativos à posição, sendo que i corresponde ao

ponto em estudo, e $i+1$ e $i-1$ são os pontos imediatamente após e antes do ponto em estudo respectivamente. Por sua vez, os índices em sobrescrito são relativos ao tempo: o índice t representa o tempo inicial, $t + \Delta t/2$ corresponde ao instante na metade do intervalo de tempo, calculado no preditor, enquanto $t + \Delta t$ é usado para o instante seguinte, após a convergência do passo corretor.

Para a solução deste sistema de equações, utiliza-se uma forma matricial, sugerida por NAKAMURA (1993), conforme mostrado abaixo. Neste sistema, \mathbf{A}_i , \mathbf{B}_i e \mathbf{C}_i são coeficientes que multiplicam a variável em estudo ϕ (neste problema em questão, trata-se da temperatura). Baseando-se no método de diferenças finitas, pode-se perceber que a temperatura em um dado ponto i depende das temperaturas nos pontos $i-1$ e $i+1$, logo cada linha da matriz possui apenas três coeficientes. As exceções são a primeira e a última linha, onde serão aplicadas condições de contorno para possibilitar a solução do sistema. Os coeficientes \mathbf{D}_i correspondem às constantes que não dependem da variável em estudo ϕ . A matriz é quadrada $n \times n$, onde n é o número de pontos em estudo.

$$\begin{array}{ccccccc}
 B_1 & C_1 & & & & \phi_1 & D_1 \\
 A_2 & B_2 & C_2 & & & \phi_2 & D_2 \\
 & A_3 & B_3 & C_3 & & \phi_3 & D_3 \\
 & & & \ddots & & \vdots & = \quad \vdots \\
 & & A_{n-2} & B_{n-2} & C_{n-2} & \phi_{n-2} & D_{n-2} \\
 & & & A_{n-1} & B_{n-1} & C_{n-1} & \phi_{n-1} & D_{n-1} \\
 & & & & A_n & B_n & \phi_n & D_n
 \end{array} \quad (IV.7)$$

Percebe-se no sistema acima que a matriz principal possui uma forma peculiar, onde apenas três diagonais (a diagonal principal e duas diagonais adjacentes) possuem valores não-nulos, caracterizando uma *matriz tridiagonal*. O algoritmo para a resolução deste sistema matricial consiste em uma variante da eliminação de Gauss (NAKAMURA, 1993), cujo procedimento é mostrado abaixo:

- 1 – Iniciar as variáveis auxiliares $B'_1 = B_1$ e $D'_1 = D_1$;
- 2 – Calcular para $i = 2, 3 \dots n$ os valores de $R = A_i / B'_{i-1}$, $B'_i = B_i - RC_{i-1}$ e D'_i

somatório das propriedades de cada uma das fases microestruturais multiplicada pela sua respectiva fração volumétrica, como mostra a equação abaixo:

$$Prop = \sum_{i=1}^6 \beta_i \cdot Prop_i(T) \quad (IV.8)$$

onde *Prop* representa uma das propriedades do material, *i* é o índice usado para identificar cada uma das seis fases microestruturais em estudo, β_i é a fração volumétrica da fase *i* e $Prop_i(T)$ é o valor da propriedade em estudo para a fase correspondente, observando-se que essa propriedade particular de cada fase também é função da temperatura (DENIS *et al*, 1987). Caso o ponto em estudo esteja em temperaturas acima da fusão, ou esteja localizado na região correspondente à abertura de raiz antes da passagem da fonte de calor, suas propriedades são nulas, para representar o metal fundido ou a ausência de material, respectivamente.

Visando simplificar a elaboração do algoritmo preditor-corretor, bem como tornar mais prática a determinação de quais fenômenos térmicos serão considerados em estudo, esta etapa leva em consideração apenas os termos de geração de calor e condução, principais participantes do processo. Desta forma, os fenômenos de convecção, radiação e os acoplamentos são calculados em rotinas à parte. Desta forma, para simular um processo de soldagem no qual deseja-se desprezar os efeitos dos acoplamentos, será necessário apenas excluir a chamada de sua rotina no programa principal. Entretanto, para que essa proposta seja válida, torna-se fundamental que o intervalo de tempo usado para a simulação seja reduzido.

Após a solução deste sistema, é obtido um vetor com as temperaturas para cada ponto ao longo da largura da chapa, que será usado como principal dado de entrada para as demais etapas da solução do sistema.

IV.2 – PROBLEMA DE TRANSFORMAÇÃO DE FASE

A determinação do perfil de temperaturas possibilita o estudo da transformação de fase. Aqui são definidas as proporções volumétricas de cada fase microestrutural, com a utilização das expressões vistas anteriormente na Equação III.17. Este cálculo é realizado de forma incremental, ou seja, são calculadas as variações nas frações volumétricas de cada fase, e em seguida as proporções no instante anterior são atualizadas. Vale ressaltar uma vez mais que as transformações de fase são calculadas como uma série de transformações isotérmicas, calculadas em um curto intervalo de tempo.

No início da simulação, todos os pontos ao longo da chapa possuem as mesmas condições iniciais, que correspondem à distribuição de fases do aço AISI 4140, um aço cromo-molibdênio com médio teor de carbono largamente empregado na indústria. A distribuição inicial deste aço, em condição de normalizado, é de 30% de ferrita e 70% de perlita. Essa proporção inicial é definida inclusive para os pontos localizados na abertura de raiz: a ausência de material nessa região é representada pela definição de propriedades nulas, durante a solução dos problemas mecânicos e térmicos, como comentado acima (SILVA *et al*, 2005a).

Depois de traçado o perfil de temperaturas em cada um dos pontos, pode-se verificar primeiramente se foi observado o fenômeno de austenitização, com temperaturas acima de 843°C, ou fusão do material, em temperatura acima de 1400°C (ASM, 1985). Os pontos que tenham sido submetidos a um desses dois efeitos são posteriormente analisados durante o resfriamento da peça: de acordo com a taxa de resfriamento, podem ocorrer distribuições diferentes das condições iniciais, com a possibilidade de formação de martensita com velocidades de resfriamento muito elevadas. Ao término desta etapa, tem-se, para cada ponto sobre a chapa, uma distribuição das frações volumétricas das fases microestruturais.

Nesta parte da solução, também são estimados os valores de deformações originadas pela transformação de fase. São calculadas as deformações devido à transformação volumétrica e a deformação plástica induzida por transformação de fase para cada um dos pontos ao longo da chapa, que são somadas à deformação total.

IV.3 – PROBLEMA TERMO-ELÁSTICO

Dentro do problema mecânico, essa etapa representa um preditor elástico. As propriedades mecânicas usadas nesta etapa são calculadas com base na temperatura e nas proporções volumétricas de fases, através da Lei da Mistura Linear, apresentada na Equação IV.8. Como ocorre com as propriedades térmicas, em pontos localizados na abertura de raiz ou com temperaturas acima de fusão são definidos valores nulos para as propriedades mecânicas.

As deformações térmicas causadas pelo processo de soldagem são usadas para a determinação de um estado de tensões elásticas, que é definido como tensão do preditor elástico, como mostrada expressão abaixo.

$$\sigma_i^{t+\Delta t} = \sigma_i^t - E_i \alpha_i \cdot (T_i^{t+\Delta t} - T_i^t) \quad (\text{IV.9})$$

Na equação acima, todos os termos possuem o índice i , mostrando que o cálculo de tensões é realizado para cada um dos pontos ao longo da largura da chapa. Desta forma, a tensão $\sigma_i^{t+\Delta t}$ para o instante em estudo depende da tensão no instante anterior σ_i^t , bem como das temperaturas nos mesmos instantes. As propriedades mecânicas usadas nessa etapa são o módulo de elasticidade E_i e o coeficiente de dilatação linear α_i .

IV.4 – PROBLEMA ELASTOPLÁSTICO

Definidas as tensões em regime elástico na etapa anterior, é realizado um processo de correção elastoplástica, onde as tensões são recalculadas considerando um modelo de material com endurecimento cinemático bilinear. Esta etapa só é realizada caso a condição abaixo seja observada, onde X representa o endurecimento cinemático (encruamento) e S_y a tensão de escoamento do material:

$$|\sigma_i - X_i| \geq S_y \quad (IV.10)$$

Essa condição corresponde ao Critério de von Mises (LEMAITRE e CHABOCHE, 1990), apresentado anteriormente na Equação III.16. Caso essa condição seja satisfeita, é calculado o incremento de deformação plástica, como mostram as Equações IV.11 e IV.12.

$$\lambda = \frac{-\alpha_T E_i (T_i^{t+\Delta t} - T_i^t) \cdot \text{sign}(\sigma_i - X_i)}{E_i + H_i} \quad (IV.11)$$

$$\Delta \varepsilon_i^p = \lambda \cdot \text{sign}(\sigma_i - X_i) \quad (IV.12)$$

A deformação plástica definida pela Equação IV.12 é usada para calcular um novo incremento de tensão, que é incorporado à tensão do preditor elástico, tendo-se assim a tensão final corrigida. Este mesmo incremento de deformação plástica é usado para o cálculo do endurecimento cinemático.

Por outro lado, caso a condição da Equação IV.10 não ocorra, o ponto em estudo encontra-se em regime elástico, logo a tensão calculada no preditor corresponde à tensão final.

V – SIMULAÇÕES NUMÉRICAS

Para proporcionar uma melhor compreensão de como os diferentes fenômenos afetam o processo de soldagem, este é analisado através de quatro modelos diferentes. Cada modelo apresenta um grau de complexidade maior, e representa diferentes estágios da elaboração do programa computacional desenvolvido. Os modelos são aplicados no estudo do processo de soldagem de uma chapa fina. A Tabela V.1 apresenta uma descrição dos 4 modelos.

Tabela V.1 – Modelos utilizados nas simulações numéricas

	<i>Modelo 1</i>	<i>Modelo 2</i>	<i>Modelo 3</i>	<i>Modelo 4</i>
Propriedades Termomecânicas	Constantes	Dependentes da Temperatura e da Fase	Dependentes da Temperatura e da Fase	Dependentes da Temperatura e da Fase
Fases Microestruturais	Nenhuma	Martensita e Austenita	Todas	Todas
Acoplamento Termomecânico	Nenhum	Nenhum	Nenhum	Calor Latente
Radiação	Desativada	Desativada	Desativada	Ativada

O primeiro modelo foi utilizado nos primeiros estágios do estudo, e representa uma modelagem bastante simplificada, sem levar em consideração as fases microestruturais e a variação das propriedades termomecânicas, onde a estrutura básica do programa foi estabelecida. Os dois modelos seguintes apresentam um maior detalhamento em relação às propriedades do material e às fases microestruturais. Por fim, o modelo final acrescenta outros efeitos, como o acoplamento termomecânico na equação de energia e a perda de calor para o ambiente pela radiação, sendo este o que captura melhor o fenômeno estudado.

Deve-se ressaltar que dentre os modelos estudados há a necessidade de que sejam consideradas condições de ensaio diferentes, de modo a permitir avaliar o desempenho do modelo constitutivo proposto. Toma-se como exemplo o Modelo 2, no qual é adotado um comportamento microestrutural bifásico, com a presença apenas das fases austenita e martensita. Uma vez que a martensita se forma apenas na presença de velocidades de resfriamento muito elevadas, foi adotado um ambiente de operação com resfriamento severo (equivalente à solda submarina, por exemplo). Já para o Modelo 3 e o Modelo 4, adotou-se

uma taxa de resfriamento ao ar, mais branda e que permite a formação de fases difusivas. Outras peculiaridades consideradas nos modelos serão explicadas a seguir.

Para o desenvolvimento dos modelos numéricos apresentados na Tabela V.1, torna-se necessária a validação das hipóteses simplificadoras propostas no Capítulo III, bem como a determinação de parâmetros pertinentes à simulação, com principal destaque para as características geométricas da fonte de calor. Com isso, inicialmente são realizados estudos envolvendo modelos de elementos finitos e dados experimentais para o levantamento destas informações.

As simulações numéricas são desenvolvidas até que a temperatura em todos os pontos da chapa atinja valores próximos ao da temperatura inicial (uma diferença de temperatura inferior a 10 °C). Isso é necessário para que a distribuição de tensões final represente adequadamente o estado de tensões residuais, uma vez que a presença de temperaturas diferentes da temperatura inicial promovem tensões devidas à dilatação térmica da peça. O valor do tempo final depende das características da simulação.

V.1 – ANÁLISE DA HIPÓTESE DE CHAPAS FINAS

Nesta etapa foi realizado um estudo do fluxo de calor na chapa soldada, com o objetivo de identificar se a hipótese de chapas finas é válida. Como apresentado no Capítulo III, é proposta uma representação geométrica simplificada, através da consideração de uma superfície de referência e desprezando o fluxo de calor ao longo da direção da espessura da chapa. A avaliação desta hipótese se dá por meio da comparação entre os resultados obtidos em simulações de elementos finitos do processo de soldagem, com a utilização das duas distribuições de fluxo de calor propostas no Capítulo II. Neste estágio, as simulações têm foco apenas nos fenômenos térmicos, com o objetivo de identificar o comportamento dos modelos de fontes de calor.

Para a realização deste estudo comparativo, torna-se necessária a determinação dos parâmetros geométricos correspondentes à fonte de calor. As dimensões da distribuição do fluxo de calor para alguns processos de soldagem típicos podem ser encontradas em literatura (GOLDAK *et al.*, 1984). Entretanto, para este trabalho foram considerados valores estimados a partir de dados experimentais obtidos na deposição de um cordão de solda em uma chapa de aço ASTM A36 de 15 mm de espessura por meio do processo por eletrodo revestido (TAVARES e FLORINDO, 2005). Quatro furos foram realizados na chapa para o posicionamento de termopares, conectados a um sistema de aquisição de dados, mostrado

nas Figura V.1 e V.2. A Figura V.3 mostra o resultado deste experimento, com o cordão de solda depositado nas duas chapas. Os termopares são do tipo K (cromel-alumel) de 1,6 mm de diâmetro, e foram usados eletrodos do tipo E 6013 de 4 mm de diâmetro para a deposição do cordão de solda.

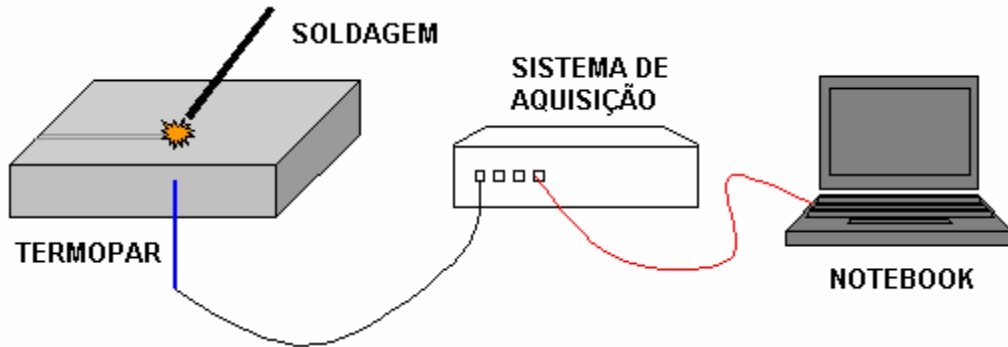
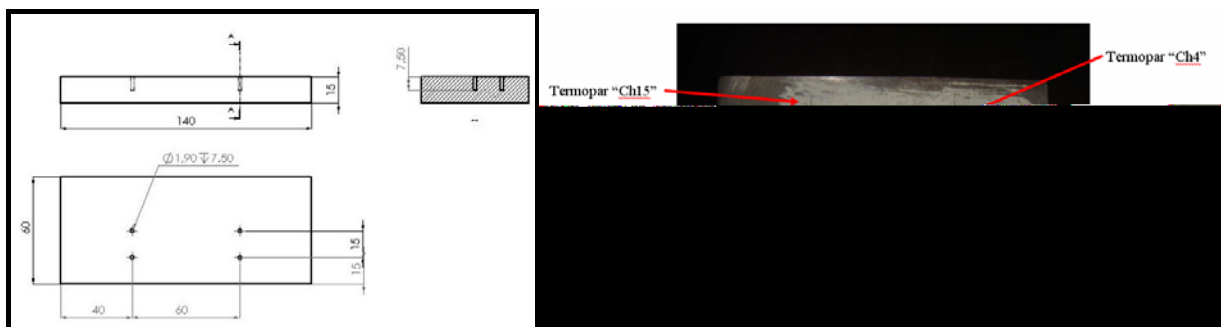


Figura V.1 – Representação do experimento



(a)



(b)

Figura V.2 – Sistema de aquisição de dados (a) e corpos de prova (b)



Figura V.3 – Cordões de solda depositados nas chapas

Para a realização deste experimento, foram adotadas uma intensidade de corrente entre 140 e 160 A, tensão elétrica de 32 V e rendimento térmico de 90%, com as quais é possível obter, por meio da Equação II.1 um fluxo de calor de soldagem de 4000 – 4600 W, valores próximos àqueles que são usados para os modelos numéricos propostos neste trabalho. A velocidade de soldagem, estimada a partir do comprimento do cordão de solda e do tempo total de soldagem, é de aproximadamente 4 mm/s.

Os resultados obtidos experimentalmente foram usados para calibrar os valores correspondentes aos parâmetros geométricos, utilizados em uma simulação de elementos finitos. O pacote comercial de elementos finitos ANSYS® (ANSYS, 2006) foi utilizado para desenvolver as simulações numéricas. O elemento SOLID70 (elemento tridimensional de 8 nós com graus de liberdade de temperatura) foi utilizado para a discretização espacial. Esta simulação utilizou uma geometria tridimensional para a chapa e para a fonte de calor, fazendo uso de uma condição de simetria estabelecida em um plano definido pelo comprimento e pela espessura da chapa, sobre o centro do cordão de solda. Um exemplo da distribuição de temperatura neste modelo de elementos finitos em um determinado instante de tempo é mostrado na Figura V.4.



Figura V.4 – Distribuição de temperatura na chapa – modelo tridimensional

Os parâmetros geométricos da fonte de calor podem ser especificados, de forma a obter um comportamento na simulação de elementos finitos similar ao observado no experimento de soldagem. A Figura V.5 mostra uma comparação da evolução de temperatura entre o modelo de elementos finitos e os resultados obtidos para os dois experimentos, em um ponto localizado na mesma posição da chapa. O modelo numérico faz uso dos parâmetros geométricos da distribuição volumétrica do fluxo de calor mostrados abaixo, definidos após a calibração do modelo geométrico da fonte de calor. Esta calibração é realizada com base em análises macrográficas dos corpos de prova, através das quais foi possível estimar as dimensões da Zona Termicamente Afetada:

Largura	$a = 15 \text{ mm}$
Profundidade	$b = 2 \text{ mm}$
Comprimento dianteiro	$c_1 = 10 \text{ mm}$
Comprimento traseiro	$c_2 = 20 \text{ mm}$

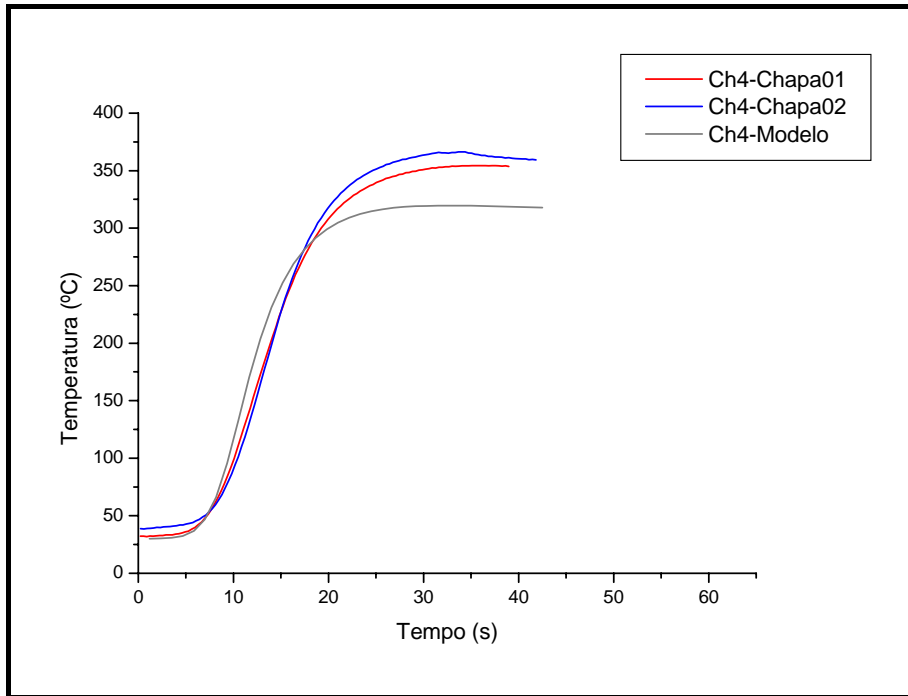


Figura V.5 – Comparação entre modelo de elementos finitos e experimentos

A partir destes resultados, observa-se que o modelo de elementos finitos acoplado a um modelo de fonte volumétrica é capaz de capturar o comportamento térmico do processo de deposição de um cordão de solda em uma chapa de aço. Este modelo pode ser utilizado para verificar as hipóteses simplificadoras propostas na elaboração do modelo numérico referentes ao fluxo de calor em chapas finas. Inicialmente, é verificada a modelagem por meio de uma superfície de referência, como apresentado no Capítulo II, desconsiderando efeitos ao longo da direção de soldagem. Para validar esta proposta, o modelo de elementos finitos apresentado acima é aplicado para o processo de soldagem, e os resultados de temperatura obtidos são comparados com uma simulação semelhante, porém que representa a chapa por meio de uma geometria bidimensional. Os parâmetros geométricos da fonte de calor adotados são apresentados a seguir.

Largura	$a = 10 \text{ mm}$
Profundidade	$b = 10 \text{ mm}$
Comprimento dianteiro	$c_1 = 10 \text{ mm}$
Comprimento traseiro	$c_2 = 10 \text{ mm}$

Observa-se um mesmo valor para os comprimentos dianteiro e traseiro da fonte volumétrica, e este valor é idêntico ao da largura. Estas considerações foram adotadas com o intuito de aproximar ao máximo o formato da fonte volumétrica das características geométricas da fonte superficial, cuja validação é o objetivo deste estudo preliminar. Visto que na fonte

superficial o fluxo de calor é distribuído em uma área circular, os parâmetros geométricos do duplo elipsóide da fonte volumétrica são ajustados de forma a configurar uma distribuição com forma próxima à forma esférica. Outra consideração está relacionada à profundidade da distribuição, com um valor igual à espessura da chapa soldada. A profundidade estimada a partir do experimento apresentado ($b = 2$ mm) representa a deposição de solda sobre uma chapa, ou seja, desconsidera a ausência de material entre as chapas a serem soldadas. Com isso, para representar a maior penetração da fonte de calor é adotada uma profundidade de distribuição maior.

Para as comparações propostas, é considerada uma chapa de aço AISI 4140H, com 300 mm de largura, 150 mm de comprimento e 10 mm de espessura. A velocidade de solda é de 0,5 mm/s. São consideradas propriedades térmicas constantes, estimadas para a temperatura ambiente de 20 °C.

Coeficiente de dilatação térmica	$\alpha_T = 12 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$
Condutibilidade térmica	$K = 42,6 \text{ W / m } ^\circ\text{C}$
Calor Específico	$C = 454 \text{ W s / kg } ^\circ\text{C}$
Massa Específica	$\rho = 7800 \text{ kg / m}^3$

As simulações são desenvolvidas no programa comercial ANSYS®. Para ambas as simulações, é modelada uma área na qual é aplicada a malha de elementos finitos, apresentada na Figura V.6, que faz uso do elemento PLANE55, com comportamento térmico. Para um detalhamento satisfatório da região correspondente à Zona Fundida e à Zona Termicamente Afetada, que são submetidas a elevados gradientes de temperatura, é aplicada uma maior discretização espacial nessas regiões, destacadas na Figura V.7. Esta malha é usada nesta configuração para a simulação com geometria bidimensional; para a simulação com geometria tridimensional, é aplicado um comando de geração de volume a partir dos elementos planos, resultando em uma malha composta por elementos SOLID70, também com comportamento térmico. Esta malha tridimensional é apresentada na Figura V.8.

