

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE  
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIDADE ACADÊMICA DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS  
E TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE AÇO API 5L X80  
PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GTAW E SMAW**

**JAILSON ALVES DA NÓBREGA**

**CAMPINA GRANDE  
2014**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE  
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIDADE ACADÊMICA DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS  
E TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE AÇO API 5L X80  
PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GTAW E SMAW**

**Jailson Alves da Nóbrega**

**Campina Grande - PB  
Dezembro - 2014**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE CAMPINA GRANDE  
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIDADE ACADÊMICA DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS  
E TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE AÇO API 5L X80  
PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GTAW E SMAW**

**Jailson Alves da Nóbrega**

**Dissertação apresentada ao Programa  
de Pós Graduação em Engenharia  
Mecânica da Universidade Federal de  
Campina Grande como requisito à  
obtenção do título de Mestre em  
Engenharia Mecânica.**

**Área de Concentração: Projeto de Sistemas Termomecânicos**

**Orientador: Prof. Dsc. Antonio Almeida Silva.**

**Orientador: Prof. Dsc. Theophilo Moura Maciel**

**Campina Grande  
Dezembro - 2014**

N754s

Nóbrega, Jailson Alves da.

Simulação numérica de distribuição de temperaturas e tensões residuais em juntas soldadas de aço API 5L X80 pelos processos de soldagem GTAW e SMAW / Jailson Alves da Nóbrega. – Campina Grande, 2014.

127 f.: il. color.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Campina Grande, Centro de Ciências e Tecnologia, 2014.

"Orientação: Prof. Dr. Antonio Almeida Silva, Prof. Dr. Theophilo Moura Maciel".

Referências.


1. Soldagem.
  2. Gradientes de Temperatura.
  3. Ciclos Térmicos.
  4. Tensões Residuais.
  5. Elementos Finitos.
- I. Silva, Antonio Almeida.  
II. Maciel, Theophilo Moura. III. Título.

CDU 621.791(043)

“SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURAS E TENSÕES RESIDUAIS EM JUNTAS SOLDADAS DE AÇO API 5L X80 PELOS PROCESSOS DE SOLDAGEM GTAW e SMAW”

**JAILSON ALVES DA NÓBREGA**

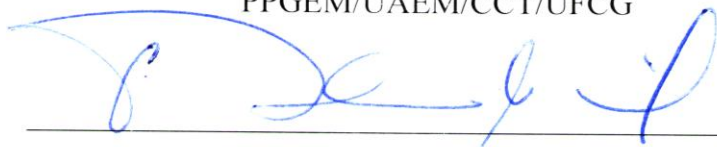
Dissertação Aprovada em 03/12/2014 pela Banca Examinadora constituída dos seguintes membros:



**Dr. Antonio Almeida Silva**

Orientador


PPGEM/UAEM/CCT/UFCEG



**Dr. Theophilo Moura Maciel**

Co-Orientador

PPGEM/UAEM/CCT/UFCEG



**Dr. Neilor César dos Santos**

Examinador Interno

PPGEM/ IFPB



**Dr. Marco Antonio dos Santos**

Examinador Interno

PPGEM/UAEM/CCT/UFCEG



**Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira**

Examinador Externo

DEM/CT/UFPE

## DEDICATÓRIA

*Dedico este trabalho aos meus pais, Severino Alves da Nóbrega e Deolinda Ferreira Nóbrega, a minha namorada Thamiriz Gomes de Oliveira, aos meus irmãos e a todos os amigos de engenharia e a Turma que fizeram, fazem e irão sempre fazer parte da minha história de superação, aprendizado e amizade, por toda minha vida.*

## AGRADECIMENTOS

A Deus em primeiro lugar por ter me guiado pelo caminho certo durante o decorrer da minha vida e por ter me dado força nos momentos mais difíceis.

A minha família, em especial ao meu pai Severino e a minha mãe Deolinda, pelo incentivo, empenho, tranquilidade e paciência para comigo, aos quais dedico todas as minhas vitórias já conquistadas e as futuras.

Aos meus irmãos Djane, Joab e Djário pelo apoio e incentivo durante toda minha caminhada.

A minha namorada Thamiriz Oliveira, por estar sempre presente, pelo seu imenso apoio durante os anos finais de curso com sua paciência, e compreensão.

Aos professores Dr. Antonio Almeida Silva e Dr. Theophilo Moura Maciel, não apenas pelos seus ensinamentos e acompanhamento ao longo desses dois anos de mestrado, como também terem creditado fé no meu trabalho e esforço na realização deste trabalho e construção do meu caráter.

Aos Dsc. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira, Neilor Cesar dos Santos e Marco Antônio dos Santos por participarem deste trabalho de pesquisa no âmbito de avaliadores, contribuindo com discussões e agregando valor a este trabalho.

A Diego David Diniz por ser um amigo e parceiro nas dificuldades ao longo destes últimos anos, contribuindo grandiosamente para a conclusão deste trabalho.

Aos Amigos Raphael Falcão e Bruno Alisson por terem contribuído de forma primordial com incentivos e discussões ao longo do trabalho.

A CAPES-REUNI pela concessão da bolsa e financiamento deste trabalho.

Aos amigos do mestrado que conquistei que mesmo não estando envolvidos com meu trabalho, sempre me incentivaram e espero que a amizade perdure por toda a vida.

Aos diversos amigos que tenho espalhados por esse país, que mesmo estando distantes, sempre me incentivaram e apoiaram na conclusão deste trabalho.

*“Se não puder destacar-se pelo talento, vença pelo esforço”*

Dave Weinbaum



Nóbrega, J. A., 2014, Simulação Numérica de Distribuição de Temperaturas e Tensões Residuais em Juntas Soldadas do Aço API 5L X80 Pelos Processos de Soldagem GTAW E SMAW. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande.

## RESUMO

Muitas são as variações metalúrgicas sofridas pelo material quando o mesmo é submetido a um ciclo térmico de soldagem, exercendo uma considerável influência sobre as suas propriedades mecânicas e mais especificamente sobre os níveis de tensões residuais. Na fase de projeto, uma dessas alternativas para a avaliação dos ciclos térmicos e tensões residuais de soldagem é o emprego de simulação via métodos computacionais. A partir disto, neste trabalho foi desenvolvida uma metodologia numérica para determinar o campo de temperatura e tensões residuais transversais em juntas soldadas. As simulações numéricas foram realizadas por meio de um software comercial, ABAQUS®, baseado no Método de Elementos Finitos (MEF). Foram considerados fenômenos que fazem a modelagem matemática do processo de soldagem de forma a torná-la mais robusta. Foi utilizada a fonte de calor analítica proposta por Goldak, capaz de modelar a entrada de calor. Foram avaliados os parâmetros de entrada, tais como: Corrente, voltagem, velocidade de soldagem e temperatura inicial da chapa virtual. Para validação dos resultados térmicos, foi utilizada uma chapa virtual do aço API 5L X70 soldada pelo processo FCAW. Nas demais simulações térmicas e mecânicas foram utilizadas uma chapa virtual do aço API 5L X80 soldadas pelos processos GTAW e SMAW. Foi possível observar neste estudo a influência da temperatura de pré-aquecimento e de interpasse sobre os gradientes térmicos e ciclos térmicos na junta soldada, além das mudanças nos valores das temperaturas de pico e do tempo de resfriamento entre 800 e 500 °C ( $\Delta t_{8/5}$ ) quando avaliados em diferentes regiões da junta soldada. Com relação às tensões residuais transversais, verificaram-se mudanças no perfil destas tensões quando aplicado mais de um passe da soldagem virtual podendo o modelo servir de base para trabalhos futuros.

**Palavras-chave:** Soldagem, gradientes de temperatura, ciclos térmicos, tensões residuais, elementos finitos.

Nóbrega, J. A., 2014, “Numerical Simulation of Temperature Distribution and Residual Stresses in Welded Joints of Steel API 5L X80 For SMAW and GTAW Welding Process” M.Sc. Thesis, Federal University of Campina Grande, Campina Grande, PB, Brazil.

### **ABSTRACT**

Many are the metallurgical variations suffered by the material when it is subjected to a weld thermal cycle, which promote a considerable influence on mechanical properties, and specifically on the welded joint residual stresses. In the project phase, one of these alternatives is the use of computational methods via simulation. So, in this work a numerical methodology to determine the temperature field and transverse residual stresses was developed. The numerical simulations were implemented using a commercial software ABAQUS® based on finite element method (FEM). In addition, a source of heat proposed by Goldak, able to model the heat input value was used. Input parameters, such as: Current, voltage, speed and initial temperature of the virtual plate were also evaluated. To validate the thermal results and the other thermal and mechanical simulations a virtual plate of API 5L X70 and API 5L X-80 steel welded by the FCAW and GTAW and SMAW processes respectively was used. The results showed that it was possible to evaluate the influence of preheat and interpass temperature on the weld thermal gradients and thermal cycling, as well as the change in peak temperature and cooling time between 800 and 500 ( $\Delta t_{8/5}$ ) values in different regions of the welded joint. In relation to the transverse residual stresses, it was showed that there were changes in its profile when it was applied more than one weld pass which can serve as base model for future work in this area.

**Keywords:** Welding, temperature gradients, thermal cycles, residual stresses, finite elements.

## ARTIGOS PUBLICADOS

NÓBREGA, J. A.; DINIZ, D. D. S.; MELO, R. H. F.; ARAÚJO, B. A.; MACIEL, T. M.; SILVA, A. A.; SANTOS, N. C. **Numerical evaluation of multipass welding temperature field in API 5L X80 steel welded joints**. The International Journal of Multiphysics, V. 8, N° 3, 2014, pp 337-448.

NÓBREGA, J. A.; DINIZ, D. D. S.; ARAÚJO, B. A.; MACIEL, T. M.; SILVA, A. A. **Simulação numérica multipasse do campo de temperatura de juntas soldadas do aço API 5L X80, através do método de elementos finitos**. In: VIII Congresso nacional de Engenharia Mecânica - CONEM 2014, Uberlândia - MG, Brasil, 2014.

NÓBREGA, J. A.; DINIZ, D. D. S.; MELO, R. H. F.; ARAÚJO, B. A.; MACIEL, T. M.; SILVA, A. A.; SANTOS, N. C. **Simulação numérica do campo de temperatura de juntas soldadas do aço API 5L X80, através do método de elementos finitos**. In: XXXIV Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering - CILAMCE, Pirenópolis - GO, Brasil, 2013.

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	25
1.1 Contextualização e Importância do Estudo .....	25
1.2 Objetivos do Trabalho .....	27
1.2.1 Objetivo Geral .....	27
1.2.2 Objetivos Específicos .....	27
2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	28
2.1 Aços API e os Aços ARBL .....	28
2.2 Processos de Soldagem.....	30
2.2.1 Processo de Soldagem GTAW .....	30
2.2.2 Processo de soldagem SMAW .....	32
2.3 Soldabilidade .....	33
2.3.1 A ZTA em Juntas Soldadas dos Aços API 5L-X80 .....	34
2.4 Ciclos Térmicos.....	37
2.4.1 Modelo Analítico de Rosenthal para Espessura Relativa.....	39
2.4.2 Condução de Calor Aplicada a Chapas Grossas.....	40
2.4.3 Influência dos Parâmetros de Soldagem no Ciclo Térmico .....	41
2.5 Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico .....	47
2.6 Tensões Residuais .....	47
2.6.1 Tipos de Tensões Residuais.....	48
2.6.2 Desenvolvimento das Tensões Residuais em Juntas Soldadas.....	49
2.6.3 Desenvolvimento das Tensões Residuais em Juntas Soldadas - Tensões Residuais Transversais e Longitudinais .....	52
2.7 Técnicas para Obtenção de Ciclos Térmicos e Tensão Residual .....	55
3 – FORMULAÇÃO NÚMERICA.....	56
3.1 Análises teóricas por Modelos Computacionais.....	56
3.2 Método dos Elementos Finitos .....	57

3.3 Procedimento Numérico Aplicada a Soldagem.....	58
3.4 Modelagem da Fonte de Calor .....	60
3.5 Fluxo de Calor nos Processos de Soldagem .....	61
3.5.1 Energia de Soldagem.....	62
3.5.2 Entrega Térmica .....	62
3.5.3 Modelo Analítico para Análise Térmica e Mecânica. ....	65
4 – MATERIAIS E METODOLOGIA .....	69
4.1 Materiais .....	69
4.2 Geometrias Utilizadas e Procedimentos de Soldagem Empregados .....	69
4.3 Metodologia Computacional .....	70
4.3 Malha de Elementos Finitos e Tipo de Elemento Utilizado.....	74
4.4 Condições de Contorno .....	77
4.5 Variáveis Empregadas na Simulação .....	80
5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	84
5.1 Campo de Temperatura do MB1 .....	84
5.2 Campos de Temperatura e Tensão Residual da Condição MB2-A e MB2-B.....	89
5.2.1 Campos de Temperatura.....	89
5.2.2 Campos de Tensões Residuais Transversais .....	108
6 – CONCLUSÕES.....	117
6.1 Conclusões Gerais .....	117
6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros .....	119
7 – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	120
8 – ANEXO .....	120

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1: Investimentos previstos pela Petrobras para 2014-2018.....	25
Figura 2: Desenvolvimento dos aços API 5L desde a década de 50. ....	29
Figura 3: Esquema do processo de soldagem GTAW.....	30
Figura 4: Variáveis do processo de soldagem GTAW. ....	31
Figura 5: Esquema do processo de soldagem SMAW. ....	32
Figura 6: Identificação da extensão da ZTA ao longo da junta soldada multipasse. ....	34
Figura 7: Heterogeneidade da ZTA de um cordão de solda de um aço 0,15% peso de C. ....	35
Figura 8: Esquema representativo da ZTA multipasse.....	36
Figura 9: Ciclo térmico de soldagem em função da proximidade com o cordão de solda. ....	38
Figura 10: Ciclo térmico multipasse em um ponto da ZTA, próximo ao passe de raiz. ....	38
Figura 11: Fonte de calor pontual para análise tridimensional do fluxo de calor. ....	40
Figura 12: Isotermas na soldagem de chapas grossas (fluxo de calor tridimensional).....	41
Figura 13: Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem em um único passe. ....	42
Figura 14: Influência da entrega térmica na taxa de resfriamento. ....	44
Figura 15: Representação gráfica das variações das deformações e tensões residuais. ....	47
Figura 16: Exemplos de surgimento de tensões residuais macroscópicas e microscópicas. ....	49
Figura 17: Figura esquemática mostrando o surgindo de tensões residuais; (a) Conjunto de barras restritas por uma base e (b) Barra central sendo aquecida.....	50
Figura 18: Variação da tensão ( $\sigma_c$ ) com a temperatura na barra central. ....	50
Figura 19: Comparativo entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) a uma solda de topo (b). ....	52
Figura 20: Distribuição das Tensões Residuais Transversais (a) e Longitudinais (b) em juntas de topo. ....	53
Figura 21: Representação esquemática da distribuição de tensões residuais transversais ( $\sigma_t$ ) mostrando a superposição linear dos efeitos de: (a) contração (C), (b) resfriamento superficial mais intenso (R), (c) transformação de fase, (d) C+R, (e) C+R+T e (f) C+T. ....	54
Figura 22: Volumétrica gaussiana 3D sobre uma dupla elipsoidal de raios a, b e c. ....	60
Figura 23: Fluxo de calor no processo de soldagem por fusão. ....	63
Figura 24: Volume elementar para análise da condução tridimensional.....	64
Figura 25: Etapas de processamento ao longo da simulação no ABAQUS®.....	70
Figura 26: Abordagem geral da simulação térmica e mecânica.....	71

Figura 27: Sequência detalhada da simulação térmica desenvolvidas pelo ABAQUS®.....	72
Figura 28: Sequência detalhada do acoplamento termomecânico desenvolvido pelo ABAQUS®.....	73
Figura 29: Refinamento de malha baseado na máxima temperatura atingida.....	75
Figura 30: Malha empregada na simulação térmica do MB1.....	75
Figura 31: Malha empregada na simulação térmica do MB2.....	76
Figura 32: Malha empregada na simulação termomecânica do MB2.....	76
Figura 33: Variação das propriedades térmicas e mecânicas do aço API 5LX70 em função da temperatura.....	78
Figura 34: Pares de tensão x deformação plástica utilizadas na simulação.....	79
Figura 35: Condição de Contorno de Fixação Mecânica nas Extremidades conforme em Laboratório.....	80
Figura 36: Localização da região onde foi avaliado os ciclos térmicos. (a) Modelo computacional, (b) Experimental.....	81
Figura 37: Movimentação da fonte de calor de soldagem na modelagem.....	83
Figura 38: Região de análise das tensões residuais transversais na espessura das condições MB2.....	83
Figura 39: Gradiente térmico a 0,002 m da linha de fusão do MB1-A.....	84
Figura 40: Gradiente térmico na linha de fusão do MB1-A.....	84
Figura 41: Gradiente térmico a 0,002 m da linha de fusão do MB1-B.....	85
Figura 42: Gradiente térmico na linha de fusão do MB1-B.....	86
Figura 43: Ciclo térmico comparativo da análise experimental x modelo numérico na condição MB1-A.....	87
Figura 44: Ciclo térmico comparativo da análise experimental x modelo numérico na condição MB1-B.....	87
Figura 45: Gradiente de temperatura no início do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A (To=25°C).....	89
Figura 46: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A (To=25°C).....	90
Figura 47: Gradiente de temperatura no final do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A (To=25°C).....	90
Figura 48: Gradiente de temperatura no início do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A (To=25°C).....	91

Figura 49: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ). .....	91
Figura 50: Gradiente de temperatura no final do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ). .....	92
Figura 51: Ciclos térmicos avaliados no início no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0,002m da fonte de calor da condição MB2-A. ....	93
Figura 52: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-B ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	94
Figura 53: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-B ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	95
Figura 54: Ciclos térmicos avaliados no início, no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0,002m da fonte de calor da condição MB2-B. ....	95
Figura 55: Comparação dos ciclos térmicos na simulação em temperatura ambiente e pré-aquecimento de $100^\circ\text{C}$ , obtido na metade da chapa a 0,002m da linha de fusão. MB2-A (linha verde) e MB2-B (linha azul). ....	97
Figura 56: Ciclos térmicos realizados: (a) temperatura ambiente (b) com pré-aquecimento de $100^\circ\text{C}$ . .....	98
Figura 57: Gradientes de resfriamento até a temperatura de $150^\circ\text{C}$ : (a) condição MB2-A, (b) condição MB2-B. ....	99
Figura 58: Gráfico comparativo da temperatura na região por onde passou a fonte de calor para as duas condições, no instante de tempo após ao atingir a temperatura interpasse. ....	100
Figura 59: Comparativo entre malhas da condição MB2-A: (a) refinada, (b) grosseira. ....	101
Figura 60: Comparativo dos ciclos térmicos da condição MB2-A em termos do refino da malha. ....	101
Figura 61: Comparativo entre malhas da condição MB2-B: (a) refinada, (b) grosseira. ....	102
Figura 62: Comparativo dos ciclos térmicos da condição MB2-B em termos do refino da malha. ....	102
Figura 63: Gradiente de temperatura no início do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	104
Figura 64: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	104
Figura 65: Gradiente de temperatura no final do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	105



Figura 66: Gradiente de temperatura no início do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	105
Figura 67: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	106
Figura 68: Gradiente de temperatura no final do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ). .....	106
Figura 69: Ciclos térmicos avaliados no início no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0.002m da fonte de calor da condição MB2-C. ....	107
Figura 70: Tensão residual transversal média da condição MB2-B. ....	108
Figura 71: Tensão residual transversal da condição MB2-B. (a) Um passe, (b) Dois passes. ....	109
Figura 72: Gradiente de tensões residuais transversais da condição MB1-A. ....	111
Figura 73: Gradiente de tensões residuais transversais da condição MB2-B. ....	111
Figura 74: Gradiente de deformações transversais da condição MB2-A. ....	112
Figura 75: Gradiente de deformações transversais da condição MB2-B. ....	113
Figura 76: Máximas tensões principais das condições MB2-A. ....	114
Figura 77: Máximas tensões principais das condições MB2-B. ....	114
Figura 78: Gradiente da magnitude de deslocamento da condição MB2-A. ....	115
Figura 79: Gradiente da magnitude de deslocamento da condição MB2-B. ....	116

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1: Rendimento térmico para alguns processos de soldagem. ....	62
Tabela 2: Composição química dos materiais utilizados. ....	69
Tabela 3: Elementos que compõem a malha para cálculo pelo MEF.....	77
Tabela 4: Parâmetros para determinação das trocas térmicas com o meio por convecção/radiação.....	78
Tabela 5: Parâmetros de soldagem empregados na simulação do MB1.....	80
Tabela 6: Parâmetros dimensionais empregados na simulação do cordão de solda do MB1. .	81
Tabela 7: Parâmetros de soldagem empregados na simulação do MB2.....	82
Tabela 8: Parâmetros dimensionais empregados na simulação do cordão de solda do MB2. .	82
Tabela 9: Comparativo entre as temperaturas de pico para ambas as condições. ....	88
Tabela 10: Comparativo entre os tempos de resfriamento entre 800 °C e 500°C para ambas as condições. ....	88
Tabela 11: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0,002m da linha de fusão da condição MB2-A.....	94
Tabela 12: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0,002 da linha de fusão da condição MB2-B.....	96
Tabela 13: Detalhamento e variações obtidas em ambas as simulações. ....	103
Tabela 14: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0.002 da linha de fusão da condição MB2-C.....	108

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

### Abreviações

Al	Alumínio;
AM	Austenita/Martensita;
API	American Petroleum Institute;
ARBL	Alta Resistência e Baixa Liga;
Bs	Bainita superior;
C	Carbono;
CCT	<i>Continuous Cooling Transformation</i> ;
Cu	Cobre;
Cr	Cromo;
FA	Ferrita Acicular;
FCAW	Flux-Cored Arc Welding;
FP	Ferrita Primária;
GMAW	Gas Metal Arc Welding;
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding;
H <sub>2</sub>	Hidrogênio;
LABSOL	Laboratório de Soldagem;
LBW	Laser Beam Welding;
LF	Linha de Fusão;
LMS	Laboratório de Modelagem e Simulação;
HSLA	High Strength Low Alloy;
MEF	Método de Elementos finitos;
Mn	Manganês;
Mo	Molibdênio;
Ni	Níquel;
P	Fósforo;
P&D	Pesquisa e Desenvolvimento;
RGF	Região de Grãos finos;
RGG	Região de Grãos Grosseiros;
SAW	Submerged Arc Welding;
SMAW	Shielded Metal Arc Welding;

S	Enxofre;
Si	Silício;
TMCP	<i>Thermomechanical Controlled Process;</i>
TMCR	Thermomechanical Controlled Rolling;
UFMG	Universidade Federal de Campina Grande;
V	Vanádio;
ZTA	Zona Termicamente Afetada.

### Siglas

$\sigma_E$	Limite de escoamento (Mpa)
h	Espessura da chapa [m]
$\rho$	Massa específica do material [Kg/m]
$C_P$	Calor específico [J/Kg.°C]
$T_0$	Temperatura inicial (ambiente)[°C]
$T_C$	Temperatura crítica [°C]
$H_L$	Aporte térmico líquido [J/m]
P	Potência gerada pela fonte de calor [W]
K	Condutividade térmica [W/m°C]
v	Velocidade de soldagem [m/s]
w	Coordenada móvel [m]
R	Distância do ponto até as coordenadas móveis (chapa grossa) [m]
$\alpha$	Difusividade térmica [m <sup>2</sup> /s]
$T_p$	Temperatura de pico [°C]
tc	Tempo de permanência acima de uma determinada temperatura [s]
$\Phi$	Velocidade de resfriamento a uma determinada temperatura ou tempo de resfriamento em uma determinada faixa de temperatura [°C/s]
$\rho$	Densidade do material [Kg/m <sup>3</sup> ]
c	Calor específico do metal de solda [J/g]
$\rho_C$	Calor específico volumétrico [J/m <sup>3</sup> ]
h	Espessura da peça [m]
y	Distância do ponto considerado à linha de fusão do material
$T_p$	Temperatura de pico desejada [°C]
$T_0$	Temperatura inicial [°C]

$T_f$	Temperatura de fusão [°C]
$H$	Energia de soldagem [J/m]
$\Delta l$	Variação do comprimento inicial [m]
$\Delta T$	Variação de Temperatura [°C]
$\alpha$	Coefficiente de dilatação térmica linear [°C <sup>-1</sup> ]
$E$	Módulo de elasticidade à temperatura ambiente [N/m <sup>2</sup> ]
$E_t$	Módulo de Elasticidade à temperatura da barra central [N/m <sup>2</sup> ]
$\sigma_c$	Tensão na barra central [N/m <sup>2</sup> ];
$\sigma_l$	Tensão nas barras laterais [N/m <sup>2</sup> ].
$q_f$	Distribuição volumétrica de energia antes da tocha [W/m <sup>3</sup> ]
$q_r$	Distribuição volumétrica de energia após a tocha [W/m <sup>3</sup> ]
$f_f$	Repartição de energia antes da tocha
$f_r$	Repartição de energia após a tocha
$a_f$	Comprimento da poça de fusão - energia distribuída antes da tocha [m]
$a_r$	Comprimento da poça de fusão - energia distribuída após a tocha [m]
$b$	Semi-largura da poça de fusão [m]
$c$	Profundidade da zona fundida [m]
$U$	Tensão Elétrica [Voltagem]
$I$	Corrente Elétrica [Ampére]
$\eta$	Rendimento térmico do processo de soldagem [%]
$A_0$	Área de contato [m]
$q$	Escoamento de calor [W]
$A$	Área [m <sup>2</sup> ]
$\nabla T$	Gradiente de temperatura na direção do fluxo [°C/m]
$\partial U$	Variação da energia Interna
$Q$	Fluxo de calor de calor de soldagem
$t$	tempo [s]
$T$	temperatura [°C]
$K_x$	Condutividade térmica na direção X [W/m°C]
$K_y$	Condutividade térmica na direção Y [W/m°C]
$K_z$	Condutividade térmica na direção Z [W/m°C]
$H$	Variação de entalpia [J/mol]
$h_f$	Coefficiente convectivo [W m <sup>-2</sup> °C <sup>-1</sup> ]
$q_c$	Perdas por convecção

$q_r$	Perdas por radiação
$T_\infty$	Temperatura do ambiente [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann [ $5,67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$ ]
$\varepsilon$	Emissividade da superfície do corpo [variando de 0-1]
$\Delta T$	Diferença entre a temperatura de referência e a atual temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$\alpha(T)$	Coefficiente de expansão térmica em função da temperatura [ $\text{C}^{-1}$ ]
$\varepsilon_{ij}$	Deformação total [m/m]
$\varepsilon_{ij}^e$	Deformação elástica [m/m]
$\varepsilon_{ij}^p$	Deformação plástica [m/m]
$\varepsilon_{ij}^{th}$	Deformação térmica [m/m]

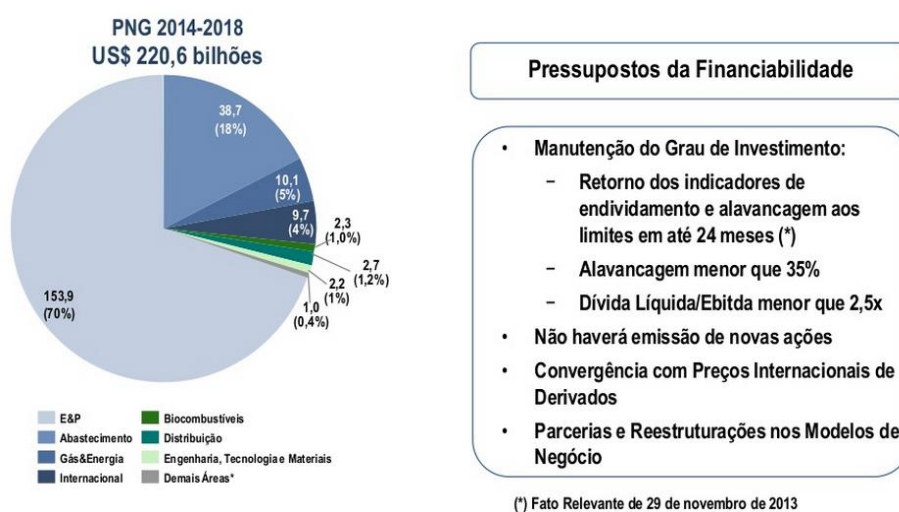
# 1 – INTRODUÇÃO

## 1.1 Contextualização e Importância do Estudo

O constante avanço tecnológico aliado ao aumento do consumo de derivados do petróleo para suprir o mercado mundial, tem proporcionado a descoberta de novas fontes desses produtos cada vez mais distantes das grandes zonas industriais. Nos últimos anos cresceu a descoberta de bacias de petróleo na área do *Pré-sal*, em meio ao oceano. Novas jazidas de minérios estão sendo descobertas e exploradas em regiões que hoje são inviabilizadas logisticamente para construção de grandes empresas beneficiadoras, como é o caso da região Antártida, floresta amazônica e regiões montanhosas. Para escoar produtos deste tipo, da fonte ao beneficiamento, além dos veículos automotores, como, caminhões, trens e navios, existem dutos ou tubulações que fazem esse transporte. Todavia, a fim de evitar desastres ambientais, é necessária uma atenção especial na seleção, fabricação e montagem desses materiais.

Estima-se que a produção de petróleo e gás natural no Brasil terá um crescimento de 177 milhões de barris em 2014, para 294 milhões em 2020 (PETROBRAS, 2014). Somente a Petrobras prevê investimentos de US\$ 220,6 bilhões, dos quais US\$ 9,5 bilhões serão voltados para Pesquisa e Desenvolvimento (P&D) conforme o seu Plano Estratégico 2014-2018 mostrado na Fig. 1.

**Figura 1: Investimentos previstos pela Petrobras para 2014-2018.**



Fonte: Petrobras (2014).

Muitos centros de pesquisas vêm desenvolvendo trabalhos acadêmicos voltados para pesquisas relacionadas aos novos desafios encontrados pelo *pré-sal*. A Petrobras mantém parcerias com 120 universidades e centros de pesquisas, o que contribui para o Brasil ter um dos maiores complexos de pesquisa do setor no mundo sendo uma das empresas que mais investem em P&D, (US\$ 1bilhão ao ano até 2015) (PETROBRAS 2014).

Um aprimoramento contínuo das técnicas e dos materiais empregados em dutos utilizados em gasodutos é necessário. A fim de vencer os novos desafios, aliando segurança e baixo custo, se faz uso de técnicas de construção e montagem que requerem a utilização de tubos com diâmetros e pressões de operação cada vez maiores, levando a um aumento da espessura dos tubos e/ou a necessidade de utilização de materiais de alta resistência. A utilização de materiais de Alta resistência e Baixa Liga (ARBL) como o aço API 5L X80, que é um dos mais utilizados para dutos em muitos países, possibilita a diminuição da espessura do tubo, reduzindo o peso e, desta forma, os custos na aquisição, no transporte, na construção e montagem. No Brasil, a utilização desse aço ainda não está bem consolidada, pois ainda vem sendo estudado o seu comportamento sob diversos aspectos, principalmente a soldabilidade. (ARAÚJO, 2013).

Em juntas soldadas, muitas são as alterações metalúrgicas sofridas pelos materiais devido a forte adição de calor localizada, principalmente na soldagem por fusão. Essa adição de calor acontece de forma não linear e transiente, sendo uma partição de calor mais acentuada próximo à fonte e uma menor partição conforme essa é distanciada do centro do cordão de solda. Desta forma são geradas deformações elásticas e plásticas não uniformes. Estas últimas são as responsáveis por grande parte das tensões residuais de soldagem (VIEIRA, 2008). O surgimento de tensões residuais após o processo de soldagem exerce uma considerável influência sobre as características de serviço das estruturas soldadas e seu controle permite evitar possíveis falhas das mesmas (ARAÚJO, 2013). Diferentes técnicas são usadas para verificar o estado de tensões residuais na região da solda, que podem ser destrutivas ou não destrutivas. Os principais métodos destrutivos são: Furo cego, remoção de camadas e o método do seccionamento. Os principais métodos não destrutivos são: Difração de raios-X, Ultrassom, Difração de nêutrons, além dos métodos analíticos. A escolha do método a ser utilizado dependerá da situação envolvida e, no caso de juntas a serem empregadas em outro tipo de testes, recomenda-se a o emprego de um método não destrutivo.

O emprego de métodos analíticos vem sendo desenvolvido em diversos trabalhos, como o de Bezerra (2006) e Guimarães (2010) que utilizaram o Método de Elementos Finitos (MEF) para realizar simulações de soldagem em uma chapa de aço inoxidável através do



processo GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*), empregando um software comercial ANSYS® e Simulia ABAQUS® respectivamente, obtendo excelentes resultados de análises térmicas e estruturais quando comparados a resultados experimentais realizados com a aplicação de termopares para medição de temperatura e difração de raios-X para medição das tensões residuais.

A aplicação deste tipo de análise numérica pode beneficiar várias áreas da engenharia, desde o desenvolvimento de um produto até a sua fabricação, ou em casos de manutenção. Na fabricação, os parâmetros de soldagem podem ser pré-estabelecidos a fim de minimizar distorções causadas por deformações plásticas devido à dilatação térmica, sem a necessidade de caros experimentos em laboratório. No controle de qualidade do processo, modelos de controle podem ser desenvolvidos a partir da inversão do modelo, para executarem correções em tempo real da execução da soldagem e evitar que variações produzam pontos de menor resistência em um componente (WENTZ, 2008).

## **1.2 Objetivos do Trabalho**

### **1.2.1 Objetivo Geral**

Implementar um procedimento numérico para a obtenção de ciclos térmicos e do perfil de tensões residuais em juntas soldadas, empregando uma análise computacional por meio do software comercial *Simulia ABAQUS*® e simulações utilizando o Método de Elementos Finitos.

### **1.2.2 Objetivos Específicos**

- Investigar a influência da variação dos parâmetros de soldagem (velocidade, corrente, voltagem e eficiência do processo) sobre o ciclo térmico de soldagem e comparar os valores obtidos com aqueles obtidos em literatura especializada;
- Avaliar os ciclos térmicos e as tensões residuais nas juntas soldadas virtualmente empregando o software comercial *simulia ABAQUS*®;
- Comparar os resultados térmicos da simulação computacional com resultados obtidos experimentalmente através de trabalhos realizados pelo próprio grupo de pesquisa.
- Analisar o comportamento das tensões residuais transversais sobre a influência da entrada de calor na soldagem virtual.

## 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Aços API e os Aços ARBL

Metalurgicamente, o “aço” pode ser definido como sendo uma liga constituída de ferro e carbono que contém, teoricamente, entre 0,05 e 2,0% de carbono, sendo na prática, a quantidade de carbono nunca superior a 1,5%. Além disso, nos aços empregados na indústria de processo a quantidade máxima de carbono é da ordem de 0,35% (TELLES, 2003).

Como se sabe, a classificação dos aços pode ser feita em função do seu teor de carbono (aços de baixo, médio e alto carbono), bem como em função do seu teor de elementos de liga (aços de baixa, de média e de alta liga) (MODENESI, 2004).

Uma das classes mais importantes no setor de petróleo e gás é a dos aços microligados, também conhecidos como Aços de Alta Resistência e Baixa Liga (ARBL ou, do inglês, *High Strength Low Alloy* – HSLA). Esses aços apresentam maior resistência mecânica, aliada a uma maior tenacidade, quando comparados com outros aços de composição similar. São, basicamente, aços de baixo teor de carbono ou aços carbono-manganês com pequenas adições (em geral inferiores a 0,1%) de alumínio, vanádio, titânio ou nióbio, podendo conter ainda adições de cobre, molibdênio, níquel ou cromo. Suas características mecânicas são devidas à sua granulação extremamente fina e a fenômenos de precipitação resultantes de sua composição química e de seu processo de fabricação. Este envolve, em geral, a laminação controlada (laminação com um controle restrito da temperatura e quantidade de deformação em seus passes) seguida por um resfriamento acelerado ao final da laminação ou por um tratamento térmico de normalização (MODENESI, 2004).

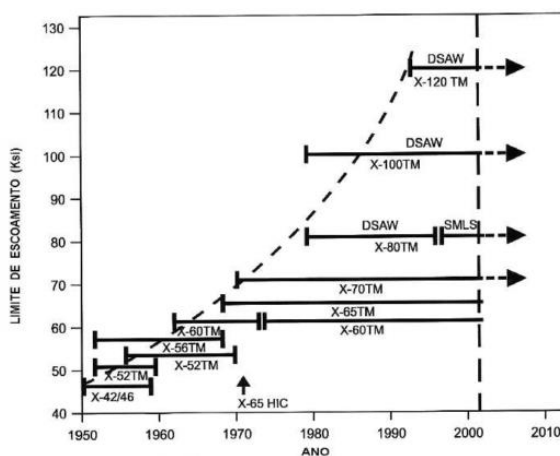
A fim de padronizar os aços empregados na indústria do petróleo, surgiu a norma API (*American Petroleum Institute*) onde os aços utilizados na fabricação de dutos de transporte de gás, água e óleo, seguem a classificação API 5L “*Specification for Line Pipe Steel*” (API 5L, 2004). Os dutos segundo esta norma, devem atender, por exemplo, aos requisitos de propriedades mecânicas, composição química, dimensões, peso. O grau do tubo é determinado pelo limite de escoamento ( $\sigma_E$ ) em Ksi. Os graus X que são abrangidos pela norma API 5L são X42, X46, X52, X60, X65, X70, X80 e graus intermediários (BALLESTEROS, 2009). Os aços de grau X80 são de grande empregabilidade na indústria offshore e são largamente utilizados no meio científico como fonte de pesquisa (ARAÚJO, 2013; PASSAGEM, 2011; SOEIRO JUNIOR, 2013).

A utilização de aços com melhores propriedades mecânicas, como resistência e tenacidade, pode contribuir para a redução de custos totais dos projetos de redes dutoviárias, tornando possível utilizar menores espessuras de parede, mantendo a mesma pressão de serviço. Tem-se ainda, em função disto, a diminuição do peso dos dutos e da quantidade de solda depositada em cada junta. Além disso, existe a possibilidade do dimensionamento de linhas com maiores pressões de trabalho, reduzindo o número de estações de compressão necessárias para o bombeamento do fluido ao longo do traçado (KALWA et al., 2002).

Até os anos 70 esses aços eram produzidos pelo processo de laminação a quente seguido de normalização, obtendo-se uma microestrutura composta com lamelas de perlita e ferrita grosseira (ASTM 7-8). Em 1970, foi introduzido um novo sistema de produção, chamado de laminação controlada (*Thermomechanical Controlled Rolling – TMCR*) permitindo produzir aços da classe X70 com a adição de elementos de liga (Nióbio e Vanádio), reduzindo assim o seu teor de carbono. Esse processo permitiu uma maior uniformidade na microestrutura com refinamento nos grãos de ferrita. (ASTM 10-11). Na década seguinte, com o avanço da tecnologia, foi introduzida uma nova técnica com laminação controlada seguido de resfriamento acelerado (*Thermomechanical Controlled Process – TMCP*) permitindo produzir aços de grau X80 com teores de carbono ainda mais reduzidos, melhorando assim sua soldabilidade (KALWA et al., 2002).

A Figura 2 mostra a evolução dos aços API 5L ao longo dos anos. Esta evolução tem ajudado na diminuição do peso das tubulações, como aponta a indústria de tubulação Canadense ao demonstrar que a parede de uma tubulação pode ser reduzida em até 25% utilizando um aço grau X80 comparado com o grau X60 (GRAY, 1987).

**Figura 2: Desenvolvimento dos aços API 5L desde a década de 50.**



Fonte: Malcoln (2007).

O Brasil está seguindo a tendência de utilização de dutos fabricados com aços da classe API 5L X80, porém o aço nacional é fabricado pelo processo TMCR, diferente de outros países que utilizam o processo TMCP, sendo necessário um maior cuidado durante a execução das soldagens e um melhor controle nos parâmetros de laminação das chapas devido o sistema de elementos de liga ser diferenciado. (SOEIRO JUNIOR et al., 2013).

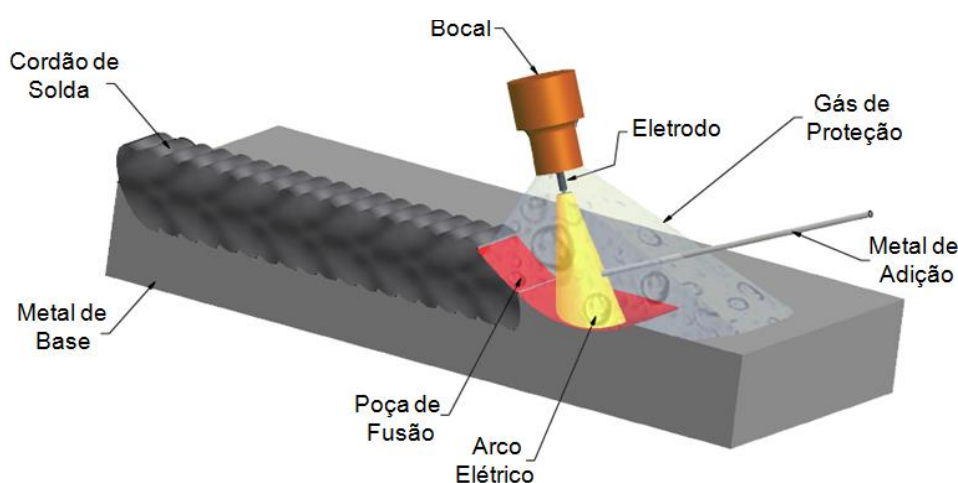
## 2.2 Processos de Soldagem

Atualmente, a soldagem é considerada como o processo mais utilizado industrialmente na ligação de metais (ALMEIDA, 2012). A soldagem pode ser definida como sendo uma união permanente dos materiais com a aplicação de calor para sua coalescência localizada podendo superar ou não o seu ponto de fusão. No segundo caso torna-se necessário a aplicação de pressão. Os processos de soldagem mais utilizados são os processos por fusão ao arco elétrico os quais serão descritos a seguir.

### 2.2.1 Processo de Soldagem GTAW

O processo de soldagem GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) tem por princípio criar e manter um arco elétrico entre um eletrodo de tungstênio não consumível e a peça. A proteção do eletrodo e da zona de fusão é feita por um gás inerte. Este processo pode ser aplicado com ou sem a utilização de material de adição (GONÇALVES, et al 2006) conforme mostrado na Fig. 3.

**Figura 3: Esquema do processo de soldagem GTAW**



Fonte: Autoria própria.

Geralmente são utilizados como gases de proteção o argônio, hélio ou uma mistura destes, que têm função de proteção da poça de fusão de qualquer contaminação atmosférica

além de estabilização do arco elétrico. O processo GTAW teve grande desenvolvimento devido à necessidade de se soldar materiais de difícil soldagem, como o alumínio e magnésio, notadamente na indústria da aviação no começo da segunda guerra mundial. São geralmente utilizados para todos os aços, aços inoxidáveis, ferro fundido, cobre, latão, prata e ligas de titânio, níquel e alumínio (BRACARENSE, 2000 e WAINER, 2004). Na soldagem de dutos, é muito empregado em passes de raiz, por produzir um cordão de solda uniforme, homogêneo e limpo, sem produzir qualquer tipo de escória, com boas propriedades mecânicas. Apesar de inúmeras vantagens, esse ainda é um processo lento e necessita de grande habilidade profissional.

Algumas variáveis como distância do eletrodo a peça, velocidade de soldagem, corrente elétrica, inclinação da tocha e vazão do gás, mostradas na Fig. 4 influenciam o processo GTAW.

**Figura 4: Variáveis do processo de soldagem GTAW.**



Fonte: Guimarães (2010) apud Zeemann (2008).

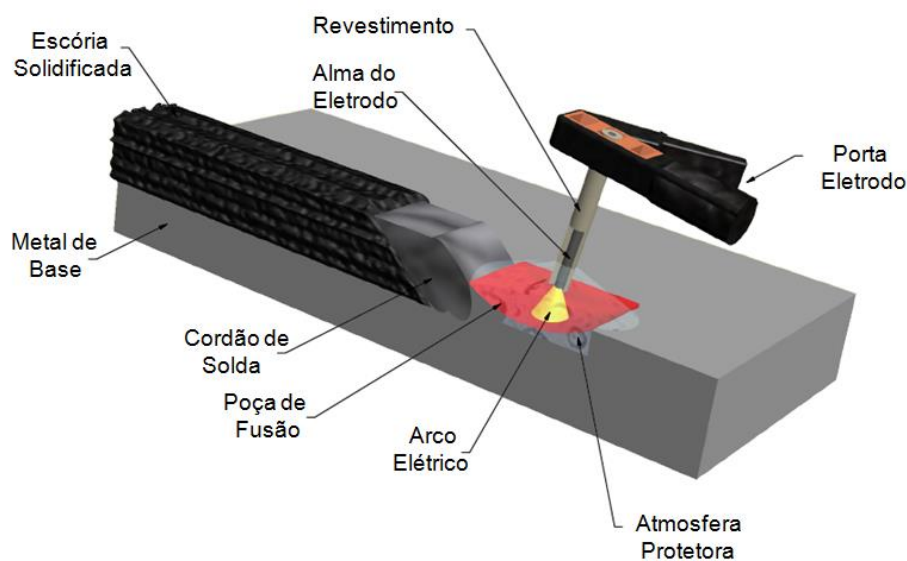
A penetração do cordão de solda é diretamente proporcional à corrente elétrica e inversamente proporcional a velocidade de soldagem. Quanto maior a distância do eletrodo à peça, maior área do metal de base é aquecida resultando num cordão mais largo. Quando a soldagem é efetuada com inclinação positiva em relação ao sentido de soldagem, o arco elétrico atua diretamente sobre a poça de fusão, aumentando a penetração. A vazão do gás é responsável por formar e estabilizar o arco, além da proteção adequada do eletrodo e da poça de fusão garantindo soldas de boa qualidade (GUIMARÃES, 2010).

Os ciclos térmicos, neste tipo de soldagem, resumem-se num aquecimento muito rápido, da ordem das centenas de graus por segundo, até atingir o pico máximo da temperatura. Subsequentemente, o resfriamento ocorre de forma natural e é relativamente rápido na ordem de umas dezenas ou centenas de graus por segundo, até à temperatura ambiente. As alterações na microestrutura da zona de fusão, assim como na ZTA (zona termicamente afetada), são dependentes dos seguintes fatores: taxa de aquecimento e arrefecimento que por sua vez dependem da entrega térmica, espessura e geometria da componente e temperatura inicial ou temperatura de interpasse. Estas alterações na microestrutura afetam diretamente as propriedades mecânicas ou corrosivas da zona de fusão e da ZTA (POORHAYDARI, 2005).

### 2.2.2 Processo de soldagem SMAW

O processo de soldagem SMAW (*Shielded Metal Arc Welding*) utiliza como fonte de calor um arco elétrico mantido entre a extremidade do eletrodo e a peça a ser soldada, similar ao processo GTAW, sendo o eletrodo consumível como fator de diferenciação. O eletrodo é dividido em duas partes: Alma e revestimento. A alma é responsável por conduzir a corrente elétrica servindo também como metal de adição. O revestimento gera escórias e gases formando uma atmosfera protetora que tem por finalidade proteger a poça de fusão e o cordão de solda, conforme mostrado na Fig.5. O revestimento pode ainda conter elementos que podem influenciar ou não na composição química e características metalúrgicas do metal depositado (MODENESI, 2012).

**Figura 5: Esquema do processo de soldagem SMAW.**



Fonte: Autoria própria.

Devido às qualidades operacionais, o processo SMAW é de grande aceitação no mercado, principalmente pelo seu baixo custo, simplicidade, flexibilidade e grande variedade no modo de aplicação (WAINER, 2004).

A soldagem SMAW é um processo em sua maior parte realizado de forma manual, ou seja, o operador é responsável por corrigir eventuais alterações no processo procurando principalmente uma boa geometria do cordão de solda. No entanto, já existem equipamentos automatizados que simulam a soldagem manual considerando aspectos referentes às diferenças de comportamento entre o homem e a máquina (LIMA, 2006).

Muitas variáveis regulam o processo SMAW, e todas elas governam a saída do processo (respostas), ou seja, a geometria do cordão e a produção. Pode ser considerada como parâmetros de soldagem toda variável que influencia diretamente o calor fornecido para a junta, podendo se citar os valores de corrente, tensão, velocidade de soldagem e temperatura de pré-aquecimento.

Para Wainer (2004), a intensidade de corrente é o parâmetro determinante na taxa de deposição para definidas condições constantes de soldagem. Ela é o principal parâmetro, controlador da largura, reforço da solda, diluição e penetração, sendo este último de extrema importância na fusão e minimização da área da seção transversal de juntas de união.

### **2.3 Soldabilidade**

Segundo Maciel (1994), a soldabilidade representa a aptidão de um determinado aço ser soldado livre de não conformidades ou com um mínimo de riscos, não comprometendo o seu satisfatório funcionamento assim como o seu desempenho durante as condições de trabalho.

Dependendo do processo, algumas ligas metálicas são de difícil soldabilidade. Além disso, irá depender substancialmente da sua aplicação. Assim, na determinação da soldabilidade de um material, é fundamental conhecer bem o material, o projeto da solda e da estrutura, as solicitações de carga, o meio ambiente, os requisitos de serviço, dentre outros, para relacioná-los corretamente ao processo e ao procedimento de soldagem em aplicação (MODENESI, 2004).

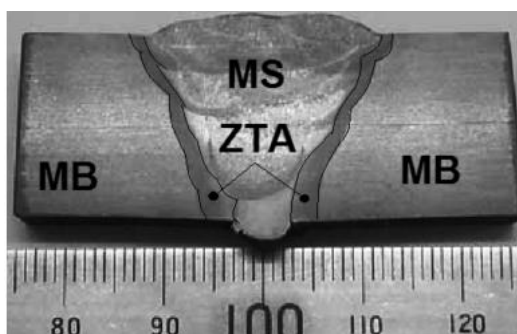
Para Bastos (2011), os aços API 5L X80, são fabricados visando à obtenção de boa soldabilidade, no entanto os diversos processos de soldagem aplicáveis levam a imposição de diferentes ciclos térmicos no metal de base, necessitando de respectivos ajustes nos

parâmetros de soldagem, minimizando as prováveis alterações na zona termicamente afetada (ZTA) e nas propriedades mecânicas em geral.

### 2.3.1 A ZTA em Juntas Soldadas dos Aços API 5L-X80

A ZTA é o termo utilizado com a finalidade de identificar a região do metal de base, adjacente ao metal de solda afetada pelo ciclo térmico após o processo de soldagem, conforme mostrado na Fig.6.

**Figura 6: Identificação da extensão da ZTA ao longo da junta soldada multipasse.**



Fonte: Bastos (2011).

Na soldagem de aços, a ZTA é a área onde determinados tipos de trincas podem ocorrer com maior probabilidade, sua extensão depende da geometria da junta, das propriedades do material e dos parâmetros de soldagem. A modificação nesta região ocorre após o material ser submetido a ciclos térmicos de aquecimento e resfriamento a cada passe de soldagem alterando geralmente as propriedades, com granulometria e microestrutura diferenciada do metal de base e do metal de adição. Essas características propõem uma maior observação nesta região da junta soldada, uma vez que ao selecionar um aço, a ZTA e suas propriedades têm que ser aceitáveis. Com relação à região fundida, ou o metal de solda, as suas propriedades irão depender não só dos parâmetros de soldagem como da escolha correta do metal de adição (BASTOS, 2011; ALMEIDA, 2012).

O metal não fundido é fortemente afetado pelos gradientes de temperatura e pela temperatura de pico na linha de fusão (LF). Conforme avaliamos, distante da LF, essa região cria microestruturas distintas. A Figura 7 mostra a heterogeneidade na formação da ZTA e das regiões adjacentes de um cordão de solda de um aço baixo teor de carbono, conforme descrito por (ALMEIDA, 2005).

ZTA de grãos grosseiros (RGG) – Próxima a linha de fusão e com temperaturas superiores à 1473K (1200°C). Esta faixa de temperatura é suficiente para austenitizar e promover o



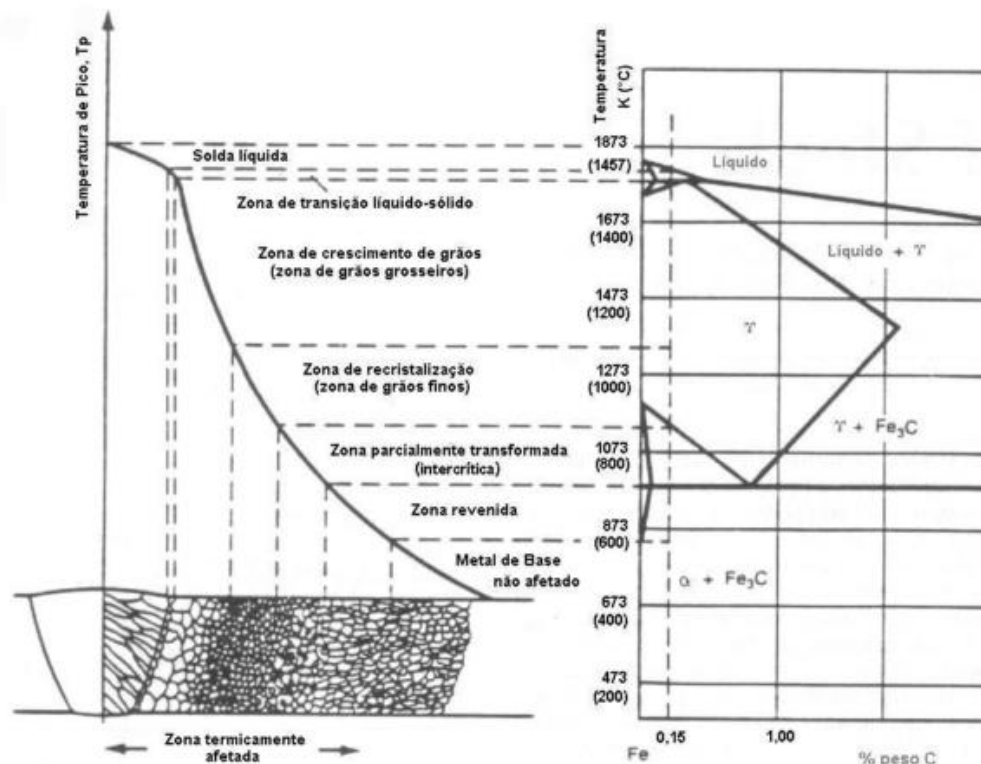
crescimento de grãos nesta região. Após o resfriamento, estas regiões costumam ser frágeis, com baixa tenacidade e facilidade de propagação de trincas. A microestrutura resultante pode se constituir em martensita, bainita, ferrita+perlita ou misturas destes constituintes, dependendo da taxa de resfriamento e da composição química do aço.

ZTA de grãos finos (RGF) – Esta região é aquela aquecida à temperatura inferior à 1273K (1000°C) proporcionando uma microestrutura mais refinada e um produto final mais tenaz.

ZTA intercrítica – Essa região compreende ao final da ZTA. Nesta região, a concentração de carbono na austenita é maior, devido a rejeição pela ferrita no aquecimento. Sendo assim, no resfriamento esta austenita enriquecida de carbono pode gerar uma perlita mais fina ou mesmo martensita e/ou bainita, ou mistura das duas fases formando um microconstituente denominado AM (austenita-martensita) dependendo do valor do Carbono Equivalente do aço.

Região de revenimento – Formada após a região intercrítica, fora da ZTA, essa região atinge baixas temperaturas de transformação (abaixo de 700°C). Neste caso não há mudanças microestruturais significantes, embora possa ocorrer esferoidização de precipitados, em particular da cementita, e as alterações de dureza resultam de alívio de tensões ou endurecimento secundário.

**Figura 7: Heterogeneidade da ZTA de um cordão de solda de um aço 0,15% peso de C.**



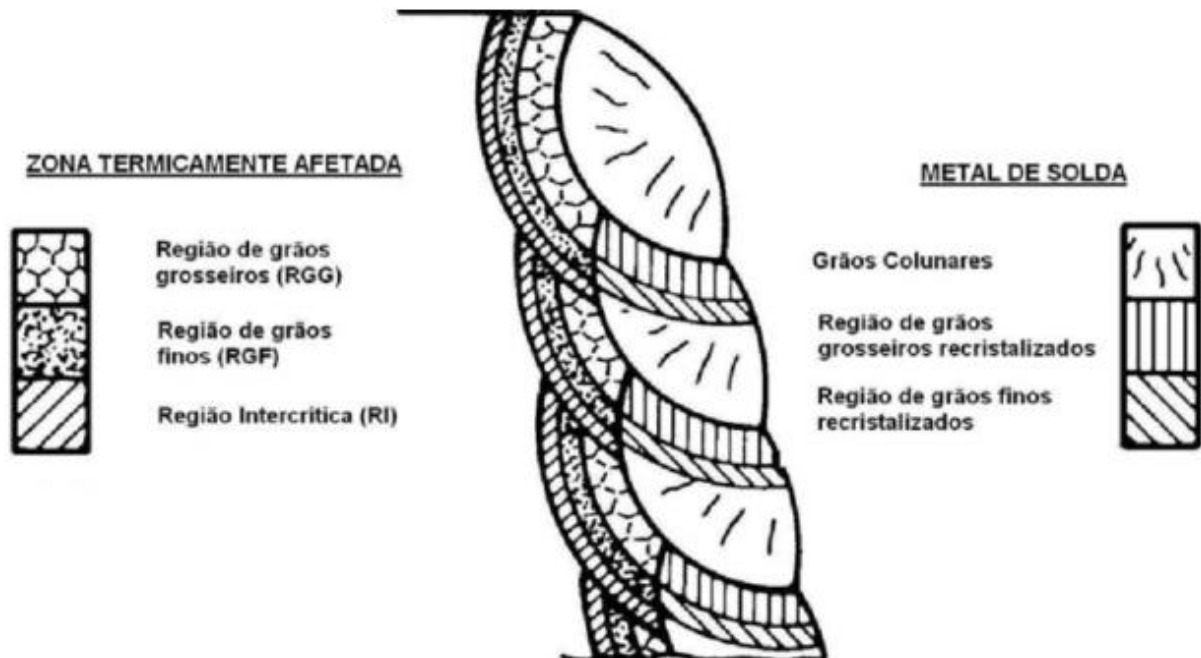
Fonte: Liu (2002).

Em geral, os aços da classe X-80 apresentam microestrutura predominantemente bainítica, podendo haver degradação das propriedades mecânicas na ZTA devido ao ciclo térmico imposto pelos processos de soldagem. A facilidade na formação de microconstituente AM na zona intercrítica é uma das principais causas desta perda de propriedades. O microconstituente AM formado nestas condições é, normalmente, alongado e interligado e a martensita presente possui alto teor de carbono (BASTOS, 2011).

Para chapas espessas onde é esperado um elevado número de passes, a formação da ZTA se torna complexa uma vez que a execução do passe subsequente interfere no passe anterior devido à transferência de calor e, dependendo do aporte térmico empregado, na RGG do passe anterior podem se formar microconstituintes oriundos das demais regiões da ZTA.

As ZTAs de aços ARBL provenientes dos múltiplos passes de soldagem possuem variação na microestrutura conforme mostrado na Fig.8. Dependendo desta superposição de regiões, pode haver uma maior ou menor deterioração das propriedades mecânicas, principalmente da tenacidade, devido à variação dos constituintes em função dos diversos ciclos térmicos.

**Figura 8: Esquema representativo da ZTA multipasse.**



Fonte: Pinto (2006).

Para avaliar com antecipação as possíveis microestruturas resultantes nas diferentes regiões da ZTA, são utilizadas as curvas CCT (*Continuous Cooling Transformation*) que

apresentam as possíveis microestruturas em função da variação taxa de resfriamento (SILVA 2009).

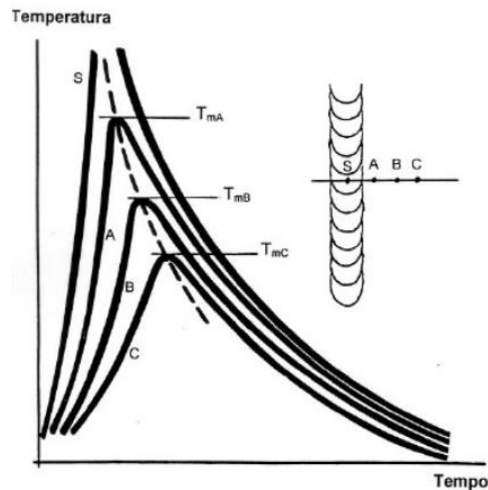
Para Gorni (2009), uma grande preocupação durante a soldagem de aços de alta resistência é a sua suscetibilidade ao trincamento por Hidrogênio (H<sub>2</sub>) na região da ZTA. Contudo, a utilização de um pré-aquecimento adequado, a escolha de consumíveis e processos que garantam baixa absorção de H<sub>2</sub> e o controle da temperatura entre passes, reduz drasticamente as chances de trincamento. Por isso torna-se necessário o conhecimento dos ciclos térmicos de soldagem associado à necessidade do material a aplicação de pré-aquecimento juntamente com uma temperatura interpasse.

## **2.4 Ciclos Térmicos**

Nos processos de soldagem ao arco elétrico, uma fonte de calor pontual e de grande intensidade funde parte do metal de base ao metal de adição que ao se solidificarem formam o metal de solda. Durante este procedimento, além da formação de tensões internas geradas pelas restrições as dilatações e contrações térmicas, transformações microestruturais ocorrem tanto no metal de solda quanto na ZTA. A forma e a intensidade com que estes fenômenos metalúrgicos ocorrem, depende principalmente, da composição química dos materiais envolvidos e, acima de tudo, do ciclo térmico à que é submetido à junta, durante o processo de soldagem, sendo de fundamental importância o conhecimento e o controle desse ciclo térmico para a obtenção de uma junta soldada de boa qualidade. (MONTEIRO, 2004; LANCASTER, 1980).