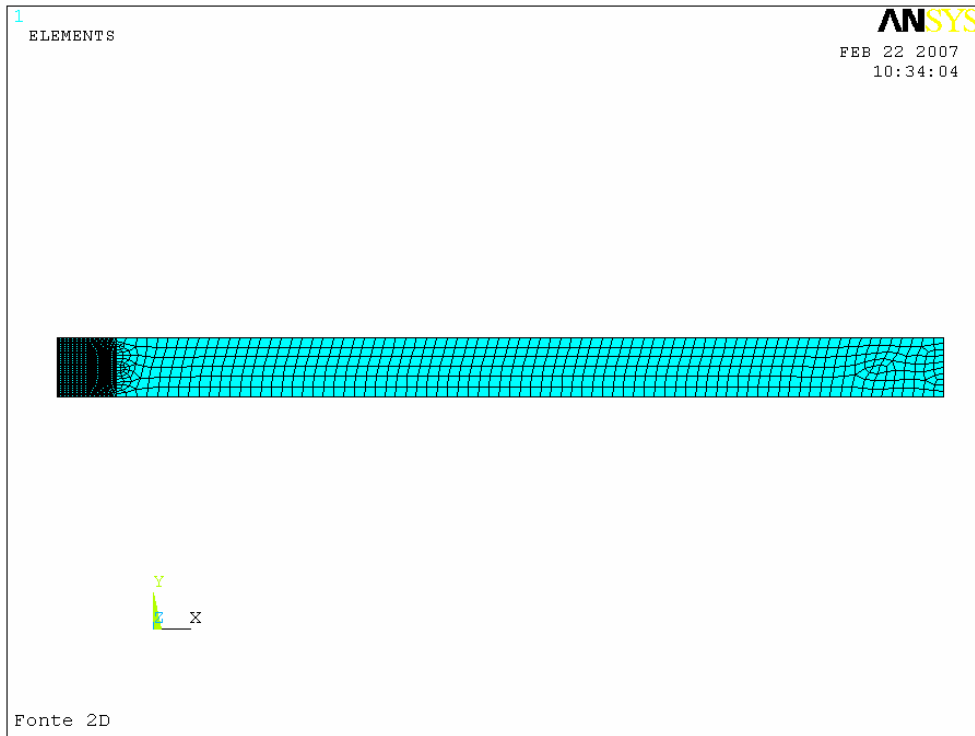


Figura V.6 – Malha de elementos finitos – Geometria bidimensional

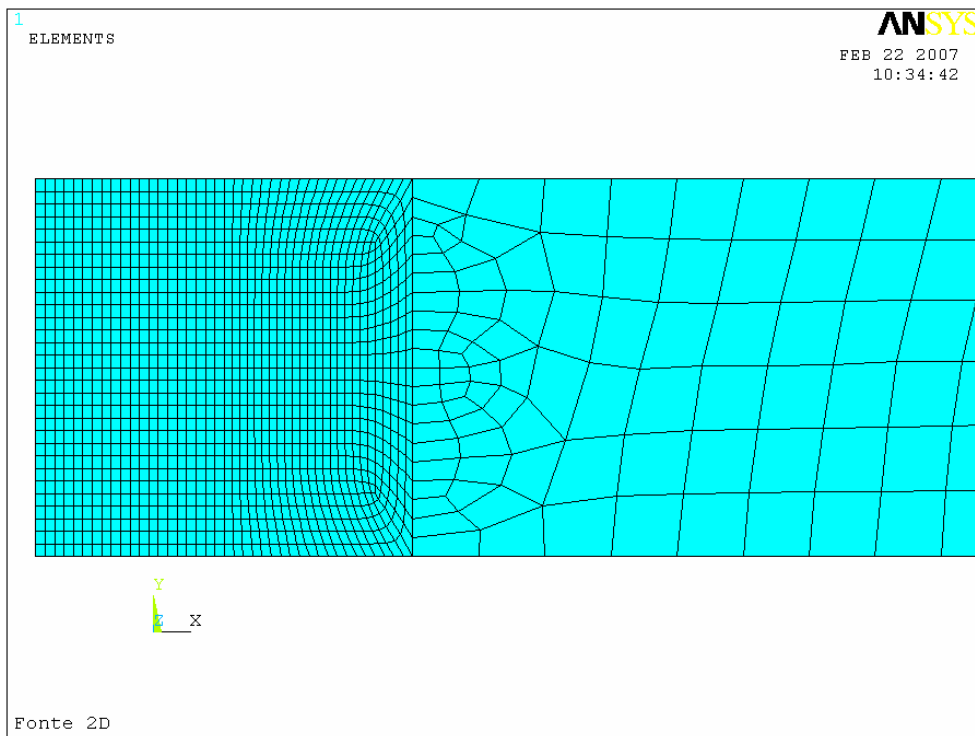


Figura V.7 – Detalhe da malha de elementos finitos

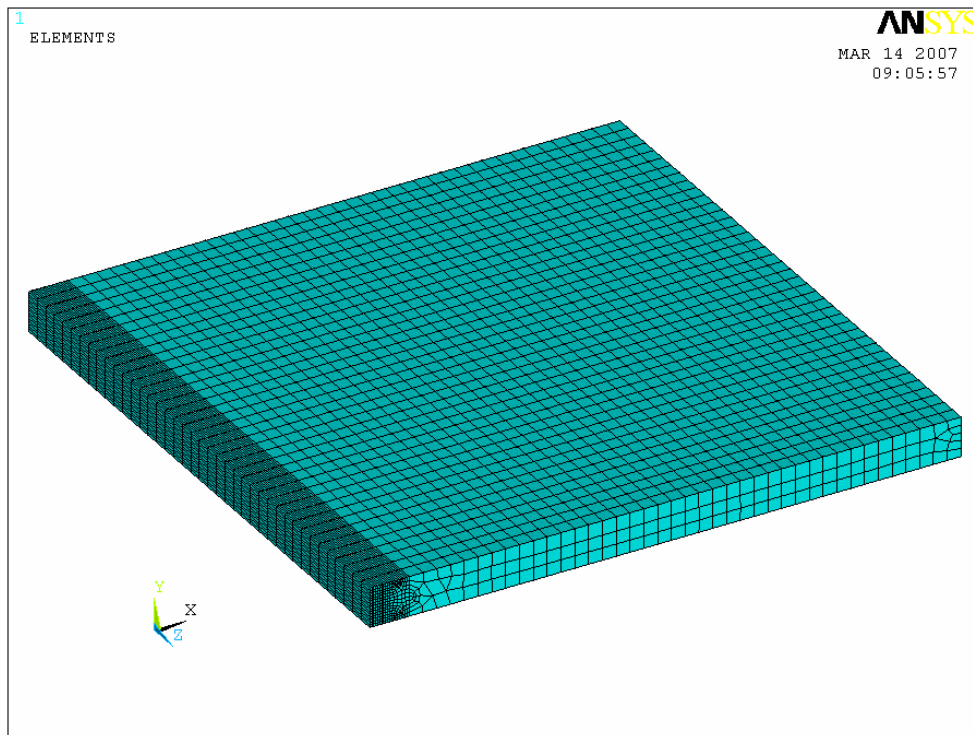


Figura V.8 – Malha de elementos finitos – Geometria tridimensional

Da mesma forma que ocorre no algoritmo proposto neste trabalho, no modelo com geometria tridimensional é aplicada uma condição adiabática na face localizada no centro da distribuição de solda, para representar a simetria. Nas demais faces, que correspondem às superfícies livres da chapa, é aplicada convecção ao ar ($h = 100 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$). Para o modelo bidimensional, são adotadas as mesmas condições de contorno, porém estas devem ser aplicadas nas arestas correspondentes às superfícies indicadas. O fluxo de calor é distribuído nos elementos, calculado por meio da Equação II.5.

Para minimizar os efeitos da convecção pelas faces perpendiculares à direção de soldagem, a leitura das temperaturas no modelo com geometria tridimensional é feita no instante 15s, momento no qual o centro da fonte de calor se encontra na metade do comprimento da chapa. Esta abordagem é adotada uma vez que no modelo de geometria bidimensional a convecção por essas faces não é possível de ser implementada, desta forma aproximando ao máximo os dois modelos. As imagens a seguir apresentam as temperaturas em graus Celsius encontradas. A Figura V.9 mostra a distribuição de temperatura no modelo com geometria tridimensional. Para facilitar o estudo, uma plotagem na seção sobre o meio-comprimento da chapa é apresentada na Figura V.10. Por fim, a Figura V.11 mostra a distribuição de temperatura encontrada no modelo com geometria bidimensional, no instante de tempo 3s, no qual a fonte de calor está exatamente sobre esta superfície. A diferença entre os instantes de tempo estudados se deve ao fato de que a simulação com geometria

bidimensional se inicia no instante no qual a distribuição circular da fonte de calor tangencia a superfície de referência.

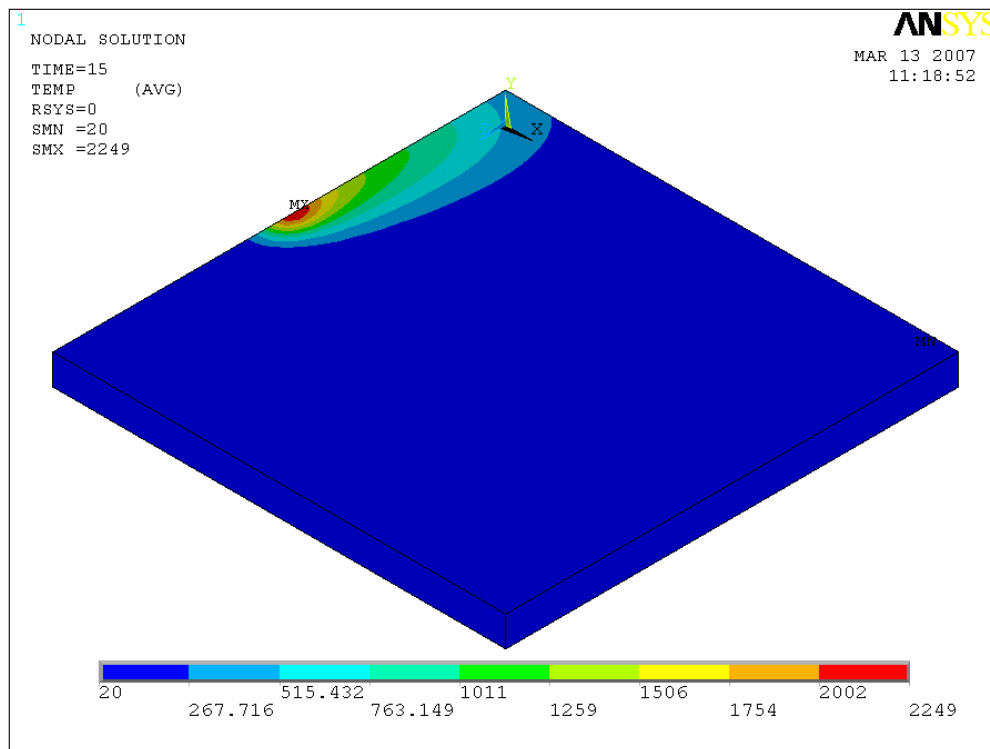


Figura V.9 – Distribuição de temperatura – Geometria tridimensional

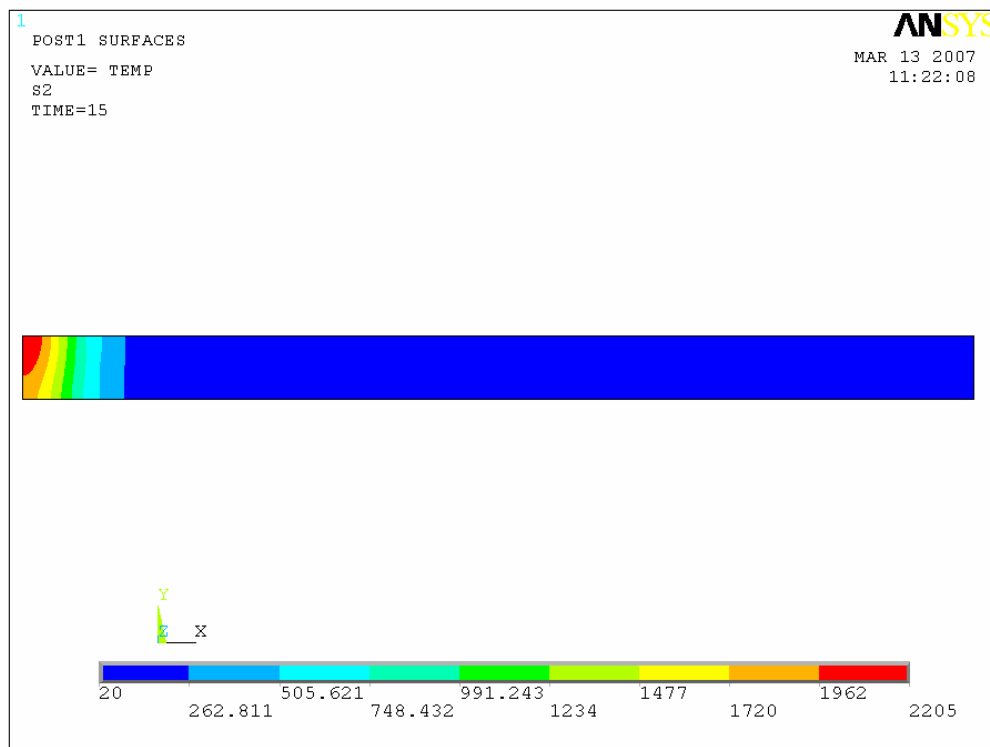


Figura V.10 – Distribuição de temperatura na seção no meio-comprimento da chapa

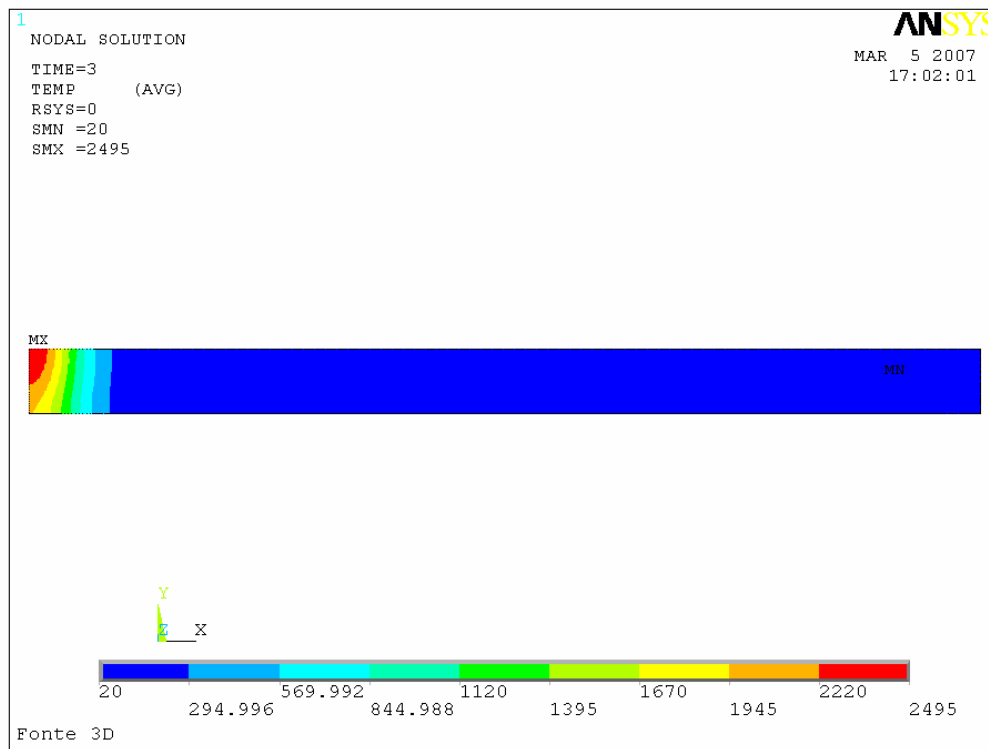


Figura V.11 – Distribuição de temperatura – Geometria bidimensional

Uma comparação entre as Figuras V.10 e V.11 mostra que ao considerar uma geometria bidimensional, são alcançadas temperaturas mais elevadas, em torno de 200 °C mais altas do que as encontradas no modelo com geometria tridimensional. Embora a geometria bidimensional não leve em consideração a condução ao longo da direção de soldagem (visualizada na Figura V.9), por resultar em maiores temperaturas máximas esta modelagem se mostra mais conservativa, levando a uma condição térmica ligeiramente mais crítica que a realidade.

Para verificar a validade da hipótese simplificadora de chapas finas, proposta no Capítulo III, o modelo com fonte volumétrica visto acima é novamente usado, com a comparação da evolução do fluxo de calor ao longo das direções da largura e da espessura da chapa. A Figura V.12 mostra uma plotagem vetorial do fluxo de calor, próximo à região de solda, no instante 3s, de temperatura máxima, enquanto a Figura V.13 apresenta o mesmo resultado, para o instante final 250s, após a chapa ter sido submetida ao resfriamento.

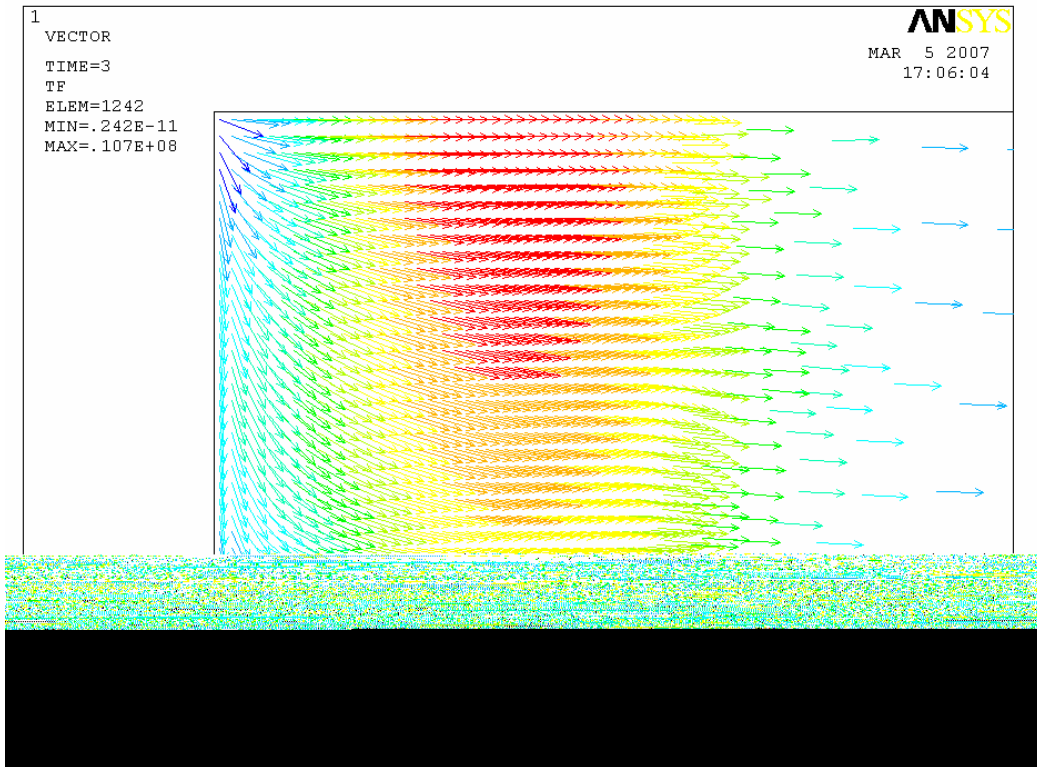


Figura V.12 – Fluxo de calor na chapa, instante 3s

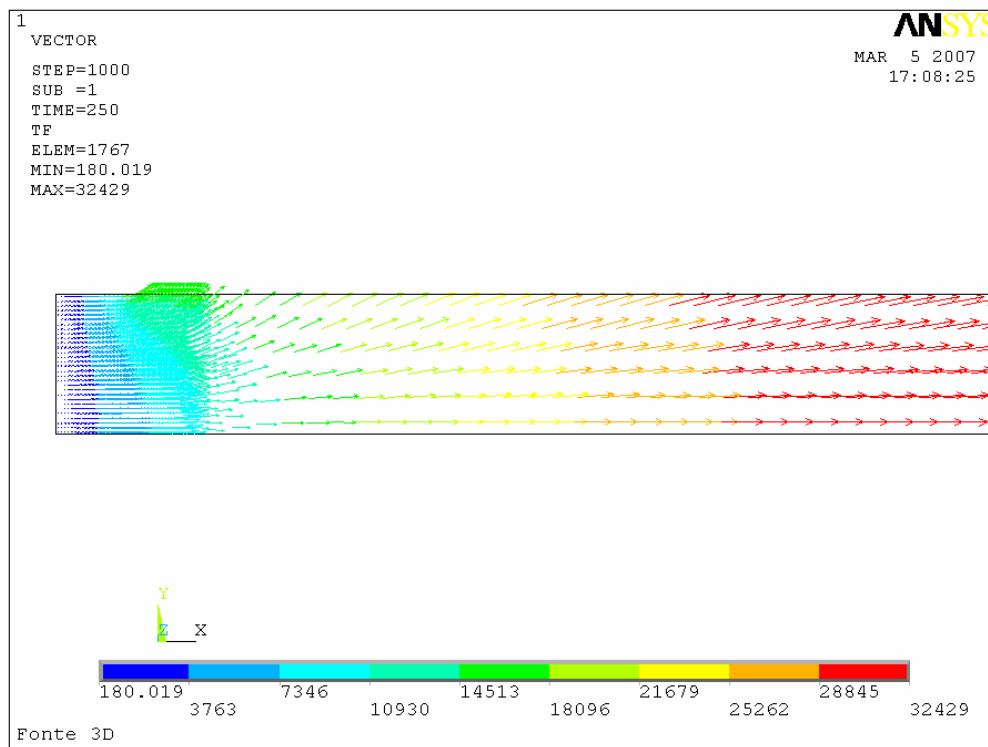


Figura V.13 – Fluxo de calor na chapa, instante 250s

A partir da representação dos vetores de fluxo das figuras acima, é possível confirmar que o fluxo de calor por condução é mais significativo na direção x, correspondente à largura. Desta forma a hipótese de chapas finas, na qual o fluxo de calor na espessura é desprezível, é validada, permitindo a utilização de uma fonte de calor com distribuição superficial aplicada em uma geometria bidimensional de referência.

Para a visualização do comportamento do modelo térmico a ser empregado no algoritmo proposto, a Figura V.14 apresenta a distribuição de temperatura encontrada em uma simulação de soldagem de uma chapa com as mesmas dimensões e propriedades de material usadas para as simulações anteriores, e com uma distribuição de calor superficial definida pela Equação II.3, com um raio da superfície $c = 10$ mm. Deve-se destacar que ao utilizar uma distribuição superficial, a espessura da chapa no modelo de elementos finitos é irrelevante, podendo ser representada por uma simulação com elementos de linha; entretanto, optou-se pela utilização de elementos bidimensionais com o intuito de facilitar a visualização da distribuição de temperaturas.

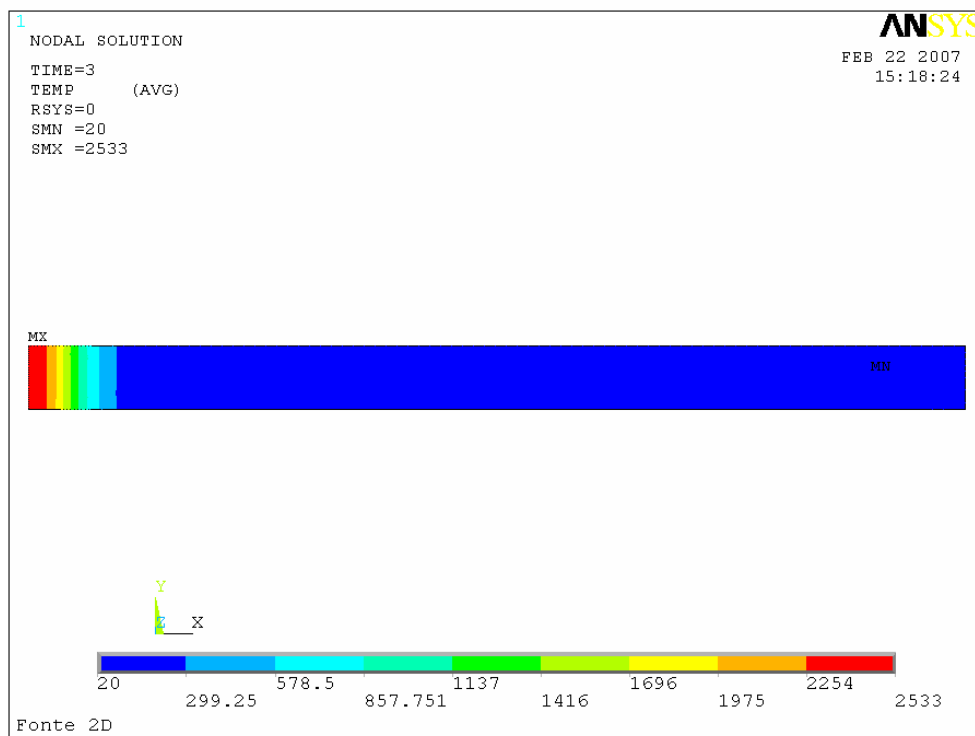


Figura V.14 – Distribuição de temperatura com fonte superficial

Verifica-se na figura V.14 que com este modelo de distribuição de fluxo de calor ocorrem temperaturas ligeiramente maiores que aquelas encontradas na distribuição volumétrica, apresentada na Figura V.11, mostrando que para a soldagem de chapas finas a utilização de um modelo térmico simplificado se mostra adequado.