O ciclo térmico representa a variação da temperatura em função do tempo, em determinado ponto na junta soldada. A Figura 9 apresenta de forma esquematizada, diversos ciclos térmicos. Pode se observar que a linha tracejada une as temperaturas máximas de cada ciclo e quanto mais próximo estiver o ponto de referência do metal de solda, maior será a temperatura máxima e menor será o tempo para atingi-la.

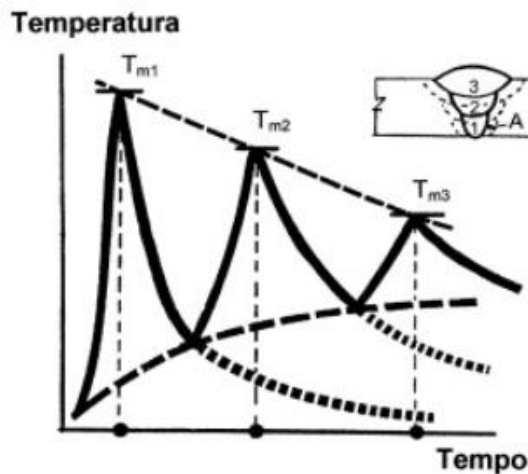
**Figura 9: Ciclo térmico de soldagem em função da proximidade com o cordão de solda.**



Fonte: Granjon (1991).

No caso de soldagem multipasse, a região da ZTA do passe de raiz “A” conforme mostrado na Fig. 10, está sujeita a diversos ciclos térmicos.

**Figura 10: Ciclo térmico multipasse em um ponto da ZTA, próximo ao passe de raiz.**



Fonte: Granjon (1991).

Percebe-se uma diminuição na temperatura de pico máxima do passe de raiz para o terceiro passe conforme a soldagem é realizada distante do ponto de referência (A), fato ocorrido em uma soldagem multipasse real.

As variáveis do ciclo térmico podem ser determinadas através de medidas realizadas experimentalmente com a aplicação de termopares posicionados a junta soldada ou teoricamente por cálculos realizados utilizando-se expressões matemáticas em equações de fluxo de calor como proposto por Rosenthal (MODENESI, 2012; MACIEL, 1994).

### 2.4.1 Modelo Analítico de Rosenthal para Espessura Relativa

Rosenthal propôs diversas soluções a partir de inúmeras hipóteses simplificadoras:

Propriedades físicas constantes;

A fonte de calor (linear, pontual e plana) se deslocando a uma velocidade constante ao longo de uma chapa;

São desprezíveis as perdas de calor (convecção e radiação) das superfícies do meio condutor para a atmosfera;

São desprezíveis as transformações de fase e o calor gerado pelo efeito joule;

Assumir que a velocidade e potência da fonte de calor são constantes.

Através dessas hipóteses, Rosenthal encontrou as soluções analíticas para o fluxo de calor para chapas grossas, finas e intermediárias. A espessura relativa pode ser obtida através de um termo adimensional ( $\tau$ ) conforme mostrado na Eq. 2.1 abaixo.

$$\tau = h \sqrt{\frac{\rho C_P (T_c - T_0)}{H_L}} \quad (2.1)$$

Onde:

h - Espessura da chapa [m];

$\rho$  - Massa específica do material [Kg/m<sup>3</sup>];

$C_P$  - Calor específico [J/Kg.°C];

$T_0$  - Temperatura inicial (ambiente)[°C];

$T_C$  - Temperatura crítica [°C];

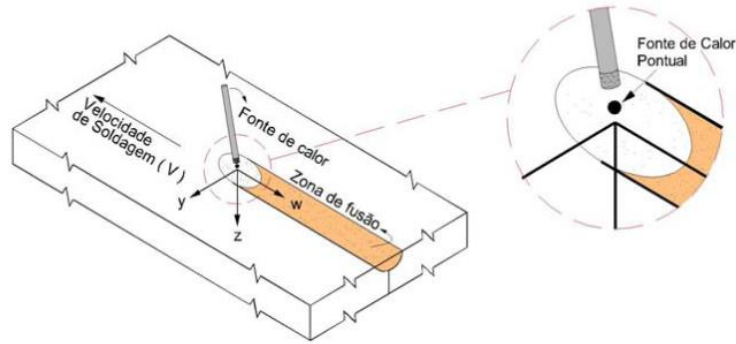
$H_L$  - Aporte térmico líquido [J/m];

Considera-se chapa fina quando a espessura relativa é inferior a 0,6 e é considerada grossa quando a espessura relativa é superior a 0,9. Para valores no intervalo  $0,6 \leq \tau \leq 0,9$  a chapa poderia ser considerada intermediária. Arbitariamente a espessura relativa em 0,75 entre chapa fina e grossa não leva a erros superiores a 15% nos resultados, podendo ser adequada para várias aplicações.

## 2.4.2 Condução de Calor Aplicada a Chapas Grossas

Segundo o regime quase estacionário proposto Rosenthal foi considerada uma distribuição de temperatura constante para um observador se movimentando com velocidade também constante junto a uma fonte de calor pontual conforme mostrado na Fig. 11.

**Figura 11: Fonte de calor pontual para análise tridimensional do fluxo de calor.**



Fonte: Guimarães (2010).

Podemos substituir matematicamente a coordenada “x” que está na direção de soldagem, pela coordenada móvel “w”, considerando que a chapa possui espessura infinita com uma fonte de calor pontual, definida na Eq. 2.2 abaixo.

$$w = x - vt \quad (2.2)$$

Onde  $v$  é a velocidade de soldagem e  $t$  é o tempo. Utilizando a coordenada móvel e as considerações propostas por Rosenthal, podemos obter a equação que conduz ao regime quase estacionário conforme mostrado na Eq. 2.3 a seguir.

$$\frac{-v}{\alpha} * \frac{\partial T}{\partial w} = \frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \quad (2.3)$$

A solução para a distribuição de temperatura em chapas grossas pode ser expressa pela Eq. 2.4, tomando como referência a temperatura de um ponto situado a uma distância “R” considerando uma situação aproximada da deposição de um cordão de solda, depois de atingido o regime de temperatura quase estacionário (GOYAL et al., 2009 e WAINER et al., 1992).

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi KR} \exp \left[ -\frac{v}{2\alpha} (w + R) \right] \quad (2.4)$$

Onde:

$T_0$  - Temperatura inicial (ambiente)[°C];

P - Potência gerada pela fonte de calor [W];

K - Condutividade térmica [W/m°C];

v - Velocidade de soldagem [m/s];

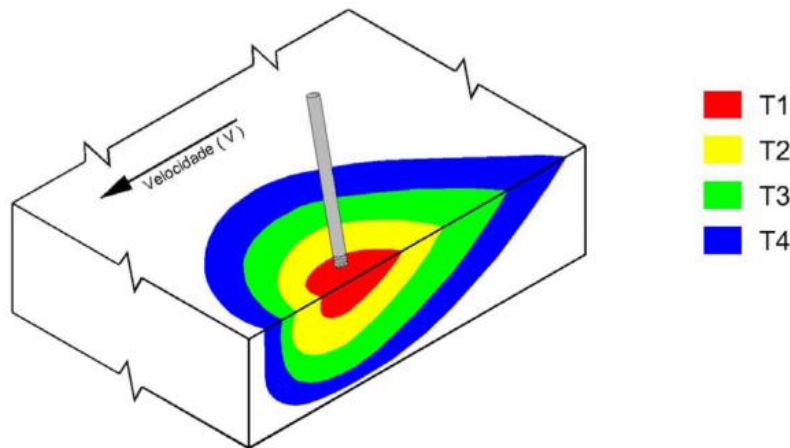
w - coordenada móvel [m];

R -  $(x^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$  Distância do ponto até as coordenadas móveis (chapa grossa) [m];

$\alpha$  - Difusividade térmica [m<sup>2</sup>/s].

Em uma distribuição de temperatura tridimensional, o comportamento da condução de calor em uma chapa grossa pode ser mostrado na Fig. 12, cuja maior temperatura encontra-se próximo à fonte de calor e está tendendo a diminuir conforme é distanciada.

**Figura 12: Isotermas na soldagem de chapas grossas (fluxo de calor tridimensional).**



Fonte: Guimarães (2010).

### 2.4.3 Influência dos Parâmetros de Soldagem no Ciclo Térmico

De acordo com Monteiro (2004), as principais variáveis do ciclo térmico de soldagem são:

T<sub>p</sub> - Temperatura de pico;

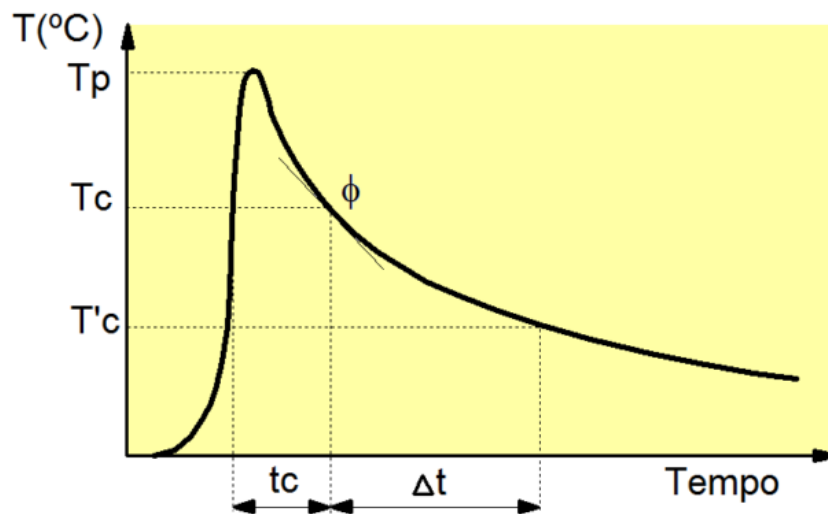
t<sub>c</sub> - Tempo de permanência acima de uma determinada temperatura;

Φ - Velocidade de resfriamento a uma determinada temperatura ou tempo de resfriamento em uma determinada faixa de temperatura  $\Delta t(T_c/T_c')$ ;

Tempo ou taxa de Aquecimento.

A Figura 13 ilustra a representação esquemática do ciclo térmico para um único passe de soldagem considerando as suas variáveis.

**Figura 13: Representação esquemática do ciclo térmico na soldagem em um único passe.**



Fonte: Modenesi (2012).

Temperatura de Pico ( $T_p$ ) – É a temperatura máxima atingida em um dado ponto da junta. O seu valor avalia o tamanho do grão austenítico naquela região e pode ser obtido através da Eq. 2.5, que foi desenvolvida a partir das pesquisas de Adams, que prevê a distribuição de temperatura de pico no metal de base, considerando uma soldagem de topo de uma peça espessa com penetração total.

$$\frac{1}{T_p - T_0} = 0,0413 \frac{\rho c h y}{H} + \frac{1}{T_f + T_0} \quad (2.5)$$

Onde:

- $\rho$  - densidade do material [ $\text{Kg}/\text{m}^3$ ];
- $c$  - calor específico do material [ $\text{Kg} \cdot ^\circ\text{C}$ ];
- $h$  - espessura da peça [m];
- $T_p$  - temperatura de pico desejada [ $^\circ\text{C}$ ];
- $T_0$  - temperatura inicial [ $^\circ\text{C}$ ];
- $T_f$  - temperatura de fusão [ $^\circ\text{C}$ ];
- $H$  - energia de soldagem. [J/m].

Esse tipo de informação permite que se obtenha também uma estimativa da largura da ZTA, considerando uma temperatura mínima necessária para provocar uma alteração de microestrutura em um dado metal.

É importante observar que alguns fatores encontrados durante o processo de soldagem real pode invalidar rapidamente a aplicação dessa equação, devido as constantes físicas dos



metais que podem mudar com a variação da temperatura e se conhecida tais variações, a previsão exige longos cálculos (LAURSEN, 2014).

A temperatura de pico é determinada pela velocidade de entrada de calor e a taxa de perda de calor. Enquanto a taxa de entrada de calor for superior à perda, a temperatura continua crescendo até as taxas se igualarem, atingindo assim a temperatura máxima. À medida que a temperatura aumenta em um ponto específico de um material, ela também irá crescer nas vizinhanças desse ponto seguindo as leis físicas de condução de calor. Portanto, o calor fornecido para a soldagem deve ser suficiente para fundir o volume de metal e também para igualar o calor que é removido por condução. Isto significa que uma baixa velocidade de soldagem promove maior calor para fundir o material (LINNERT, 1994).

Linnert (1994) considera ainda que para a movimentação da fonte de calor, a temperatura de pico pode ser considerada como uma situação quase estacionária, assemelhando esse modelo quando distanciamos da fonte. Sob essas condições, quando a temperatura máxima é atingida em um determinado local, o resfriamento começa imediatamente nas proximidades.

Na maioria dos estudos a extensão da ZTA e as temperaturas de pico em diferentes pontos desta região são os parâmetros a serem pesquisados, devido às alterações metalúrgicas que podem ocorrer quando certos níveis de temperatura forem excedidos.

Em grande parte dos processos ao arco elétrico, as temperaturas na poça de fusão atingem máximas temperatura entre 1650 à 2400°C. Essas temperaturas diminuem conforme o metal de base se distancia da fonte de calor.

Tempo de Permanência acima de uma determinada temperatura ( $t_c$ ) É a faixa de tempo em que um ponto na ZTA fica submetido a temperaturas superiores a uma temperatura mínima (temperatura crítica,  $T_c$ ). Isto irá influenciar não só no tamanho do grão com na dissolução ou crescimento de precipitados.

Velocidade de resfriamento ( $\Phi$ ) Obtém-se a pela derivada (ou inclinação) em uma determinada temperatura ( $T$ ) da curva de resfriamento. Uma alternativa mais empregada é caracterizar o resfriamento de uma solda pelo tempo necessário para a solda se resfriar em uma determinada faixa de temperatura  $\Delta t$  ( $T_c/T_c'$ ). Para a soldagem de aços, as temperaturas consideradas são, em geral, entre 800 e 500°C ( $\Delta t_{8/5}$ ) tendo em vista ser nesta faixa de temperatura onde ocorrem as principais transformações microestruturais.

Esta última característica é particularmente importante na soldagem dos aços carbono, pois estas ligas, quando aquecidas a temperaturas elevadas, são austenitizadas e, no

resfriamento, os produtos da transformação da austenita dependem fortemente das condições de resfriamento.

Para chapas grossas (escoamento tridimensional de calor) o tempo de resfriamento da solda entre 800 e 500°C ( $\Delta t_{8/5}$ ), pode ser estimado pela Eq. 2.6.

$$\Delta t_{8/5} = \frac{H_L}{2\pi k} \left( \frac{1}{500-T_0} - \frac{1}{800-T_0} \right) \quad (2.6)$$

Onde:

$T_0$  - Temperatura inicial [°C];

$H_L$  - Aporte térmico líquido [J/m];

$K$  - Condutividade térmica [J/s.m°C].

Para Funderburk (1999), o pré-aquecimento e a temperatura interpasse é uma característica importante nos processos de soldagem e influencia diretamente na entrega térmica e na taxa de resfriamento, conforme mostrado na Fig. 14. Quanto maior a entrega térmica, mais lenta será a taxa de resfriamento, afetando diretamente as estruturas metalúrgicas da ZTA após resfriamento.

**Figura 14: Influência da entrega térmica na taxa de resfriamento.**



Fonte: Funderburk (1999).

Os valores de  $\Delta t_{8/5}$  aumentam com o aumento de  $H$  e  $T_0$  tornando a repartição térmica mais larga. Do ponto de vista operacional, esses dois parâmetros são aqueles que podem ser mais facilmente alterados pelo responsável pela operação de soldagem. Isto é muito importante, pois a seleção adequada destes permite certo controle sobre a velocidade de resfriamento da região da solda e, portanto, sobre a sua microestrutura e propriedades.

Reis Sobrinho (2007) realizou uma análise térmica experimental em aços ARBL com deposição de um único passe de soldagem, com processo de soldagem GMAW (*Gas Metal*

*Arc Welding*), sem pré-aquecimento e com pré-aquecimento de 100°C e observou em seus experimentos, menores taxas de resfriamento na situação em que houve um pré-aquecimento na peça a ser soldada, isso com relação às mesmas condições de soldagem em uma peça sem pré-aquecimento.

Tempo de Aquecimento Para o aquecimento é importante considerar a temperatura máxima atingida e a taxa de aquecimento. Na ZTA, o aquecimento é realizado a uma temperatura acima da temperatura crítica ( $T_c$ ), com isso ocorre a austenitização do aço, sendo esta, transformada em diferentes microestruturas com diferentes propriedades a partir da velocidade de resfriamento da junta.

Muitos pesquisadores relatam em seus trabalhos, problemas ocasionados pelo ciclo térmico durante a soldagem (MONTEIRO, 2004; REIS SOBRINHO, 2007; LAURSEN, 2014). As transformações metalúrgicas que ocorrem devido ao ciclo térmico podem ser danosas para as propriedades finais da junta e das regiões adjacentes a ela, e ainda podem ocorrer tensões residuais e deformações plásticas.

Boumerzoug et. al. (2011) compararam as microestruturas obtidas em uma simulação de ciclos térmicos de soldagem com a soldagem real de um aço de baixo Carbono AISI 1003. A Cementita foi observada em 600, 700 e 780°C, e uma microestrutura refinada foi observada para  $T_p$  de 950°C. Os resultados obtidos da microestrutura pela simulação dos ciclos térmicos são similares a encontrada na junta soldada real de um aço de baixo Carbono.

Zhao et. al (2011), relacionaram a variação do aporte térmico com algumas propriedades mecânicas e relacionaram o efeito dos ciclos térmicos de soldagem na microestrutura com a literatura pesquisada.

Para Kohno & Jones (1978) e Londoño (1997) estas variáveis dependeram de parâmetros, tais quais:

Geométricos (espessura da chapa e geometria da junta);

Parâmetros de soldagem (corrente, tensão, velocidades de soldagem);

Propriedades físicas do metal de base (densidade, condutividade térmica e calor específico).

Propriedades Físicas Materiais com menor condutividade térmica como é o caso dos aços, dissipam o calor por condução de forma mais lenta, estes tendem a apresentar gradientes térmicos mais severos no aquecimento com menores velocidades de resfriamento. Nestes materiais, a energia térmica necessária para a fusão localizada é mais bem aproveitada. Em

metais com elevada condutividade térmica, como é o caso do cobre e do alumínio, o calor da região da solda é dissipado com maior intensidade para o restante da peça, o que torna mais difícil a formação da poça de fusão, necessitando em alguns casos, um pré-aquecimento localizado para uma fusão adequada (KOHNO & JONES, 1978).

Geometria da junta Influencia diretamente na velocidade de resfriamento. Considerando parâmetros semelhantes, uma junta em “T” possui maiores velocidades de resfriamento devido a possuir mais direções para o fluxo de calor escoar por condução do que uma junta de topo por exemplo.

Espessura da junta Para uma mesma condição de soldagem, uma junta de maior espessura facilita o escoamento do calor da região da solda. Assim, quanto mais espessa a junta, mais rapidamente esta tenderá a se resfriar durante a soldagem até uma espessura limite acima da qual a velocidade de resfriamento independe da espessura (KOHNO & JONES, 1978).

Energia de Soldagem Quanto mais energia depositada, menor será a velocidade de resfriamento. Deve-se, entretanto, sempre lembrar das limitações da quantidade de energia envolvida no processo de soldagem, atentando que o seu aumento pode promover a inconvenientes como, distorções, maiores níveis de tensões residuais, entre outro, assim como os baixos valores podem promover a falta de fusão localizada e à formação de trincas a frio.

Velocidade de soldagem Com o aumento da velocidade de soldagem, as isotermas ficam menos espaçadas e mais próximas à fonte de calor em todas as direções, em especial àquelas a frente da fonte. Em muitos casos, o acréscimo na velocidade de soldagem pode provocar uma fusão ineficiente e para suprir essa deficiência é necessário aumentar a energia de soldagem e com isso eleva-se a temperatura no arco elétrico. Consequentemente o pico de temperatura aumenta.

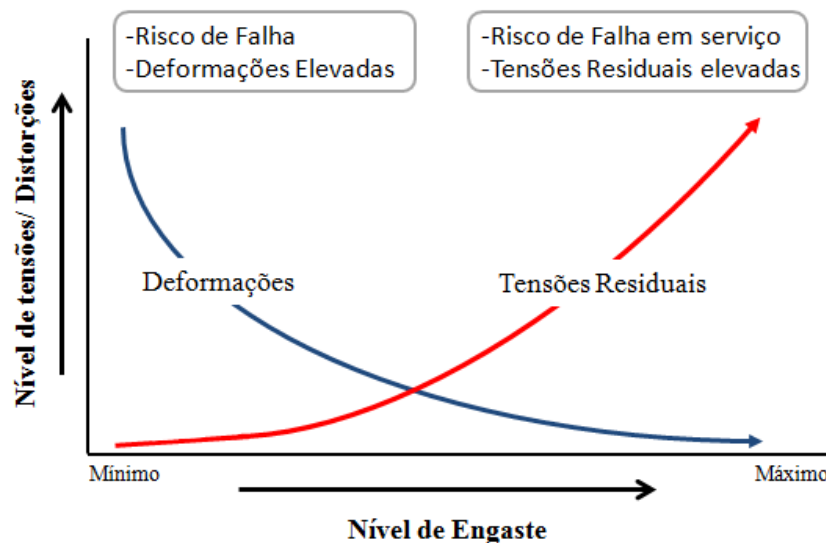
Laursen (2014) avaliou os efeitos dos ciclos térmicos de soldagem experimental com a utilização de termopares e constatou que há mudanças significativas quando são alterados os parâmetros de soldagem, tais quais: Energia líquida de entrada, velocidades de soldagem e espessura da chapa.

## 2.5 Efeitos Mecânicos do Ciclo Térmico

Conforme explorado anteriormente, principalmente nos processos por fusão, a soldagem é caracterizada por um aquecimento localizado no metal, cujas regiões adjacentes permanecem a temperaturas inferiores. As regiões aquecidas tendem a se dilatar, entretanto são restringidas pelas partes conexas submetidas a temperaturas mais baixas, resultando no desenvolvimento de deformações plásticas e elásticas agrupadas nas regiões aquecidas. Tensões internas (tensões residuais) e deformações permanentes (distorções) são formadas devido à deformação plástica formada após o resfriamento da junta.

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

**Figura 15: Representação gráfica das variações das deformações e tensões residuais.**



Fonte: Adaptado de Dar (2009).

## 2.6 Tensões Residuais

As tensões residuais são tensões existentes no material quando todas as solicitações externas são removidas. Chamadas muitas vezes de tensões internas, podem ser induzidas no material em quase todas as etapas de seu processamento, por exemplo: fundição, laminação,

flexão, corte à chama, forjamento, usinagem, soldagem, brasagem, aspersão térmica, eletrodeposição, tratamentos térmicos, termoquímicos e superficiais. (KOU, 2003; CAPELLO 2004).

Em todo corpo livre, o equilíbrio de tensões deve ser mantido, o que significa que o um componente que está sujeita a tensões trativas em uma região, certamente está sendo balanceada por tensões compressivas em alguma outra parte do corpo. Tensões residuais trativas na superfície do componente, geralmente são indesejadas, uma vez que estas contribuem para o aparecimento de trincas superficiais e de falhas por fadiga no material. Tensões residuais compressivas na superfície são geralmente favoráveis, devido a aumentarem a resistência a fadiga e corrosão sob tensão. (WHITHERS & BHADESHIA, 2001; ANDRINO, 2003).

Um componente que está sujeito a elevados níveis de tensões residuais (magnitudes próximas a tensão de escoamento do material) podem falhar. Estas falhas estão associadas a perda de resistência mecânica, por diversos fatores, podendo se citar: baixa rigidez, escoamento localizado e global, escoamento por fluência, instabilidade dimensional, formação de trincas à quente e a frio em peças soldadas, processo de fratura frágil e dúctil, fratura por fadiga, corrosão sob tensão e desgaste superficial (FRANCIS et al, 2007; SILVA, 2007).

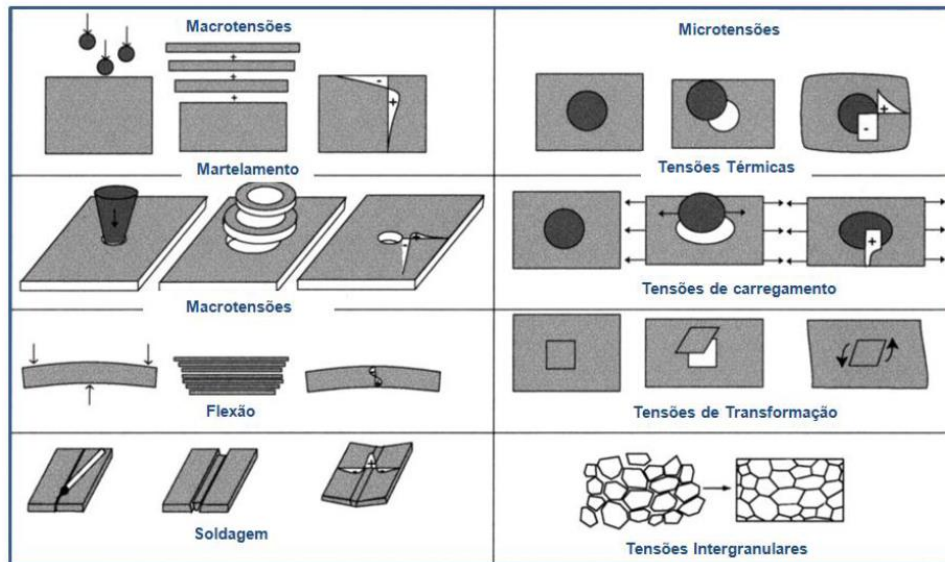
### **2.6.1 Tipos de Tensões Residuais**

De acordo com a distância na qual atuam no corpo as tensões residuais podem ser classificadas em macroscópicas (Tensões Tipo I), microscópicas (Tensões Tipo II) e submicroscópicas (Tensões tipo III) (WITHERS e BHADESHIA, 2001; HIRSCH 2006).

As tensões macroscópicas, ou tensões do tipo I, variam continuamente ao longo de grandes distancias, estendendo-se sobre vários grãos do material. Podem ser encontrados em materiais que foram submetidas a deformações plásticas não uniformes, como dobramento, laminação, gradientes térmicos e têmperas. As tensões do tipo II estão quase sempre presentes em materiais policristalinos, uma vez que nestes os grãos exibem propriedades elásticas e térmicas diferenciadas em relação a sua vizinhança. Originam-se durante a deformação elastoplástica de um material policristalino em uma microestrutura aleatória, porem orientados. Por fim, as submicroscópicas ou do tipo III, são denominadas de microtensões por alguns estudiosos por abranger distâncias interatômicas menores que um grão. Esse tipo de tensão ocorre em materiais metálicos sujeitos a transformações que modifiquem a rede cristalina provocando lacunas, impurezas, defeitos de empilhamentos, dentre outros.

(WITHERS e BHADESHIA, 2001; HIRSCH 2006). A Figura 16 exemplifica a origem das tensões residuais do tipo microscópica e macroscópica.

**Figura 16: Exemplos de surgimento de tensões residuais macroscópicas e microscópicas.**



Fonte: Withers e Bhadeshia (2001).

### 2.6.2 Desenvolvimento das Tensões Residuais em Juntas Soldadas.

Devido à importância para a soldagem e com embasamento no foco do trabalho, serão aqui consideradas as tensões residuais agregadas às deformações plásticas não uniformes por efeitos térmicos.

Antes de tudo, devemos ter em mente que ao aquecermos um metal, este se dilata pelo efeito da variação de temperatura ( $\Delta T = T - T_0$ ), isto é:

$$\Delta l = l - l_0 = l_0 \alpha \Delta T \quad (2.7)$$

Onde:

$\Delta l$  - Variação do comprimento inicial [m]

$\Delta T$  - Variação de Temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]

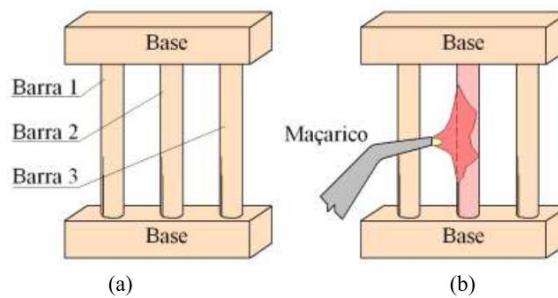
$\alpha$  - Coeficiente de dilatação térmica linear [ $^{\circ}\text{C}^{-1}$ ]

Conforme mostrado na Figura 16, o aquecimento e o resfriamento não uniforme de um material sem a presença restrições, não resulta em efeitos mecânicos significantes, ou seja, após o ciclo térmico, o material apresenta índices de tensões residuais insignificantes. Contudo, para uma mesma variação de temperatura não uniforme e a peça restringida de

maneira a não poder se expandir ou contrair livremente durante o ciclo térmico, tensões residuais poderão ser desenvolvidas.

Partindo deste princípio, para um melhor entendimento das tensões residuais e usando como exemplo a Fig. 17, considere três barras fabricadas com um aço de baixo carbono de comprimentos e seções similares, unidas em seus extremos por duas bases, impedindo essas barras de serem alongadas ou contraídas de maneira independente. Sendo a barra central (barra 2) aquecida por um equipamento do tipo maçarico, enquanto as barras das extremidades são mantidas a temperatura ambiente. A barra central tenderá a se expandir (dilatação térmica), porém será impedida pelas bases. Contudo, na barra central se desenvolverão tensões compressivas enquanto que nas barras extremas se desenvolverão tensões trativas.

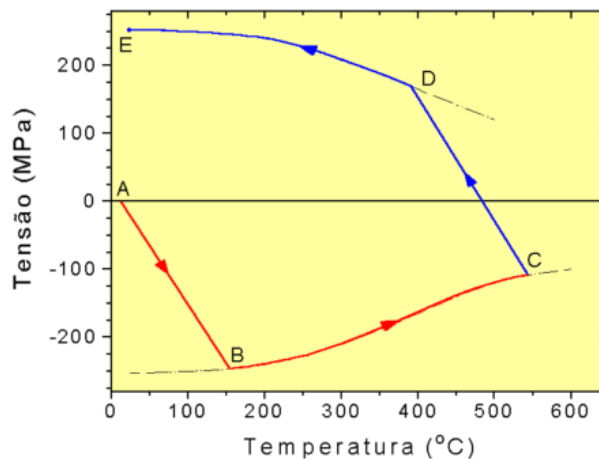
**Figura 17: Figura esquemática mostrando o surgindo de tensões residuais; (a) Conjunto de barras restritas por uma base e (b) Barra central sendo aquecida.**



Fonte: modenesi (2012).

A Figura 18 mostra a evolução da tensão longitudinal média na barra central em função da temperatura.

**Figura 18: Variação da tensão ( $\sigma$ ) com a temperatura na barra central.**



Fonte: modenesi (2012).



Percebe-se que no início do aquecimento (Figura 18, A-B), as tensões e deformações resultantes da dilatação da barra central serão elásticas. Como as barras mantêm o mesmo comprimento aproximado, a dilatação térmica tem de ser compensada por deformações elásticas, obedecendo à relação entre a lei de Hooke associada à dilatação térmica.

$$\frac{\sigma_c}{E_t} = \alpha \Delta T + \frac{\sigma_l}{E} \quad (2.8)$$

Onde:

E - Módulo de elasticidade à temperatura ambiente [N/m<sup>2</sup>];

E<sub>t</sub> - Módulo de Elasticidade a temperatura da barra central [N/m<sup>2</sup>];

σ<sub>c</sub> - Tensão na barra central [N/m<sup>2</sup>];

σ<sub>l</sub> - Tensão nas barras laterais [N/m<sup>2</sup>].

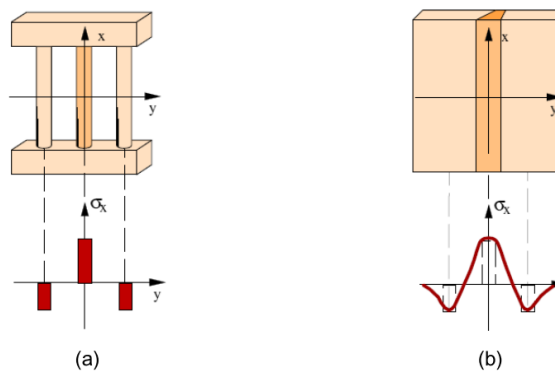
Quanto à tensão na barra central (σ<sub>c</sub>) essa atinge o limite de escoamento no ponto “B” a determinada temperatura, começa a se deformar plasticamente. Conforme se aumenta a temperatura, a deformação se torna irreversível. Como o limite de escoamento tende a diminuir com o aumento da temperatura, o valor da tensão na barra central por analogia, também diminuirá e a barra sofre uma maior deformação (Figura 18, B-C). Supondo agora que foi cessado o aquecimento no ponto “C”, a barra central irá se contrair conforme a temperatura diminui. Devido às restrições impostas pelas barras externas, as tensões compressivas na barra central irão se reduzir, tornando-se nulas acima da temperatura ambiente. Isso ocorre devido à barra central ter acumulado deformações plásticas durante o processo, e no resfriamento ter se encurtado a mais do que as dimensões iniciais, enquanto que as barras que não sofrerão aquecimento permaneceram com as mesmas dimensões. Com a continuação do resfriamento, tensões de tração passam a atuar nela até que o limite de escoamento (agora sob condições de tração) seja atingido no ponto “D”. A partir desta temperatura, a barra central passar a deformar plasticamente de forma contínua até atingir a temperatura ambiente.

Como resultado final, as deformações plásticas foram acumuladas e a barra central terá um comprimento menor em relação às barras que não sofreram ações térmicas. Devido as barras estarem unidas por bases nas extremidades, as diferenças de comprimento entre elas serão acomodadas por deformações elásticas, originando tensões residuais de tração com valores próximos ao limite de escoamento na barra central, e nas barras externas, para manter

o equilíbrio de forças, existirão tensões compressivas de valor igual à metade da tensão da barra central.

Para uma junta soldada, pode-se fazer uma comparação por analogia ao caso anterior. Associando-se a região soldada com a barra central e as regiões mais afastadas do MB com as barras externas. Por este entendimento, espera-se como consequência da operação de soldagem, o desenvolvimento de tensões residuais trativas na região soldada e tensões compressivas no MB. A Figura 29 mostra de forma esquemática a distribuição de tensões residuais na montagem das barras comparativa às tensões residuais típicas de uma solda.

**Figura 19: Comparativo entre as tensões residuais desenvolvidas na montagem de três barras (a) e as tensões residuais longitudinais formadas ao longo da direção transversal (y) a uma solda de topo (b).**



Fonte: modenesi (2012).

### 2.6.3 Desenvolvimento das Tensões Residuais em Juntas Soldadas - Tensões Residuais Transversais e Longitudinais

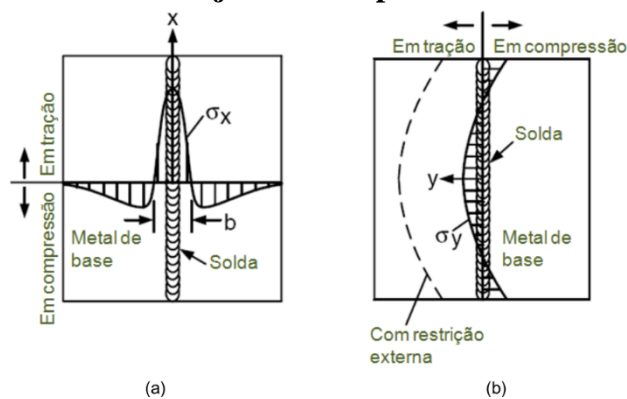
Para Zinn e Scholtes, (2002), as tensões residuais são consequências da interação entre o impedimento da expansão e contração no resfriamento de regiões com diferenças bruscas de temperatura, o resfriamento intenso superficial e às transformações de fase.

Dos fatores citados anteriormente, a contração no resfriamento de regiões aquecidas simultaneamente a diferentes temperaturas é um dos principais fatores no surgimento de tensões residuais, cujo nível irá depender do grau de restrição da junta. Na maior parte das vezes, a restrição é total na direção longitudinal do cordão de solda. Para o caso de severo resfriamento da superfície, ocorre uma condição de resfriamento não homogêneo ao longo da espessura, ou seja, a superfície resfria-se mais rapidamente do que no interior. Caso este fosse o único mecanismo gerador de tensões residuais, tensões compressivas iriam se formar na superfície enquanto que no interior iriam surgir tensões trativas. No entanto, tensões residuais

de tração surgem também durante as transformações de fase da Austenita para Ferrita, Bainita, Perlita ou Martensta, já que elas ocorrem com variação de volume. Logo, o material da ZF e da ZTA que sofre transformação de fase tenderá a se expandir, o que será impedido pelo resto do material frio e não transformado (ESTEFEN et al., 2008; ARAÚJO, 2013).

No caso de soldagem de chapas, as tensões residuais podem ser denominadas de tensões residuais transversais e longitudinais, que são as tensões que atuam na direção transversal a solda e na direção da solda, respectivamente. Além disso, pode ser conveniente considerar as tensões atuantes ao longo da espessura da junta (ARAÚJO, 2013). Essas análises podem ser mensuradas na superfície da junta soldada. Na Figura 20 é possível observar um comportamento típico das tensões residuais transversais e longitudinais de uma junta soldada típica.

**Figura 20: Distribuição das Tensões Residuais Transversais (a) e Longitudinais (b) em juntas de topo.**

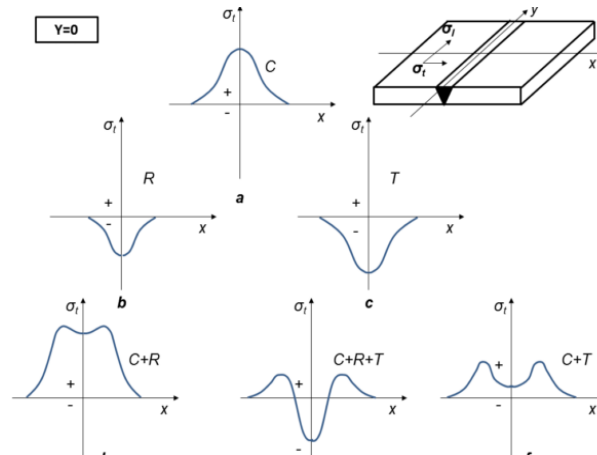


Fonte: Araújo (2013) apud Kou (2003).

Considerando os níveis de tensões residuais que surgem no processo de soldagem, o nível máximo de tensões longitudinais existentes, aproxima-se do limite de escoamento ( $\sigma_{LE}$ ) no eixo da solda (y) e tende a diminuir conforme se distancia, ocorrendo o seu relaxamento para tensões compressivas nas áreas adjacentes. O comportamento das tensões residuais longitudinais na seção transversal da solda é similar para aços austeníticos e aços de baixo carbono (ARAÚJO, 2013).

A distribuição de tensões residuais transversais pode ser compreendida a partir de fenômenos já descritos anteriormente. É possível observar na Fig. 21, a distribuição de tensões residuais transversais para diferentes situações.

**Figura 21: Representação esquemática da distribuição de tensões residuais transversais ( $\sigma_t$ ) mostrando a superposição linear dos efeitos de: (a) contração (C), (b) resfriamento superficial mais intenso (R), (c) transformação de fase, (d) C+R, (e) C+R+T e (f) C+T.**



Fonte: Araújo (2013) apud Estefen et al (2008).

Além das tensões inerentes dos efeitos de contração (Fig. 21a), as tensões transversais podem ser resultantes do gradiente de temperatura ao longo da espessura da peça (Fig. 9b) e decorrentes das transformações de fase durante o processo de soldagem (Fig. 21c). Para efeitos combinados, podemos observar nas Figs 21d, 21e e 21f, o diagrama de tensões residuais transversais da união entre a contração “C” resfriamento super intenso “R” e as transformações de fase “T”, mostrando a contribuição de cada efeito para a redução das tensões trativas, ou até mesmo a passagem para um campo de tensões residuais compressivas (ESTEFEN et al. 2008).

O entendimento do comportamento das tensões residuais podem se tornar ainda mais complexas quando consideramos mais variáveis, e ao mesmo tempo, caminha-se para situações distintas do cotidiano. Isso pode ser verificado quando se analisa tensões residuais ao longo da espessura da junta. Para o caso de juntas multipasse, podem existir consideráveis diferenças quando se comparado à soldagem de um único passe, existindo apenas uma similaridade entre o primeiro e o último passe (ARAÚJO, 2013).

O estudo das tensões residuais é de extrema importância quando se deseja avaliar o risco de nucleação e propagação de defeitos na peça. De fato, as tensões residuais introduzidas pelos processos de soldagem podem aumentar e muito o campo de tensão total aplicada, muito mais do que as tensões causadas por cargas em serviço, podendo ocorrer fissuração por fadiga, propagação de trincas intergranulares devido a corrosão sob tensão, danos induzidos por hidrogênio, dentre outros (DENG, 2006; FITZPATRICK, 1998; FRANCIS et al 2007).

## **2.7 Técnicas para Obtenção de Ciclos Térmicos e Tensão Residual**

Desde a época em que soldagem passou a ser objeto de interesse, muito se foi estudado e evoluído a fim de melhorar as condições e técnicas de análise, com o escopo de facilitar e melhorar a precisão na obtenção de resultados dos ciclos térmicos e tensões residuais. Como relatado anteriormente, técnicas analíticas embasadas em aproximações matemáticas podem ser utilizadas na obtenção dos ciclos térmicos, podendo se citar: a equação de Rosenthal, Nomograma IRSID, Método de Inagaki, além de métodos experimentais, tal qual a utilização da técnica de dilatométrica e a utilização de termopares posicionados na junta soldada. Na investigação de tensões residuais, podemos citar o método por difração de raio x, difração por nêutrons, Técnica do furo cego, dentre outros. Grande parte das técnicas para análise de tensão residual é de caráter experimental, muitas vezes os ensaios são destrutivos. (MONTEIRO, 2004; MODENESI, 2012; ALMEIDA 2012; ARAÚJO 2013; GUIMARÃES, 2010). Todavia, devido à demanda de tempo e o alto custo experimental, e com o desenvolvimento da tecnologia surgiram novas técnicas analíticas e computacionais que permitem estimar o campo de temperatura e tensões a que um componente é submetido durante a soldagem (ALMEIDA, 2012).

### **3 – FORMULAÇÃO NÚMERICA**

#### **3.1 Análises Teóricas por Modelos Computacionais**

Segundo Cassel e Vaccaro (2007), a simulação consiste em recriar um sistema, de modo que seja permissível compreender, manipular e examinar seu comportamento de forma segura, propiciando um custo relativamente menor. Por esse motivo a simulação é geralmente aplicada em sistemas ou processos complexos. Para Shannon (1992), a simulação é compreendida como sendo uma metodologia de natureza experimental e aplicada que tem por objetivos usar modelos para:

- Estabelecer teorias ou suposições a partir de comportamentos analisados;
- Descrever comportamento de sistemas complexos;
- Deduzir comportamentos futuros, ou seja, efeitos causados por modificações estruturais ou no método de operação do sistema.

Shannon (1992) cita ainda, que na realização das simulações existem fatores favoráveis e limitações, alguns dos benefícios são apresentados à seguir.

- Ele pode ser usado para explorar novos artifícios, que operam procedimentos, regras de decisão, estruturas organizacionais, fluxos de informação, etc., sem interromper o fluxo de operações.
- Teorias sobre como ou por que certos fenômenos ocorrem podem ser testadas quanto à sua viabilidade.
- Simular nos permite controlar o tempo. O tempo pode ser facilmente comprimido, expandido, etc., permitindo-nos rapidamente olhar para horizontes de longo prazo ou para retardar a fenômenos para estudo.
- Permite a análise de maneira global o comportamento das variáveis de determinado estudo, avaliando as mais importantes no desempenho do sistema e a sua interação;
- A simulação permite identificar possíveis gargalos do material, de informações e fluxos de produto;
- Através da simulação, podemos nos submeter à extrapolação da realidade de modo a compreender o funcionamento de um sistema de modo a se preparar para o que pode acontecer.

Apesar de suas diversas vantagens, a simulação computacional apresenta algumas limitações:

- A modelagem requer um conhecimento aprofundado e treinamento especializado. A qualidade da análise depende da robustez do modelo e da habilidade do modelador.
- Os resultados da simulação em muitos casos são de difícil interpretação. Uma vez que o modelo está tentando capturar a aleatoriedade do sistema real, muitas vezes é difícil determinar, se uma observação feita durante uma simulação é significativa em relação ao sistema, ou há aleatoriedade incorporada no modelo.
- As análises das simulações podem consumir bastante tempo e ser um processo caro. Uma análise adequada pode não ser possível dentro do tempo e/ou recursos disponíveis e uma estimativa "rápida e grosseira" utilizando métodos analíticos podem ser preferíveis.

Diversos métodos numéricos são utilizados na engenharia a fim de analisar os vários fenômenos que interagem entre os sistemas e os meios. Além das equações empíricas, podemos citar: O Método de Elementos Finitos, Métodos de Diferenças Finitas, Método de Volumes Finitos, Método de Elementos de Contorno, dentre outros. O Método de Elementos Finitos tem sido o mais empregado e amplamente utilizado pela sociedade científica para análise de sistemas de aplicação na engenharia.

### **3.2 Método dos Elementos Finitos**

Em meados dos anos 70 surgiram os primeiros programas de elementos finitos (MEF), escopo deste trabalho, de uso geral, como o ANSYS<sup>®</sup>, ABAQUS<sup>®</sup>, MARC<sup>®</sup> e NASTRAN<sup>®</sup>. No entanto, é importante enfatizar que especialistas destacam que não existe um único modelo disponível que representa realisticamente as propriedades físicas do arco de soldagem, da zona fundida, da deformação e da condução de calor no modelo sólido. (DAR, 2009). Com o desenvolvimento tecnológico e ferramentas refinadas de elementos finitos, foi possível o contato dos engenheiros de forma prática com o MEF no desenvolvimento dos seus trabalhos diários ao invés de métodos tradicionais. O MEF apresenta uma extensa diversidade de ferramentas úteis na engenharia que são capazes de simular os campos de temperaturas, tensões residuais e deformações presentes no componente soldado. Os resultados das simulações podem ser usados para elucidar a essência física e alguns fenômenos complexos no âmbito da soldagem, como também servir de base em busca da otimização de parâmetros. Devido à iteração entre diversos fenômenos (térmico, mecânico, metalúrgico, etc.) e

geometrias complexas, a simulação numérica de um processo de soldagem é uma tarefa de difícil execução (QURESH, 2008).

### **3.3 Procedimento Numérico Aplicada a Soldagem**

Diversos pesquisadores têm se esforçado na busca de resultados confiáveis através de aproximações empíricas envolvendo as transformações que ocorrem no material durante a soldagem. Os altos gradientes térmicos, dilatações e compressões térmicas durante o processo, trocas de calor com o meio, complexidade dos processos de soldagem, transformações de fase, plasticidade e a dependência das propriedades dos materiais em função da temperatura, são exemplos de variáveis que dificultam a captura de resultados com precisão.

Dar (2009), através de dados obtidos experimentalmente e de simulações numéricas, variou os parâmetros de uma soldagem GTAW com a finalidade de minimizar as tensões residuais e as distorções. O autor utilizou o código ANSYS® reforçado com sub-rotinas, para determinar as distribuições de temperatura transiente, os campos de tensões residuais e distorções em um processo de soldagem circunferencial de um tubo com parede fina, fabricado num aço de tipo ARBL. Ele observou que aumentando a espessura da chapa de 30% a 50%, é possível obter um decréscimo de 15% a 30% nos níveis de distorções e de 20% a 25% nos níveis de tensões residuais.

Guimarães (2010), em seu trabalho modificou as condições de entrada de soldagem, tais como: corrente, tensão e velocidade, utilizando o processo GTAW e uma chapa de aço ASTM AH36, muito utilizada na indústria naval. O autor avaliou os níveis de tensão residual computacionalmente, empregando o software ABAQUS® e comparou experimentalmente. Para a modelagem da fonte de calor, foi utilizada uma sub-rotina em FORTRAN acoplada ao software. O autor observou que houve um aumento de 12,4% na temperatura de pico utilizando o modelo numérico ao invés do modelo simplificado proposto por Rosenthal. As temperaturas máximas utilizando as condições de entrada pelo autor, variaram entre 1400°C e 1500°C distantes 0,002 m da linha de fusão e que esses valores diminuem quando distanciados. O trabalho mostrou uma evolução dos resultados obtidos numericamente dos ciclos térmicos e uma boa concordância dos níveis de tensões residuais quando avaliados numericamente e comparados com resultados experimentais.

Almeida (2012) utilizou o código ANSYS® para avaliar o nível de tensões residuais, distorções e térmicas pelo processo de soldagem GTAW em uma placa de aço inoxidável austenítico AISI 316L. Ele utilizou dados experimentais da literatura a fim de validar seus



resultados numéricos. O autor obteve temperaturas de pico em torno de 2000 °C e erros inferiores a 10% em sua análise térmica computacional quando comparado com o trabalho experimental desenvolvido por Depradeux (2004). Em sua análise estrutural, apresentou dificuldades na simulação apresentando erros variando entre 9% e 37%, sendo maiores quando avaliados as distorções, todavia, o autor considerou satisfatório os seus resultados frente as inúmeras variáveis empregadas no modelo numérico.

Para iniciar uma simulação de soldagem pelo MEF, inicialmente é necessária a criação de um modelo geométrico que pode ser de duas ou três dimensões. Devido a intensos gradientes de temperatura, é necessária uma malha com tamanho de elementos muito pequeno próximo a região por onde passa a fonte de calor, assim como o passo de tempo (*time step*) deve ser pequeno o suficiente a fim de obter uma precisão satisfatória nos resultados (FRANCIS, 2002).

Uma das vantagens interessantes da utilização do MEF em relação as técnicas analíticas, é a capacidade que o modelo possui de implementar as propriedades termofísicas e termomecânicas dos materiais (condutividade térmica, calor específico, densidade, elasticidade, plasticidade, coeficiente de Poisson, etc.) em função da temperatura, assim como a capacidade de aplicar as trocas de calor com o meio por radiação e convecção. Embora, o modelo seja capaz que acoplar os diversos fenômenos, a análise tridimensional transiente exige grandes períodos de tempo na realização dos cálculos matemáticos como também de recursos de informática mais aprimorados.

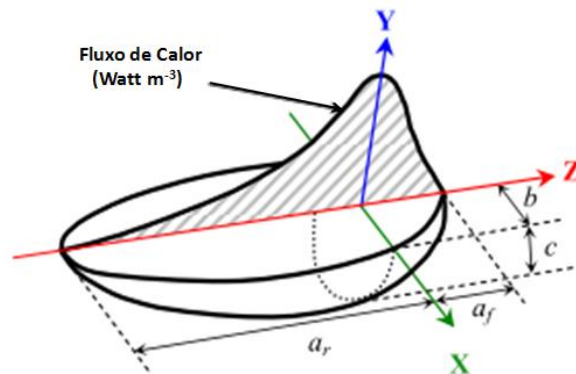
A simulação numérica de um processo de soldagem é regida pelo comportamento transiente e não linear. A solução de uma simulação deve ser dividida em etapas. Em princípio é necessário conhecer o campo de temperaturas no componente, pois este é o principal carregamento atuante. Para isso, é necessário saber como o componente é aquecido e como o material de base reage ao calor. Para soldas feitas utilizando o arco elétrico, a solução proposta por Goldak fornece bons resultados, podendo ser aplicado a chapas de grande espessura, por exemplo (WENTZ, 2008). Quando se deseja avaliar modificações na estrutura (tensões residuais e distorções), após a análise térmica, é realizada a análise estrutural. Isso considerando que mudanças no estado mecânico não causam alterações no histórico térmico, ou seja, a variação na tensão e deformação não causa variação na temperatura (desprezam-se os efeitos mecânicos dissipativos). Todavia, mudanças no estado térmico modificam o estado de tensão e deformação. Assim, é primeiramente realizado o cálculo térmico da soldagem e a simulação transiente deve ser aplicada ao elemento sólido estrutural para obtenção das tensões residuais. (FRANCIS, 2002; WENTZ, 2008).

### 3.4 Modelagem da Fonte de Calor

Um ponto fundamental para a simulação de soldagem é a modelagem da fonte de calor ou, mais especificamente, a distribuição da entrada de calor. Em geral, essa distribuição pode ser classificada como superficial (considerando basicamente a contribuição do plasma) e volumétrica - incluindo a parcela de contribuição da poça de fusão (BEZERRA, 2006). De forma prática, podemos associar o arco elétrico a uma fonte de calor distribuída, possibilitando determinar o campo de temperatura presentes durante uma operação de soldagem.

Goldak (1984) propôs uma solução analítica para a modelagem que atualmente é a mais utilizada em análise dessa fonte de calor distribuída, associada ao arco elétrico de soldagem, o que vem possibilitando a determinação do campo de temperatura computacionalmente. Nela considera-se uma gaussiana 3D finita sobre uma dupla elipsoide, conforme mostra a Figura 22. Essa fonte é definida analiticamente pelas Eqs. (3.1) e (3.2) (QURESH, 2008).

**Figura 22: Volumétrica gaussiana 3D sobre uma dupla elipsoidal de raios a, b e c.**



Fonte: Adaptado de Quresh (2008).

$$q_f(x, y, z) = f_f \frac{\eta UI}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} 6\sqrt{3} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (3.1)$$

$$q_r(x, y, z) = f_r \frac{\eta UI}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} 6\sqrt{3} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (3.2)$$

Onde:

$q_f$  - Distribuição volumétrica de energia antes da tocha [ $W/m^3$ ];

$q_r$  - Distribuição volumétrica de energia após a tocha [ $W/m^3$ ];

$f_f$  - Repartição de energia antes da tocha;

- $f_r$  - Repartição de energia após a tocha;
- $a_f$  - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída antes da tocha [m];
- $a_r$  - Comprimento da poça de fusão - energia distribuída após a tocha [m];
- $b$  - Semi-largura da poça de fusão [m];
- $c$  - profundidade da zona fundida [m].

Os parâmetros  $U$ ,  $I$ ,  $\eta$  estão ligados diretamente ao procedimento de soldagem, enquanto que  $b$  e  $c$  são os parâmetros geométricos da fonte e podem ser determinados por exame metalográfico. Caso não seja possível, a determinação desses parâmetros pode ser realizada pelo método empírico comparando com os resultados experimentais, conforme Gery (2005) e Wentz, (2008). Os outros parâmetros  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $f_f$  e  $f_r$  ( $f_f$  e  $f_r=2,0$ ), são obtidos através dos parâmetros  $b$  e  $c$  e das relações existentes na literatura e pode ser expressa através das Eqs. 3.3, 3.4 e 3.5. Na ausência de melhores dados, a distância à frente da fonte de calor é igual à metade da largura da solda e a distância atrás da fonte de calor é igual a duas vezes a largura, conseguindo-se desta forma boa aproximação (GOLDAK, 1984).

$$f_f + f_r = 2 \quad (3.3)$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad (3.4)$$

$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad (3.5)$$

Este tipo de fonte de calor foi utilizada, pois é a que melhor representa os fenômenos dos processos de soldagem e o mais empregado nas literaturas estudadas. Para outros tipos de fontes associado à entrada de calor no material, são mostrados nos trabalhos de Depradeux (2004) e Guimarães (2010).

### 3.5 Fluxo de Calor nos Processos de Soldagem

Na compreensão dos atributos metalúrgicos, o comportamento térmico na região de soldagem ao arco elétrico é uma das características físicas mais importantes a serem estudadas, sendo o resfriamento o fator de maior importância na análise dos ciclos térmicos de soldagem, pois dele são diretamente dependentes a formação dos diferentes tipos de microestruturas

Podemos simplificar o fluxo de calor na soldagem em duas etapas: O fornecimento de calor à junta pela fonte térmica e a dissipação deste para o material em todas as direções.

### 3.5.1 Energia de Soldagem

No processo de soldagem ao arco elétrico, uma fonte elétrica gera uma diferença de potência  $U$  entre o eletrodo e o metal de base, induzindo a formação de um arco elétrico percorrido por uma corrente  $I$ . No processo, o sistema tem perdas por diversos fatores, dentre eles podemos citar a convecção e a radiação no arco e no eletrodo, sendo apenas uma parcela aproveitada na fusão do material, sendo necessária a adição de um rendimento  $\eta$ . Podemos expressar assim, a entrada real do calor pela expressão:

$$Q = \eta \cdot U \cdot I \quad (3.6)$$

O Rendimento térmico no processo associado a Eq. 3.6, geralmente é mensurado por meio de métodos calorimétricos, e varia de acordo com o tipo de processo utilizado, conforme mostrado na Tab.1.

**Tabela 1: Rendimento térmico para alguns processos de soldagem.**

Processo	Rendimento Térmico ( $\eta$ )
Arco Submerso (SAW)	0,85-0,98
MIG/MAG (GMAW)	0,75-0,95
Eletrodo Revestido (SMAW)	0,70-0,90
TIG (CC-) (GTAW)	0,50-0,80
TIG (CC+) (GTAW)	0,20-0,50
Laser (LBW)	0,005-0,70
Arame Tubular (FCAW)	0,65-0,85

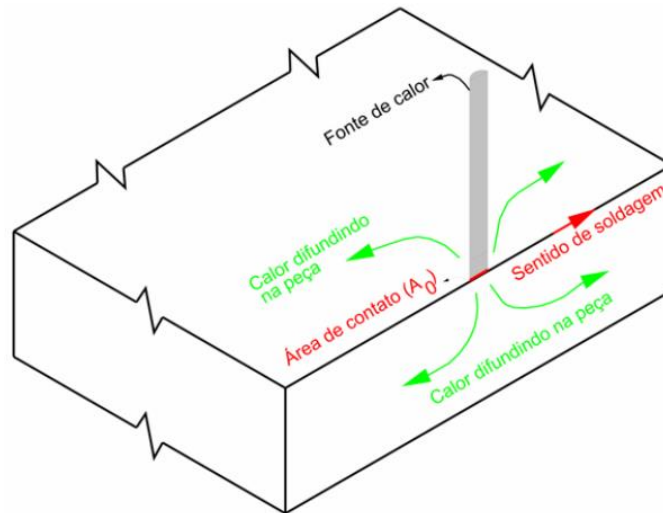
Fonte: Modenesi (2012); Sanz Durand (2007).

### 3.5.2 Entrega Térmica

Na maioria dos processos de soldagem por fusão, uma fonte de calor concentrada e de alta intensidade é aplicada em uma posição da junta e deslocada ao longo desta. A fonte transfere energia por meio de uma área de contato ( $A_0$ ) causando uma elevada temperatura

localizada promovendo a fusão do Metal de Adição e do Metal de Base. Devido à diferença de temperatura na região, o calor se dissipa rapidamente para dentro do material por meio de condução (Fig. 23) gerando alterações microestruturais durante o resfriamento.

**Figura 23: Fluxo de calor no processo de soldagem por fusão.**



Fonte: Guimarães (2010).

Através da lei de Fourier da Condução de calor descrita na Eq. 3.7, podemos encontrar a transferência de energia por condução do sistema da região de maior temperatura para a região com temperatura inferior.

$$q = -kA\nabla T \quad (3.7)$$

Onde:

q - Escoamento de calor [W];

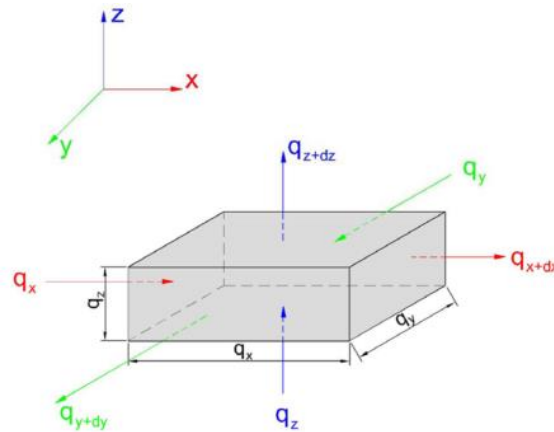
k - Condutividade térmica do material [W/m°C]

A - Área [m<sup>2</sup>]

$\nabla T = \left( \frac{\partial T}{\partial X} + \frac{\partial T}{\partial Y} + \frac{\partial T}{\partial Z} \right)$  = Gradiente de temperatura na direção do fluxo [°C/m].

Aplicando-se o princípio da Lei de Fourier para a condução de calor e realizando um balanço de energia em um sólido conforme mostrado na Fig. 24, é possível determinar a equação básica que rege a transferência de calor associada à distribuição de temperatura transiente.

**Figura 24: Volume elementar para análise da condução tridimensional.**



Fonte: Guimarães (2010).

Podemos escrever o balanço de energia baseado na Fig. 24 como sendo:

$$q_x q_y q_z + q_{ger} = q_{x+dx} q_{y+dy} q_{z+dz} + \partial U \quad (3.8)$$

Onde:

$q_x q_y q_z$  - Taxa de transferência de calor que entram no sistema nas direções x,y,z, respectivamente;

$q_{ger}$  - Calor gerado no interior do elemento;

$q_{x+dx} q_{y+dy} q_{z+dz}$  - Taxa de transferência de calor que saem do sistema nas direções x,y,z, respectivamente;

$\partial U$  - Variação da energia Interna.