V.2 – MODELO 1

A partir da validação da hipótese de chapas finas, são realizados os primeiros estudos relacionados ao programa proposto. O principal objetivo consiste em verificar a validade da modelagem da fonte de calor, que atua como elemento-chave no processo de soldagem, como já foi apresentado anteriormente. Desta forma, a modelagem da solda neste primeiro estudo deve ser bastante simples, para que seja possível avaliar a funcionalidade das rotinas térmicas propostas. São desconsideradas variações nas propriedades termomecânicas (que são avaliadas à temperatura ambiente), bem como a transformação de fase e os efeitos térmicos complexos como radiação e acoplamentos termomecânicos na equação de energia. As propriedades constantes para o aço AISI 4140H são mostradas abaixo, definidas para a temperatura ambiente de 20 °C a partir dos polinômios apresentados no Anexo A:

Módulo de Elasticidade	$E = 205 \text{ GPa}$
Módulo de Plasticidade	$H = 1,38 \text{ GPa}$
Coeficiente de Poisson	$\nu = 0,29$
Coeficiente de dilatação térmica	$\alpha_T = 12 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$
Condutibilidade térmica	$K = 42,6 \text{ W / m }^\circ\text{C}$
Calor Específico	$C = 454 \text{ W s / kg }^\circ\text{C}$
Massa Específica	$\rho = 7800 \text{ kg / m}^3$
Tensão de Escoamento	$S_y = 655 \text{ MPa}$

Para validar a rotina do preditor-corretor térmico, destinada para simular a condução de calor, inicialmente é feito um estudo simplificado da chapa, que consiste de uma área retangular, definida pela espessura da chapa (10 mm) e por sua meia-largura (250 mm), correspondente à área de estudo, como apresentado nos modelos de fonte de calor no Capítulo II. Nesta superfície é aplicada uma diferença de temperaturas entre suas extremidades: uma lateral da chapa é submetida à temperatura ambiente de 20 °C (293 K) e na outra é aplicada uma temperatura constante de 400 °C (673 K). Neste estágio do desenvolvimento do programa, não se consideram ainda os efeitos de convecção e radiação, e adota-se um tempo de simulação de 120 s.

Para esta validação, foram comparadas as respostas da evolução da temperatura ao longo do tempo, obtidas com o programa computacional desenvolvido e com um modelo de elementos finitos através do programa comercial ANSYS® utilizando o elemento PLANE55 (um elemento plano com comportamento térmico). A Figura V.15 apresenta a malha de elementos finitos, com 40 elementos ao longo da largura da chapa, e a Figura V.16 apresenta a

distribuição da temperatura para esta simulação no instante final (neste gráfico a temperatura está em Kelvin). Por fim, a Figura V.17 mostra uma comparação da evolução das temperaturas obtidas pelo programa proposto e pela simulação de elementos finitos, para um ponto localizado a uma distância de 62,5 mm da extremidade submetida à temperatura de 400 °C.

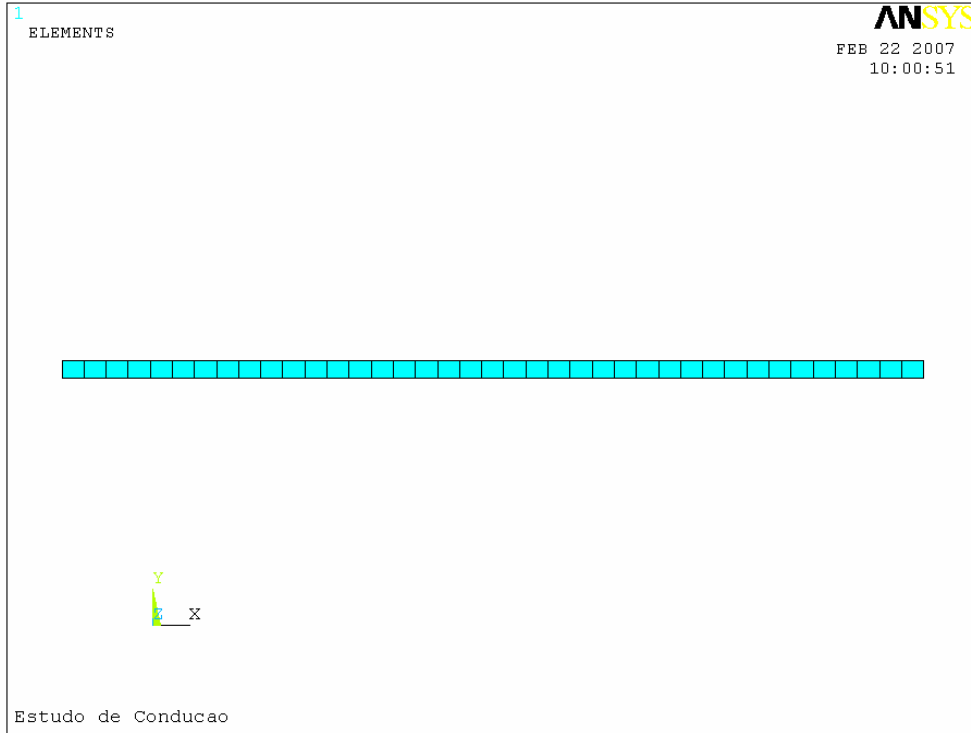


Figura V.15 – Malha de elementos finitos para validar a rotina do preditor-corretor térmico.

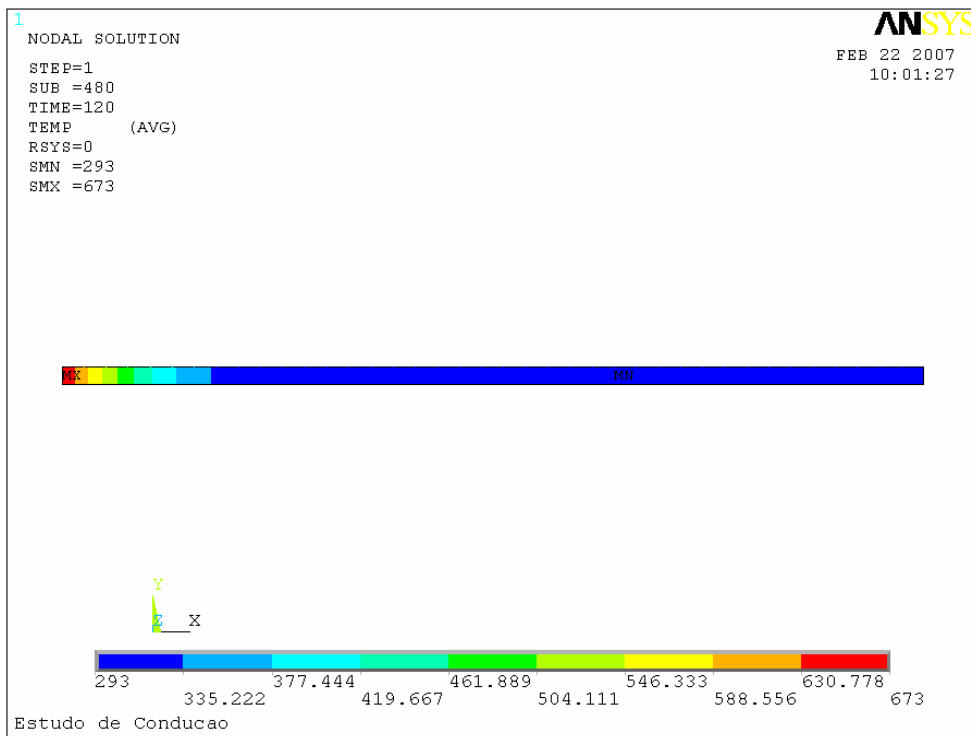


Figura V.16 – Distribuição da temperatura na chapa, em Kelvin. Modelo de elementos finitos.

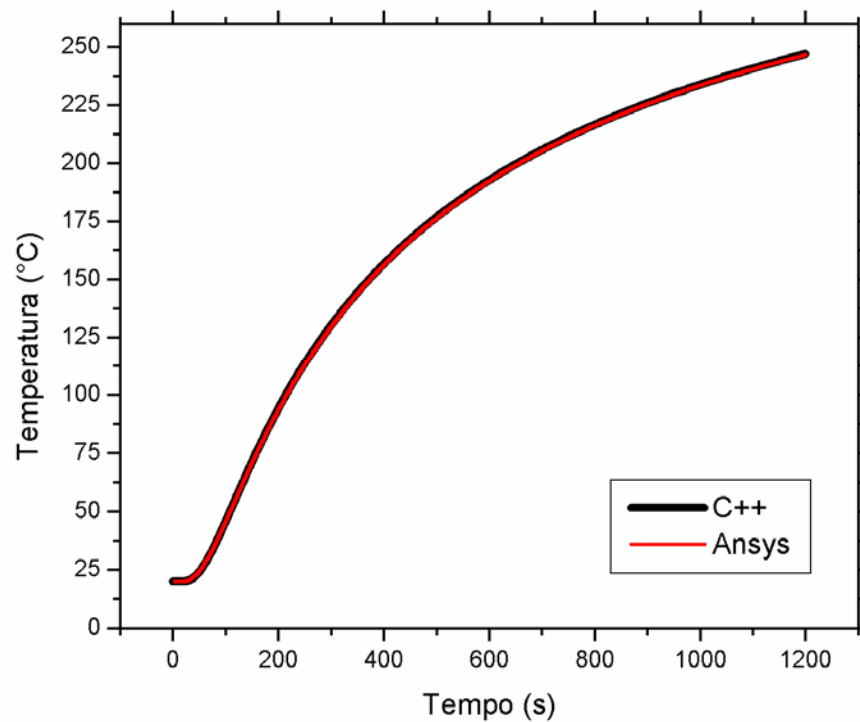


Figura V.17 – Comparação da evolução da temperatura para as duas simulações.

Embora esta modelagem seja bastante simplificada, ela permite um estudo do comportamento da condução na chapa, quando submetida a uma diferença de temperatura. A partir da comparação entre a evolução da temperatura das duas simulações, observa-se que as duas curvas são coincidentes, verificando-se que a rotina do preditor-corretor térmico, apresentada no Capítulo IV, é capaz de reproduzir a resposta obtida através do método de elementos finitos.

Por fim, para este primeiro modelo, é realizada uma simulação contemplando os fenômenos de convecção e com a aplicação da fonte de calor superficial, usando o modelo numérico proposto. Uma vez que neste estágio a deposição de metal de adição não é objeto de análise, mas apenas o estudo do comportamento da temperatura, não será considerada nenhuma abertura de raiz. O processo de soldagem selecionado é por eletrodo revestido, com os seguintes parâmetros:

Fluxo de calor gerado pela fonte :	$Q = 3500 \text{ W}$
Raio da distribuição superficial :	$C = 10 \text{ mm}$
Velocidade de soldagem :	$v = 0,5 \text{ mm/s}$
Coefficiente de película :	$h = 100 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$
Temperatura do ambiente :	$T_\infty = 20 \text{ }^\circ\text{C}$
Temperatura de austenitização :	$T_{aust} = 843 \text{ }^\circ\text{C}$
Temperatura de fusão :	$T_{fusão} = 1400 \text{ }^\circ\text{C}$

A discretização espacial é de 160 pontos, e são usados dois valores para o incremento de tempo: durante o período de soldagem, é usado um incremento de 0,01 s; durante o resfriamento, esse incremento é ampliado para 0,025 s. Esses valores, tanto de discretização espacial como de discretização temporal, foram definidos após testes de convergência, realizados tanto no modelo numérico proposto como na simulação de referência de elementos finitos: o incremento de tempo é gradativamente reduzido até que seja observado que os resultados apresentem uma variação mínima. O tempo total da simulação é de 1500 s.

As Figuras V.18-20 apresentam a evolução da temperatura, da tensão e da deformação plástica, calculadas com o modelo proposto, para a situação de soldagem representada anteriormente. São selecionados diferentes pontos sobre a largura da chapa, para permitir uma melhor visualização do comportamento na chapa. Estes pontos são definidos a partir da meia-largura da chapa ($w/2$).

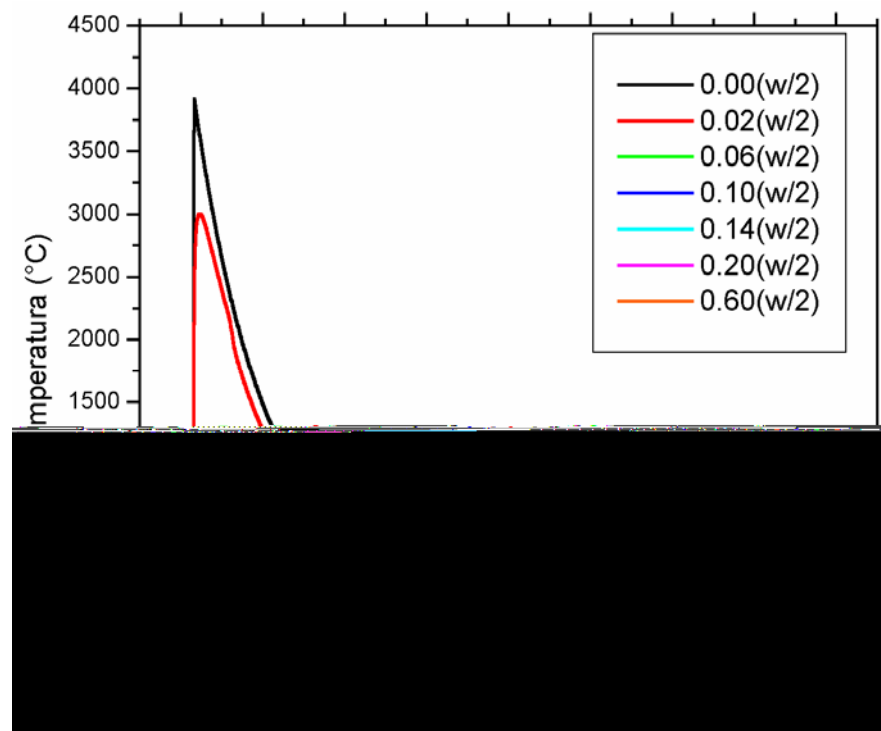


Figura V.18 – Evolução da temperatura ao longo do tempo

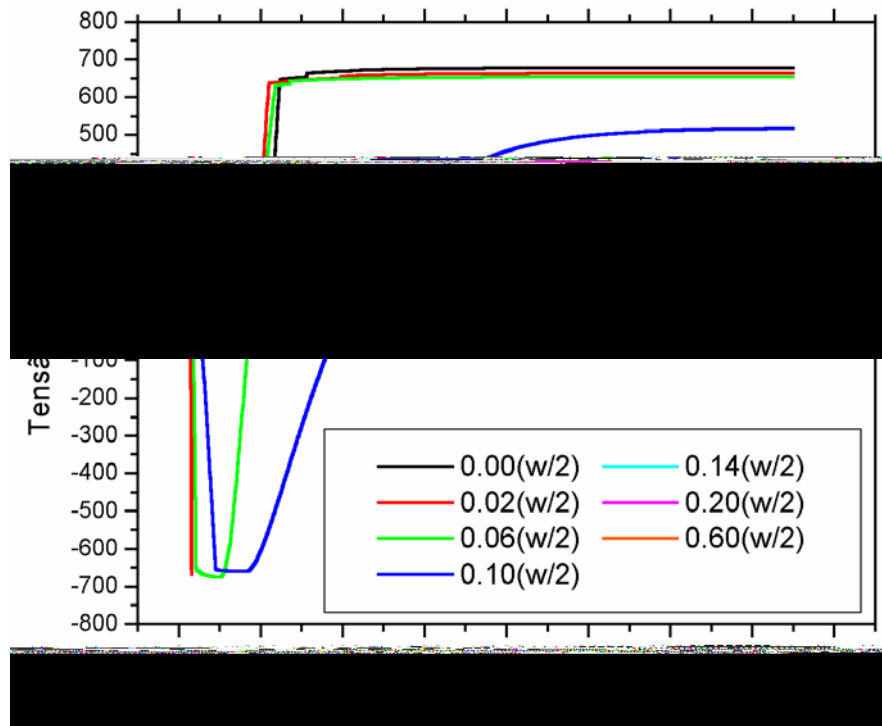


Figura V.19 – Evolução da tensão ao longo do tempo

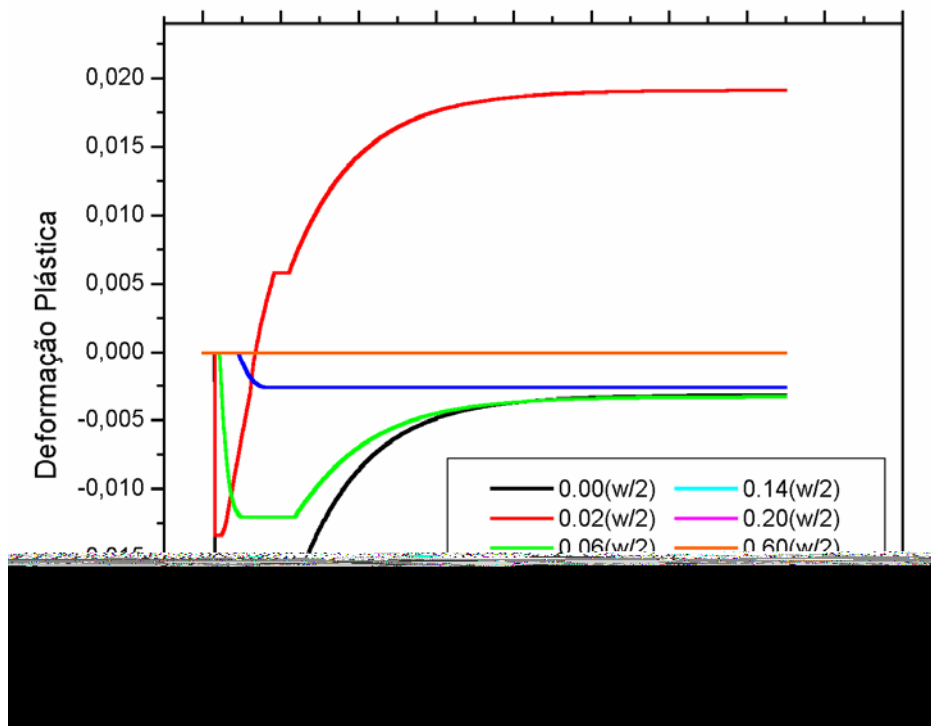


Figura V.20 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo

Nos pontos próximos ao cordão de solda, foram atingidas temperaturas extremamente altas, em torno de 4000 °C, valores mais altos que o normalmente observado em um processo

de soldagem. Isso se deve à modelagem do material com propriedades térmicas constantes, usando valores comuns para temperatura ambiente. Isto indica que em um processo de soldagem onde são alcançadas temperaturas elevadas, a simplificação do comportamento do material mantendo os valores das suas propriedades à temperatura ambiente não é aceitável. Na Figura V.19, é possível observar que as tensões que inicialmente são compressivas sofrem uma inversão do sinal (por exemplo, para o ponto $0,06(w/2)$ esta inversão ocorre próximo ao instante de 100 s). Este comportamento é esperado, visto que durante o aquecimento o material tende a se expandir, e desta forma é submetido a tensões compressivas causadas pelas restrições impostas; em seguida, ao resfriar o material contrai, resultando em tensões de tração.

Mesmo que o modelo inicial tenha apresentado várias simplificações, ele possui sua importância para o trabalho em questão. Inicialmente, permitiu validar a rotina do preditor-corretor térmico e avaliar a hipótese de soldagem de chapas finas proposta, que se mostrou capaz de representar de maneira adequada o comportamento da chapa diretamente influenciada pela passagem da fonte de calor de solda.

V.3 – MODELO 2

O modelo seguinte apresenta um maior detalhamento em relação às propriedades do material, que deixam de serem definidas como constantes e passam a serem consideradas como sendo função da temperatura e das fases microestruturais presentes. Entretanto, este modelo possui como principal limitação a modelagem da transformação de fase, que leva em consideração apenas a transformação de austenita em martensita. Conforme já foi colocado, nas simulações desenvolvidas com este modelo considera-se um processo de soldagem em um ambiente de operação com resfriamento bastante severo (representado por um coeficiente de convecção h maior que nas condições usadas acima), capaz de provocar a formação de martensita. Deve-se ressaltar que, embora o modelo só considere a existência de duas fases, considera-se que para as condições iniciais do ensaio a austenita engloba também outras fases difusionais, como ferrita e perlita. Além disso, é realizada uma identificação, através do histórico da temperatura, de quais pontos formaram austenita de fato, uma vez que apenas regiões do material que tenham atingido a temperatura de austenitização, em torno de $850\text{ }^{\circ}\text{C}$, podem gerar martensita durante o resfriamento (SILVA e PACHECO, 2005).

Nas simulações desenvolvidas, considera-se uma chapa de aço AISI 4140H com espessura de 10 mm, comprimento de 200 mm e largura de 100 mm, além de uma abertura de

raiz com 2,4 mm de largura, onde são definidas propriedades termomecânicas nulas no início do ensaio, para representar a ausência de material, como proposto no Capítulo IV. Outros parâmetros usados para a simulação desta soldagem (processo por eletrodo revestido) são mostrados a seguir:

Fluxo de calor gerado pela fonte :	$Q = 4500 \text{ W}$
Raio da distribuição superficial :	$c = 10 \text{ mm}$
Velocidade de soldagem :	$v = 0,5 \text{ mm/s}$
Coeficiente de película :	$h = 7 \text{ kW/m}^2$
Temperatura do ambiente :	$T_{\infty} = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Temperatura de austenitização :	$T_{aust} = 843 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Temperatura de fusão :	$T_{fusão} = 1400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

Devido às condições de resfriamento mais severas, é utilizado um valor de fluxo de calor mais elevado que o usado no modelo anterior. As propriedades termomecânicas do material são equacionadas por polinômios gerados a partir da interpolação de dados experimentais (PACHECO *et al.*, 2001; OLIVEIRA *et al.*, 2003; OLIVEIRA, 2004; SILVA *et al.*, 2004). Para esta simulação, foi usada uma discretização espacial de 80 nós, enquanto a discretização temporal varia de acordo com o estágio: durante a etapa de soldagem (onde ocorre a passagem da fonte de calor) é usada uma discretização bastante refinada, para mapear adequadamente o comportamento dos fenômenos térmico, transformação de fase e mecânico, que apresentam uma variação considerável em um curto período de tempo. Por sua vez, durante a etapa de resfriamento é possível a utilização de um incremento um pouco maior sem prejudicar o desempenho do algoritmo. Estes valores foram determinados após uma análise de convergência, ou seja, as discretizações foram gradativamente refinadas até ser alcançada uma constância de resultados. Para a elaboração dos gráficos, foram selecionados sete pontos ao longo da meia-largura da chapa ($w/2$), permitindo um mapeamento de diferentes comportamentos ao longo dessa dimensão.

As Figuras V.21-24 apresentam a evolução da temperatura, da tensão, da deformação plástica e do endurecimento cinemático para este modelo, com a comparação dos resultados para pontos localizados em diferentes posições ao longo da largura da chapa.