Considerando os calores latentes de fusão e solidificação iguais, combinando as relações básicas obtemos a Eq. 3.9 que representa o princípio da análise de condução de calor associado à distribuição de temperatura podendo ser integrada à dissipação de calor na operação de soldagem para o material através do balanço de energia.

$$\rho (T) c (T) \frac{\partial T}{\partial t} = Q + \frac{\partial}{\partial x} \left[ K_x (T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ K_y (T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ K_z (T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \quad (3.9)$$

Onde:

$\rho$  - Densidade [Kg/m<sup>3</sup>];

$c$  - Calor específico [Kg/m<sup>3</sup>];

$Q$  - Fluxo de calor de calor de soldagem (Eq. 3.6);

$K_x, K_y, K_z$  - coeficientes de condutividade térmica nas três direções [W/m°C];

$T$  - Temperatura [°C];

$t$  - tempo [s].

Devem ser levadas em consideração fenômenos de perdas de calor por convecção e radiação com o ambiente devido a significantes trocas de calor através das superfícies da chapa. Estas perdas podem ser avaliadas pelas expressões a seguir:

$$q_c = h_f(T - T_\infty) \quad (3.10)$$

$$q_r = \varepsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4) \quad (3.11)$$

Onde:

$h_f$  - Coeficiente convectivo (W m<sup>-2</sup> K<sup>-1</sup>);

$q_r$  - Perdas por radiação ;

$T_\infty$  - Temperatura do ambiente (°C);

$\sigma$  - Constante de Stefan-boltzmann (5,67x10<sup>-8</sup> W m<sup>-2</sup> K<sup>-4</sup>);

$\varepsilon$  - Emissividade da superfície do corpo (variando de 0-1)

### 3.5.3 Modelo Analítico para Análise Térmica e Mecânica.

Como descrito anteriormente, o arco de soldagem em movimento gera gradientes térmicos não lineares resultando em uma junção de transformações térmicas e mecânicas provenientes da fonte de calor resultando em tensões térmicas e distorções. A primeira lei da termodinâmica diz que a energia é conservativa, especialmente para um volume de controle “V”, desprezando as deformações. Considerando a condutividade térmica como constante, podemos reduzir a Eq. 3.9 na também Eq. Governante de distribuição de temperatura abaixo (QURESH, 2008).

$$\rho(T)c(T)\frac{\partial T(x,y,z,t)}{\partial t} + K(T).A.\nabla^2 T(x,y,z,t) = Q(x,y,z,t) \quad (3.12)$$

Onde, Q(x,y,z,t) é a geração de energia por unidade de volume.

De acordo com a lei de equilíbrio, a força e momento agindo sobre um corpo é zero e pode ser escrita, matematicamente, pela Eq. 3.13 a seguir.

$$\frac{p\partial^2 u_i}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_v}{\partial x_j} + F_l \quad (3.13)$$

Onde  $i=1, 2, 3$ .

Para problemas lineares termoelásticos, a relação tensão *versus* deformação pode ser relacionada pelas constantes de Lamé na Eq. 3.14.

$$\sigma_v = \delta_v \lambda \varepsilon_{kk} + 2\mu \varepsilon_v - \delta_v (3\lambda + 2\mu) \alpha T \quad (3.14)$$

Onde  $\lambda$  e  $\mu$  são constantes de Lamé, que representam os componentes de deformação dependentes do material em função da temperatura e estão relacionadas com o módulo de elasticidade “E” e o coeficiente de Poisson “v”. As constantes de Lamé são representadas pelas Eqs. 3.15 e 3.16 abaixo.

$$\mu = G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (3.15)$$

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (3.16)$$

A relação deformação *versus* deslocamento é mostrado pela Eq. 3.17.

$$\varepsilon_v = \frac{1}{2} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.17)$$

Substituindo a Eq. 3.17 e 3.14 e simplificando, obtemos a Eq. 3.18.

$$\frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = (\lambda + \mu) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + \mu \nabla^2 u_i - (3\lambda + 2\mu) \alpha \frac{\partial T}{\partial x_i} + F_i \quad (3.18)$$

O termo  $(3\lambda + 2\mu) \alpha \frac{\partial T}{\partial x_j}$  proporciona o acoplamento entre a Eq. 3.12 e a Eq. 3.18. A temperatura calculada a partir da Eq.3.12 são aplicadas no corpo como carga na Eq. 3.18 através desse mesmo termo. As tensões e deformações são calculadas do deslocamento.

O modelo utilizado para determinação das tensões residuais foi o elasto-plástico com encruamento isotrópico e essas tensões foram obtidas a partir das deformações geradas durante a operação de soldagem. Essas deformações foram consideradas de natureza elásticas, plásticas e térmicas, logo a deformação total foi determinada pela Eq 3.19.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th} . \quad (3.19)$$

Onde:

$\varepsilon_{ij}$  – Deformação total

$\varepsilon_{ij}^e$  - - Deformação elástica



$\varepsilon_{ij}^P$  - Deformação plástica

$\varepsilon_{ij}^{th}$  - Deformação térmica

Pela lei de Hooke a deformação elástica pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{kl}^e = \sigma_{ij}^e \cdot E(T)^{-1} \quad (3.20)$$

Onde é possível relacionar a tensão resultante  $\sigma_{ij}$  com o tensor constitutivo elástico  $C_{ijkl}$ , por meio da seguinte expressão;

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^e - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th}) . \quad (3.21)$$

A deformação de origem térmica é interpretada pela equação:

$$\varepsilon_{kl}^{th} = \alpha_{ij}(T - T_{\infty}) \quad (3.22)$$

Onde,  $\alpha_{ij}$  é o coeficiente de expansão linear térmico e  $T_{\infty}$  é a temperatura de referência. Esta deformação com natureza térmica assume valores conforme a fase em que o material se encontra. Normalmente as alterações de volume devidas às transformações de fase são ignoradas, pois as deformações plásticas geradas por esta transformação são anuladas.

A teoria da plasticidade descreve a resposta elasto-plástica dos materiais através de relações matemáticas. Para o desenvolvimento desta teoria, foram impostas algumas hipóteses restritivas. Dentre essas hipóteses, admite-se que as deformações plásticas resultantes de um histórico de tensões, ocorrem instantaneamente, ou seja, apresentam independência em relação ao tempo. Existem três conceitos fundamentais do modelo da taxa de plasticidade independente: critério de cedência, regra do fluxo e regra do encruamento (ALMEIDA, 2012)

Destacando-se a regra de fluxo, onde está dita à direção da plasticidade. Assim, para materiais metálicos em regime de pequenos deslocamentos, a função potencial plástica  $g$  é igual à superfície de escoamento  $f$ . Esta relação é denominada regra de fluxo associada e é dito que a direção de plastificação é normal à superfície de escoamento. E a fração de deformação plástica é escrito como:

$$d\varepsilon_{kl}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.22)$$

Cujo  $\lambda$  é uma constante positiva dependente das propriedades do material. Para um material elasto-plástico perfeito e para o caso de uma superfície de Von misses ser usada como critério de escoamento,  $\lambda$  pode ser descrito como: (WENTZ, 2008).

$$\lambda = \frac{3G_{ij^s_{kl}}}{\sigma_e^2} \quad (3.23)$$

Maiores detalhes podem ser observados nos trabalhos de Depradeux (2004); Wentz (2008); Quresh (2008) e Almeida (2012).

## 4 – MATERIAIS E METODOLOGIA

As atividades desenvolvidas neste trabalho foram realizadas no Laboratório de Modelagem e Simulação (LMS) em parceria com o Laboratório de Soldagem (LABSOL), da Unidade Acadêmica de Engenharia Mecânica (UAEM) da Universidade Federal de Campina Grande (UFCG).

### 4.1 Materiais

Neste trabalho foram selecionados dois materiais virtuais para realização das simulações. Um aço API 5L X70 proveniente do trabalho experimental de Laursen (2014), para efeito comparativo e validação dos ciclos térmicos, e um aço API 5L X80 originário da tese experimental de Araújo (2013), ambos nas mesmas dimensões, com a finalidade de validar as tensões residuais e analisar os ciclos térmicos computacional, relacionando e utilizando as condições empregadas pelo autor. As composições químicas destes materiais são mostradas na Tab. 2.

**Tabela 2: Composição química dos materiais utilizados.**

MB	Porcentagem (%) em peso										
	C	Mn	Si	P	S	Ni	Mo	Al	Cr	V	Cu
X70	0,10	1,37	0,18	0,013	0,004	0,174	0,002	XXX	0,022	0,048	0,029
X80	0,084	1,61	0,23	0,01	0,011	0,17	0,17	0,035	0,135	0,015	0,029

Fonte: Araújo (2013); Laursen (2014).

Com o objetivo de diminuir a “repetibilidade” da nomenclatura dos materiais trabalhados, será convencionada uma simbologia, considerando o aço API 5L X70 como **MB1** e o aço API 5L X80 como **MB2**.

### 4.2 Geometrias Utilizadas e Procedimentos de Soldagem Empregados

Foi utilizado neste estudo o modelamento de uma chapa de aço com dimensões 0,1m x 0,1m x 0,019m do MB1 e de 0,12m x 0,36m x 0,017m do MB2, conforme utilizado pelos autores Laursen (2014) e Araújo (2013) respectivamente.

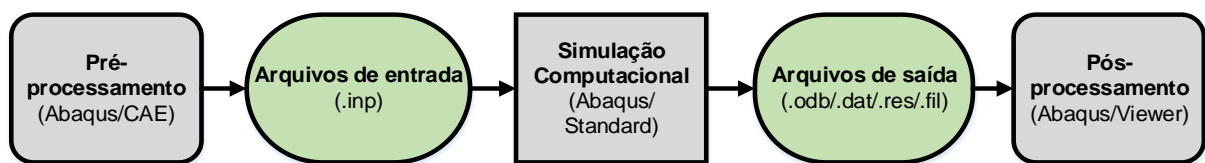
Foram empregados nas simulações, os processos de soldagem GTAW e SMAW no aço MB2 e o processo FCAW (Flux-Cored Arc Welding) no MB1. Ambas as soldagens foram

empregadas na posição plana, ou seja, foi desconsiderado os efeitos da gravidade na simulação. Neste trabalho considerou-se, apenas a eficiência ( $\eta$ ) dos processos de soldagem como principal parâmetro para análise da fonte de calor e tensão residual. Foram desconsiderados efeitos como, transformação de fase e inserção de material.

### 4.3 Metodologia Computacional

As simulações computacionais para obtenção dos ciclos térmicos de soldagem e tensões residuais foram realizadas por meio da utilização do software ABAQUS<sup>®</sup>, visto que este é um sistema computacional bastante empregado nas simulações em engenharia baseado no Método de Elementos Finitos. Uma análise utilizando o ABAQUS<sup>®</sup> geralmente é desenvolvida em três etapas distintas: Pré-processamento, análise computacional e pós-processamento (HIBBIT, 2007). Podemos observar na Fig. 25 a seguir, as etapas da modelagem computacional.

**Figura 25: Etapas de processamento ao longo da simulação no ABAQUS<sup>®</sup>.**

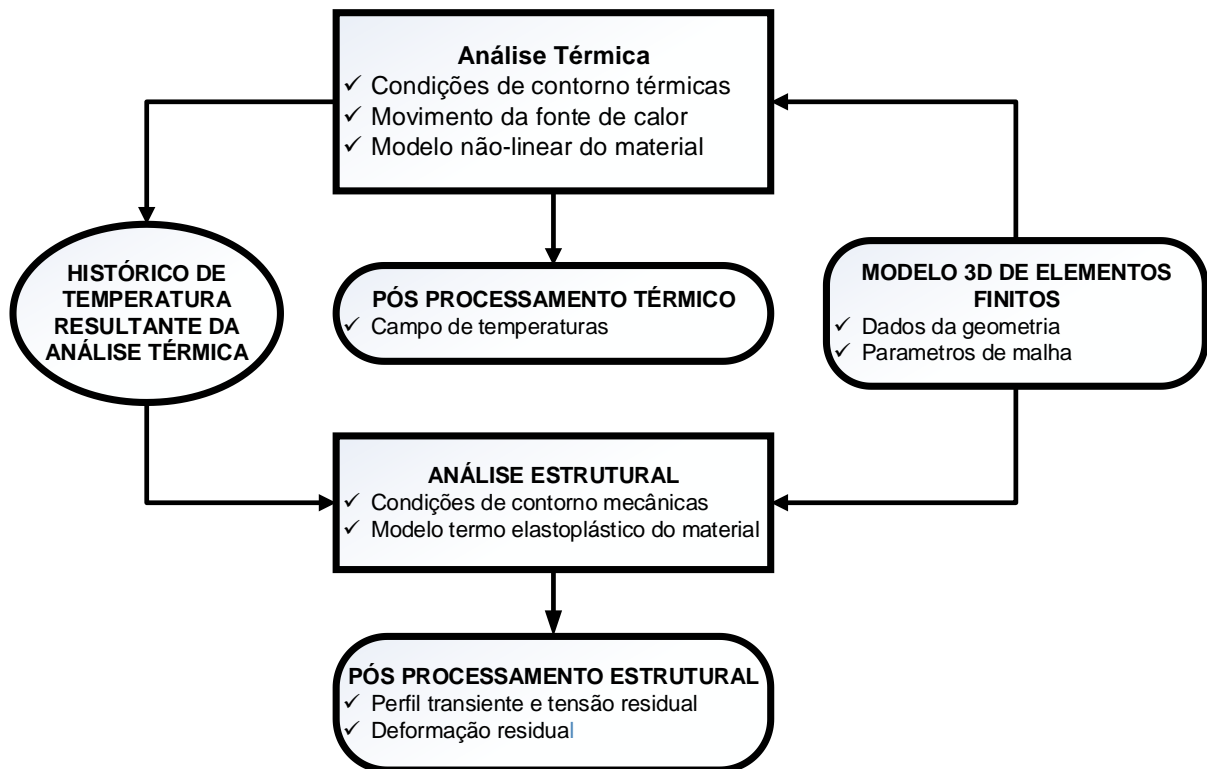


Fonte: Autoria própria.

O pré-processamento foi efetuado por meio do módulo Abaqus/CAE composto de uma interface gráfica que possibilitou definir a geometria e gerar a malha de elementos finitos para resolução dos problemas propostos. Foi desenvolvida uma descrição completa do método numérico empregando as propriedades físicas e mecânicas do material em função da temperatura e a aplicação de condições de contorno térmicas e mecânicas. A simulação foi realizada através do módulo Abaqus/Standard (método implícito) na obtenção da solução numérica do problema. Os resultados obtidos da simulação computacional foram armazenados em arquivos binários que são do tipo (.odb/.dat/.res/.fil) utilizados no pós processamento, onde, através do Abaqus/Viewer, foi possível utilizar os recursos gráficos para avaliar os resultados através da plotagem dos gráficos de ciclos térmicos e tensões residuais, além dos gradientes térmicos e perfis de tensões nas chapas.

Na Figura 26 é ilustrado de forma resumida, o procedimento computacional realizado no módulo Abaqus/Standard, da análise térmica e mecânica.

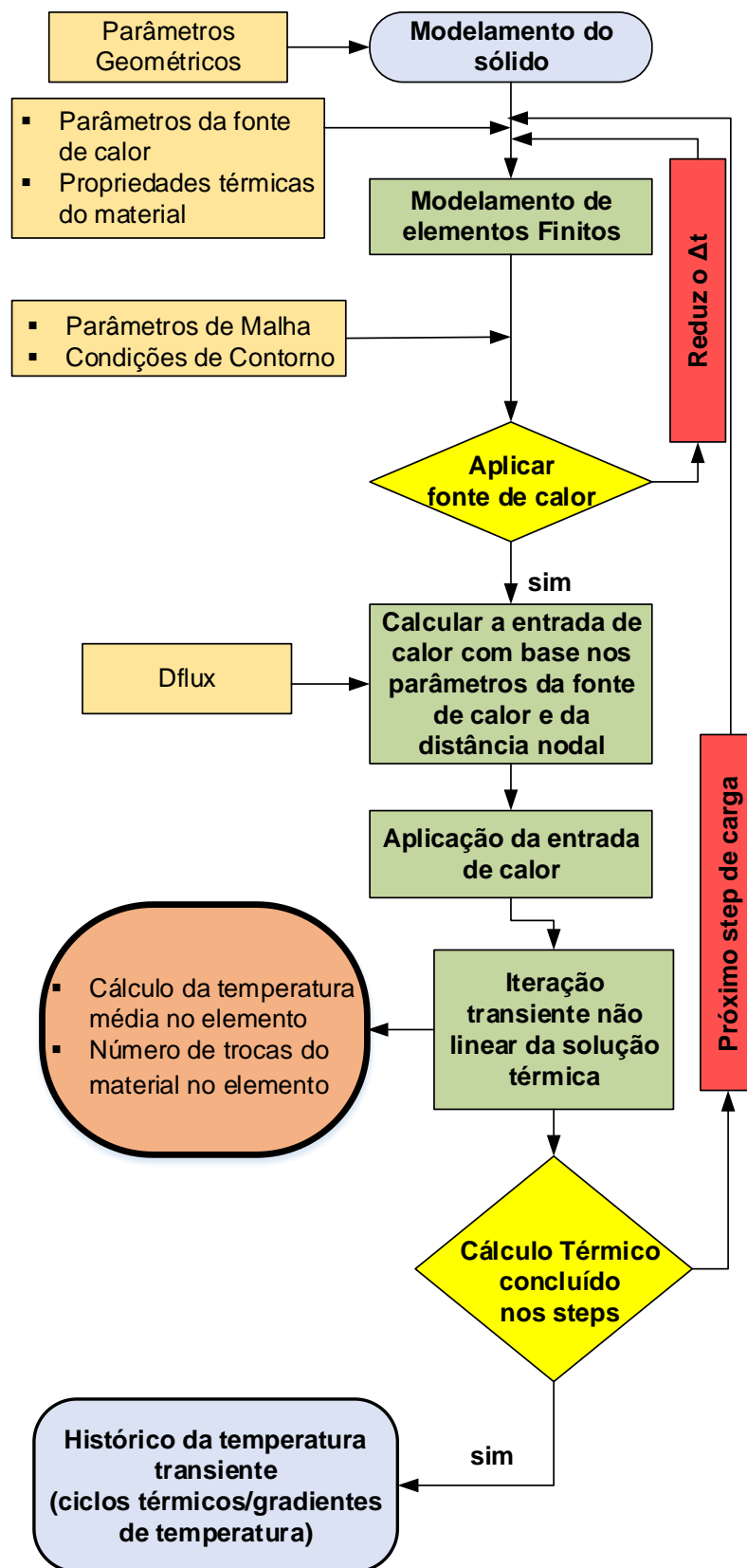
**Figura 26: Abordagem geral da simulação térmica e mecânica.**



Fonte: Adaptado de Quresh (2008).

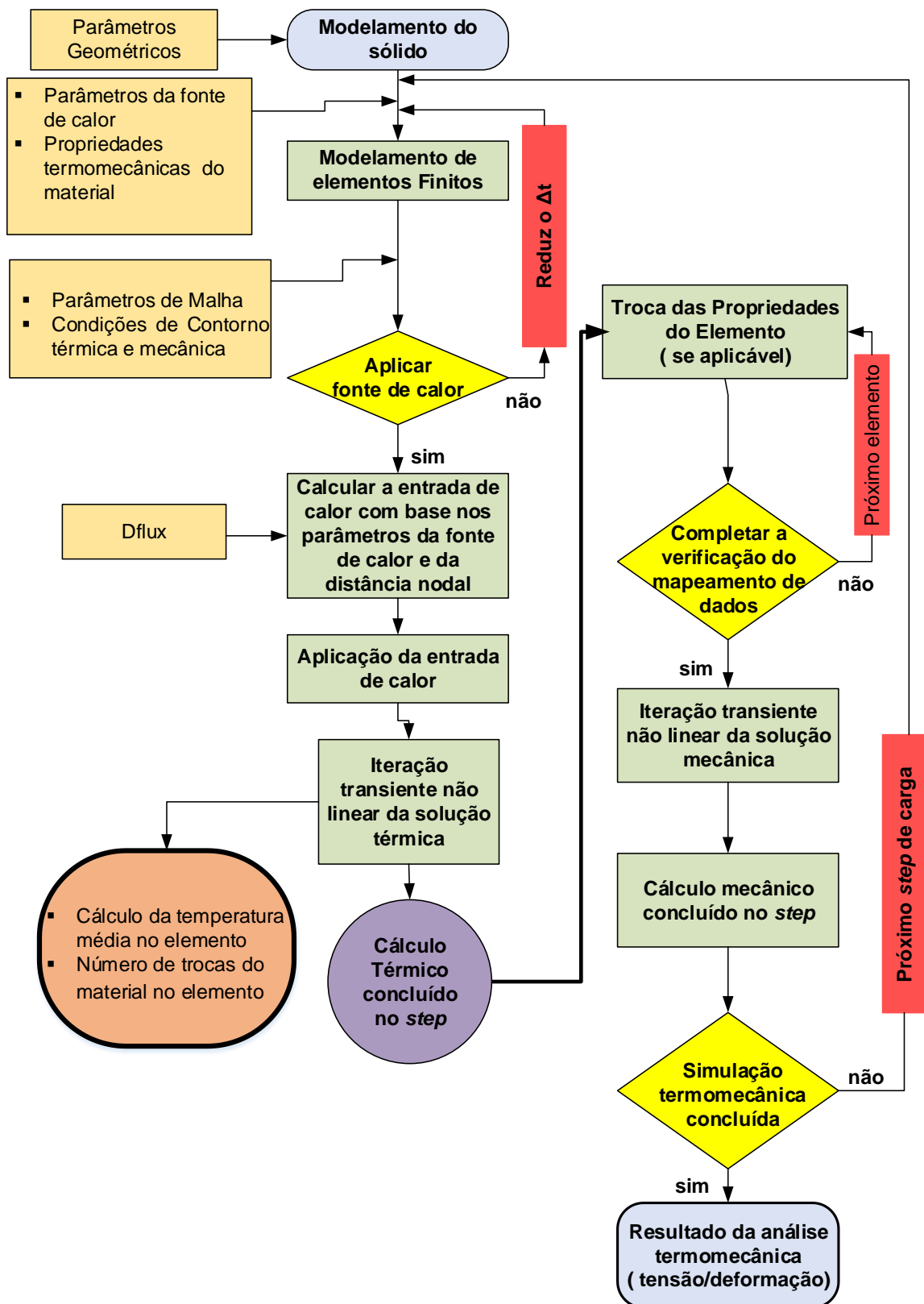
De uma forma geral, conforme mostrado na Fig. 26, a simulação computacional é realizada em dois momentos. Em um primeiro momento, a análise térmica transiente não linear é realizada com o intuito de obter o comportamento térmico, ou seja, a distribuição do campo de temperatura. Essa análise é capaz de fornecer os gradientes e ciclos térmicos advindos da fonte de calor. Em uma análise termomecânica, o resultado nodal de temperatura é acoplado de forma iterativa a análise estrutural, possibilitando obter o perfil de tensões residuais e distorções. As Figuras 27 e 28 mostram de forma representativa as etapas detalhadas que o software computacional ABAQUS® desenvolve de modo a atingir os objetivos esperados.

Figura 27: Sequência detalhada da simulação térmica desenvolvidas pelo ABAQUS®.



Fonte: Adaptado de Quresh (2008).

Figura 28: Sequência detalhada do acoplamento termomecânico desenvolvido pelo ABAQUS®.



Fonte: Adaptado de Quresh (2008).

Na Figura 27, pode-se observar que inicialmente no pré-processamento, são escolhidos a geometria do componente a serem simulados, os parâmetros da fonte de calor, tipo e dimensões da malha, as propriedades térmicas do material em função da temperatura, o *step* de tempo do *solver* (variável), além das trocas térmicas do material com o ambiente (convecção e radiação). O sistema computacional aplica os parâmetros da fonte de calor através de uma sub-rotina *DFLUX* (em anexo) e analisa se o *step* de tempo no *solver* será suficiente na realização do cálculo numérico. Caso o *step* de tempo esteja grande na realização do cálculo matemático, o processo é refeito e este é diminuído até um  $\Delta t$  suficiente para atingir a sua convergência e assim realizar o cálculo térmico nodal. Uma vez realizado o cálculo matemático considerando os dados de entrada e saída no determinado *step* de tempo no nó do elemento, o programa analisa se foram realizados todos os cálculos térmicos de soldagem, incluindo o tempo de resfriamento, caso contrário, retorna para o início do processo e refaz o cálculo matemático no *step* seguinte do processamento, até que seja concluído possibilitando que no pós-processamento seja analisada todo o histórico térmico.

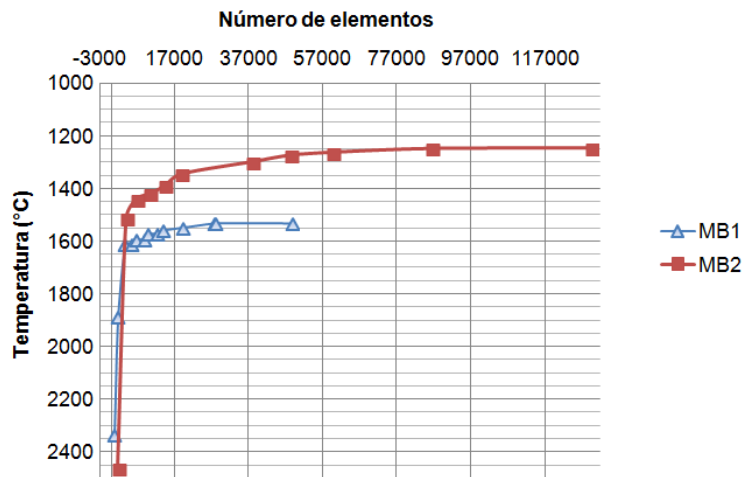
O cálculo termomecânico é realizado de forma similar, conforme ilustra a Fig. 28. Na etapa de pré-processamento, além de todas as propriedades térmicas, também serão adicionadas as propriedades mecânicas do material em função da temperatura e as condições de contorno mecânicas (engaste). O processamento ocorre idêntico ao térmico, diferenciando que após a realização dos cálculos térmicos no *step* de tempo, este iniciará o cálculo mecânico para o mesmo *step*. Ao final, o programa analisa, se a simulação termomecânica foi concluída para todo o processo de soldagem, caso contrário, é retornado para o início do processo e refeito o cálculo matemático no *step* seguinte até a conclusão no pós-processamento para análise mecânica.

### **4.3 Malha de Elementos Finitos e Tipo de Elemento Utilizado**

A escolha da malha no desenvolvimento da simulação é de fundamental importância durante a modelagem. Uma malha refinada implica na robustez e confiabilidade nos resultados devido ao acréscimo do número de graus de liberdade do modelo. O refinamento de malha deve ser realizado de forma cuidadosa, pois este implicará também no aumento do custo computacional. Neste trabalho foram realizados testes de convergência na malha do MB1 e MB2 para a análise térmica. A máxima temperatura atingida na poça de fusão foi considerada como ponto base no teste de refinamento de malha tal qual empregado por Quresh (2008) e é mostrado na Fig. 29.



**Figura 29: Refinamento de malha baseado na máxima temperatura atingida.**

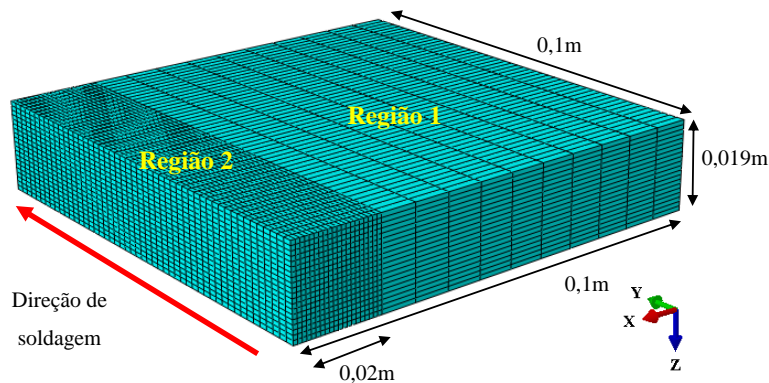


Fonte: Autoria própria

Na simulação térmica, foi considerada a aplicação da metade da chapa, tendo em vista que o fenômeno e as condições empregadas permitem aplicar a teoria de simetria, (JIANG, 1999). Além disso, foi criada uma partição com 0,02m de distância em relação onde passa à fonte de calor no modelamento de ambas as chapas, com o objetivo de criar uma região de maior refinamento de malha, devido à ocorrência dos fenômenos de transformações térmicas terem sua maior parcela de cálculos realizados pelo programa neste local. Muitos autores (QURESH, 2008; JIANG, 1999; GUIMARÃES, 2010; ALMEIDA, 2012) utilizam desses artifícios com o objetivo de obter um menor custo computacional diminuindo assim a quantidade de processamento no *solver* que esse fenômeno termomecânico estudada causa.

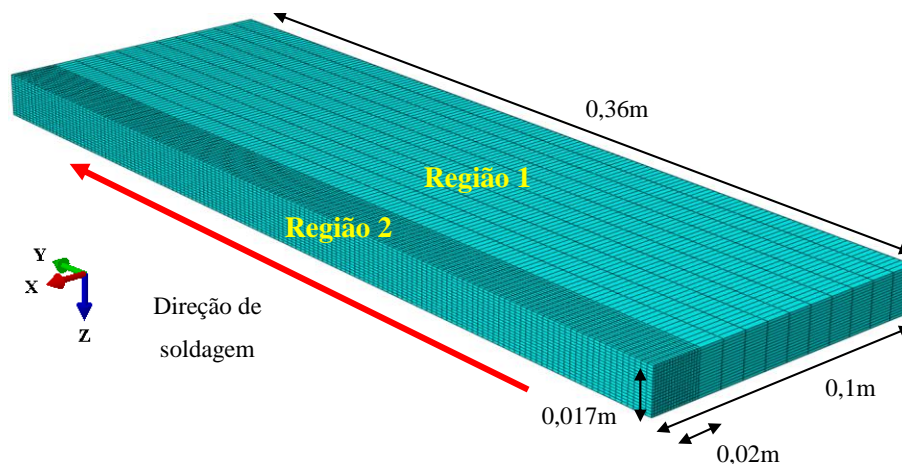
Nas Figs. 30 e 31 são possíveis observar a malha refinada em duas regiões para os dois modelos térmicos e na Fig. 32 é mostrado o refinamento de malha em três regiões para o modelo termomecânico.

**Figura 30: Malha empregada na simulação térmica do MB1.**



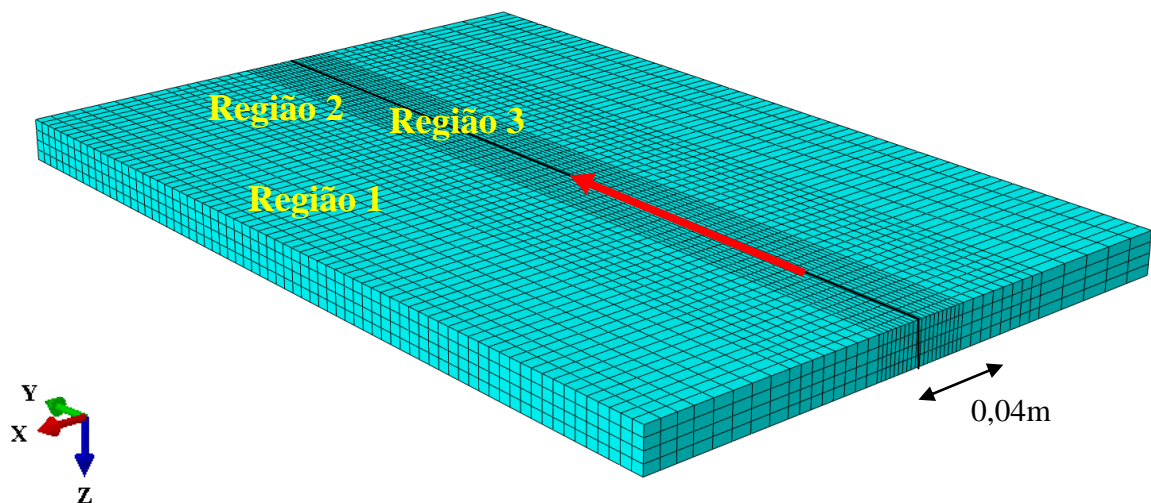
Fonte: Autoria própria.

**Figura 31: Malha empregada na simulação térmica do MB2.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 32: Malha empregada na simulação termomecânica do MB2.**



Fonte: Autoria Própria.

No modelo termomecânico foi utilizado um refinamento de malha com distância de 0,02m da linha de fusão conforme atribuído no modelo térmico, todavia não foi possível utilizar a teoria da simetria devido à condição de contorno mecânico ter sido empregada em apenas uma das chapas conforme empregado experimentalmente no trabalho de Araújo (2013).

Na tabela 3 é mostrada a quantidade de elementos utilizada por região dos modelos utilizados.

**Tabela 3: Elementos que compõem a malha para cálculo pelo MEF.**

Modelamento	Número de elementos			Total
	Região 1	Região 2	Região 3	
Térmico MB1	10.000	20.000	-----	<b>30.000</b>
Térmico MB2	24.480	41.616	-----	<b>66.096</b>
Termomecânico MB2	3.640	4.480	5.600	<b>13.720</b>

Fonte: Autoria própria.

Após teste de convergência e considerando as simplificações citadas anteriormente, foram realizados os cálculos computacionais, utilizando de forma ponderada, o número de elementos citados na Tab. 3. Para a simulação termomecânica foi desconsiderado o refinamento de malha, haja vista que iria aumentar consideravelmente o custo computacional e o tempo de simulação, sendo inviável na realização deste trabalho de mestrado.

Foram utilizados os elementos DC3D8 e C3D8T na simulação térmica e termomecânica. Os elementos DC3D8 possui a codificação de forma a identificar as suas características, cujo DC é um código de reconhecimento para análise térmica, tridimensional (3D) com 8 nós, e são frequentemente chamados de elementos lineares ou elementos de primeira ordem. O elemento C3D8T é uma variação do elemento DC3D8, porém os elementos que começam com a letra C e terminam com a letra T possuem dois graus de liberdade térmica e dois graus de liberdade mecânica e são destinados ao acoplamento de simulações termomecânicas (HIBBIT, 2007).

#### **4.4 Condições de Contorno**

As trocas de calor por convecção e radiação foram consideradas durante o procedimento de soldagem virtual. As condições de contorno térmicas foram introduzidas nos modelos em cinco faces com exceção da face que fica apoiada na mesa conforme procedimento realizado experimentalmente em laboratório. As trocas de calor por convecção e radiação foram expressas pelas Eqs. 3.9 e 3.10.

$$q_c = h_f(T - T_\infty) \quad (3.9)$$

$$q_r = \varepsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4) \quad (3.10)$$

Os valores utilizados para essas condições de contorno foram obtidos na literatura para modelar as trocas térmicas por radiação e convecção livre, conforme podem ser observados na Tabela 4. Os dados de  $h_f$  foram empregados conforme o trabalho de Nóbrega (2014).

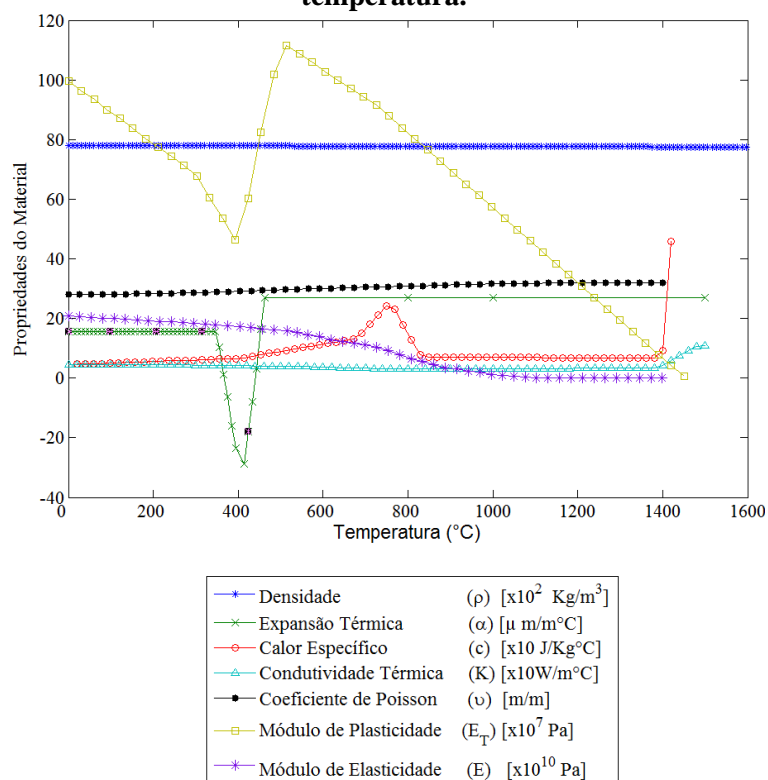
**Tabela 4: Parâmetros para determinação das trocas térmicas com o meio por convecção/radiação.**

$T_0$	Temperatura ambiente	25°C
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann	$5,67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$
$\varepsilon$	Emissividade	0,77

Fonte: Incropera et al (2008).

Um dos problemas chave para a modelagem numérica de um processo de soldagem é a modelagem do material (ALMEIDA, 2012). A maior parte das publicações sobre a simulação numérica dos processos de soldagem considera que as propriedades do material são dependentes da temperatura. Contudo, é muito difícil obter dados completos da dependência das propriedades do material com a temperatura, principalmente a temperaturas muito elevadas (DINIZ, 2012). Simplificações para contornar este problema são muitas vezes introduzidas na simulação numérica dos processos de soldagem. Neste trabalho foram utilizadas as propriedades térmicas e mecânicas em função da temperatura de um aço API 5L X70 conforme estudos realizados por Forouzan (2009). O gráfico das propriedades térmicas e mecânicas que foram utilizados na simulação no ABAQUS® para as condições prescritas nesse trabalho é mostrado na Fig. 33.

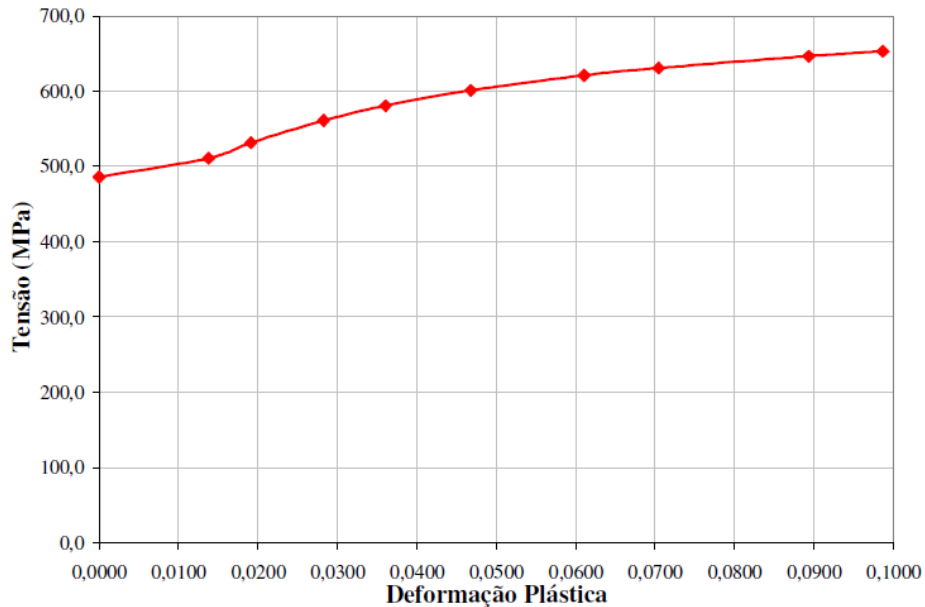
**Figura 33: Variação das propriedades térmicas e mecânicas do aço API 5LX70 em função da temperatura.**



Fonte: Adaptado de Forouzan (2009).

Foram utilizados os dados de deformação plástica do aço API 5LX70 conforme o trabalho de Veiga (2008). Os dados de tensão *versus* deformação plástica são reproduzidos na Fig. 34.

**Figura 34: Pares de tensão x deformação plástica utilizadas na simulação.**

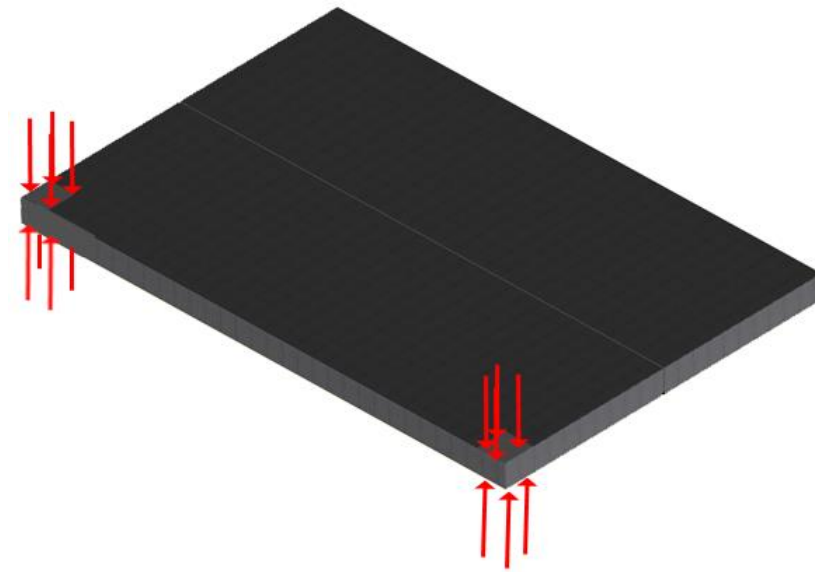


Fonte: Veiga (2008).

Os demais parâmetros foram considerados como sendo de um aço de baixo teor de carbono, tais quais os aços estudados. Assim, foi utilizado, o calor latente para a solidificação da poça de fusão, como sendo de 270 J/g, conforme Deng (2009). Pelo trabalho de Quresh (2008), foram utilizadas as temperaturas de transformações de estado líquido (TL) e sólido (TS) assumidas como sendo 1560°C e 1440°C respectivamente, além do coeficiente convectivo ( $h_f$ ) em função da temperatura.

Foi estabelecida como condição de contorno mecânica, a fixação nas extremidades de uma das placas nos três graus de liberdade conforme ilustrado na Fig. 35. O objetivo foi representar a semelhante fixação estabelecida em laboratório por Araújo (2013), cujo autor utilizou dois grampos de fixação no engaste das chapas em processo de soldagem. Conforme dito anteriormente, este modelo não utilizou hipótese de simetria para melhor visualização dos campos de deslocamentos e tensões devido à condição de contorno mecânico ser assimétrica.

**Figura 35: Condição de Contorno de Fixação Mecânica nas Extremidades conforme em Laboratório.**



Fonte: Autoria própria.

#### 4.5 Variáveis Empregadas na Simulação

O modelo de fonte utilizada nesse estudo foi a dupla elipsoide proposta por Goldak (1984) conforme indicado no tópico 3.4.

Nas simulações do MB1, foi realizada uma simulação térmica de um único passe de soldagem de duas condições utilizada por Laursen (2014). Na Condição MB1-A, foi empregada uma soldagem virtual de revestimento FCAW e na condição MB1-B foi empregada uma soldagem virtual de raiz pelo processo FCAW, ambos os valores da eficiência do processo foram tomados como base a Tabela 1. As variáveis empregadas nesta simulação estão expressas na Tabela 5.

**Tabela 5: Parâmetros de soldagem empregados na simulação do MB1.**

Condição	Passes	$\eta$ (%)	V (m/s)	I (A)	U (V)	T <sub>0</sub> (°C)
MB1-A	Acabamento	65	0,0042	156	26	25
MB1-B	Raiz	65	0,0010	140	23	25

Fonte: Laursen (2014).

Os parâmetros geométricos  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $b$ ,  $c$  e os parâmetros energéticos  $f_f$  e  $f_r$ , foram obtidos com o auxílio das relações existentes na literatura (Gery et. al, 2005; Wentz, 2008) e são

mostrados pela Tabela 6.

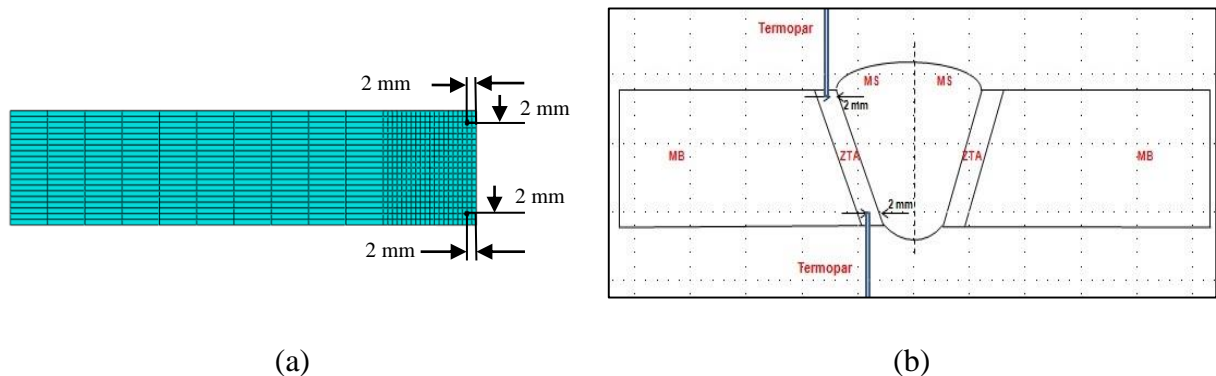
**Tabela 6: Parâmetros dimensionais empregados na simulação do cordão de solda do MB1.**

Parâmetros dimensionais da solda	$a_f$ (m)	$a_r$ (m)	$b$ (m)	$c$ (m)
MB1-A	0,0049	0,0027	0,0049	0,0067
MB1-B	0,0017	0,008	0,0017	0,0055

Fonte: Autoria própria.

A avaliação computacional, no pós-processamento, foi feita no nó a 2 mm da linha de fusão no passe de raiz e acabamento conforme o autor, e pode ser observado na Fig. 36 o comparativo entre as regiões avaliadas.

**Figura 36: Localização da região onde foi avaliado os ciclos térmicos. (a) Modelo computacional, (b) Experimental.**



Fonte: (a) Autoria própria (b) Laursen (2014).

A simulação multipasse no MB2 foi realizada empregando três condições de soldagem. Todas as condições foram empregadas o processo GTAW na raiz e SMAW no segundo passe. A condição MB2-A foi realizada à temperatura ambiente (25°C) e MB2-B utilizando um pré-aquecimento de 100°C conforme utilizado por Araújo (2013). Para a terceira condição MB2-C, foi modificada a velocidade a fim de avaliar a influência da mesma sobre o processo de soldagem e a análise computacional. Foi realizada uma soldagem multipasse, cuja temperatura de interpasse foi fixada em 150°C, conforme norma da Petrobras (N 133J). Sendo assim, o sistema computacional foi programado para iniciar um novo passe de soldagem, quando no *step* de resfriamento, a temperatura máxima na chapa no final do cordão de solda virtual atingisse a temperatura de interpasse conforme mostrado na Fig. 37. As variáveis empregadas nesta simulação estão expressas na Tabela 7.

**Tabela 7: Parâmetros de soldagem empregados na simulação do MB2.**

Condição	Ti (°C)	(1°passe) GTAW				(2°passe) SMAW			
		$\epsilon$ (%)	V (m/s)	I (A)	U (V)	$\epsilon$ (%)	V (m/s)	I (A)	U (V)
MB2-A	25	65	0,0012	152	12	80	0,0015	69	33
MB2-B	100	65	0,0012	152	12	80	0,0015	69	33
MB2-C	100	65	0,005	152	12	80	0,005	69	33

Fonte: Araújo (2013); Autoria própria.

Os parâmetros geométricos  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $b$ ,  $c$  e os parâmetros energéticos  $f_f$  e  $f_r$ , para esta análise estão sendo mostrados na Tab. 8 e foram medidos experimentalmente conforme descrito na modelagem térmica, através de uma seção transversal da chapa soldada.

**Tabela 8: Parâmetros dimensionais empregados na simulação do cordão de solda do MB2.**

Parâmetros dimensionais da solda	$a_f$ (m)	$a_r$ (m)	$b$ (m)	$c$ (m)
1°passe	0,00245	0,0098	0,00245	0,00403
2°passe	0,0043	0,0172	0,0043	0,00376

Fonte: Autoria própria.

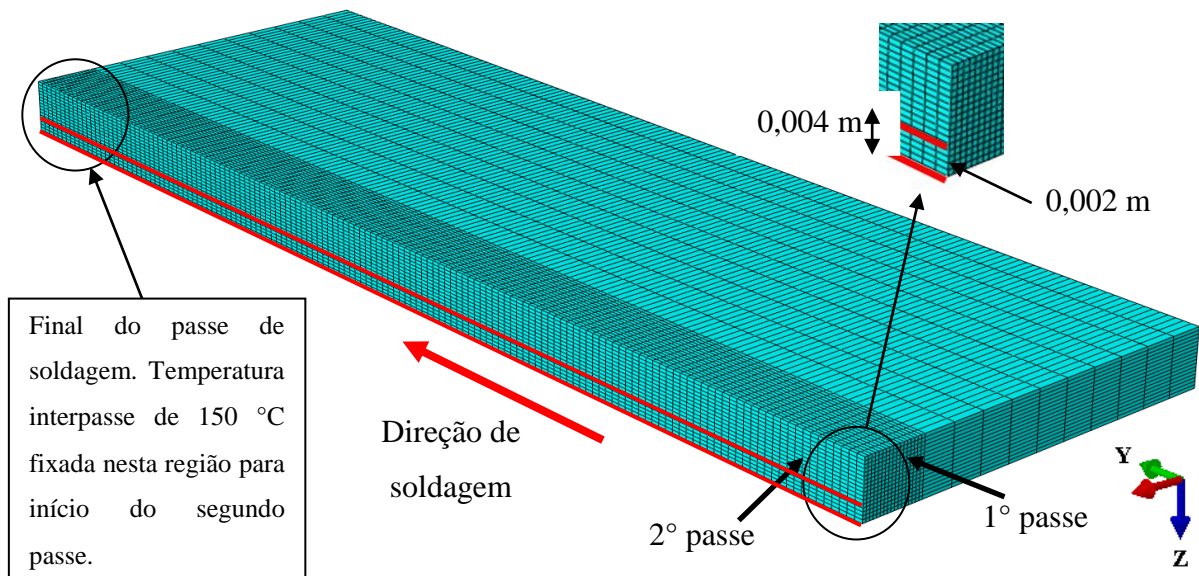
Para representar as condições de soldagem desejadas, considerou-se a geometria da fonte empregada, desenvolvida em uma sub-rotina *DFLUX*, (conforme demonstrado detalhadamente em anexo) no ambiente Fortran. A partir do incremento de tal recurso, podem-se obter diferentes condições de soldagem através da variação de parâmetros, como: corrente, tensão, velocidade, temperatura inicial da chapa e temperatura de interpasse. Além disso, utilizaram-se os parâmetros dimensionais de solda como é mostrado nas Tab. 8 seguindo as variáveis mostradas na Fig. 22.

A simulação multipasse da movimentação da fonte de calor foi realizada conforme mostrado na Fig. 37. O primeiro passe foi realizado no plano XY, com movimentação realizada pela fonte no eixo Y. O segundo passe foi realizado seguindo o mesmo procedimento, entretanto, foi deslocado na direção do eixo Z um plano a 0,004m. A avaliação térmica computacional foi feita no nó a 0,002 m da linha de fusão do passe de raiz, de tal



forma que a análise fosse realizada a mesma distância do centro da fonte de calor se movimentando no segundo passe.

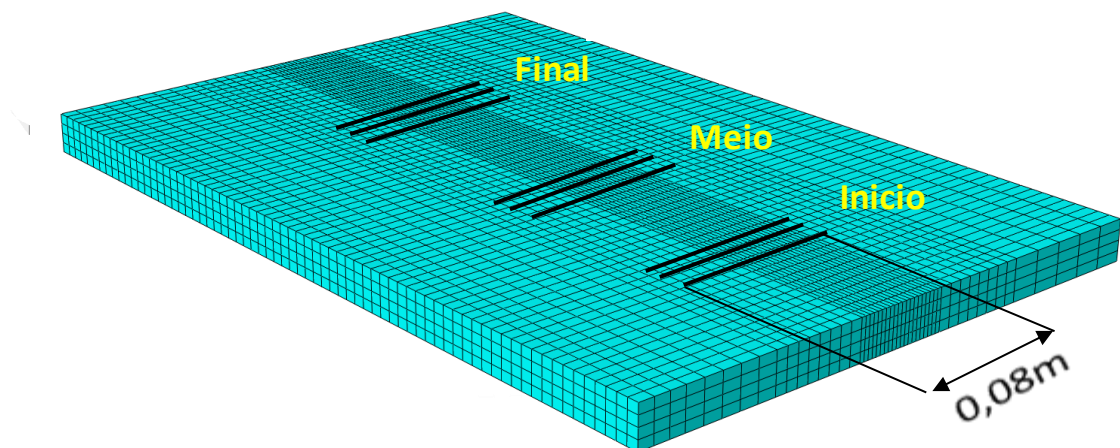
**Figura 37: Movimentação da fonte de calor de soldagem na modelagem.**



Fonte: Autoria própria.

Foram analisadas as tensões residuais transversais da condição MB2-B, situadas em três posições distintas (início, meio e final da chapa virtual) através de três medições equidistantes 0,045 mm em três regiões distintas na face e na região por onde passou a fonte de calor virtual, desconsiderando 0,05m das extremidades da chapa e foi feito uma média em cada região da junta. O posicionamento da análise adotado para avaliação das tensões residuais transversais (Fig. 38) foi similar ao trabalho de Araújo (2013).

**Figura 38: Região de análise das tensões residuais transversais na espessura das condições MB2.**



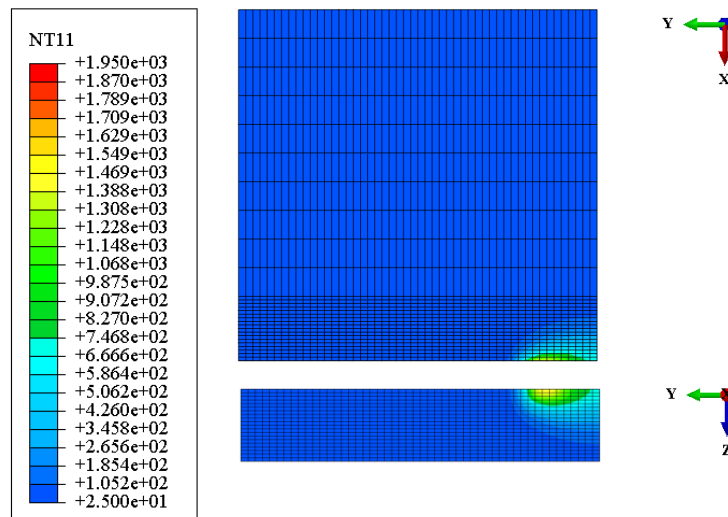
Fonte: Autoria própria.

## 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Campo de Temperatura do MB1

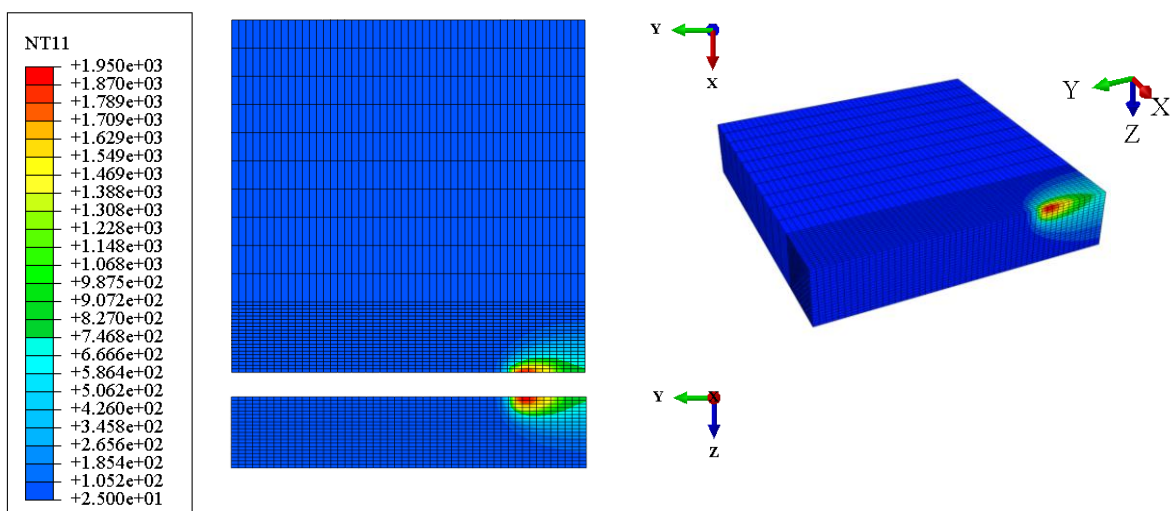
As Figuras 39 e 40 apresentam os gradientes de temperaturas no início do processo de soldagem para a condição MB1-A, cuja simulação foi realizada empregando as condições de um dos passes de acabamento realizados por Laursen (2014). A Figura 39 apresenta o gradiente de temperatura distante 0,002 m da linha de fusão no eixo “x” conforme avaliado pelo autor, e a Fig. 40 mostra a região onde atingem as maiores temperaturas, ou seja, na linha de fusão, para esta condição.

**Figura 39: Gradiente térmico a 0,002 m da linha de fusão do MB1-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 40: Gradiente térmico na linha de fusão do MB1-A.**

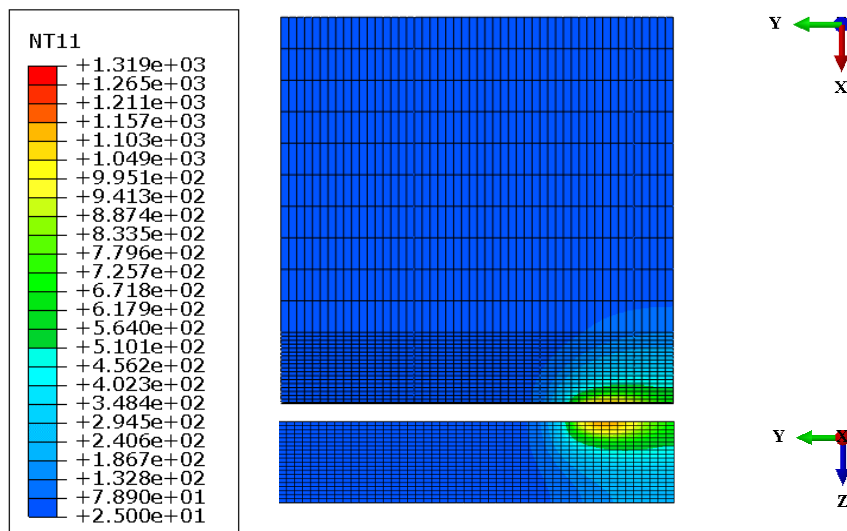


Fonte: Autoria própria.

Nas Figuras 39 e 40, é possível observar por meio do gradiente de cores, a distribuição de temperatura por condução proveniente da fonte de calor se movimentando. Na Figura 39 nota-se uma menor temperatura devido à avaliação está sendo feita distante 0,002 m da fonte de calor, com temperaturas próximas a 1300°C. Quando a avaliação é realizada na linha de fusão conforme mostrado na Fig. 41, percebemos que o gradiente térmico atinge maiores temperaturas (1950 °C). Isso ocorre devido à avaliação está sendo realizada na região mais extrema de emissão de calor.

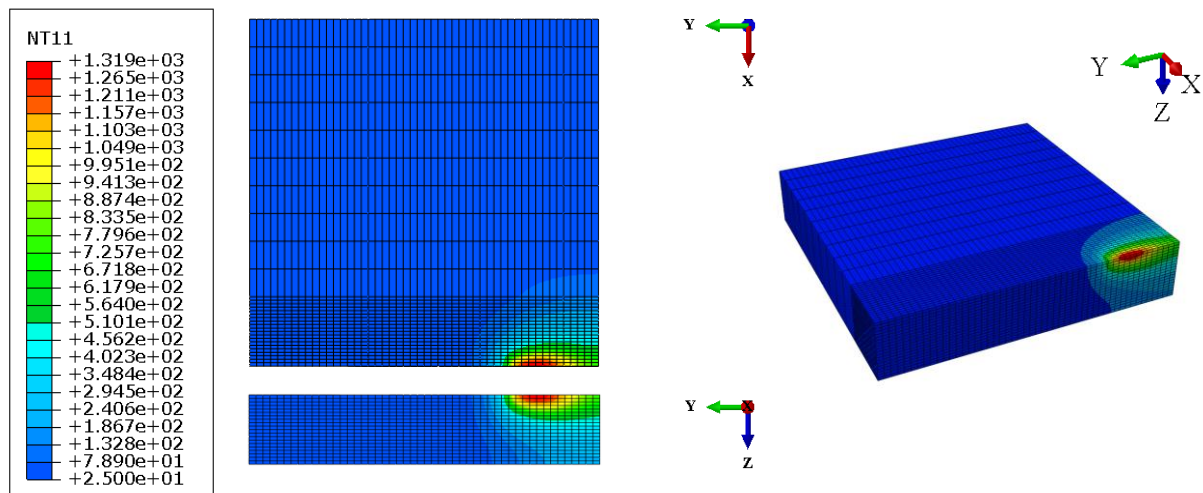
As Figuras 41 e 42 apresentam os gradientes de temperaturas no início do processo de soldagem para a condição MB1-B, cuja simulação foi realizada empregando as condições de um dos passes de raiz realizados por Laursen (2014). A Figura 41 apresenta o gradiente de temperatura distante 2 mm da linha de fusão conforme avaliado pelo autor, e a Fig. 42 mostra a região onde se atinge as maiores temperaturas, ou seja, na linha de fusão. Para esta condição foi dado um giro de 180 ° na chapa virtual de tal forma que pudesse observar a face de análise.