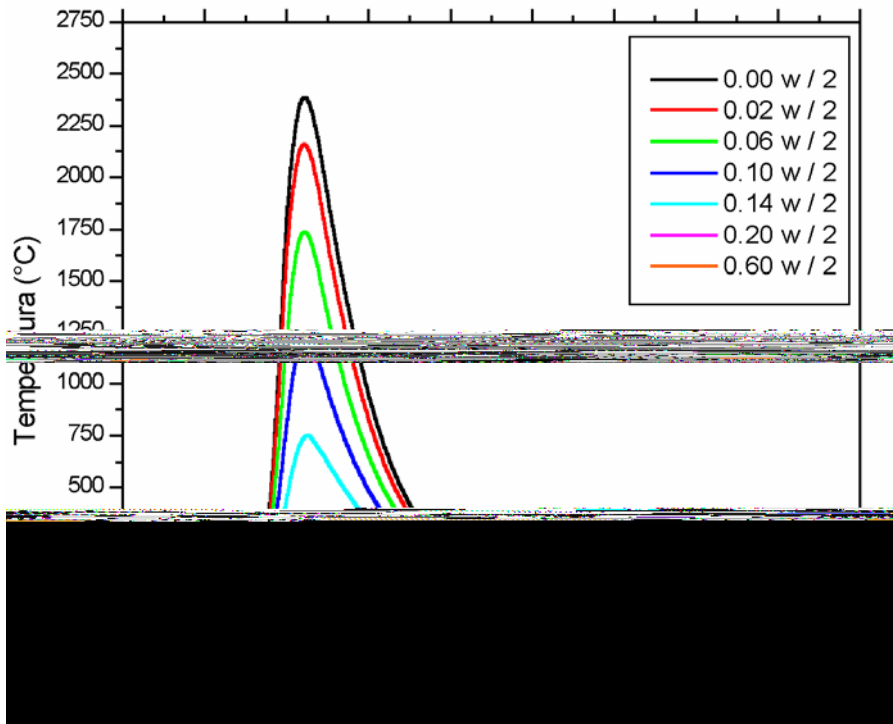


Figura V.21 – Evolução da temperatura ao longo do tempo

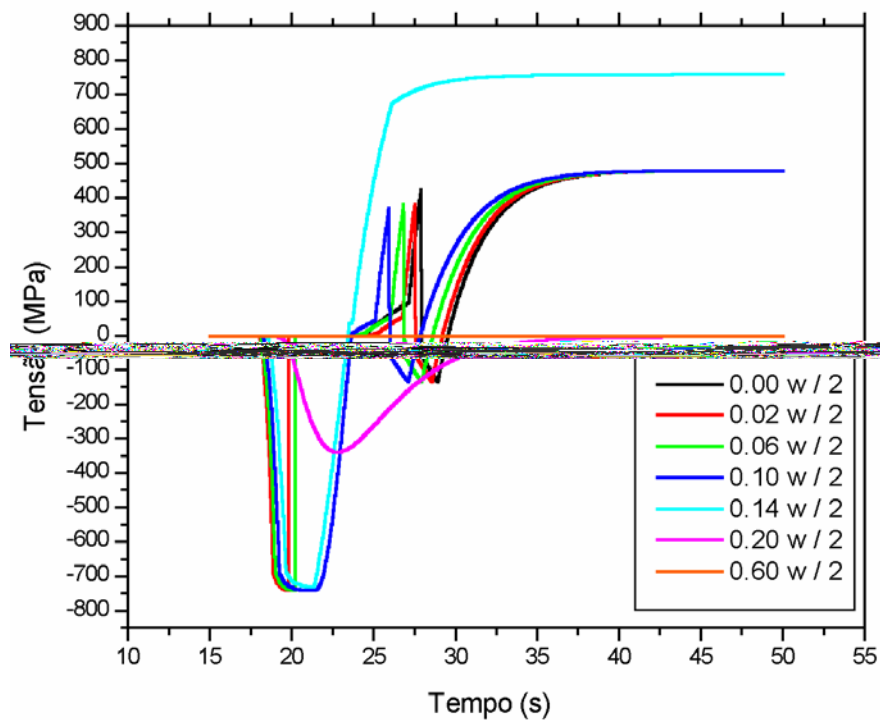


Figura V.22 – Evolução da tensão ao longo do tempo

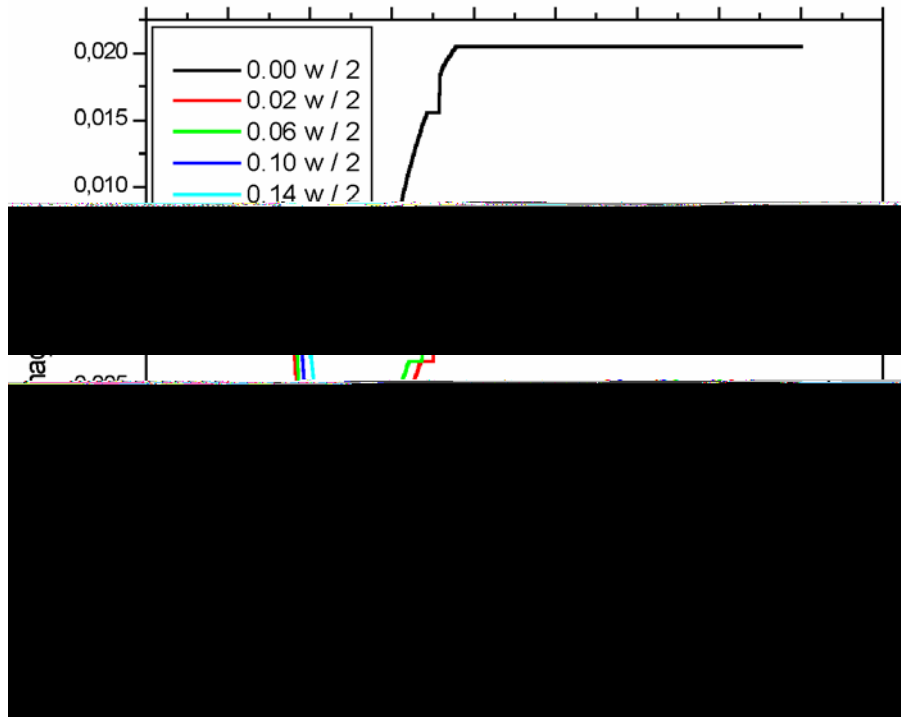


Figura V.23 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo

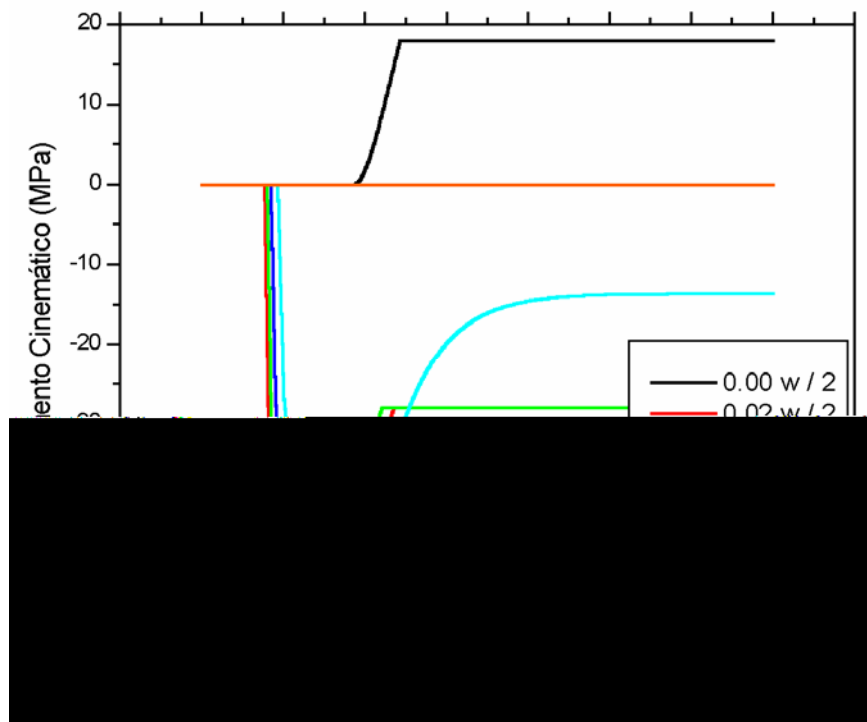


Figura V.24 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo do tempo

O gráfico da Figura V.21 apresenta o desenvolvimento da temperatura ao longo do tempo. Considerando uma temperatura de fusão em torno de 1400 °C para o aço em estudo, pode-se observar que os três primeiros pontos pertencem à região do material que fundiu. Pode-se verificar também que o quarto ponto, localizado na cota 0,10(w/2) está na região onde

o material austenitizou, visto que a temperatura máxima alcançada se encontra abaixo da fusão do material, mas acima da temperatura de austenitização.

Por sua vez, na Figura V.22 tem-se a evolução da tensão ao longo do tempo, onde é possível verificar que ocorre uma inversão do sinal das tensões, em torno do instante 23 s, que corresponde ao momento de temperatura máxima, como pode ser avaliado na Figura V.21. Desta forma, percebe-se que os pontos apresentam tensões compressivas durante o aquecimento, uma vez que neste estágio o material tende a dilatar, mas as restrições impostas ao sistema o impedem, justificando o surgimento dessas tensões. De modo análogo, quando se inicia o processo de resfriamento, as tensões se tornam trativas: o material sofre contração, e as mesmas restrições tendem a tracioná-lo.

É possível identificar, também, que alguns pontos (os quatro primeiros mapeados nos gráficos) apresentam uma segunda inversão de sinal de tensões, e esses pontos são exatamente aqueles nos quais ocorre transformação de fase. Essa inversão ocorre devido às deformações provocadas pela variação volumétrica, com sinal oposto às deformações térmicas causadas pelo resfriamento, mostrando como a transformação de fase atua como mecanismo de alívio de tensões em juntas soldadas. Os gráficos das Figuras V.25 e V.26 apresentam a distribuição da martensita e da tensão ao longo da chapa no instante final e ajudam a visualizar esse efeito.

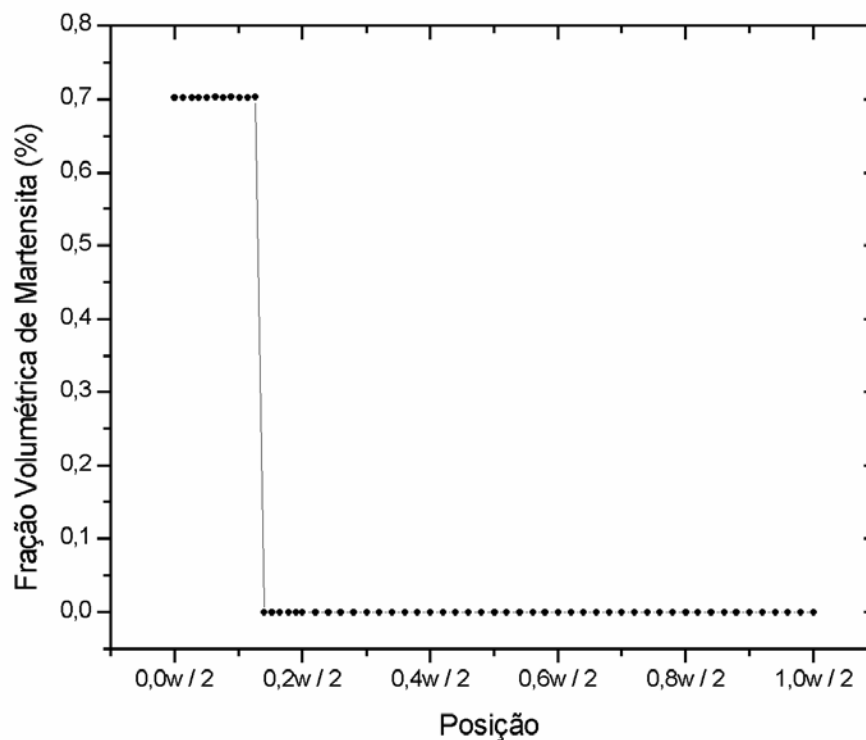


Figura V.25 – Distribuição de martensita ao longo da chapa para o instante final.

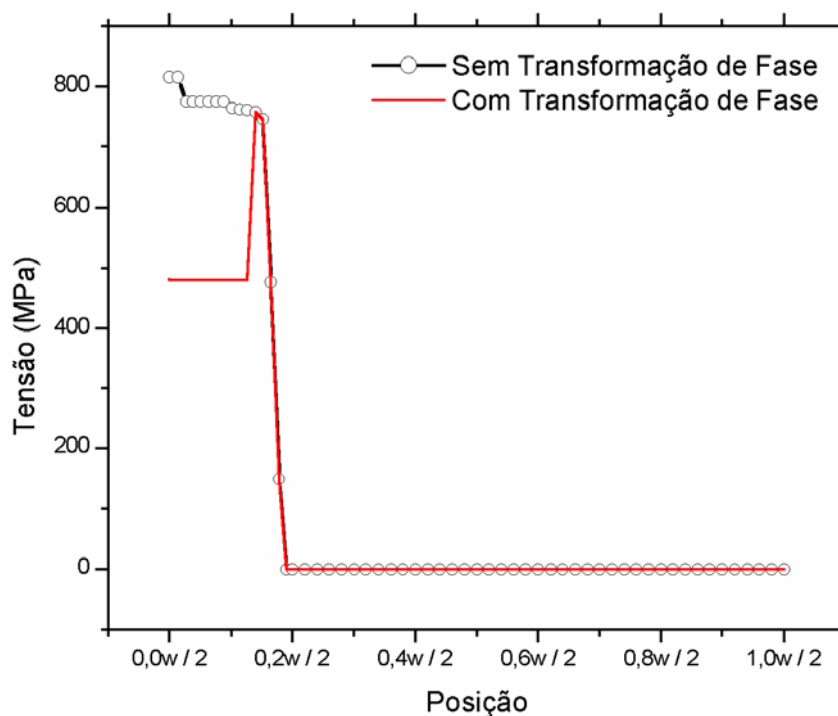


Figura V.26 – Comparação da distribuição de tensões ao longo da chapa para o instante final.

Na Figura V.25 observa-se que até à posição $0,10(w/2)$ ocorre formação de martensita. Na Figura V.26 compara-se duas simulações usando o mesmo modelo considerando duas situações: *sem transformação de fase* e *com transformação de fase*. Na situação *sem transformação de fase*, foram alcançados níveis de tensão muito mais elevados em pontos próximos ao cordão de solda do que na situação *com transformação de fase*. Comparando com o gráfico da Figura V.25, pode-se observar que a região onde os níveis de tensões são diferentes para as duas situações corresponde ao trecho da chapa onde ocorreu formação de martensita. Com isso, mostra-se que o fenômeno de transformação de fase pode ter uma grande influência na modelagem de processos de soldagem, normalmente reduzindo as tensões residuais.

Realizando uma comparação com os resultados obtidos no Modelo 1, verifica-se que de um modo geral, o comportamento de tensões se mostrou semelhante. As diferenças que podem ser apontadas consistem de valores de tensão menores e a ocorrência de uma segunda inversão de tensões devido à transformação de fase. Mesmo assim, deve-se destacar que essas tensões são bastante elevadas em alguns pontos, como na posição $0,14(w/2)$, onde não ocorreu austenitização e conseqüentemente não houve formação de martensita, resultando em pontos próximos ao cordão com deformações plásticas residuais.

V.4 – MODELO 3

Em relação à formulação anterior, neste modelo consideram-se também as transformações difusionais, permitindo assim a definição das frações volumétricas das fases como a perlita e a ferrita. Para permitir a presença de fases difusionais considera-se um resfriamento mais brando: estudo de uma soldagem submetida a resfriamento ao ar. Devido às condições de resfriamento mais brandas, as dimensões da chapa são um pouco maiores em relação aos estudos anteriores, visto que, devido às condições de resfriamento menos severas, é esperado que o fenômeno de condução ao longo da chapa seja mais evidente. Para as simulações desenvolvidas, considera-se uma chapa com uma espessura de 10 mm, um comprimento de 500 mm e uma largura de 300 mm, com uma abertura de raiz para a solda com 2,4 mm de largura. A largura grande minimiza o “efeito borda” que ocorre devido à

- Modelo 3.1 : situação mais simplificada, onde são desprezados todos os efeitos da transformação de fase;
- Modelo 3.2 : a transformação de fase é ativada, mas afeta apenas as propriedades termomecânicas;
- Modelo 3.3 : representa a situação mais completa, onde a transformação de fase também promove deformações e, conseqüentemente afeta as tensões residuais.

As Figuras V.27-29 mostram a evolução da temperatura, da tensão e da deformação plástica para o ponto localizado sobre a posição $0,00(w/2)$, ou seja, exatamente sobre o plano de simetria, onde os efeitos da soldagem são mais evidentes. São mostrados os resultados até o instante de tempo $t = 1500$ s, durante o período onde ocorrem as variações mais significativas dos resultados.

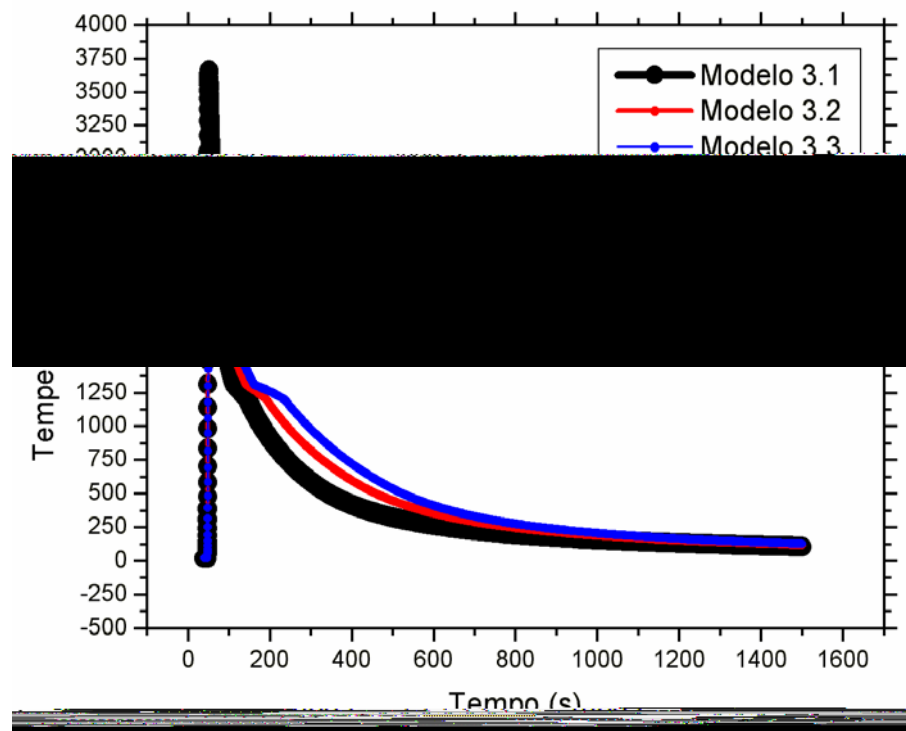


Figura V.27 – Comparação da evolução da temperatura para os 3 modelos em estudo

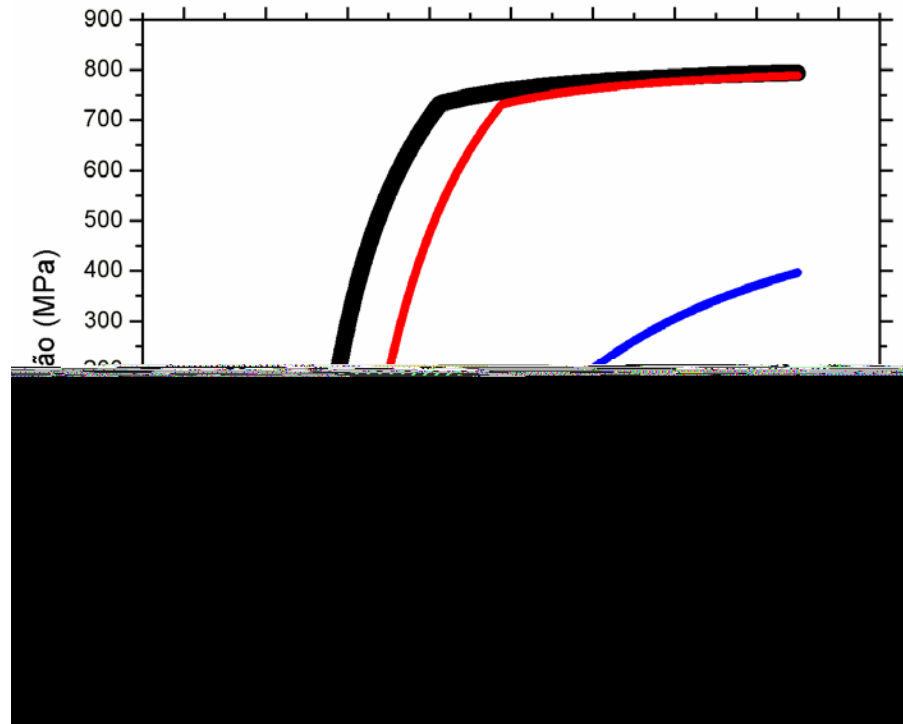


Figura V.28 – Comparação da evolução da tensão para os 3 modelos em estudo

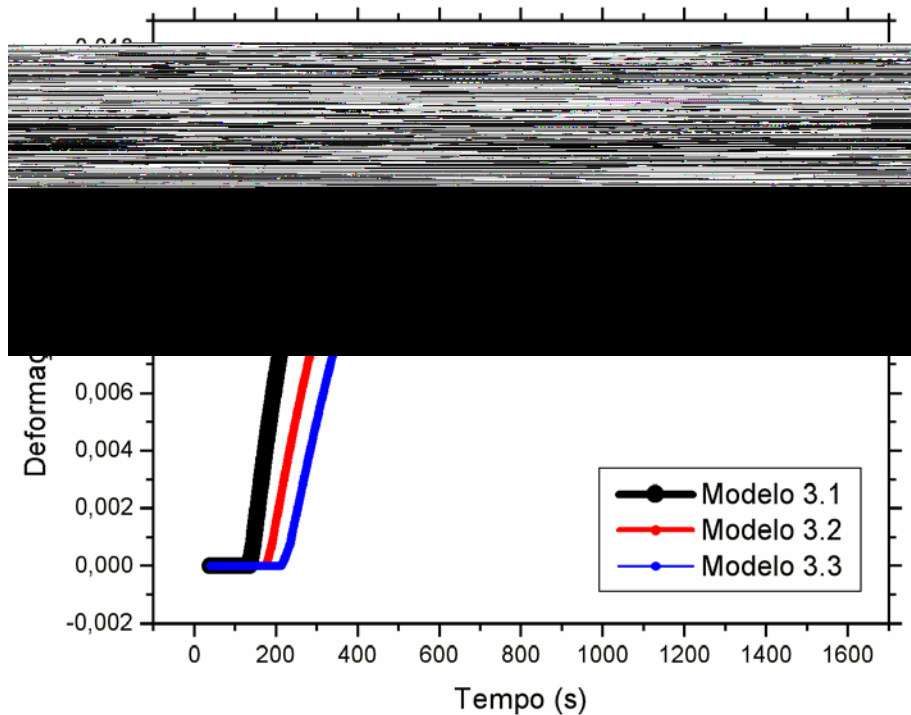


Figura V.29 – Comparação da evolução da deformação plástica para os 3 modelos em estudo

Nesta comparação entre as simulações, observa-se que a temperatura no Modelo 3.1 alcançou um valor máximo extremamente alto. O maior valor de temperatura se deve ao fato de que o cálculo das propriedades de material considera apenas a influência da temperatura, desprezando o efeito das fases, que interferem de maneira significativa principalmente no

comportamento térmico do material. Pode-se perceber, também, como no Modelo 3.3 ocorre uma inversão de tensões, pelas mesmas razões apresentadas no estudo anterior (alívio de tensões provocado pelas deformações induzidas pela transformação de fase). Conseqüentemente, o nível de deformações plásticas é mais baixo, se comparado com o Modelo 3.2, onde as fases microestruturais afetam apenas as propriedades do material. Esse comportamento fica ainda mais destacado no gráfico da Figura V.29, onde pode-se observar que as deformações são menores no Modelo 3.3. Neste ponto, é possível observar como a transformação de fase tem papel de fundamental importância nos mecanismos de surgimento de tensões residuais no processo de soldagem, ao ser responsável por deformações.

A partir desta primeira análise, o Modelo 3.3, que representa a análise mais completa do processo de soldagem, foi usado para identificar a evolução das principais variáveis ao longo do tempo, também para pontos em posições de interesse. As Figuras V.30-34 mostram o comportamento da temperatura, tensão da direção de soldagem, deformação plástica e endurecimento cinemático ao longo do tempo. Da mesma forma que nos gráficos anteriores, é apresentada uma evolução dos resultados até o instante $t = 1500$ s.

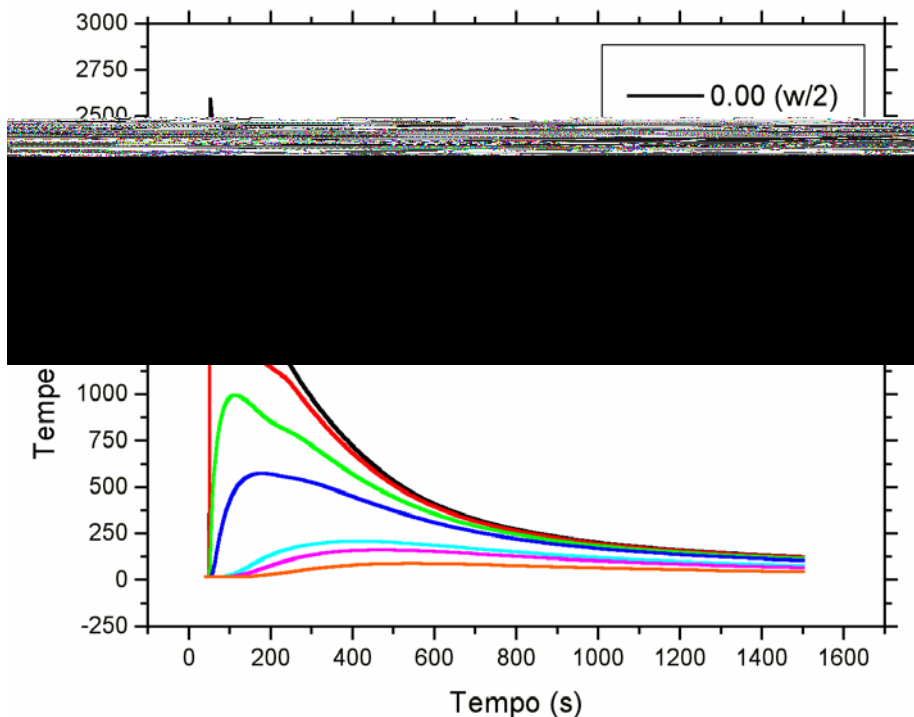


Figura V.30 – Evolução da temperatura ao longo de tempo para o Modelo 3.3

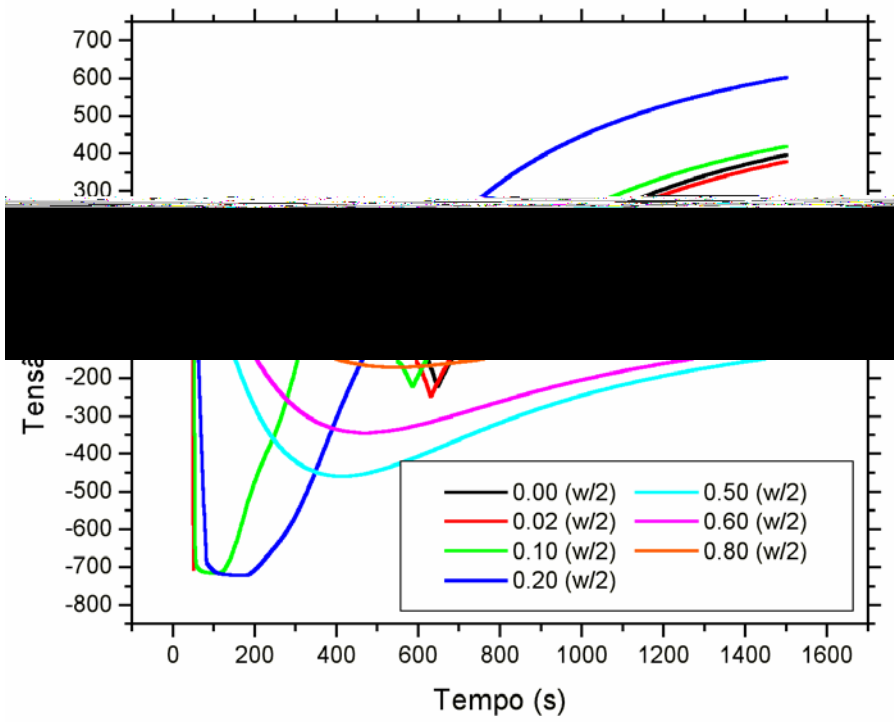


Figura V.31 – Evolução da tensão ao longo de tempo para o Modelo 3.3

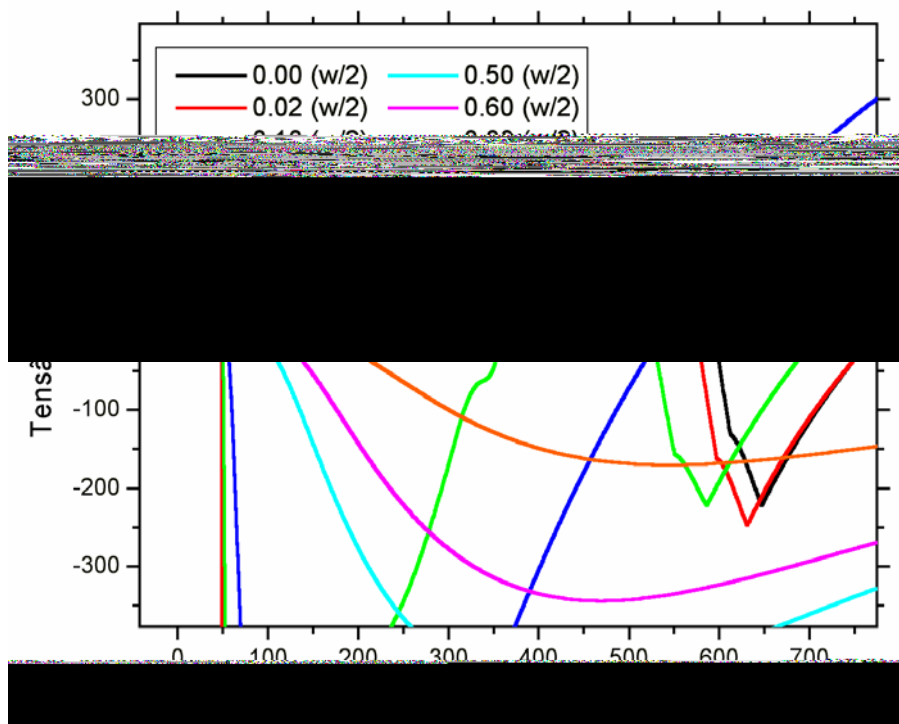


Figura V.32 – Detalhe da evolução da tensão ao longo de tempo para o Modelo 3.3

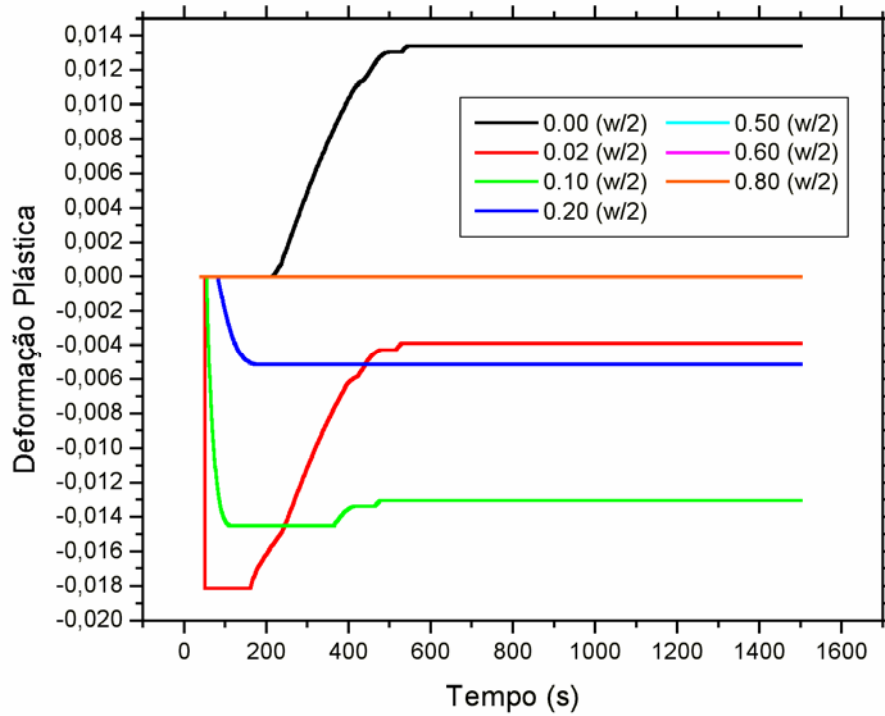


Figura V.33 – Evolução da deformação plástica ao longo de tempo para o Modelo 3.3

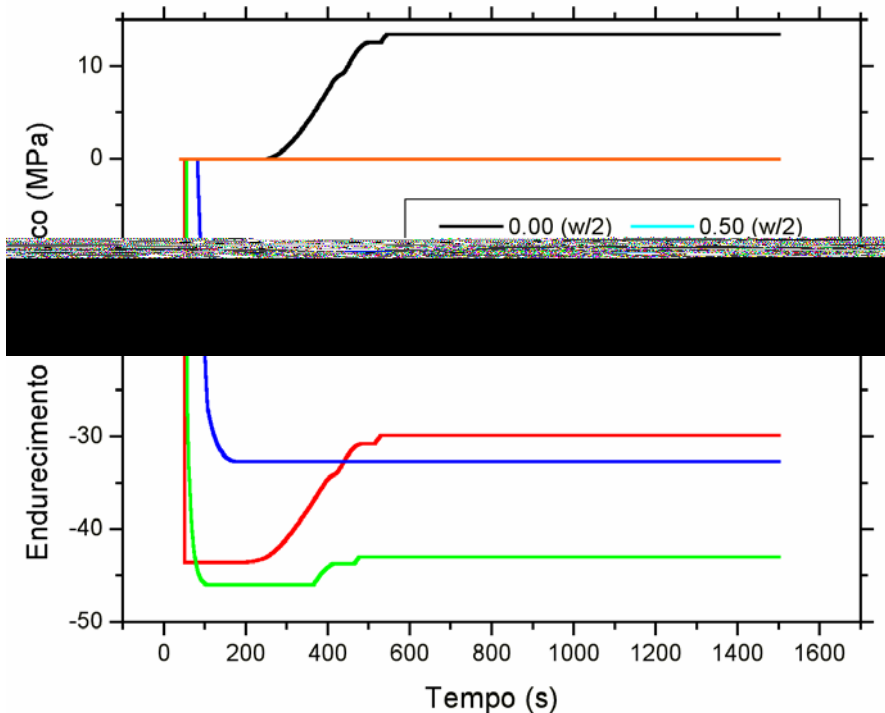


Figura V.34 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo de tempo para o Modelo 3.3

Os mesmos comportamentos de tensão vistos no Modelo 2 se repetem aqui, com uma principal diferença: percebe-se que os efeitos causados pela temperatura se alastraram ao longo de boa parte da largura da chapa. Isso se deve também às condições de resfriamento, que por serem menos severas, permitem que a condução ocorra com maior liberdade. Isso

reforça o fato de que a condução é o mecanismo de transferência de calor mais atuante no processo de soldagem. No detalhe mostrado na evolução de tensões da Figura V.32, observa-se pequenas flutuações na inversão de tensões, fato não observado no modelo anterior. Isso se deve ao fato de que este modelo contempla todas as fases microestruturais, e existe uma diferença de tempo de início de formação de fases, provocando uma alteração na evolução de tensões. Este comportamento é observado apenas nos pontos mais próximos ao cordão de solda. Mesmo assim, é possível observar que o comportamento geral de compressão durante o aquecimento e tração no resfriamento ocorre na chapa, alcançando posições mais afastadas do cordão de solda devido à maior condução de calor ao longo da largura da chapa.

As Figuras V.35 e V.36 mostram a distribuição das tensões e das deformações plásticas ao longo da largura da chapa, após o término da simulação. Por sua vez, a Figura V.37 apresenta a distribuição de fases microestruturais para o Modelo 3.3.

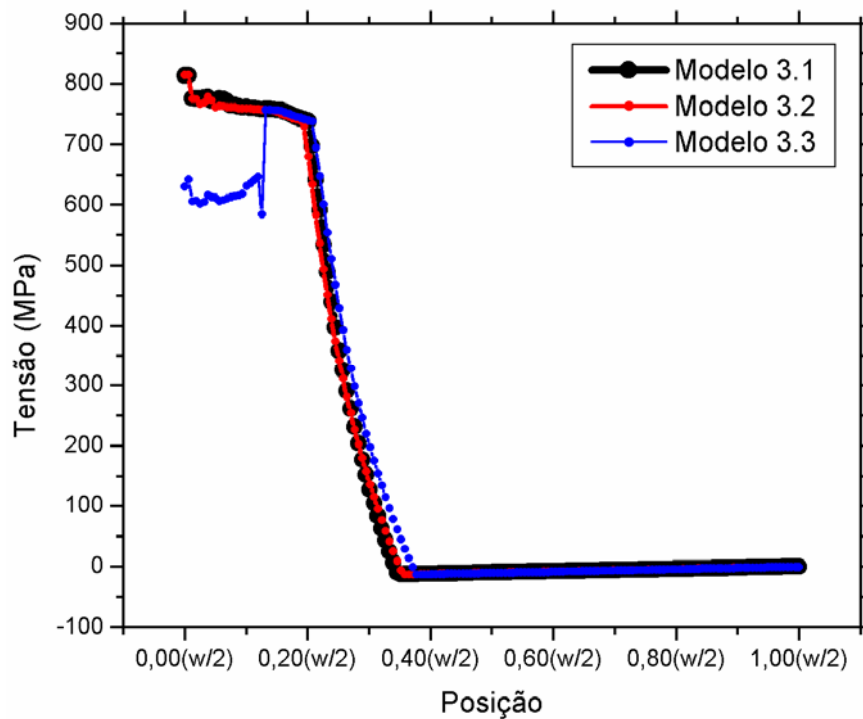


Figura V.35 – Comparação da distribuição de tensões ao longo da chapa

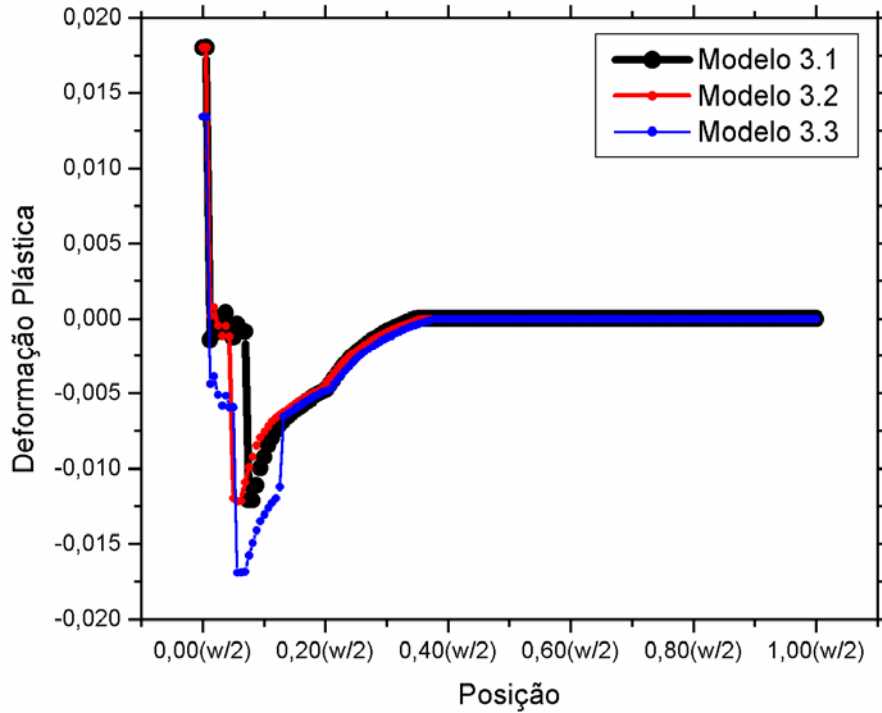


Figura V.36 – Comparação da distribuição de deformação plástica ao longo da chapa

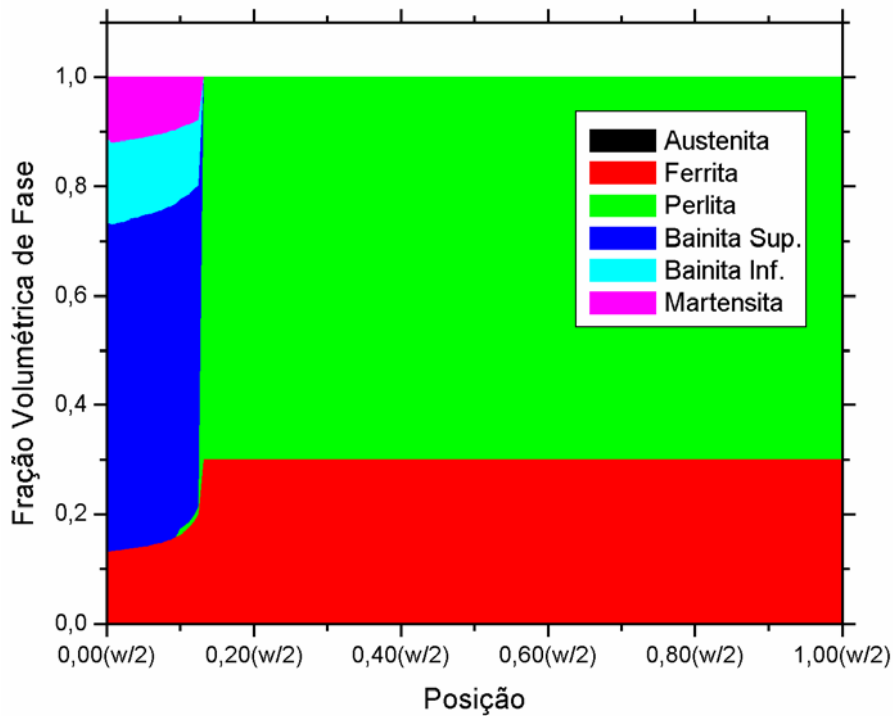


Figura V.37 – Distribuição de fases microestruturais ao longo da chapa para o Modelo 3.3

Na distribuição de tensões apresentada na Figura V.35, fica evidente o comportamento de tensões residuais na direção perpendicular à solda: tração próximo ao cordão, e compressão longe do cordão de solda. Também se percebe que os efeitos de tensão residual se propagam em praticamente toda largura da chapa, devido à elevada condução térmica que

ocorre nesta direção. Como observado no Modelo 2, a presença de deformações induzidas por transformação de fase atua como mecanismo de alívio de tensões, como pode ser observado na distribuição apresentada para o Modelo 3.3. Comparando as três simulações realizadas, pode-se destacar ainda mais a importância da consideração dos efeitos microestruturais nos resultados das tensões residuais e também nas deformações plásticas, influenciando as propriedades de material e as tensões encontradas. Ao avaliar a distribuição de fases mostrada na Figura V.37, pode-se confirmar que os pontos onde ocorre o alívio de tensões correspondem à região onde é observada uma distribuição de fases diferente da inicial, com considerável formação de bainita e com presença de martensita, esperada na soldagem do aço adotado neste estudo

É importante ressaltar que a distribuição de tensão ao longo da chapa é influenciada pelas hipóteses simplificadoras adotadas. A desconsideração de efeitos como convecção pelas laterais e condução ao longo da direção de soldagem e na direção da espessura promovem uma maior condução ao longo da largura, desta forma fazendo com que uma maior porção da chapa esteja submetida a temperaturas mais elevadas, e que conseqüentemente pode resultar em um nível de tensões mais crítico do que o observado na realidade.

V.5 – MODELO 4

Por fim, considera-se o modelo completo, contemplando todos os fenômenos propostos. Este modelo apresenta uma estruturação muito similar ao Modelo 3.3, trazendo como principais diferenças a implementação de rotinas para o cálculo da perda de calor por radiação, bem como os efeitos causados pelo acoplamento termomecânico na equação de energia, modelado através do calor latente associado à transformação de fase. Para permitir uma comparação adequada, neste modelo são usadas as mesmas condições de soldagem apresentadas anteriormente para o Modelo 3, ou seja, a chapa soldada tem uma espessura de 10 mm, um comprimento de 500 mm e uma largura de 300 mm, com uma abertura de raiz com 2,4 mm de largura. Também são adotados os mesmos parâmetros da simulação anterior, como se segue:

Fluxo de calor gerado pela fonte :	$Q = 3500 \text{ W}$
Raio da distribuição superficial :	$c = 10 \text{ mm}$
Velocidade de soldagem :	$v = 0,5 \text{ mm/s}$
Temperatura do ambiente :	$T_{\infty} = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Temperatura de austenitização :	$T_{aust} = 843 \text{ }^{\circ}\text{C}$
Temperatura de fusão :	$T_{fusão} = 1400 \text{ }^{\circ}\text{C}$

A discretização espacial é de 160 nós e as condições iniciais de distribuição de fases microestruturais são idênticas ao Modelo 3, com 30% de ferrita e 70% de perlita. Por fim, a simulação ocorre durante um tempo de 8000 s, com incrementos de tempo variáveis para cada etapa da soldagem.

Como foi comentado durante a apresentação do método numérico, a radiação é aplicada a partir de um coeficiente de radiação definido pela Equação III.27, que, somado ao coeficiente de película de convecção (definido através dos de polinômios já apresentados), fornece um coeficiente de perda de calor superficial. Por sua vez, o acoplamento termomecânico na equação de energia é considerado através da variação de entalpia, baseada nas proporções de fase microestruturais, como proposto na Equação III.25. Visando estimar a influência dos fenômenos de radiação e o acoplamento termomecânico no processo de soldagem, serão elaboradas três simulações comparativas considerando os 3 modelos apresentados abaixo.

- Modelo 4.1 : apenas a rotina de radiação ativa;
- Modelo 4.2 : apenas a rotina de acoplamento termomecânico ativa;
- Modelo 4.3 : rotinas de radiação e acoplamento termomecânico ativas.

As Figuras V.38-41 apresentam a evolução da temperatura, da tensão e da deformação plástica para o ponto localizado na cota $0,00(w/2)$, sobre a superfície de simetria, exatamente como realizado para o modelo anterior. Os resultados são apresentados até o instante de tempo $t = 1500$ s, uma vez que após esse momento ocorre uma variação muito reduzida dos resultados até o término da simulação.

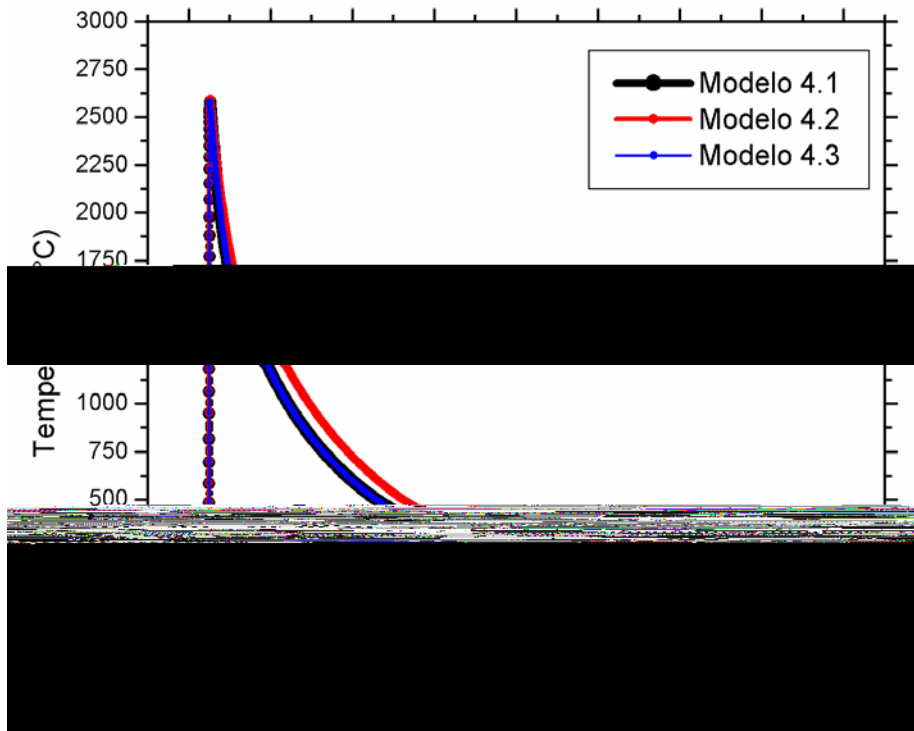


Figura V.38 – Comparação da evolução da temperatura para os 3 modelos em estudo

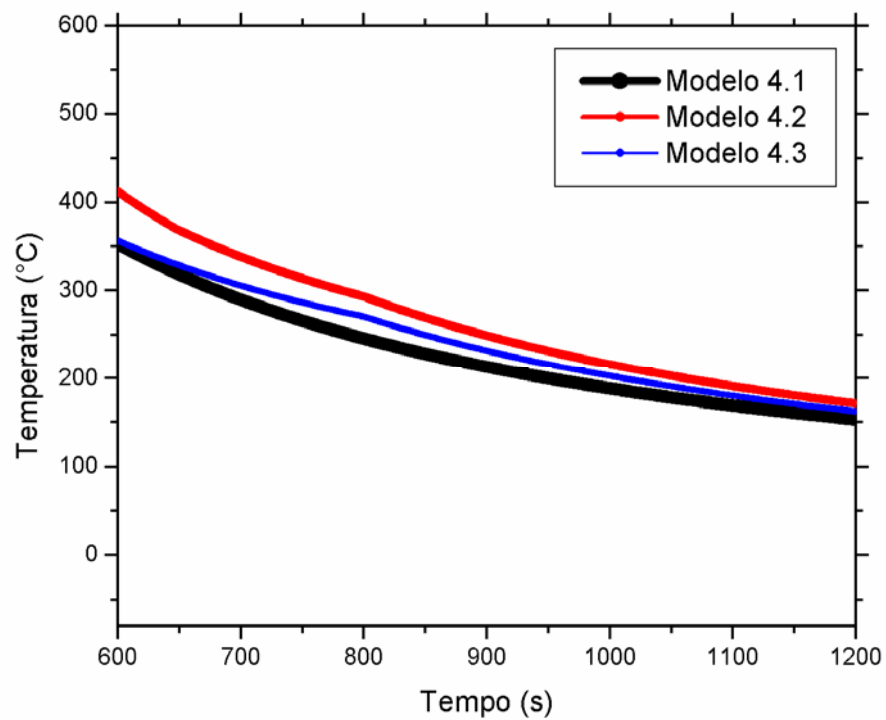


Figura V.39 – Detalhe da comparação da evolução da temperatura para os 3 modelos em estudo