**Figura 41: Gradiente térmico a 0,002 m da linha de fusão do MB1-B.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 42: Gradiente térmico na linha de fusão do MB1-B.**

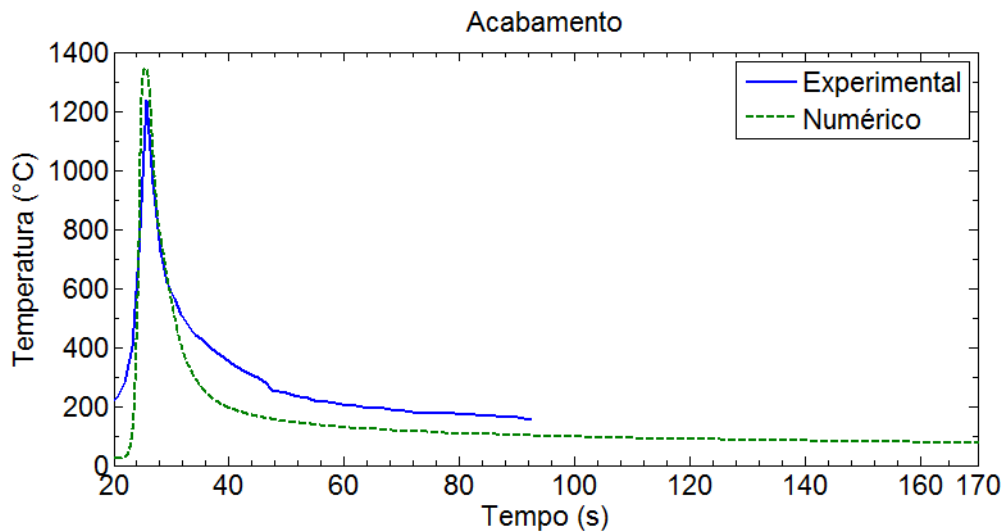


Fonte: Autoria própria.

Nas Figuras 41 e 42, é possível observar uma similaridade no gradiente de cores, em relação às Figs. 39 e 40. Embora similar, as temperaturas atingidas no gradiente térmico foram menores, conforme mostrado na Fig. 41 cuja temperatura variou em torno de 1100 °C e na região de maior intensidade na linha de fusão, sendo de 1319 °C. Apesar da condição MB1-B ser utilizada empregando uma menor velocidade, a condição MB1-A, foi realizado utilizando maiores valores de corrente e voltagem, proporcionando uma maior entrada de calor, conseqüentemente a região dispõe de maiores picos de temperatura.

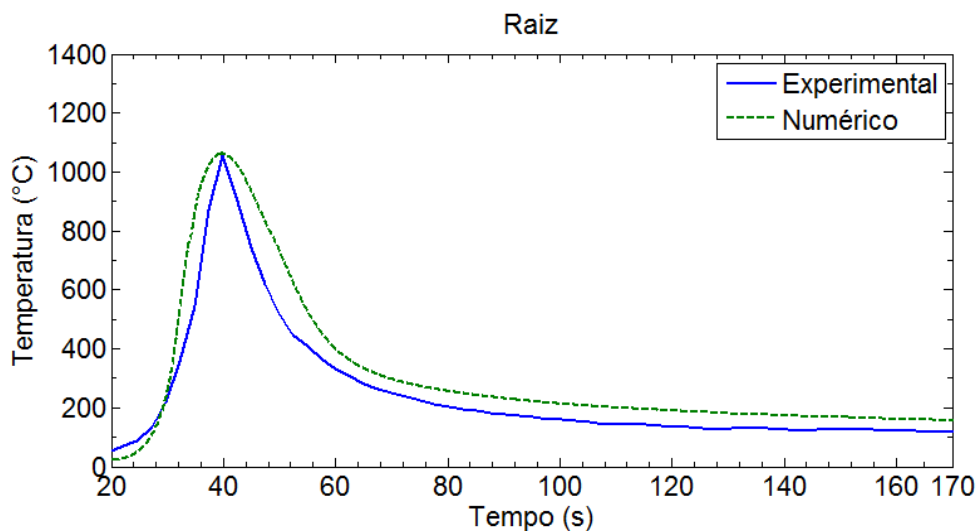
Nas Figuras 43 e 44, são mostrados os ciclos térmicos comparativos entre a análise experimental realizada por Laursen (2014) e o modelo numérico proposto por este trabalho, para as condições MB1-A e MB1-B, simultaneamente. A análise numérica foi feita na mesma região proposta pelo autor conforme mostrado na Fig. 36. Foi feito ajustes gráficos entre o ciclo térmico experimental e numérico, sendo descartados os valores iniciais, tendo em vista o enfoque nas variáveis de interesse, ou seja, na temperatura de pico e a taxa de resfriamento.

**Figura 43: Ciclo térmico comparativo da análise experimental x modelo numérico na condição MB1-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 44: Ciclo térmico comparativo da análise experimental x modelo numérico na condição MB1-B.**



Fonte: Autoria própria.

Os ciclos térmicos plotados mostraram uma boa similaridade qualitativa entre o experimental e o numérico de ambas as condições. Na Figura 43, a rampa de acréscimo e decréscimo de temperatura, mostrou uma excelente proximidade com o experimental, porém a temperatura de pico e a do resfriamento após 500°C foram mais dispersivos. O ciclo térmico do passe de raiz mostrado na Fig. 44, mostra uma similaridade no formato das curvas, porém, para esta condição a curva numérica obteve uma maior banda de largura do que no modelo experimental. Algumas premissas podem justificar os desvios entre os modelos. Para Wentz (2008) a falta de dados do material e as simplificações podem dificultar uma melhor

aproximação entre os resultados reais e computacionais. Segundo Heinze et al (2011), o diâmetro do termopar e o seu posicionamento podem influenciar no comparativo entre os modelos experimentais e computacionais, uma vez que localizar o nó computacional possui uma maior precisão do que o posicionamento do termopar na junta soldada. Além disso, a aquisição dos dados da curva experimental plotada pelo autor, pode não expressar os reais valores captados pelo sistema de aquisição e ter perdas no momento da plotagem do gráfico comparativo.

É mostrado nas Tabelas 9 e 10 o comparativo entre as temperaturas de pico e tempos de resfriamento entre 800 °C e 500 °C para ambas as condições avaliadas do MB1.

**Tabela 9: Comparativo entre as temperaturas de pico para ambas as condições.**

Condição	T <sub>max</sub> Experimental (°C)	T <sub>max</sub> Numérico (s)	Erro (%)
MB1-A	1237,65	1346,88	8,82
MB1-B	1055,55	1062,30	0,64

Fonte: Autoria própria.

**Tabela 10: Comparativo entre os tempos de resfriamento entre 800 °C e 500°C para ambas as condições.**

Condição	$\Delta t_{8/5}$ Experimental	$\Delta t_{8/5}$ Numérico (s)	Erro (%)
MB1-A	2,60	2,70	3,85
MB1-B	6,81	7,60	11,60

Fonte: Autoria própria.

A temperatura de pico e o  $\Delta t_{8/5}$  obtidos pelo método numérico da condição MB1-A foram respectivamente de 1346,88 °C e 2,70 s, enquanto que pelo método experimental adquirida pelo autor foi de 1237,65 °C e 2,60 s promovendo um erro de 8,82% e 3,85% simultaneamente. Para a condição MB1-B, os valores computacionais da temperatura de pico e do  $\Delta t_{8/5}$  foram respectivamente 1062,30 °C e 7,60 s enquanto que os valores encontrados experimentalmente foram 1055,55 °C e 6,81s simultaneamente, originando um erro de menos de 1% para a temperatura de pico e de 11,60% para o tempo de resfriamento entre 800 °C e 500°C.

Os resultados da análise térmica obtidos nesta simulação se mostraram condizentes e próximos dos resultados obtidos computacionalmente, variando erros de menos de 1% até 12%, estando esses erros na faixa encontrada nas simulações encontradas nos trabalhos de Heinze (2011), cujo autor encontrou erros de até 14% e Almeida (2012) que obteve erros de até 10%.

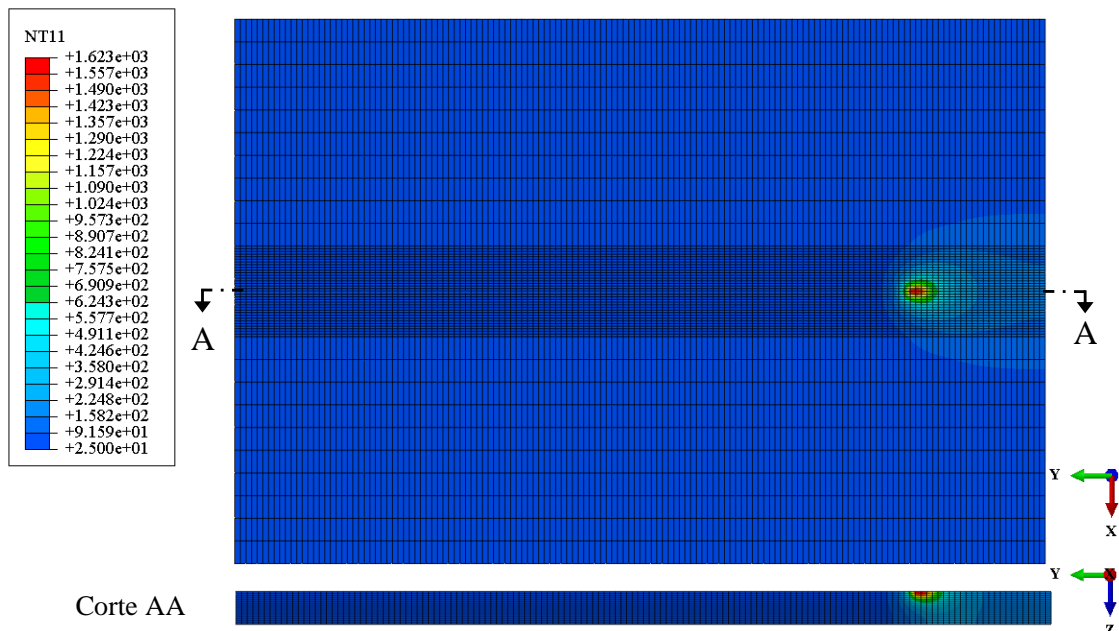
## 5.2 Campos de Temperatura e Tensão Residual da Condição MB2-A e MB2-B.

Nesta seção, a fim de melhor visualizar a região onde passou a fonte de calor representando a soldagem virtual do passe de raiz e o comportamento das tensões na mesma face, foi dado um giro de 180° na chapa virtual de tal forma que se possa observar melhor a região de análise.

### 5.2.1 Campos de Temperatura

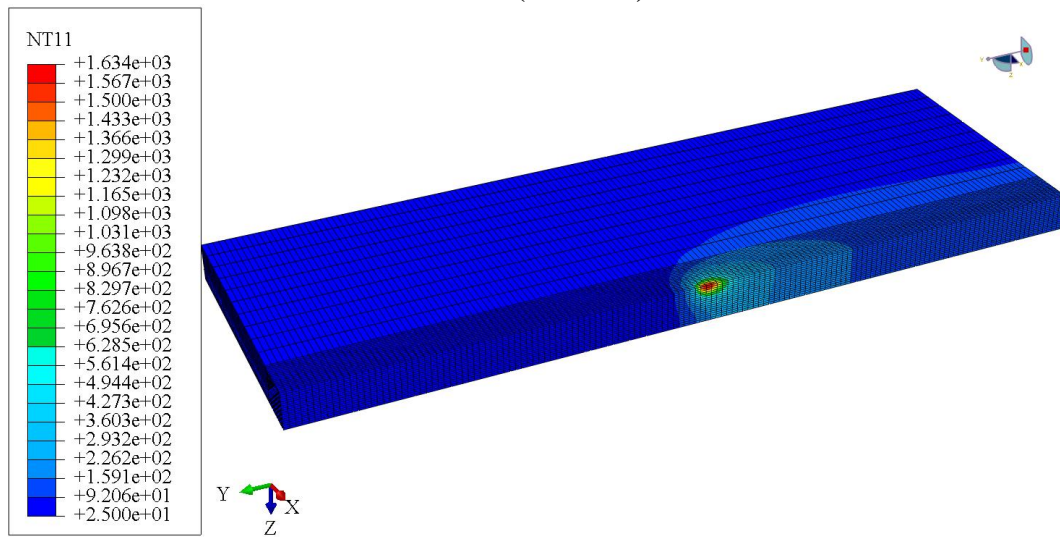
Da Figura 45 à Figura 50 será apresentada a evolução dos gradientes térmicos no início, no meio e no final da soldagem virtual proveniente do primeiro e segundo passe de soldagem da condição MB2-A. Nas Figuras 45, 47, 48 e 50, foi utilizado a função *Mirror* (espelhamento) na plotagem dos resultados com o objetivo de melhorar a visualização dos gradientes de temperatura na soldagem virtual. As Figuras 46 e 49, cujo instante de tempo em que a soldagem virtual estava passando na metade da chapa, foi plotado em perspectiva a fim de melhorar a visualização das isotermas ao longo da espessura do material.

**Figura 45: Gradiente de temperatura no início do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ).**



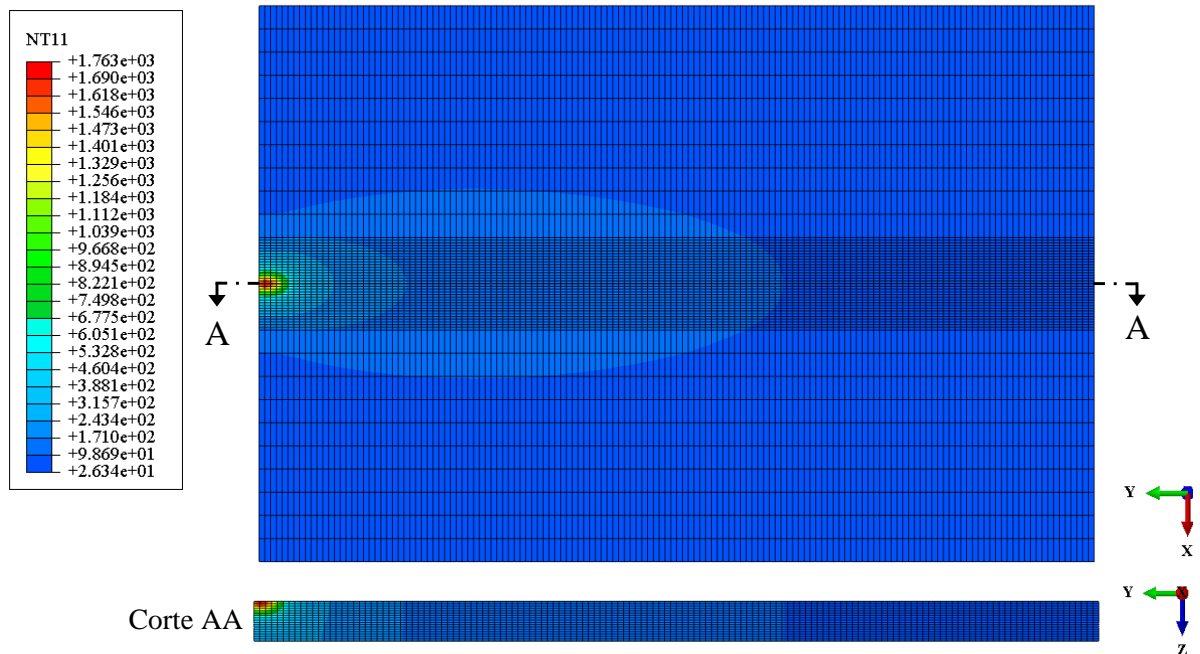
Fonte: Autoria própria.

**Figura 46: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_o=25^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

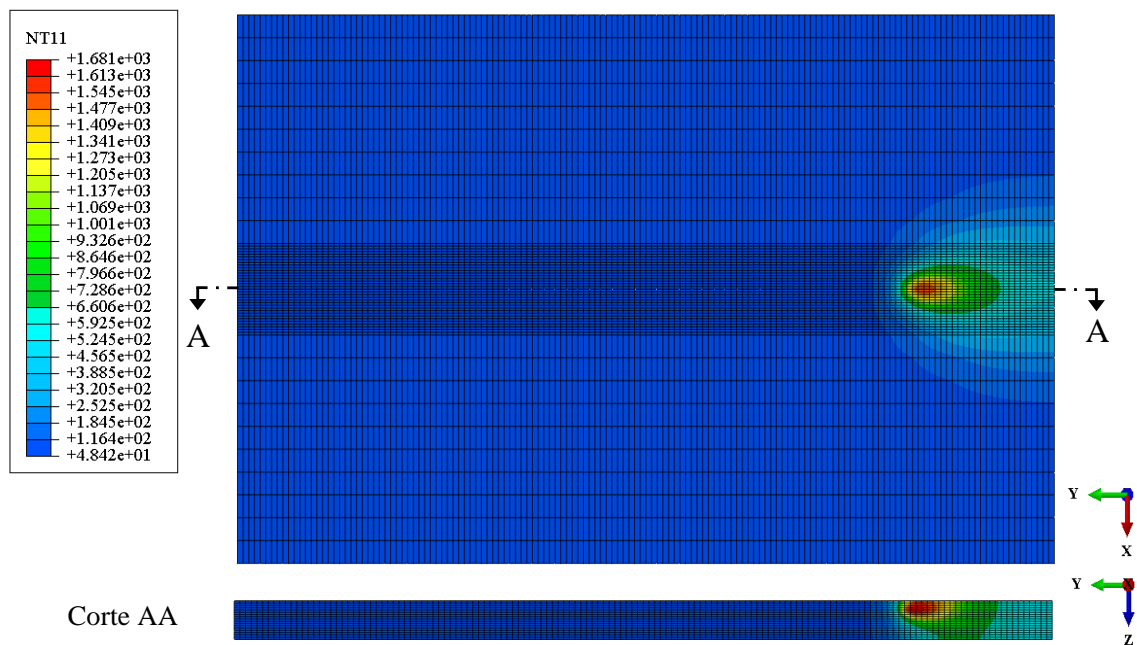
**Figura 47: Gradiente de temperatura no final do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_o=25^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

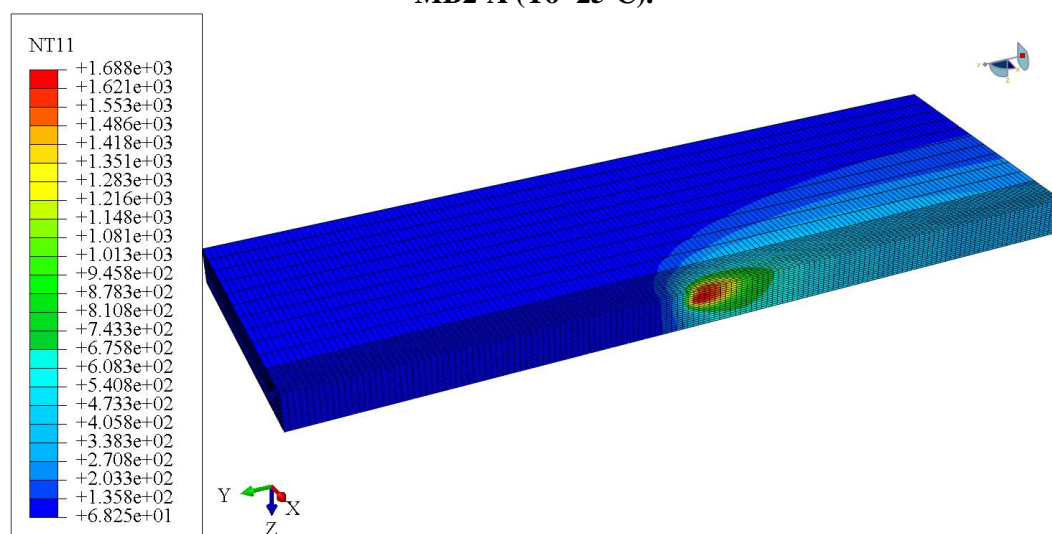


**Figura 48: Gradiente de temperatura no início do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ).**



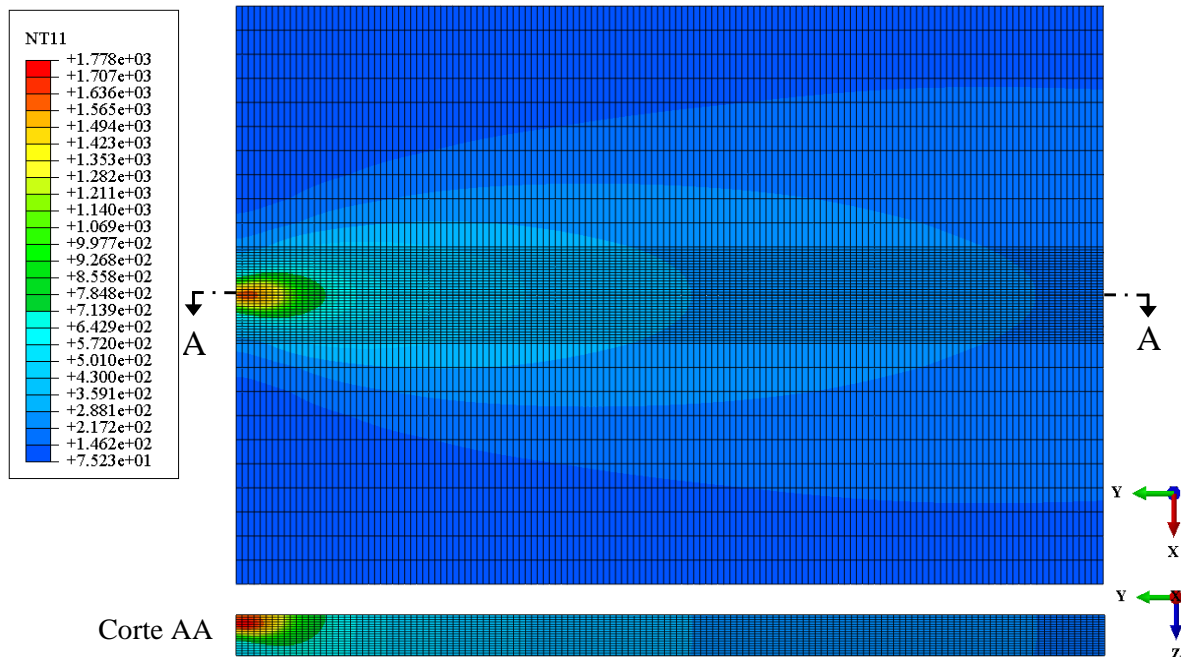
Fonte: Autoria própria.

**Figura 49: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 50: Gradiente de temperatura no final do segundo passe de soldagem para a condição MB2-A ( $T_0=25^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

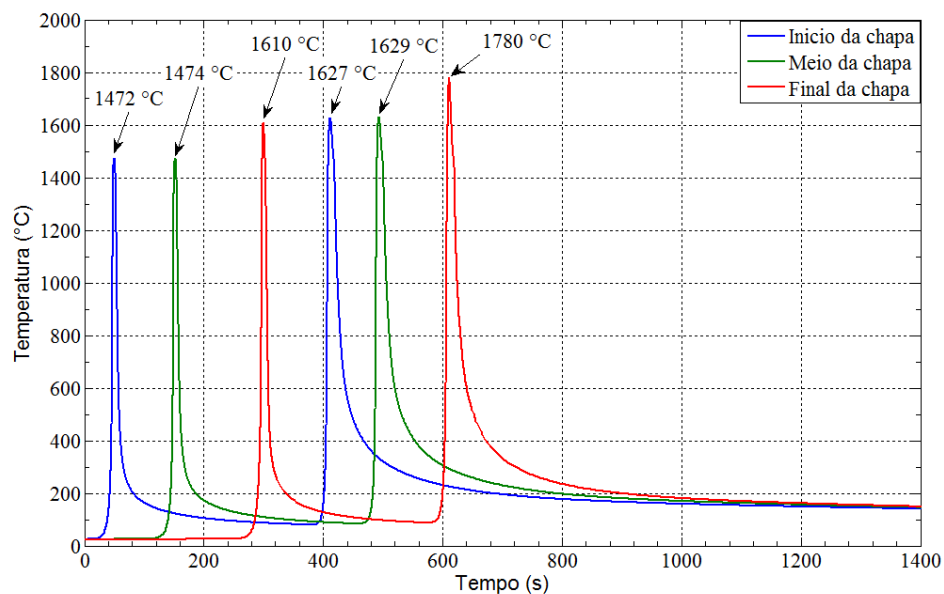
É possível observar nas Figuras 45, 46 e 47, a distribuição de temperatura partindo da fonte de calor como máxima temperatura, produzindo isotermas com menores temperaturas, conforme o calor é conduzido distante dessa fonte, assim como citado por Modenesi (2012). Foi constatado que houve variação na temperatura máxima do centro da fonte de calor quando este é avaliado em diferentes regiões da soldagem virtual. A temperatura máxima no centro da fonte de calor do primeiro passe variou de  $1623^\circ\text{C}$  quando analisado no início, até  $1763^\circ\text{C}$  no final do primeiro passe, tendo um acréscimo de 8%. Essa variação pode ter ocorrido devido à soldagem ocorrer a baixas velocidades promovendo um aumento de temperatura em toda a região do material. Tal fato pode ser constatado, no gradiente de cores da Fig. 46 representando a variação de temperatura em toda a chapa, a temperatura mínima foi de  $25^\circ\text{C}$ , enquanto que na Fig. 47 ao final da soldagem virtual do primeiro passe este valor foi de  $26,34^\circ\text{C}$ .

Pelas Figuras 48, 49 e 50, cujos gradientes de temperatura mostrados são provenientes do segundo passe de soldagem, percebe-se que ocorreram variações na temperatura máxima da fonte de calor quando avaliados em diferentes pontos, conforme ocorrido no primeiro passe. Essa variação foi em torno de 6%, onde a temperatura máxima teve acréscimo próximo de  $100^\circ\text{C}$  quando avaliados no início e no final do processo de soldagem virtual. As temperaturas máximas do segundo passe ao longo da chapa quando comparados com o

primeiro passe, aumentaram em torno de 9 %. Fato observado em trabalhos anteriores (NÓBREGA, et al 2013,2014) cuja as temperaturas de soldagem virtual multipasse aumentaram devido à concentração de calor do primeiro passe, onde a temperatura mínima da chapa mostrada na Fig. 45 era de 25°C e ao final do segundo passe de soldagem mostrado na Fig. 50 foi de 75,23°C promovendo um acúmulo de energias térmicas no material contribuindo para o aumento das temperaturas máximas atingidas durante a soldagem, embora as energias de soldagem utilizadas tenha sido as mesmas.

Na Figura 51 é apresentado o ciclo térmico virtual para a distância de 0,002m do centro da fonte de calor da condição MB2-A.

**Figura 51: Ciclos térmicos avaliados no início no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0,002m da fonte de calor da condição MB2-A.**



Fonte: Autoria própria.

É possível observar na Figura 51, que houve variação nas temperaturas de pico durante o processo de soldagem. A temperatura de pico a 0,002m da linha de fusão mostrou-se maior no segundo passe devido ao acúmulo de energia citado anteriormente. Na Tabela 11 são mostrados os tempos de resfriamento entre 800°C a 500 °C para as curvas dos ciclos térmicos da Fig. 51.

Assim como nas temperaturas máximas atingidas e nos ciclos térmicos, também houve variação no  $\Delta t_{8/5}$  quando este é analisado ao longo do processo de soldagem. Essa variação expressou valores de até 16,6 % no final do processo de soldagem para o segundo passe. Percebe se também que o resfriamento do primeiro passe ocorreu com maiores velocidades de soldagem, enquanto que para o segundo passe de soldagem o resfriamento aconteceu de

forma mais lenta devido ao acúmulo de energia do primeiro passe atentando para a importância da temperatura de interpasse no processo de soldagem juntamente com um preenchimento contínuo da junta soldada.

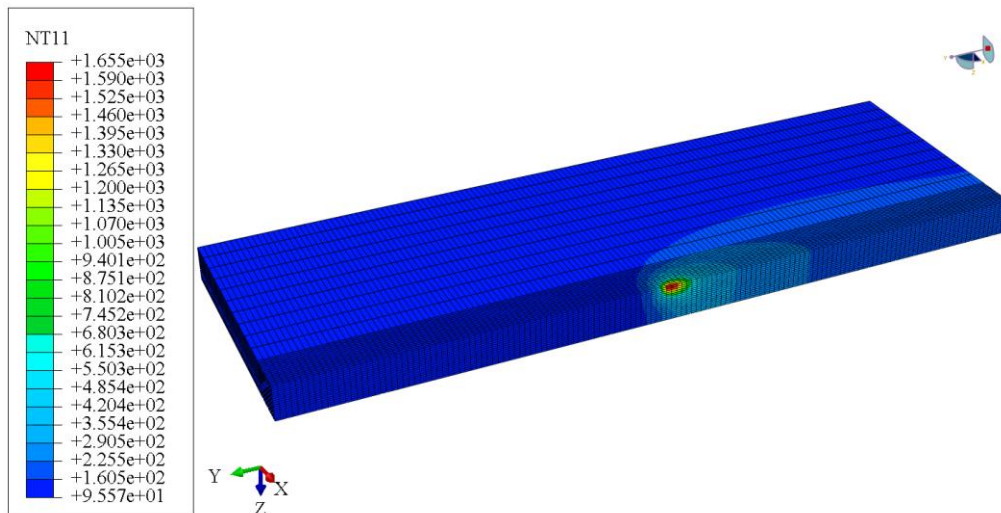
**Tabela 11: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0,002m da linha de fusão da condição MB2-A.**

	$\Delta t_{8/5}$ Início (s)	$\Delta t_{8/5}$ Meio (s)	$\Delta t_{8/5}$ Final (s)	$\Delta t_{8/5}$ Médio (s)	Variação (%)
1ºpasse	2,85	2,93	2,52	2,77	16,26
2ºpasse	18,48	20,13	21,55	20,05	16,60

Fonte: Autoria própria.

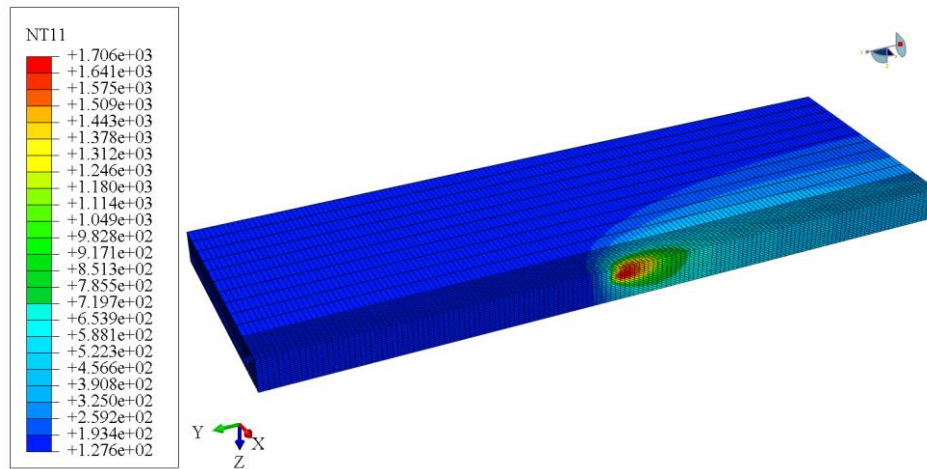
Nas Figuras 52 e 53 são mostrados os gradientes de temperatura e ciclos térmicos da soldagem virtual em movimento da condição MB2-B, no instante de tempo em que a fonte de calor está passando no centro da chapa enquanto que a Fig. 54 mostra os ciclos térmicos no início, meio e final do processo de soldagem para os dois passes.