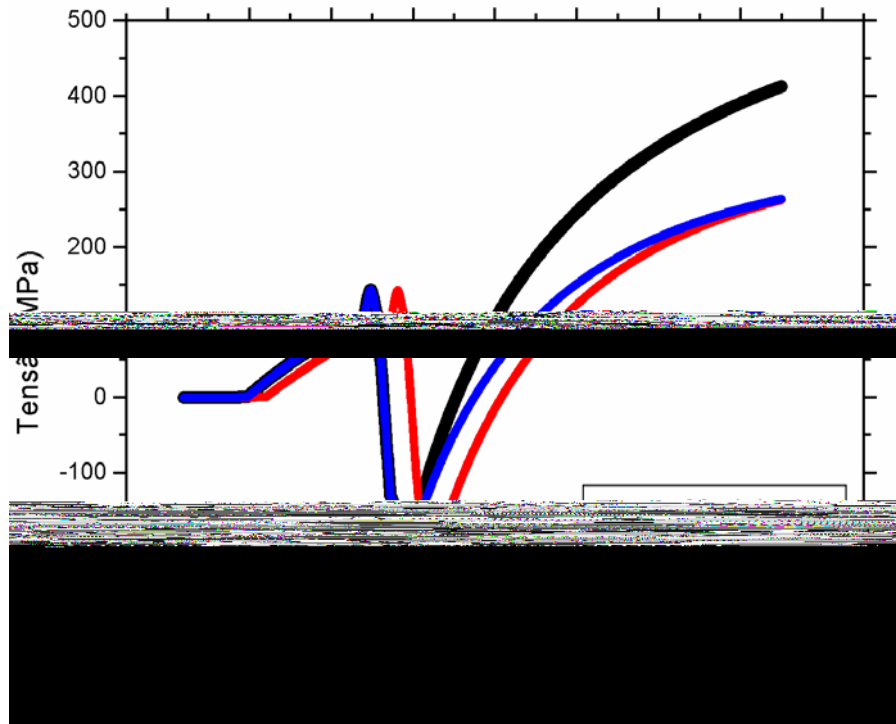


Figura V.40 – Comparação da evolução da tensão para os 3 modelos em estudo

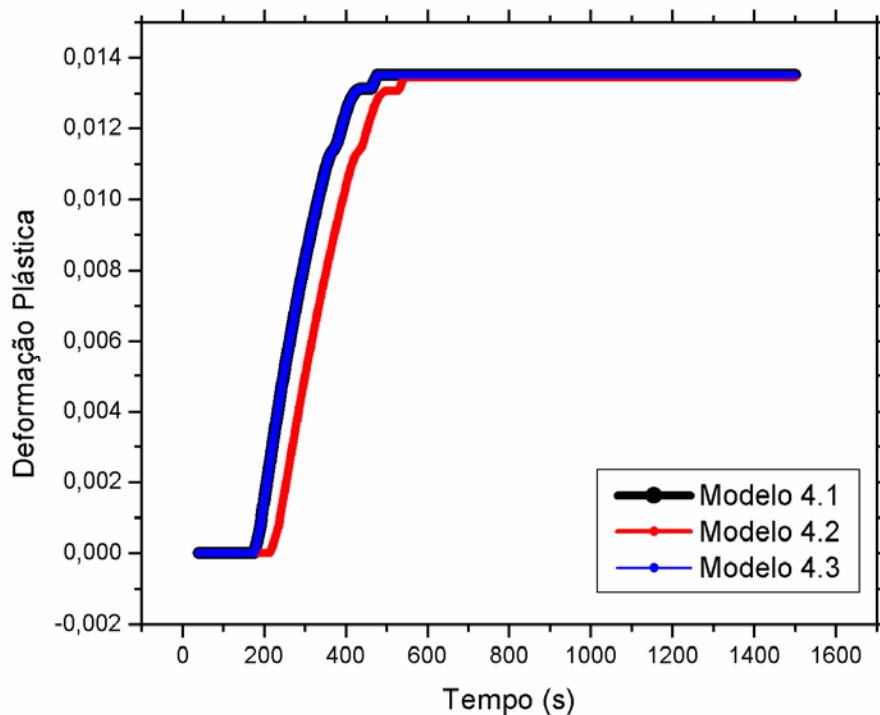


Figura V.41 – Comparação da evolução da deformação plástica para os 3 modelos em estudo

A partir da Figura V.38, é possível observar como os fenômenos estudados afetam a evolução de temperatura: a radiação tem uma importância significativa para temperaturas elevadas, proporcionando uma taxa de resfriamento ligeiramente maior, como mostram as curvas correspondentes aos Modelos 4.1 e 4.3. Por sua vez, o acoplamento termomecânico se

mostra evidente em temperaturas mais baixas, onde ocorrem transformações de fase, sendo responsável por uma pequena redução da velocidade de resfriamento, como é apresentado na Figura V.39, próximo ao final da simulação. Em relação às tensões, o acoplamento afeta a evolução de tensões dentro do período de tempo mostrado na Figura V.40. Isso ocorre pois, ao liberar calor latente devido à transformação de fase, e conseqüentemente reduzindo a taxa de resfriamento, há uma influência na distribuição de fases, afetando as deformações induzidas pelas mesmas. O comportamento de deformações plásticas apresentou um comportamento similar, com uma pequena influência da radiação, acelerando o surgimento de deformações plásticas, como pode ser constatado a partir das curvas mostradas na Figura V.41.

Em seguida, as Figuras V.42 – 46 apresentam a evolução da temperatura, da tensão, da deformação plástica e do endurecimento cinemático para o Modelo 4.3, que contempla todos fenômenos considerados pelo modelo proposto.

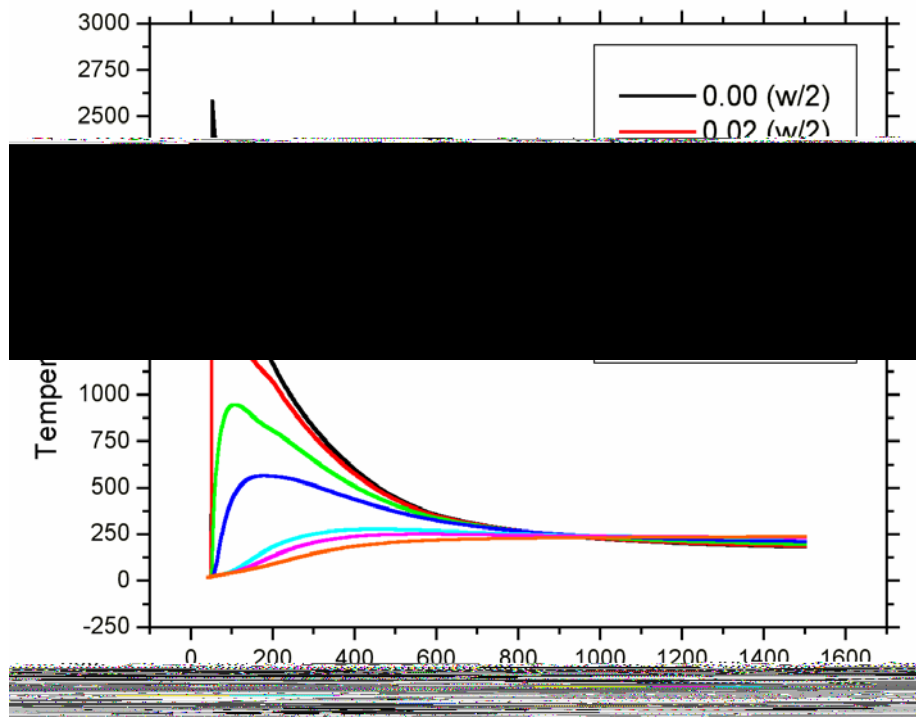


Figura V.42 – Evolução da temperatura ao longo do tempo para o Modelo 4.3

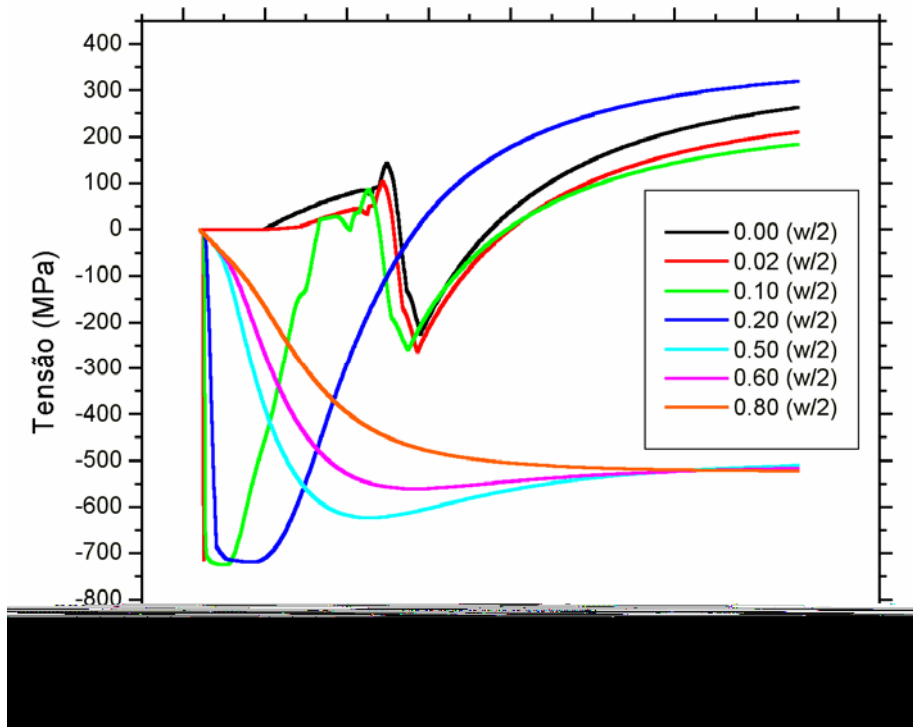


Figura V.43 – Evolução da tensão ao longo do tempo para o Modelo 4.3

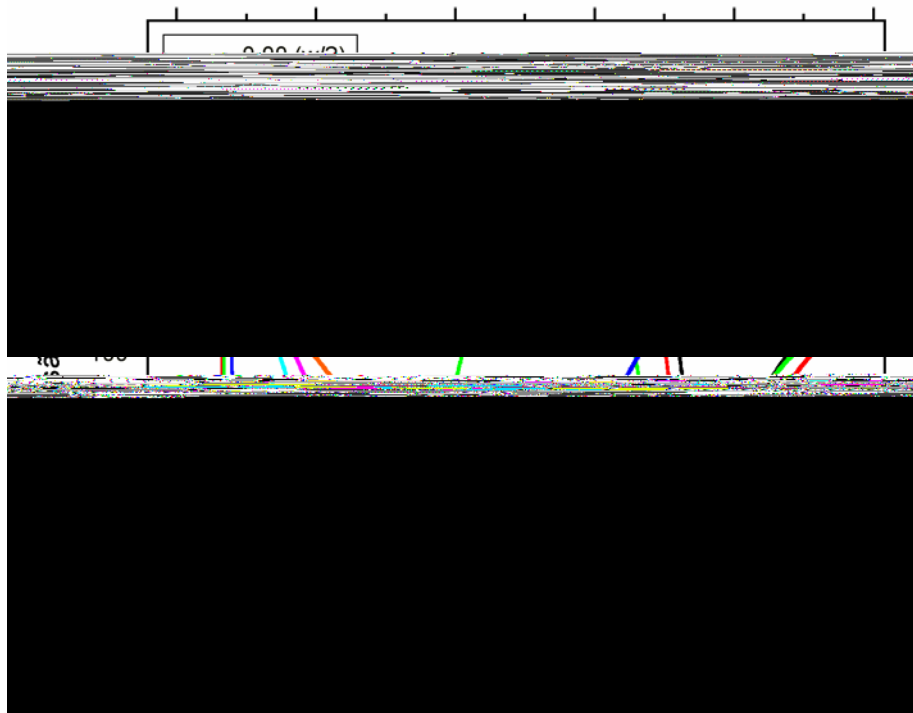


Figura V.44 – Detalhe da evolução da tensão ao longo do tempo para o Modelo 4.3

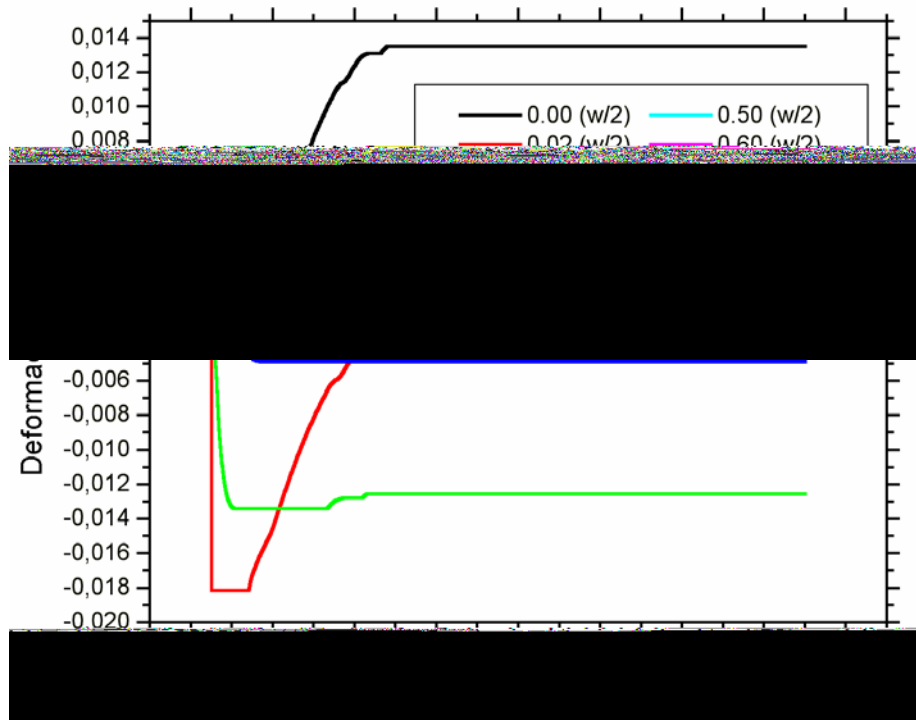


Figura V.45 – Evolução da deformação plástica ao longo do tempo para o Modelo 4.3

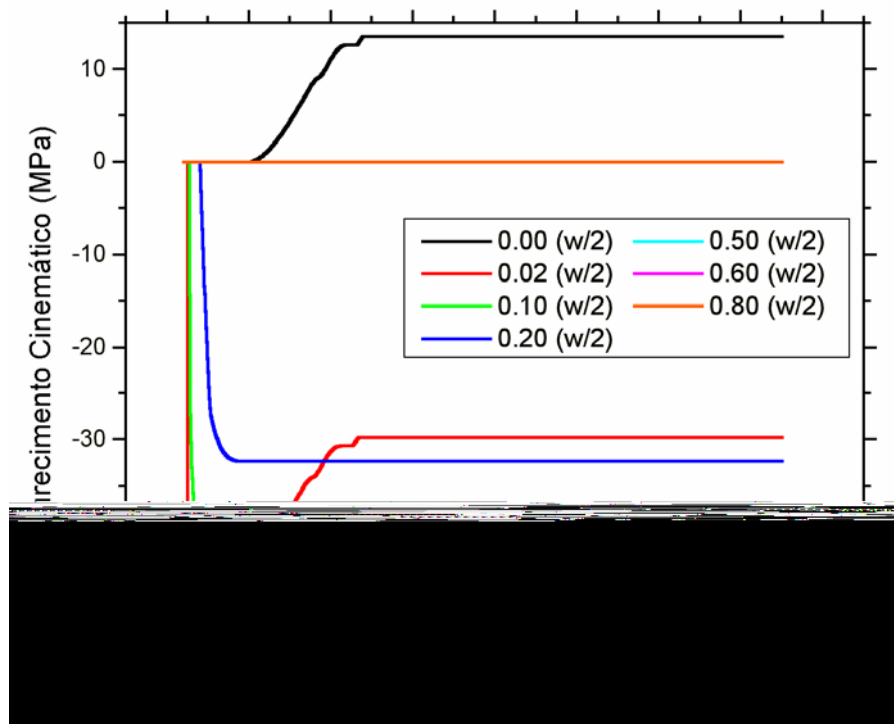


Figura V.46 – Evolução do endurecimento cinemático ao longo do tempo para o Modelo 4.3

O comportamento da temperatura apresentado na Figura V.42 mostra que regiões mais afastadas do cordão de solda apresentam temperaturas ligeiramente maiores que as encontradas no Modelo 3, para um mesmo instante de tempo. Esse fenômeno ocorre também no Modelo 4.2, mostrando que este comportamento é causado pela liberação de calor latente

associado ao acoplamento termomecânico na equação de energia. Ao tornar mais lento o resfriamento dos pontos próximos ao cordão de solda, é permitida uma maior condução de calor ao longo da largura da chapa, resultando em um maior aquecimento nas regiões mais distantes do cordão de solda. Isso ocorre também graças a uma pequena influência da radiação, que não se mostra significativa em temperaturas relativamente mais baixas, onde ocorre transformação de fase e o efeito do acoplamento. Desta forma, é possível verificar que o acoplamento termomecânico afeta a evolução da temperatura ao longo do tempo. Esse efeito influencia também a evolução das tensões, apresentada nas Figuras V.43 e V.44: o aumento de temperatura nestas regiões, localizadas a partir do ponto $0.50(w/2)$ na Figura V.43, resulta em tensões compressivas mais significativas para um mesmo instante de tempo, se comparado com o Modelo 3.3.

Outras características já vistas na evolução das tensões em modelos anteriores também podem ser identificadas no Modelo 4.3, como a tendência do material estar submetido a tensões compressivas durante o aquecimento e trativas durante o resfriamento. Além disso, é observada também a mesma perturbação na evolução das tensões para os pontos mais próximos ao cordão de solda, causada pelo diferentes tempos de início de formação de fases. Pode-se verificar também, a partir da Figura V.45, que deformações plásticas apresentaram um comportamento muito similar ao Modelo 3.3, o mesmo podendo ser observado na evolução do endurecimento cinemático, mostrado na figura V.46.

As Figuras V.47 – 49 apresentam a distribuição da tensão e da deformação plástica ao longo da chapa para o instante final considerando os 3 modelos, quando a chapa alcança a temperatura ambiente. Já a Figura V.50 apresenta a distribuição das fases para o instante final considerando o Modelo 4.3.

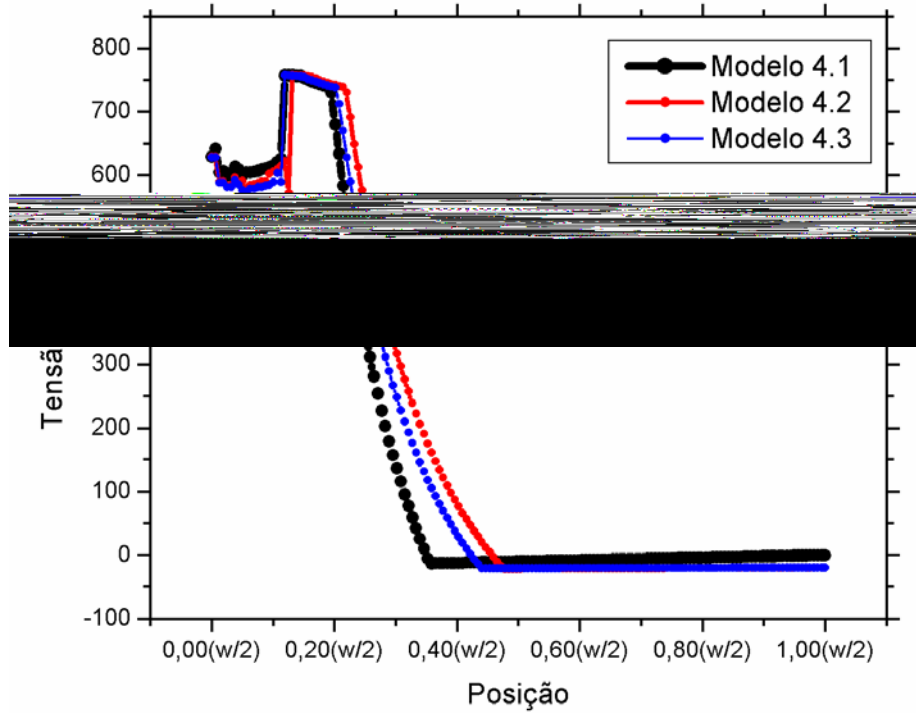


Figura V.47 – Comparação da distribuição de tensão ao longo da chapa

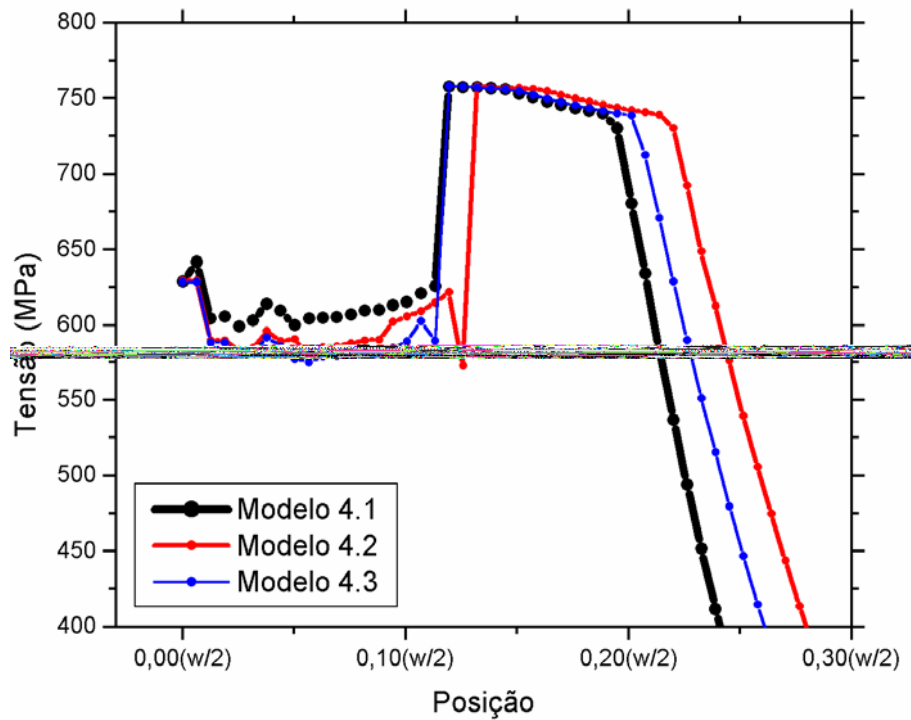


Figura V.48 – Detalhe da comparação da distribuição de tensão ao longo da chapa

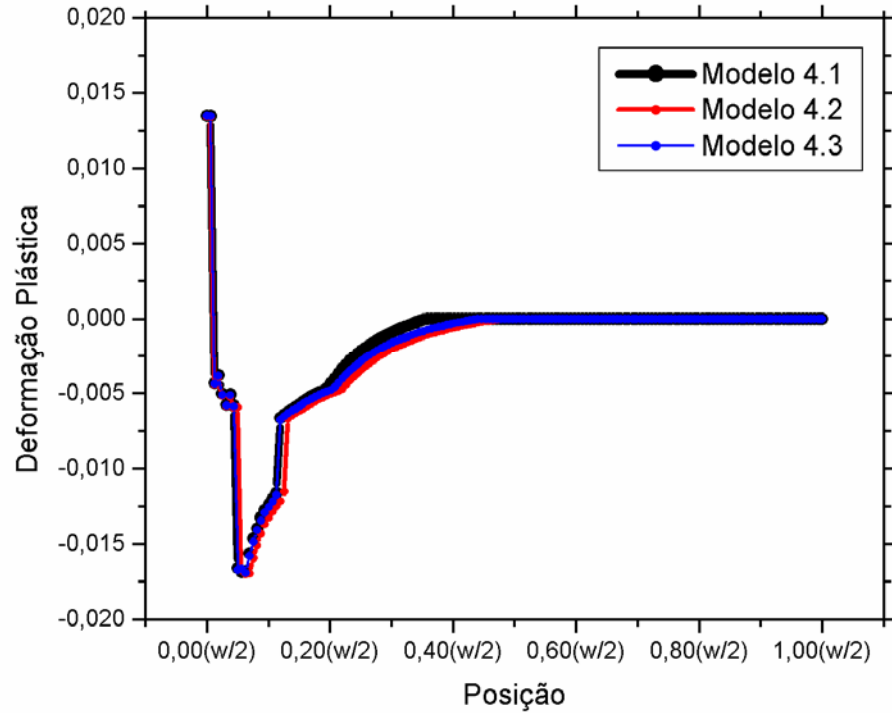


Figura V.49 – Comparação da distribuição de deformação plástica ao longo da chapa

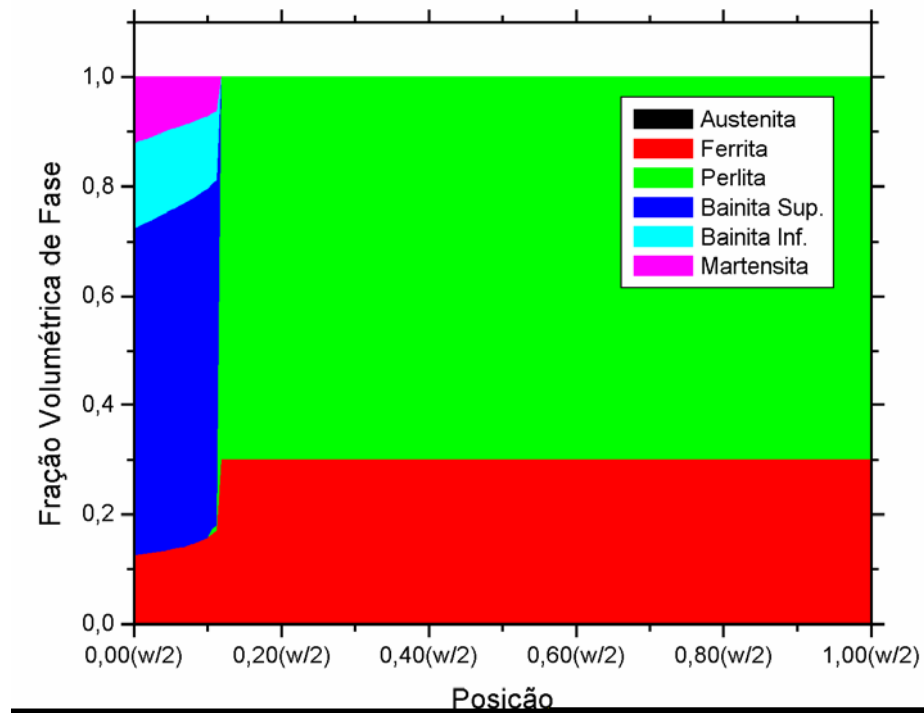


Figura V.50 – Distribuição de fases microestruturais ao longo da chapa para o Modelo 4.3

Pode-se observar nas Figuras V.47 e V.48 que foram alcançados valores de tensão muito elevados, mas mesmo assim próximos daqueles encontrados no Modelo 3.3. Observa-se também uma região com redução de tensões, devido ao fenômeno de alívio de tensões gerado pela transformação de fase. A presença dos acoplamentos, ao reduzir a velocidade de

resfriamento, permite que calor seja conduzido até uma maior distância em relação ao cordão de solda, resultando em uma maior região submetida a tensões residuais. Ao analisar também a Figura V.50, pode-se constatar que a região onde se observa um alívio nas tensões corresponde a locais onde houve uma formação maior de bainita e martensita.

Um estudo mais detalhado sobre a transformação de fases é apresentado nas Figuras V.51 – 54, que apresentam uma comparação da evolução das frações volumétricas das fases ferrita, bainita superior, bainita inferior e martensita, para os três modelos em estudo, no ponto localizado sobre o plano de simetria. As figuras mostram que não ocorrem variações significativas nas frações volumétricas finais das fases encontradas nos três modelos. Verifica-se também que a radiação influencia ligeiramente na velocidade de transformação, fazendo com que as transformações de fase nos Modelos 4.1 e 4.3 ocorram mais cedo do que no Modelo 4.2.

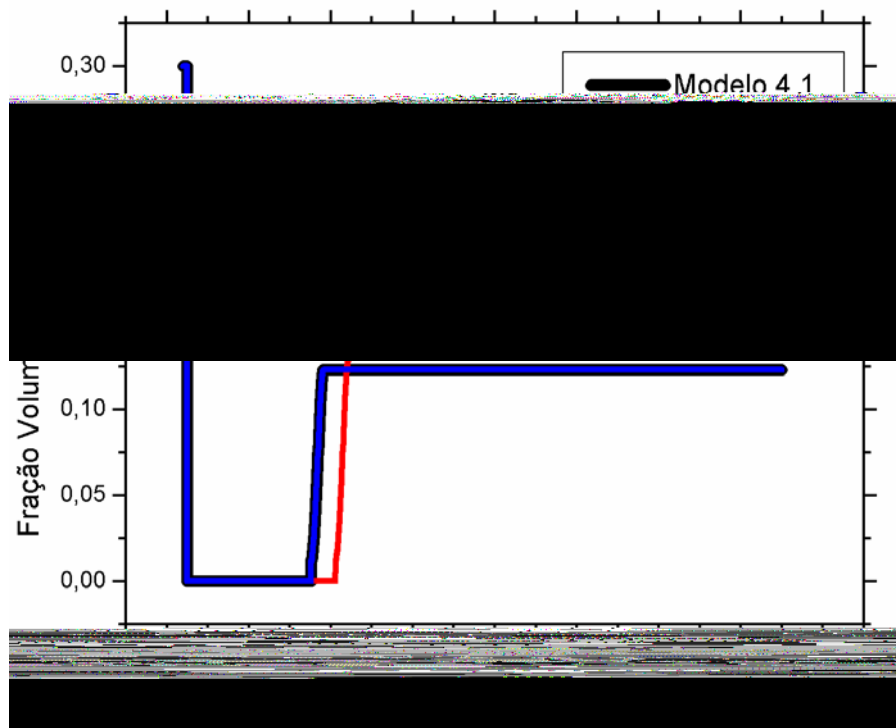


Figura V.51 – Comparação da evolução da fração volumétrica de ferrita para os 3 modelos em estudo

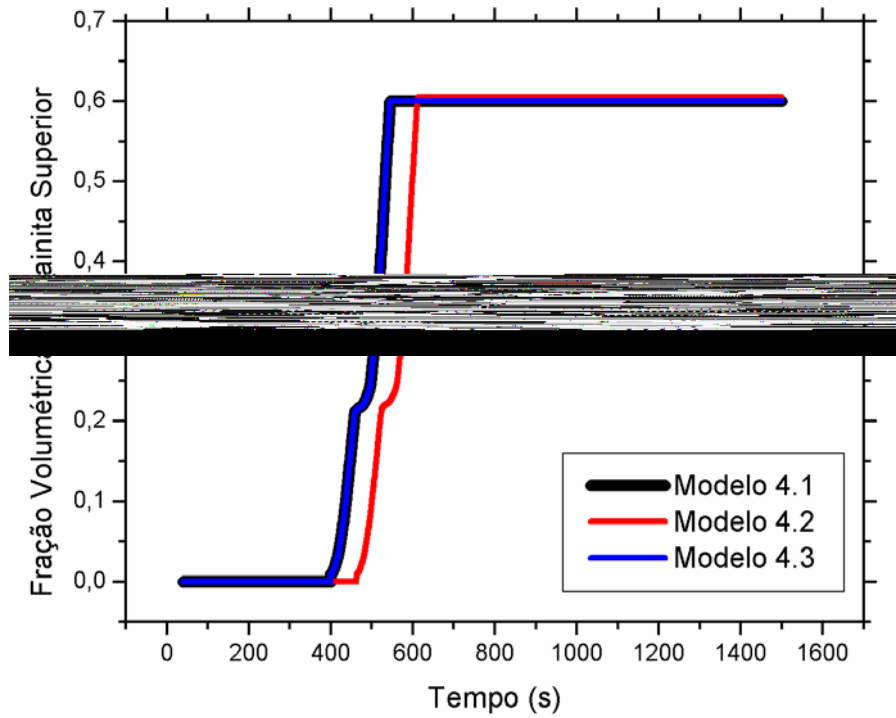


Figura V.52 – Comparação da evolução da fração volumétrica de bainita superior para os 3 modelos em estudo

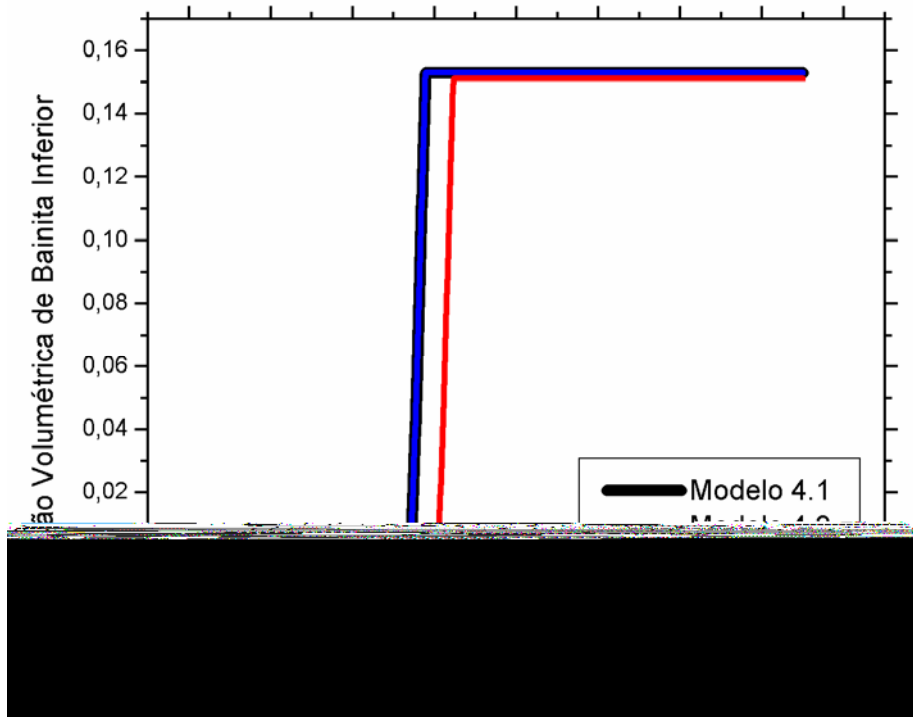


Figura V.53 – Comparação da evolução da fração volumétrica de bainita inferior para os 3 modelos em estudo

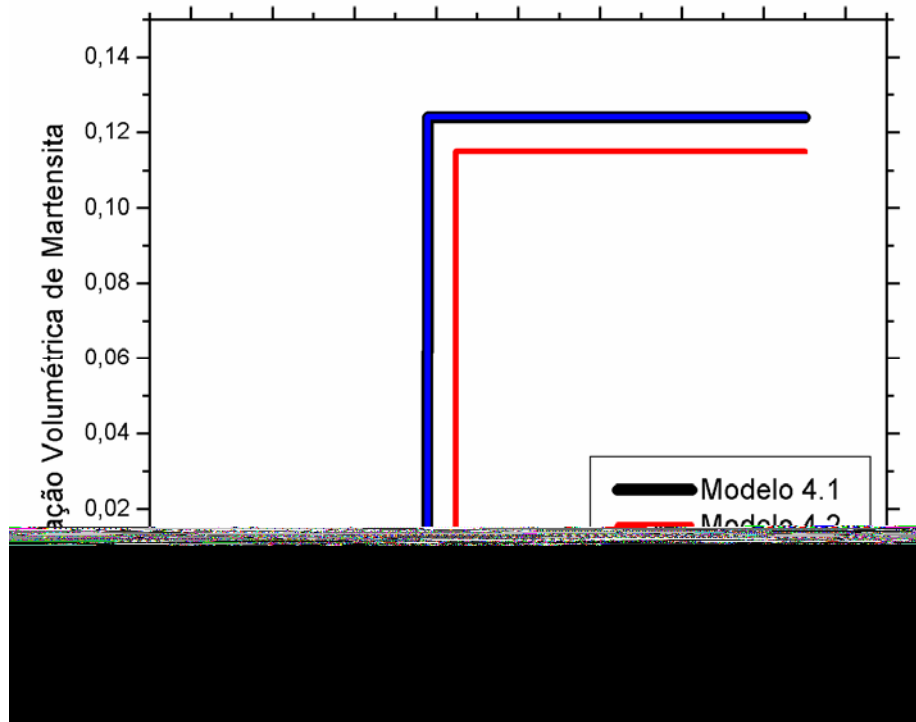


Figura V.54 – Comparação da evolução da fração volumétrica de martensita para os 3 modelos em estudo

Ao realizar um estudo da distribuição de fases ao longo da largura da chapa, após o término da simulação, observa-se uma distribuição muito similar entre os três modelos, com uma fração volumétrica elevada de bainita e a presença de martensita. Identifica-se que ocorre uma maior variação na da fração volumétrica de martensita, como mostrado no gráfico da Figura V.55. Este comportamento é justificado pelo resfriamento ligeiramente mais lento, causado pela presença do acoplamento termomecânico nos Modelos 4.2 e 4.3. Além disso, ao permitir uma maior condução de calor ao longo da largura, observa-se que a região onde ocorre transformação de bainita e martensita é ligeiramente maior. Esta comparação ao longo da largura pode ser feita também entre a distribuição de fases do Modelo 4.3 (Figura V.50) com o Modelo 3.3 (Figura V.37). Os efeitos de radiação e acoplamento, atuando em conjunto no Modelo 4.3, resultam em uma fração volumétrica de martensita máxima muito similar à encontrada para o Modelo 3.3, embora neste último ela esteja presente em uma região ligeiramente maior. O comparativo entre as frações volumétricas de martensita dos Modelos 3.3 e 4.3 é apresentado na Figura V.56.

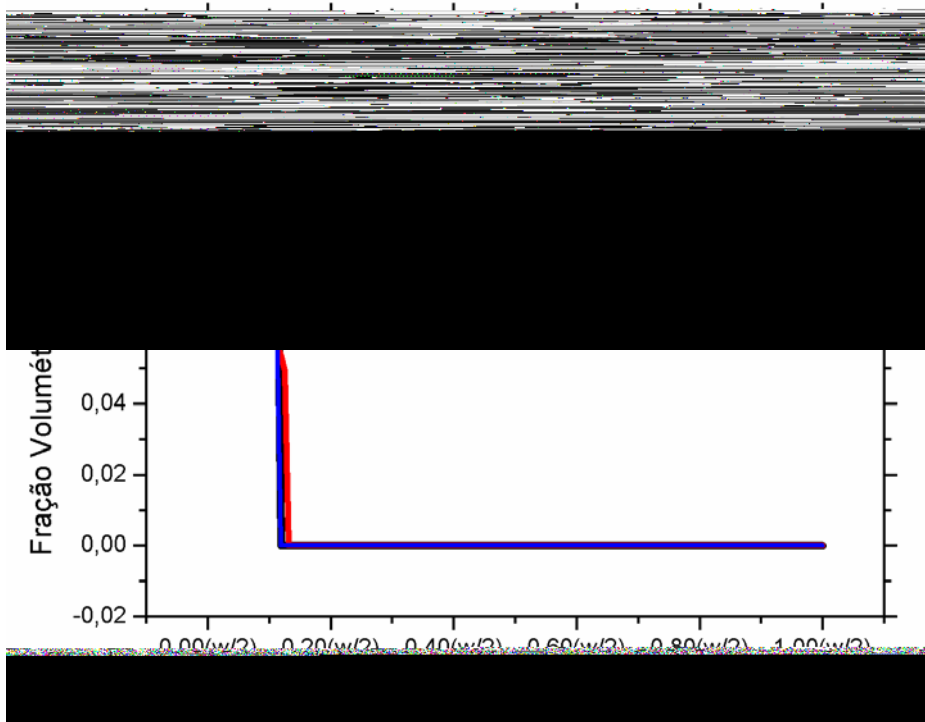


Figura V.55 – Comparação da fração volumétrica de martensita ao longo da chapa para os três modelos em estudo

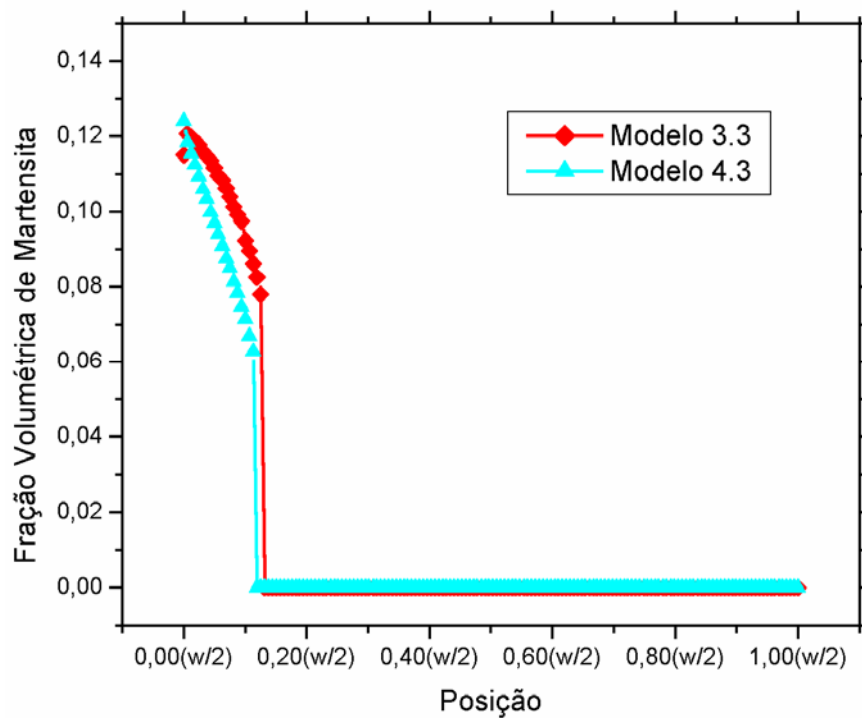


Figura V.56 – Comparação da fração volumétrica de martensita ao longo da chapa entre os Modelos 3.3 e 4.3

CONCLUSÕES

Este trabalho apresenta um modelo constitutivo com variáveis internas para estimar as tensões residuais em chapas finas de aço. A adoção deste tipo de modelagem permitiu estabelecer um modelo termodinamicamente consistente e identificar os termos de acoplamento presentes no processo, que apresenta um elevado grau de complexidade devido ao acoplamento de três fenômenos: térmico, transformação de fase e mecânico. Foi desenvolvido um código numérico baseado no esquema de partição do operador, o que permite resolver o problema acoplado em sub-problemas desacoplados através de técnicas numéricas tradicionais. O modelo considera fases difusionais e adifusionais e a presença de deformações plásticas e endurecimento cinemático. A escolha de uma geometria de chapas finas como objeto do estudo permitiu que diversas hipóteses simplificadoras fossem aplicadas ao código numérico, facilitando assim a sua implementação. As simulações numéricas desenvolvidas com o código numérico proposto, na forma de 4 modelos, permitiram estudar a influência dos vários fenômenos acoplados presentes no processo de soldagem na junta soldada.

A dependência das propriedades térmicas e mecânicas com a temperatura se mostrou uma das características de maior influência na distribuição de tensões residuais na chapa soldada, como foi observado a partir da comparação entre os Modelos 1 e 2. Certas propriedades apresentam comportamentos extremamente diferentes ao atingir temperaturas elevadas, como a condutibilidade térmica, de fundamental importância para a transferência de calor durante a solda.

Outro fator que se mostrou bastante importante foi o fenômeno de transformação de fase. Além de afetar de forma considerável as propriedades térmicas e mecânicas, o fenômeno de transformação de fases microestruturais é responsável pelo surgimento de deformações adicionais e pela liberação de energia térmica, afetando o perfil de temperatura na chapa, e conseqüentemente influenciando o comportamento mecânico da mesma. É importante destacar que a modelagem da transformação de fases é um processo de grande complexidade, justificando a utilização de uma aproximação das transformações de fases contínuas por uma série de transformações isotérmicas no código proposto.

É importante observar que a adoção de um modelo geometricamente simplificado acaba afetando de alguma forma o comportamento previsto pelas simulações numéricas. Assim, os resultados apresentados devem ser avaliados considerando-se as limitações inerentes ao modelo proposto. A desconsideração do fluxo de calor ao longo da direção de soldagem afeta o comportamento térmico, tornando os tempos de resfriamento maiores e permitindo uma maior condução de calor ao longo da largura. Esta consideração traz conseqüências para a distribuição de fases microestruturais, bem como resulta em níveis de tensões mais elevados e ao longo de uma maior largura da chapa.

Entretanto, a modelagem apresentada apresenta um considerável detalhamento do acoplamento existente entre os fenômenos térmico, transformação de fase e mecânico, o que evidencia seu potencial. Foi possível identificar, com base nas simulações comparativas, que a adoção de propriedades do material dependentes da temperatura e a própria transformação de fase provoca efeitos consideráveis no comportamento da junta soldada. Soma-se a isso a verificação de que o acoplamento termomecânico na equação de energia oriundo da transformação de fase pode afetar a evolução da temperatura na chapa soldada, com isso influenciando a distribuição das fases e as tensões residuais.

Este trabalho apresenta uma contribuição à modelagem dos processos de soldagem e serve como ponto de partida para a elaboração de estudos mais detalhados. Trabalhos futuros podem ser desenvolvidos no sentido de implementar modificações no modelo e no código numérico proposto, de modo a torná-lo mais preciso e abrangente. Algumas sugestões para trabalhos futuros incluem:

- Aperfeiçoamento da modelagem geométrica, que pode se dar inicialmente com a representação da solda por meio de um modelo bidimensional, permitindo assim um mapeamento da distribuição de temperaturas e tensões ao longo da espessura. O objetivo final corresponde a uma modelagem tridimensional, o que representaria com grande precisão os efeitos da soldagem em uma chapa. A ampliação das dimensões do modelo torna necessário que as formulações adotadas no programa sejam reestruturadas de forma vetorial.
- Utilização de um modelo de fonte de calor mais complexo (como a distribuição volumétrica por duplo elipsóide), algo fundamental caso seja realizada uma modelagem tridimensional como proposto acima, e que se aproxima mais da realidade.
- Maior detalhamento da rotina térmica. No modelo apresentado neste trabalho, é usada uma rotina preditora-corretora apenas para a condução, justificável pela sua maior influência no comportamento térmico. Entretanto, é recomendado que esta formulação

englobe todos os fenômenos de transferência de calor envolvidos na soldagem, como a fonte de calor, convecção, radiação e acoplamento termomecânico. Além disso, um maior detalhamento da radiação para o ambiente pode ser realizada, substituindo o coeficiente de perda de calor equivalente usado neste código pela formulação completa, assim como a utilização da emissividade dependente da temperatura.

Além disso, o desenvolvimento de um programa experimental para validar o modelo é essencial para que o modelo possa vir a ser utilizado como uma ferramenta computacional para a previsão das tensões residuais em processos de soldagem.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-TAWAB, K.; NOOR, A. K.; "Uncertainty Analysis of Welding Residual Stress Fields", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 179, pp. 327-344, 1999.

AMES, W.F.; "Numerical Methods for Partial Differential Equations", Academic Press, 1992.

ANDERSEN, L.F.; "Residual Stresses and Deformations in Steel Structures", Tese de Doutorado, Department of Naval Architecture and Offshore Engineering, Technical University of Denmark, 2000.

ANSYS, "Ansys Manual", Release 9, Ansys Inc, 2006.

ANTUNES, A. E. B.; "Tensões Residuais na Soldagem, Aspectos Básicos", *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas*, v. XVII, n. 4, pp. 394-403, 1995.

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

ASM, "Metals Handbook Volume 9 – Metallography and Microstructures", ASM International, 1985.

AVRAMI, M.; "Kinetics of Phase Change. II: Transformation-Time relations for random distribution of nuclei", *Journal of Chem. Phys.*, v.8, pp.212, 1940.

BALLIO, G.; MAZZOLANI, F. M.; *Theory and Design of Steel Structures*, Chapman and Hall, 1983.

BANG, I. W.; SON, Y. P.; OH, K. H.; KIM, Y. P.; KIM, W. S.; "Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding on In-Service Gas Pipelines", *Welding Journal*, pp. 273-282, dez. 2002.

BEZERRA, A. C.; SCOTTI, A.; RADE, D. A.; "Análise da Influência do Pré-aquecimento Sobre as Tensões Residuais de Soldagem Via Elementos Finitos", *CONEM 2006 – IV Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, Recife, 2006a.

BEZERRA, A. C.; SCOTTI, A.; RADE, D. A.; "Efeito do Preaquecimento sobre as Tensões Residuais de Soldagem", *Soldagem & Inspeção*, Vol. 11, No 1, 2006b.

BEZERRA, A. C.; RADE, D. A.; SCOTTI, A.; "Simulation of a TIG Weld using Finite Element Method: Part 2 – Structural Analysis", *Soldagem & Inspeção*, Vol. 11, No 2, 2006c.

BONIFAZ, E.A.; "Finite Element Analysis of Heat Flow in Single-Pass Arc Welds", *Welding research Supplement*, pp. 121-125, 2002

BRESSLER, B.; LIN, T. Y.; SCALZI, J. B.; *Design of Steel Structures*, 2 ed., John Wiley and Sons Inc., 1968.

CARPINTERI, A.; MAJORANA, C.; "Fully Three-Dimensional Thermomechanical Analysis of Steel Welding Processes", *Journal of Materials Processing Technology*, v.53. pp. 85-92, 1995.

ÇETINEL, H.; TOPARLI, M.; ÖZSOYELLER, L.; " A Finite Element Based Prediction of the Microstutural Evolution of Steels Subjected to the Tempcore Process", *Mechanics of Materials*, n.32, pp. 339-347, 2000.

CHENG, W.; WANG, Y.; AMEND, W.; SWATZEL, J.; "Weld Microstructure and Hardness Prediction for In-Service Hot-Tap Welds", *Proceeding of IPC 2004 – International Pipeline Conference*, Canada, 2004.

DENIS, S.; GAUTIER, E.; SIMON, A.; BECK, G.; "Stress-Phase-Transformation Interactions – Basic Principles, Modelling and Calculation of Intenal Stresses", *Material Science and Technology*, v.1, pp.805-814, 1985.

DENIS, S.; SJÖSTRÖM, S.; SIMON, A.; "Coupled Temperature, Stress, Phase Transformation Calculation Model Numerical Illustration of the Internal Stresses Evolution during Cooling of a Eutectoid Carbon Steel Cylinder", *Metallurgical Transactions A*, v.18^A, pp.1203-1212, 1987.

DEPRADEUX, L.; "Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L Validation sur cas Tests de Complexite Croissante", Tese de Doutorado, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.

DEPRADEUX, L.; JULLIEN, J. F.; "Experimental and Numerical Simulation of Thermomechanical Phenomena during a TIG Welding Process", *Journal de Physique IV*, Vol. 120, pp. 697-704, 2004.

FERNANDES, J. L.; PACHECO, P. M. C. L.; KENEDI, P. P.; CARVALHO, M. L. M.; "Analysis of the Influence of Residual Stresses in the Fatigue Life of Welded Plates Using the Finite Element Method", *COTEQ 2003*, COTEQ028_03, Florianópolis, Santa Catarina, Brasil, 09-12 set. 2003.

FERNANDES, J. L.; PACHECO, P. M.C. L.; KENEDI, P. P.; "Modeling Residual Stresses in Repaired Welded Steel Plates using the Finite Element Method", *CONEM 2004 – III Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, Belém, Pará, 2004.

FRICKLE, S.; KEIM, E.; SCHMIDT, J.; "Numerical Weld Modeling – A Method for Calculating Weld-induced Residual Stresses", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 206, pp. 139-150, 2001.

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

KOISTINEN, D.P.; MARBURGER, R.E.; "A General Equation Prescribing the Extent of the Austenite-Martensite Transformation In Pure Iron-Carbon Alloys and Plain Carbon Steels", *Acta Metallurgica*, v.7, pp.59-60, 1959.

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

KUO, H.C.; WU, L.J.; "Prediction of the Heat-Affected Zone Using Grey Theory", *Journal of Materials Processing Technology*, v.120, pp. 151-168, 2002.

LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J.L.; *Mechanics of Solid Materials*, Cambridge Press, 1990.

LUNDBACK, A.; RUNNEMALM, H.; "Validation of Three-Dimensional Finite Element Model for Electron Beam Welding of Inconel 718", *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 10 (6), pp. 717-724, 2005.

MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V.; *Soldagem I – Introdução aos Processos de Soldagem*. UFMG, 2000. Disponível em: <<http://www.demet.ufmg.br/grad/disciplinas/emt019/index.html>>. Acesso em: 10 fev. 2005.

MODENESI, P.J.; MARQUES, P.V.; SANTOS, D.B.; *Introdução à Metalurgia da Soldagem*. UFMG, 2004. Disponível em: <<http://www.demet.ufmg.br/grad/disciplinas/emt019/index.html>>. Acesso em: 10 fev. 2005.

NAKAMURA, S.; *“Applied Numerical Methods in C”*, Prentice-Hall, 1993.

NOLTE, C.; PACHECO, P.M.C.L.; COSTA-MATTOS, H.; SAVI, M.A.; “Finite Element Analysis of the Thermomechanical Coupling Effects on Damage Localization in Elastoplastic Metallic Bars”, *COBEM-2005, 18th International Congress of Mechanical Engineering*, Ouro Preto, 2005.

OLIVEIRA, W.P.; SOUZA, L.F.G.; PACHECO, P.M.C.L.; SAVI, M.A.; “Quenching Process Modeling in Steel Cylinders Using a Multi-Phase Constitutive Model”, *COBEM-2003, 17th International Congress of Mechanical Engineering*, São Paulo, 2003.

OLIVEIRA, W.P.; “Modelamento Do Processo De Têmpera Em Cilindros De Aço Utilizando Um Modelo Constitutivo Multi-Fase”, Dissertação de Mestrado, CEFET/RJ, 2004.

ORTIZ, M.; PINSKY, P.M.; TAYLOR, R.L.; “Operator Split Methods for the Numerical Solution of the Elastoplastic Dynamic Problem”, *Computer Methods of Applied Mechanics and Engineering*, v. 39, pp.137-157, 1983.

PACHECO, P.M.C.L.; “Análise do Acoplamento Termomecânico em Materiais Elasto-Viscoplásticos”, Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, PUC-Rio, 1994.

PACHECO, P.M.C.L.; COSTA MATTOS, H. S.; “Modeling the Thermomechanical Coupling Effects on Low-Cycle Fatigue of Metallic Materials”, *5th ICBMFF, 5th International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture*, pp.291-301, Cracow, Poland, September, 1997a.

PACHECO, P. M. C. L.; COSTA MATTOS, H. S.; “Anisothermal Analysis of the Damage Localization in Metallic Bars Submitted to Cyclic Loadings”, *COBEM-97 – XIV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, Bauru, São Paulo, 1997b.

PACHECO, P.M.C.L.; CAMARÃO, A.F.; SAVI, M.A.; “Analysis of Residual Stresses Generated by Progressive Induction Hardening of Steel Cylinders”, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Vol.36, N^o5, pp. 507-516, 2001.

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

RETI, T.; FRIED, Z.; FELDE, I.; “ Computer Simulation of Steel Quenching Process Using a Multi-Phase Transformation Model”, *Computational Materials Science*, n.22, pp. 261-278, 2001.

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.

SILVA, E.P.; PACHECO, P.M.C.L; SAVI, M.A.; “On the Thermo-Mechanical Coupling in Austenite-Martensite Phase Transformation Related to the Quenching Process”, *International Journal of Solids and Structures*, ISSN 0020-7683, Vol. 41, pp. 1139-1155, 2004.

SILVA, E.P., PACHECO, P.M.C.L. e SAVI, M.A.; “Finite Element Analysis of the Phase Transformation Effect in Residual Stresses Generated by Quenching in Notched Steel Cylinders”, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, v. 40, n. 2, pp. 151-160, ISSN 0309-3247, 2005a.

SILVA, R.M.B.; 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, Minas Gerais, 2005b.

SILVA, R.M.B.; PACHECO, P.M.C.L.; OLIVEIRA, W.P.; SAVI, M.A.; “Modeling Residual Stresses in Welded Steel Plates Using A Constitutive Model With Diffusional Phase Transformations”, *CILAMCE 2005 – XXVI Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*, Espírito Santo, 2005c.

SIMO, J.C.; HUGHES, T.J.R.; “*Computational Inelasticity*”, Springer, 1998.

SIMO, J.C.; MIEHE, C.; “Associative Coupled Thermoelasticity at Finite Strains: Formulation, Numerical Analysis and Implementation”, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v.98, pp.41-104, 1992.

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.

TAVARES, L.T.; FLORINDO, V.; “Análise da Distribuição de Temperatura Durante o Processo de Soldagem de Placas de Aço: Experimento e Simulações Numéricas”, Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Industrial Mecânica, Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Rio de Janeiro, 2005.

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 Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 78, pp. 523-538, 2001.

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

Anexo A
Propriedades Termo-mecânicas do Material

Para o cálculo dos perfis de temperatura e distribuição de tensões residuais, são usadas propriedades termomecânicas macroscópicas, características próprias do material selecionado (neste estudo, o aço AISI 4140). Estas propriedades são determinadas a partir da temperatura à qual o material está submetido, assim como também serão influenciadas pela distribuição de fases microestruturais, visto que cada uma das diferentes microestruturas possui comportamentos diferentes. Nesta seção são mostrados os polinômios usados para o cálculo dessas propriedades, ajustados a partir de curvas em função da temperatura geradas a partir de dados experimentais. (OLIVEIRA *et al.*, 2003; OLIVEIRA, 2004)

Módulo de Elasticidade (em Pa)

Em termos macroscópicos, esta propriedade mecânica depende da fase microestrutural presente, apresentando dois valores diferentes: um para a martensita e outro para as demais fases. Também depende da temperatura no ponto, sendo que caso essa temperatura seja superior à fusão, o módulo de elasticidade é nulo, para representar o comportamento do metal líquido.

$$E = 2,145 \times 10^{11} - 3,097 \times 10^7 T - 9,208 \times 10^4 T^2 - 2,797 T^3 \quad (\text{para a martensita})$$

$$E = 1,985 \times 10^{11} - 4,462 \times 10^7 T - 9,090 \times 10^4 T^2 - 2,059 T^3 \quad (\text{para as demais fases})$$

Coefficiente de dilatação linear (em °C⁻¹)

Não apresenta variações significativas para as fases microestruturais, logo essa propriedade é calculada apenas em função da temperatura no ponto. Entretanto, como a variação do coeficiente de dilatação linear não apresenta um comportamento regular, é necessário definir diferentes equações para seu cálculo, para intervalos de temperatura específicos.

$$\alpha_T = 1,11489 \times 10^{-5} + 1,91806 \times 10^{-8} T - 8,7977 \times 10^{-11} T^2 + 2,05452 \times 10^{-13} T^3$$

(para $T < 475$ °C)

$$\alpha_T = 2,23 \times 10^{-5}$$

(para $T > 475$ °C)

Tensão de Escoamento (em Pa)

Assim como o coeficiente de dilatação linear, a tensão de escoamento é calculada por polinômios dependentes apenas da temperatura, sendo que as equações abaixo são aplicadas em intervalos de temperatura específicos.

$$S_y = 7,520 \times 10^8 + 2,37 \times 10^5 (T + 273) - 5,995 \times 10^2 (T + 273)^2 \quad (\text{para } T \leq 450 \text{ } ^\circ\text{C})$$

$$S_y = 1,598 \times 10^{10} - 2,126 \times 10^7 (T + 273) \quad (\text{para } 450 < T \leq 475 \text{ } ^\circ\text{C})$$

$$S_y = 1,595 \times 10^8 - 1,094 \times 10^5 (T + 273) \quad (\text{para } T > 475 \text{ } ^\circ\text{C})$$

Módulo de Plasticidade (em Pa)

Esta propriedade também se comporta de maneira muito semelhante para as fases microestruturais, sendo assim dependente apenas da temperatura. Deve-se destacar é adotado um modelo de endurecimento cinemático, devido ao comportamento monotônico das condições de carregamento térmico.

$$H = 2,092 \times 10^8 + 3,833 \times 10^7 (T + 273) - 3,459 \times 10^4 (T + 273)^2 \quad (\text{para } T \leq 450 \text{ } ^\circ\text{C})$$

$$H = 2,259 \times 10^{11} - 2,988 \times 10^8 (T + 273) \quad (\text{para } 450 < T \leq 475 \text{ } ^\circ\text{C})$$

$$H = 5,064 \times 10^9 - 3,492 \times 10^6 (T + 273) \quad (\text{para } T > 475 \text{ } ^\circ\text{C})$$

Calor Específico (em W s / kg °C)

Esta propriedade possui ampla influência da temperatura e da fase, existindo expressões para cada uma das fases. Visto que todas as equações são dividida pela massa específica do material (ρ), que é considerada constante em qualquer temperatura, e para

Condutibilidade Térmica (em W / m °C)

Como a propriedade anterior, existem equações para cada uma das fases microestruturais, também sendo dependente da temperatura no ponto.

$$K = 10,4150 + 2,5114 \times 10^{-8} T^{2.5} + 0,4652 T^{0.5} \quad (\text{austenita})$$

$$K = 44,03591616 - 0,0004871 T^{1.5} - 1,7939 \times 10^{-8} \quad (\text{bainita})$$

$$K = 44,00818748 - 3,8631 \times 10^{-5} T^2 - 3,00126 \times 10^{-7} T^{2.5} \quad (\text{perlita e ferrita})$$

$$K = 44,0459 - 0,0005 T^{1.5} - 1,6112 \times 10^{-8} T^3 \quad (\text{martensita})$$

Coeficiente de Película (em W / m² °C)

Esta propriedade é função não apenas da temperatura, mas também do meio onde o componente se encontra. Como nas simulações existe apenas uma situação onde o resfriamento é em água, e neste caso em particular é usado um coeficiente de película constante, torna-se necessário apenas o equacionamento desta propriedade para resfriamento ao ar.

$$h = 0,0242 (T + 273) \quad (\text{para } T \leq 260 \text{ °C})$$

$$h = 6,832 + 1,837 \times 10^{-2} (T + 273) - 1,68 \times 10^{-5} (T + 273)^2 + 6,764 \times 10^{-9} (T + 273)^3 \quad (\text{para } 260 < T \leq 927 \text{ °C})$$

$$h = 3,907 \times 10^1 - 2,619 \times 10^{-2} (T + 273) \quad (\text{para } 927 < T \leq 1038 \text{ °C})$$

$$h = -2,305 \times 10^1 + 3,366 \times 10^{-2} (T + 273) \quad (\text{para } T > 1038 \text{ °C})$$

Anexo B
Equações para Estimativa de Microestrutura

Durante o processo de soldagem, após a passagem da fonte de calor ocorre um resfriamento contínuo do componente. Para possibilitar a estimativa das frações volumétricas das fases microestruturais, é adotada uma simplificação, na qual as transformações de fase com resfriamento contínuo são representadas por uma seqüência de transformações isotérmicas. Essa aproximação se mostra válida, caso o incremento de tempo para o cálculo destas transformações seja reduzido (OLIVEIRA *et al*, 2003; OLIVEIRA, 2004).

Para o equacionamento destas transformações, é usado um diagrama TTT do aço em estudo, mostrado na Figura B.1. As curvas de transformação são aproximadas por polinômios dependentes da temperatura, da mesma forma que as propriedades termo-mecânicas. São estimadas as frações volumétricas máximas de cada fase difusional (β), e os tempos de início (t_s) e fim (t_f) de transformação, que são usados na rotina de microestrutura do programa.

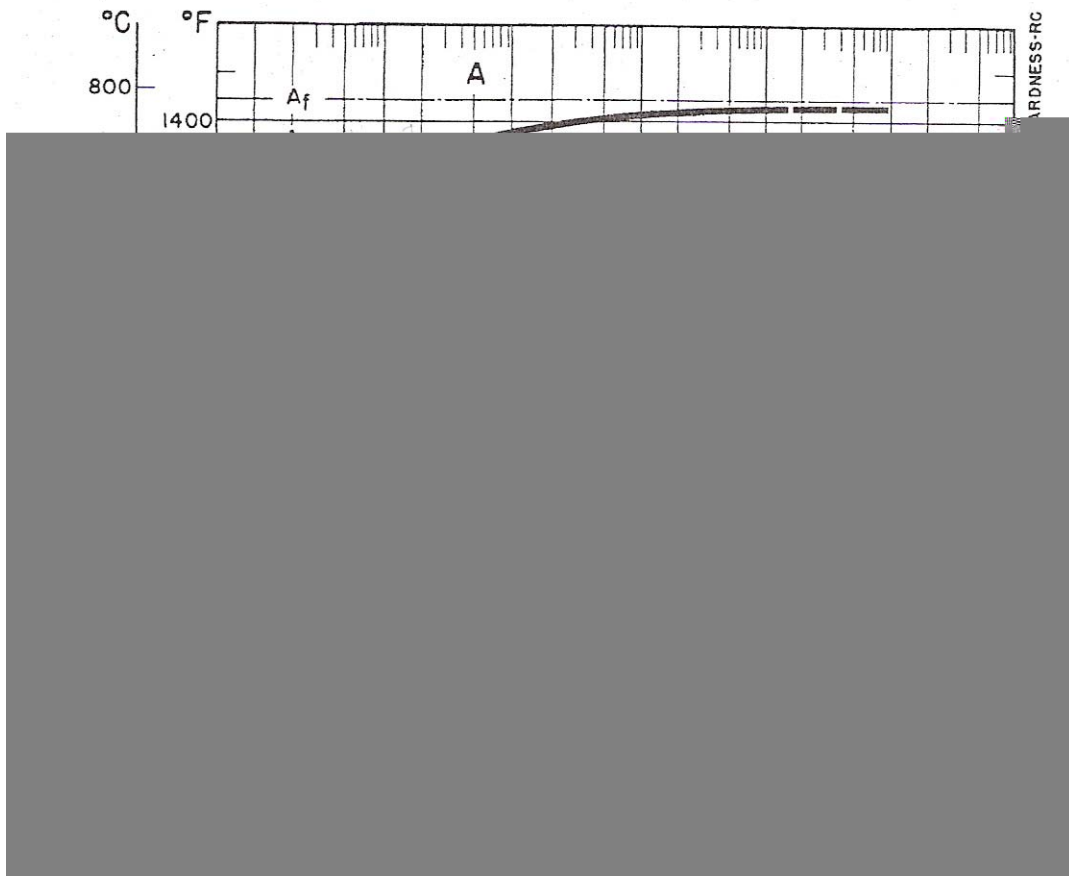


Figura B.1 – Diagrama TTT do aço AISI 4140

Fração volumétrica máxima de ferrita

$$\beta = 0 \quad (\text{para } T > 800 \text{ °C ou } T < 600 \text{ °C})$$

$$\beta = -229,00763 + 0,38168 T \quad (\text{para } 600 \leq T < 731 \text{ °C})$$

$$\beta = 579,71014 - 0,72464 T \quad (\text{para } 731 \leq T < 800 \text{ °C})$$

Fração volumétrica máxima de perlita

$$\beta = 0 \quad (\text{para } T > 731 \text{ °C ou } T < 485 \text{ °C})$$

$$\beta = -159,53947 + 0,32895 T \quad (\text{para } 485 \leq T < 515,4 \text{ °C})$$

$$\beta = -538,29787 + 1,06383 T \quad (\text{para } 515,4 \leq T < 600 \text{ °C})$$

$$\beta = 329,00763 - 0,38168 T \quad (\text{para } 600 \leq T < 731 \text{ °C})$$

Fração volumétrica máxima de bainita superior

$$\beta = 0 \quad (\text{para } T > 600 \text{ °C ou } T < 400 \text{ °C})$$

$$\beta = 100 \quad (\text{para } 400 \leq T < 485 \text{ °C})$$

$$\beta = 259,53947 - 0,32895 T \quad (\text{para } 485 \leq T < 515,4 \text{ °C})$$

$$\beta = 638,29787 - 1,06383 T \quad (\text{para } 515,4 \leq T < 600 \text{ °C})$$

Fração volumétrica máxima de bainita inferior

$$\beta = 0 \quad (\text{para } T > 400 \text{ °C ou } T < 290 \text{ °C})$$

$$\beta = 100 \quad (\text{para } 290 \leq T < 400 \text{ °C})$$

Tempo de início de fim de transformação isotérmica para ferrita

$$ts = 0 \quad (\text{para } T < 600 \text{ °C ou } T > 770 \text{ °C})$$

$$ts = 2,80384757 + \frac{10,39230485}{1 + e^{\frac{T-675}{18,9831429}}} \quad (\text{para } 600 \leq T < 700 \text{ °C})$$

$$ts = \frac{-11,7453014 + 1,81260648 \cdot \ln(T)}{1 - 0,15086365 \cdot \ln(T)} \quad (\text{para } 700 \leq T < 750 \text{ °C})$$

$$ts = -1,4923 \times 10^6 + 1990 T \quad (\text{para } 750 \leq T < 770 \text{ °C})$$

$$tf = 0 \quad (\text{para } T < 600 \text{ °C ou } T > 770 \text{ °C})$$

$$tf = 2070 - 3,2 T \quad (\text{para } 600 \leq T < 625 \text{ °C})$$

$$tf = 70 \quad (\text{para } 625 \leq T < 650 \text{ °C})$$

$$tf = \frac{1}{-0,62905612 + \frac{534676,280 \cdot \ln(T)}{T^2} - \frac{3,1912 \times 10^6}{T^2}} \quad (\text{para } 650 \leq T < 715 \text{ °C})$$

$$tf = -2,831 \times 10^6 + 3960 T \quad (\text{para } 715 \leq T < 725 \text{ °C})$$

$$tf = 40000 \quad (\text{para } 725 \leq T < 770 \text{ °C})$$

Tempo de início e fim de transformação isotérmica para perlita

$$ts = 0 \quad (\text{para } T < 480 \text{ °C ou } T > 725 \text{ °C})$$

$$ts = 1,31393 \times 10^6 - 2626,66667 T \quad (\text{para } 480 \leq T < 500 \text{ °C})$$

$$ts = 224314,9186 - 0,00012953 \cdot T^3 - \frac{2,0185 \times 10^8}{T} + \frac{7,89174 \times 10^9 \cdot \ln(T)}{T^2}$$

$$(\text{para } 500 \leq T < 600 \text{ °C})$$

$$ts = 2070 - 3,2 T \quad (\text{para } 600 \leq T < 625 \text{ °C})$$

$$ts = 70 \quad (\text{para } 625 \leq T < 650 \text{ °C})$$

$$ts = \frac{1}{-0,62905612 + \frac{534676,280 \cdot \ln(T)}{T^2} - \frac{3,1912 \times 10^6}{T^2}} \quad (\text{para } 650 \leq T < 715 \text{ °C})$$

$$ts = -2,831 \times 10^6 + 3960 T \quad (\text{para } 715 \leq T < 725 \text{ °C})$$

$tf = 0$	(para $T < 480$ °C ou $T > 725$ °C)
$tf = 40000$	(para $480 \leq T < 500$ °C)
$tf = -6423,93699 + \frac{41165,07119}{\ln(T)}^2$	(para $500 \leq T < 550$ °C)
$tf = 203600 - 352 T$	(para $550 \leq T < 575$ °C)
$tf = 17300 - 28 T$	(para $575 \leq T < 600$ °C)
$tf = e^{(325,113+0,00025 \cdot T^2 - 16,7702 \cdot \sqrt{T})}$	(para $600 \leq T < 675$ °C)
$tf = -32100 + 48 T$	(para $675 \leq T < 700$ °C)
$tf = -1,79517 \times 10^6 + 2566,6667 T$	(para $700 \leq T < 715$ °C)
$tf = 40000$	(para $715 \leq T < 725$ °C)

Tempo de início e fim de transformação isotérmica para bainita superior

$ts = 0$	(para $T < 400$ °C ou $T > 600$ °C)
$ts = 57159,5754 + 1200,778 \cdot T + 5539,6944 \cdot \ln(T) \cdot \sqrt{T} - \frac{14496,52 \cdot T}{\ln(T)} - 11673,6 \sqrt{T}$	(para $400 \leq T < 500$ °C)
$ts = -1,400 + 0,006 T$	(para $500 \leq T < 550$ °C)
$ts = e^{[-32,475+5,2485 \cdot \ln(T)]}$	(para $550 \leq T < 600$ °C)
$tf = 0$	(para $T < 400$ °C ou $T > 600$ °C)
$tf = 11590,00 - 84,60 T + 0,204 T^2 - 0,00016 T^3$	(para $400 \leq T < 425$ °C)
$tf = -6600 + 16 T$	(para $425 \leq T < 450$ °C)
$tf = -132600 + 296 T$	(para $450 \leq T < 475$ °C)
$tf = -1,512 \times 10^6 + 3200 T$	(para $475 \leq T < 485$ °C)
$tf = 1,3139 \times 10^6 - 2626,667 T$	(para $485 \leq T < 500$ °C)
$tf = 224314,9186 - 0,00012953 \cdot T^3 - \frac{2,0185 \times 10^8}{T} + \frac{7,89174 \times 10^9 \cdot \ln(T)}{T^2}$	(para $500 \leq T < 600$ °C)

Tempo de início e fim de transformação isotérmica para a bainita inferior

$$ts = 0 \quad (\text{para } T < [370 + (0,3213 - 0,053t)] \text{ °C ou } T > 400 \text{ °C})$$

$$ts = e^{0,72627 + \frac{39325,08}{T^2}} \quad (\text{para } 290 \leq T < 325 \text{ °C})$$

$$ts = 2,19067 + \frac{4,699548}{1 + e^{\frac{T-307,1418}{-11,37846}}} \quad (\text{para } 325 \leq T < 375 \text{ °C})$$

$$ts = 57159,5754 + 1200,778 \cdot T + 5539,6944 \cdot \ln(T) \cdot \sqrt{T} - \frac{14496,52 \cdot T}{\ln(T)} - 11673,6\sqrt{T} \quad (\text{para } 375 \leq T < 400 \text{ °C})$$

$$tf = 0 \quad (\text{para } T < [370 + (0,3213 - 0,053t)] \text{ °C ou } T > 400 \text{ °C})$$

$$tf = \frac{1}{0,013198 - \frac{688,9824}{T^2}} \quad (\text{para } 290 \leq T < 325 \text{ °C})$$

$$tf = 11590,00 - 84,60 T + 0,204 T^2 - 0,00016 T^3 \quad (\text{para } 325 \leq T < 400 \text{ °C})$$

Varição de Entalpia Durante Transformação de Fase (J / m³)

$$\Delta H = 108,182 - 0,161627 T + 0,00011178 T^2 - 0,00000003 T^3 - (35008 / T)$$

(para a transformação de austenita em ferrita)

$$\Delta H = 1,56 \times 10^9 - 1,5 \times 10^6 (T - 273) \quad (\text{para a transformação de austenita em perlita})$$

$$\Delta H = 640 \times 10^6 \quad (\text{para a transformação de austenita em martensita})$$

CENTRO FEDERAL DE EDUCAÇÃO TECNOLÓGICA
CELSO SUCKOW DA FONSECA – CEFET/RJ

DIRETORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
COORDENADORIA DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIA

DISSERTAÇÃO

MODELAGEM DO PROCESSO DE SOLDAGEM DE PLACAS DE AÇO
UTILIZANDO UM MODELO CONSTITUTIVO ACOPLADO

Roberto Monteiro Basto da Silva

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM TECNOLOGIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM TECNOLOGIA

Data da defesa : 27 / 04 / 2007

Aprovação:

Pedro Manuel Calas Lopes Pacheco, D.Sc. – CEFET/RJ

Luis Felipe Guimarães de Souza, D.Sc. – CEFET/RJ

Américo Scotti, Ph.D. – UFU

Fernando Pereira Duda, D.Sc. – COPPE/UFRJ

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)