**Figura 52: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-B ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



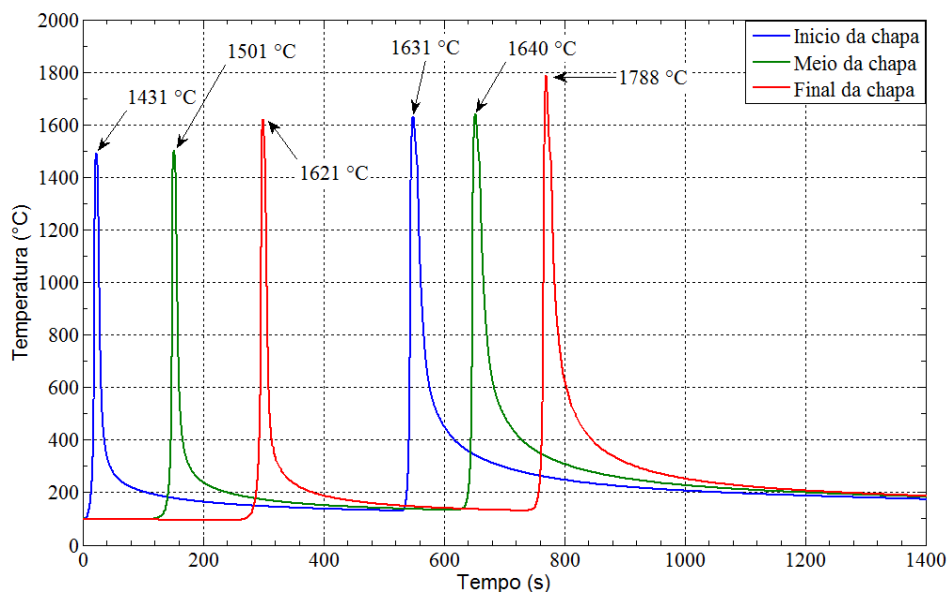
Fonte: Autoria própria.

**Figura 53: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-B ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 54: Ciclos térmicos avaliados no início, no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0,002m da fonte de calor da condição MB2-B.**



Fonte: Autoria própria.

Por meio da análise das curvas, é possível observar uma similaridade nos fenômenos ocorridos na condição MB2-A obtendo-se temperaturas máximas no centro da fonte de calor do primeiro e segundo passe como sendo  $1655^\circ\text{C}$  e  $1706^\circ\text{C}$  simultaneamente, e uma pouca variação nas temperaturas de pico da Fig. 54 quando se comparado às temperaturas de pico da condição MB2-A na Fig. 51. Todavia, para esta condição cuja simulação foi empregada com os mesmos parâmetros de soldagem acrescentando-se a temperatura de pré-aquecimento,

percebeu-se que as curvas dos ciclos térmicos entre o primeiro e o segundo passe foram mais espaçadas do que na simulação à temperatura ambiente. Além disso, o software mostrou-se confiável ao perceber que a temperatura mínima do primeiro passe estava abaixo de 100 °C demonstrando assim que há troca térmica com o meio por convecção e radiação, enquanto que no segundo passe devido ao acúmulo térmico inerente do pré-aquecimento e da temperatura de interpasse, a temperatura mínima era de 1276 °C. Na Tabela 12 são mostrados os tempos de resfriamento entre 800 °C e 500 °C das curvas de ciclos térmicos da Fig. 54.

**Tabela 12: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0,002 da linha de fusão da condição MB2-B.**

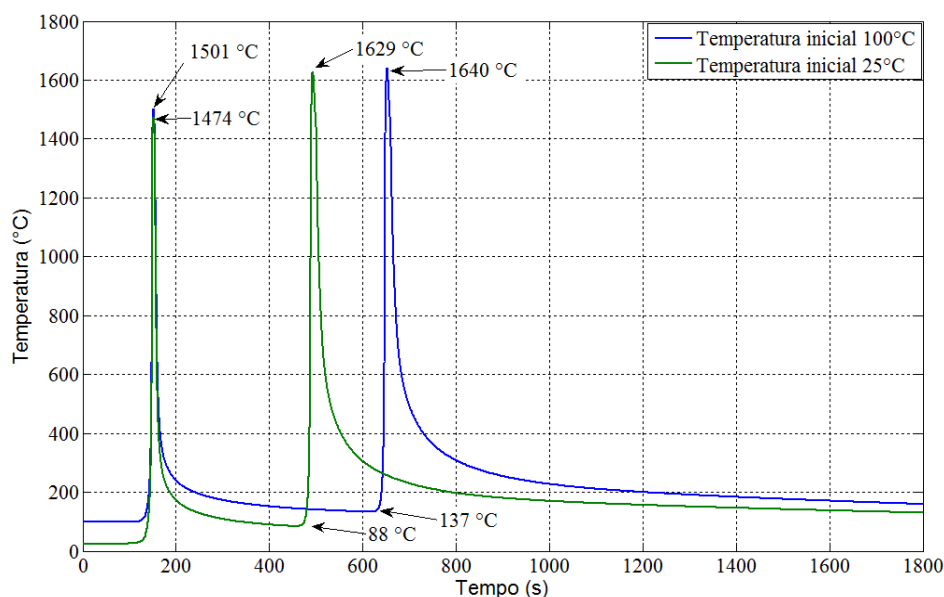
	$\Delta t_{8/5}$ Início	$\Delta t_{8/5}$ Meio (s)	$\Delta t_{8/5}$ Final (s)	$\Delta t_{8/5}$ Médio (s)	Variação (%)
1ºpasse	3,71	4,02	3,30	3,68	22,00
2ºpasse	22,50	26,89	27,30	25,56	21,00

Fonte: Autoria própria.

Assim como na condição anterior que não empregou-se pré-aquecimento, houve variações de até 22 % nos  $\Delta t_{8/5}$  quando esses são avaliados em diferentes pontos na região onde passa a fonte de calor. Embora as temperaturas de pico tenham sido similares com pouca variação, percebeu-se que o tempo de resfriamento aumenta quando o material é preaquecido, aumentando de 22,50 s para 27,30 s quando avaliado no final do processo de soldagem no segundo passe.

A Figura 55 mostra de forma comparativa o ciclo térmico obtido computacionalmente quando a simulação é realizada com o emprego de pré-aquecimento e a temperatura ambiente.

**Figura 55: Comparação dos ciclos térmicos na simulação em temperatura ambiente e pré-aquecimento de 100 °C, obtido na metade da chapa a 0,002m da linha de fusão. MB2-A (linha verde) e MB2-B (linha azul).**



Fonte: Autoria própria.

É possível observar na Figura 55, que houve aumento na temperatura de pico em ambas as condições, no segundo passe em relação ao primeiro passe. Embora próximos as temperaturas de pico de ambos os passes da soldagem virtual, a condição MB2-B cuja simulação foi empregada pré-aquecimento, levou um maior tempo para iniciar o segundo passe de soldagem (230s) em relação à condição MB2-A cuja simulação foi empregada sem pré-aquecimento (70s).

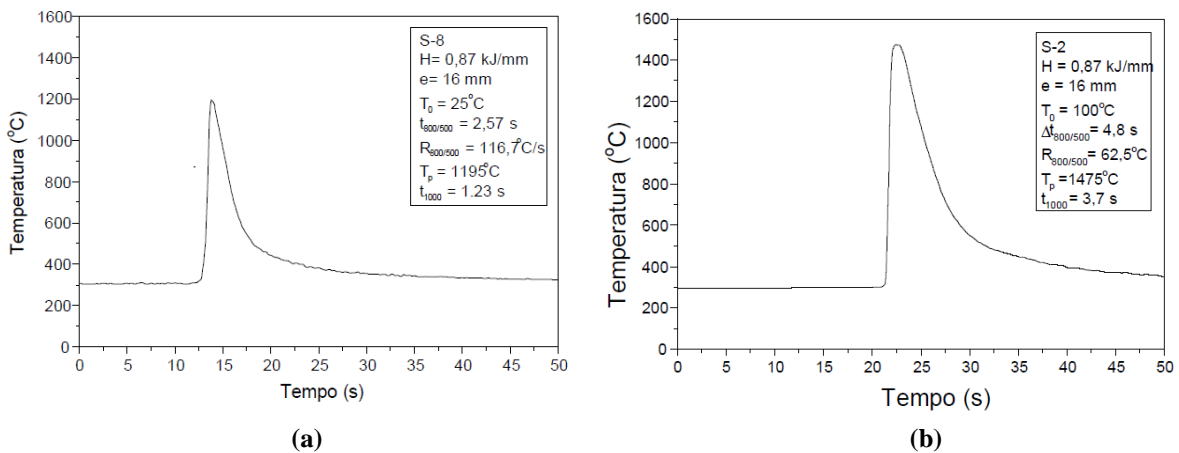
A condição simulada em temperatura ambiente obteve  $\Delta t_{8/5}$  Médio de 2,77 s para o primeiro passe e  $\Delta t_{8/5}$  Médio de 20,05 segundos conforme mostrado na Tab. 11 enquanto que o  $\Delta t_{8/5}$  Médio da condição em que empregou pré-aquecimento aumentou no primeiro e segundo passes para 3,68 segundos e 25,56 segundos, representando um aumento no tempo de resfriamento, consequentemente uma diminuição da taxa de resfriamento em 32,0% e 27,5% simultaneamente.

Isto se deve ao fato do acúmulo térmico proveniente do pré-aquecimento, e temperatura interpasso suavizando a taxa de resfriamento, confirmando o que foi dito por Funderburk (1999) na revisão bibliográfica deste trabalho, limitando a formação martensítica

contribuindo para a diminuição da dureza na região da ZTA, segundo a literatura (Ordóñez 2004, Srivastava 2010, Hinton 2008). O resfriamento acelerado do processo de soldagem que não empregou o pré-aquecimento, pode comprometer a junta soldada possibilitando na formação de uma microestrutura mais frágil, com qualidade inferior podendo comprometer a peça em serviço. Por outro lado, quanto maior a temperatura de pré-aquecimento, mais lenta é a transição da temperatura do metal de solda para a ZTA, havendo menor gradiente térmico e, portanto, maior será a extensão desta.

Reis Sobrinho (2007), realizou uma análise térmica experimental em aço ARBL com deposição de um único passe de soldagem, com processo de soldagem GMAW (*Gas Metal Arc Welding*), sem pré-aquecimento e com pré-aquecimento de 100 °C conforme mostrado na Fig. 56. Embora tenha sido empregada uma diferente energia de soldagem o autor observou em seus experimentos, um maior tempo de resfriamento com menores taxas de resfriamento na situação em que houve um pré-aquecimento na peça a ser soldada, isso com relação às mesmas condições de soldagem em uma peça sem pré-aquecimento. Com isso percebe-se uma semelhança qualitativa com os resultados obtidos computacionalmente por este trabalho, mostrando a robustez que o modelo computacional inserido no ABAQUS® é capaz de replicar os fenômenos reais obtidos nos processos de soldagem.

**Figura 56: Ciclos térmicos realizados: (a) temperatura ambiente (b) com pré-aquecimento de 100 °C.**

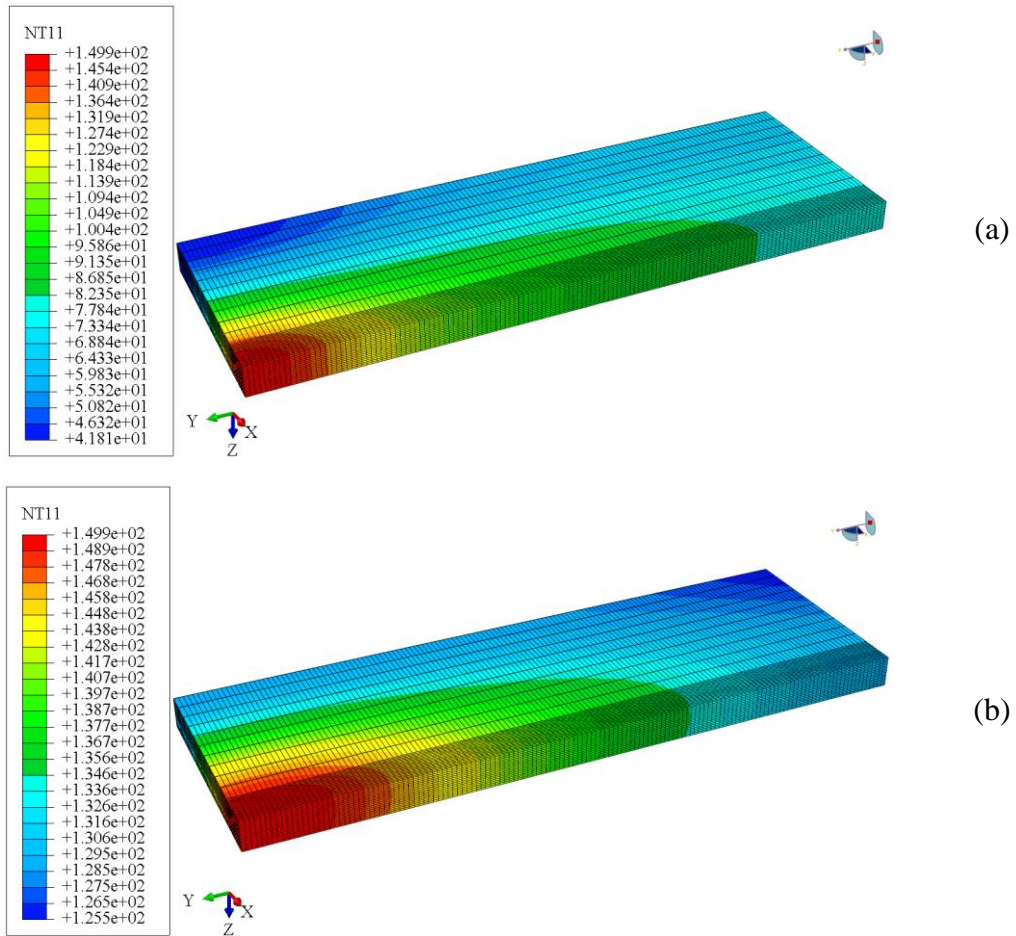


Fonte: Reis Sobrinho (2007).

A Figura 57 avalia as duas condições, no instante de tempo no qual o material é resfriado até a temperatura de interpasso (150°C), onde inicia-se o segundo passe de soldagem.



**Figura 57: Gradientes de resfriamento até a temperatura de 150°C: (a) condição MB2-A, (b) condição MB2-B.**

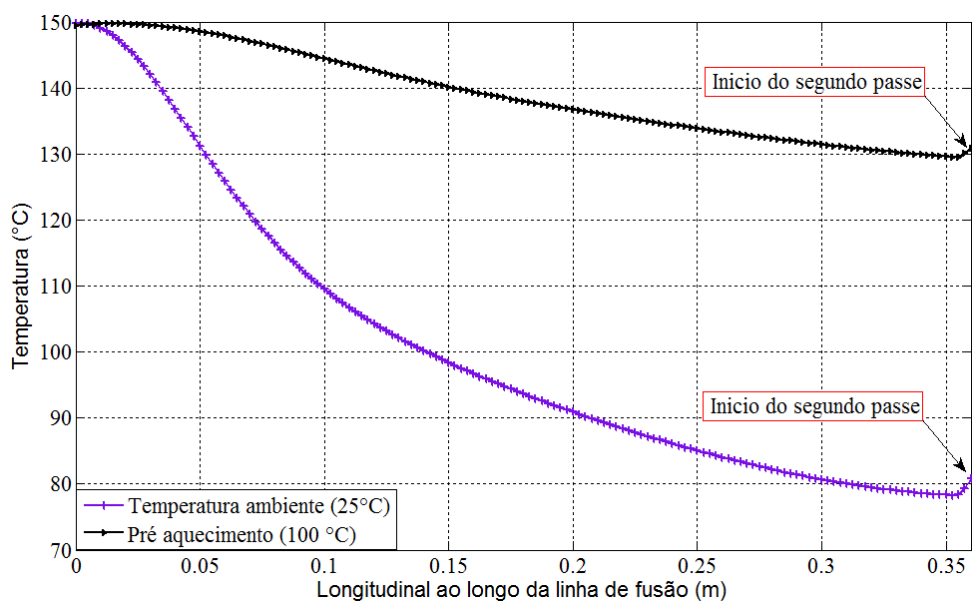


Fonte: Autoria própria.

Através do gradiente de resfriamento para as duas condições, podemos perceber que ao atingir a temperatura de interpasse, na condição MB2-B ocorre uma menor variação de temperatura na região onde passou a soldagem virtual quando se comparado com a condição MB2-A, em torno de 20 °C, enquanto que na condição MB2-A, a variação foi em torno de 60 °C. Devido ao material da condição MB2-B já possuir uma carga térmica proveniente do pré-aquecimento, esta minimizou a transferência de calor por condução no meio sólido. Uma menor variação da temperatura interpasse contribui diretamente na homogeneidade das propriedades ao longo da ZTA.

Na Figura 58 é mostrado graficamente um comparativo entre as duas condições, da variação de temperatura longitudinalmente na região onde passou a soldagem virtual no instante de tempo logo após o material atingir a temperatura de interpasse.

**Figura 58: Gráfico comparativo da temperatura na região por onde passou a fonte de calor para as duas condições, no instante de tempo após ao atingir a temperatura interpasse.**

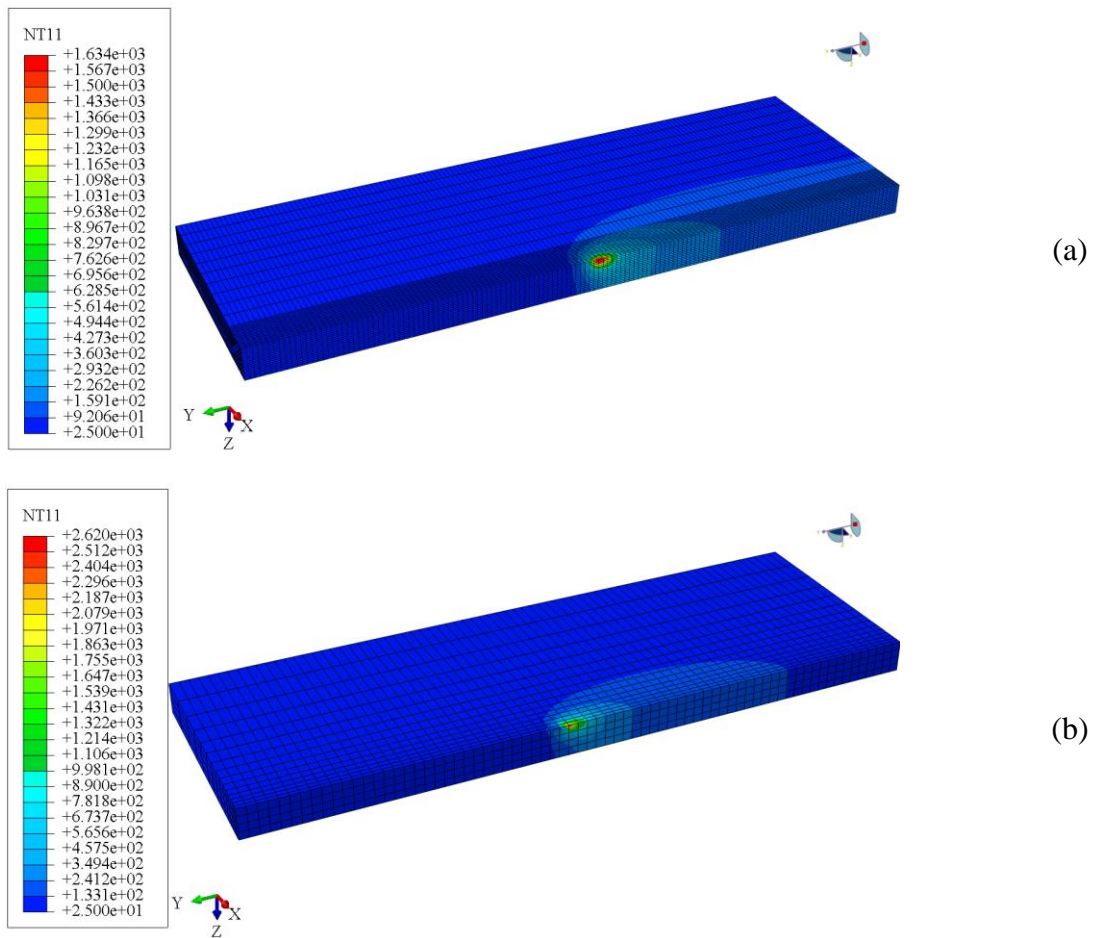


Fonte: Autoria própria.

É possível notar no eixo X do gráfico que o ponto 0 mostra a região final da soldagem virtual cujo valor correspondente ao da temperatura interpasse e o ponto 0,36 m onde é iniciado o processo de soldagem. Percebe-se que o resfriamento em ambas as condições se comportam de forma quase linear ao longo da linha de fusão, partindo da região com maior temperatura, no final do cordão de soldagem, até o ponto com menor temperatura, caracterizado pela região de início do cordão de solda. Para a condição MB2-A, ocorreu um maior decaimento e uma maior dissipação do calor para todo o material se comparado à condição MB2-B, devido esta condição ter depositado menores quantidade de energia aplicada na soldagem tornando assim a dissipação de calor ao longo do cordão de solda em maior quantidade. Pode-se observar ainda que, no início da linha de fusão, para as duas condições, o gráfico possui um acréscimo na temperatura devido ao início do segundo cordão de soldagem. Do ponto de vista computacional, isto expressa a precisão que esta ferramenta tem para a análise térmica de um processo de soldagem.

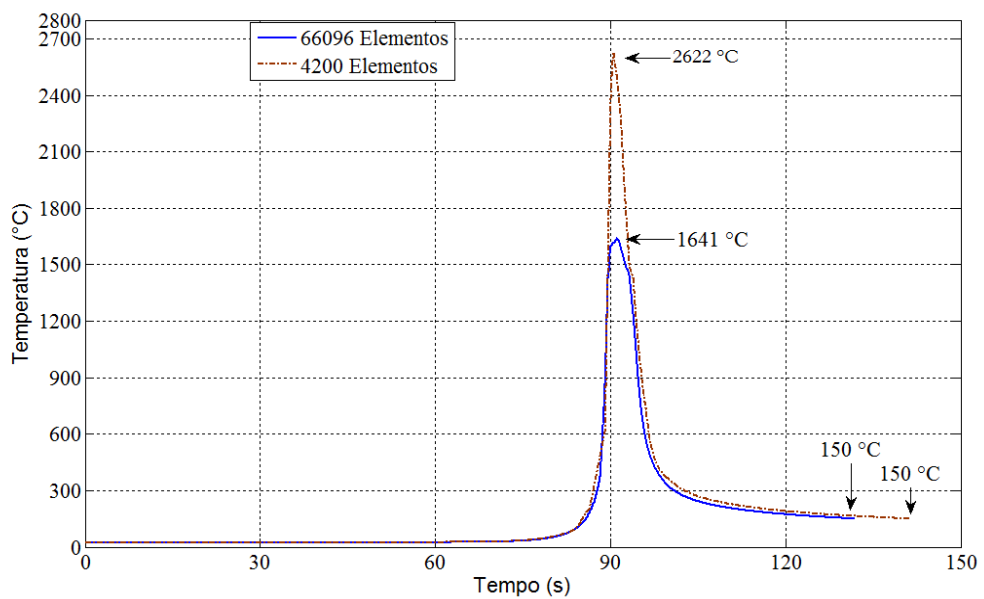
Da Figura 59 a 62 são mostrados os comparativos entre a malha refinada com 66.096 elementos e a malha com 4.200 elementos utilizada por Nóbrega et al (2014). O estudo comparativo foi realizado tomando como referência à mesma região de análise e o mesmo instante de tempo por onde passa a fonte de calor e os ciclos térmicos para o primeiro passe na mesma região de análise (linha de fusão) das condições MB2-A e MB2-B, empregando as mesmas condições e variáveis estudadas.

**Figura 59: Comparativo entre malhas da condição MB2-A: (a) refinada, (b) grosseira.**



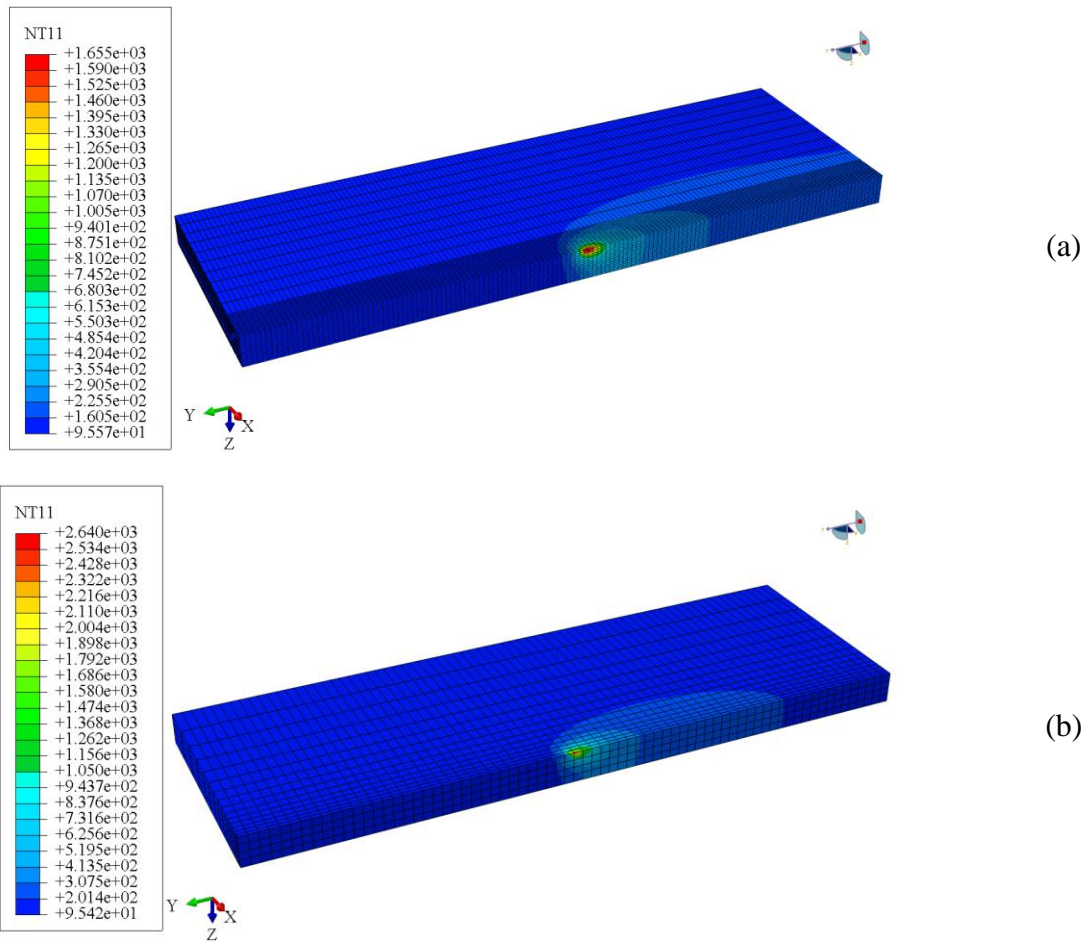
Fonte: Autoria própria.

**Figura 60: Comparativo dos ciclos térmicos da condição MB2-A em termos do refino da malha.**



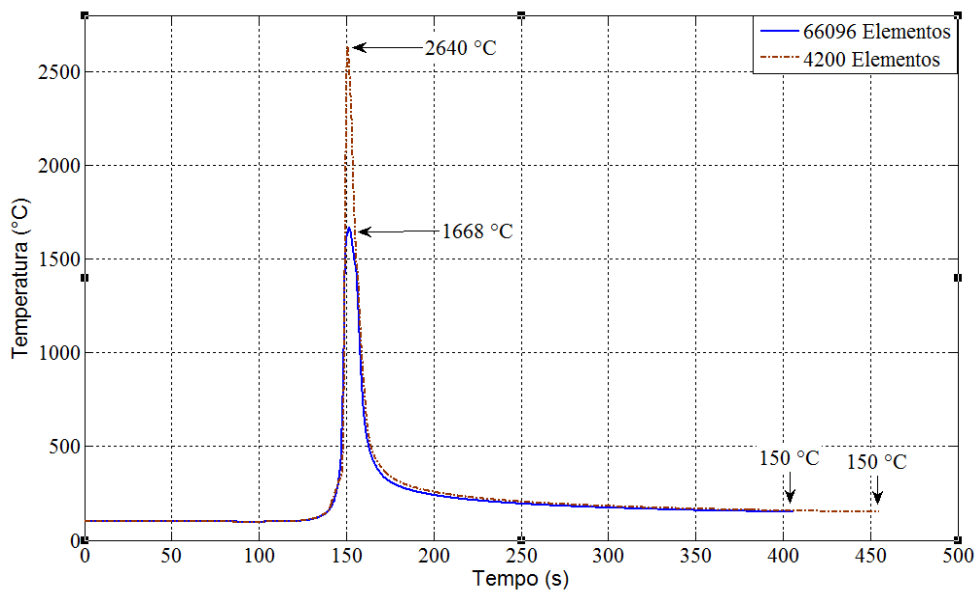
Fonte: Autoria própria.

**Figura 61: Comparativo entre malhas da condição MB2-B: (a) refinada, (b) grosseira.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 62: Comparativo dos ciclos térmicos da condição MB2-B em termos do refino da malha.**



Fonte: Autoria própria.

Nota-se que ocorrem mudanças significativas no gradiente de cores expressando a variação de temperatura das Figs. 59 e 61 especialmente nas temperaturas de pico ( $T_p$ ) obtidas nos ciclos térmicos das Figs. 60 e 62. Percebeu-se que o gradiente térmico nas malhas simuladas utilizando o estudo de refinamento se mostrou mais homogêneas em relação à variação de temperatura das isotérmicas, expressando com maior fidelidade o tamanho das mesmas, além de prever as temperaturas máximas da fonte de calor com maiores proximidades da realidade. O estudo de refinamento se mostrou de extrema importância principalmente na obtenção das temperaturas de pico, cujo refinamento de malha possibilitou a diminuição desta variável em até 60 %. Em relação ao  $\Delta t_{8/5}$ , os valores obtidos não tiveram tanta significância, porém expressaram variações de até 11 % quando a simulação é realizada com malha refinada. Outra variável que teve expressiva variação está relacionada diretamente com o tempo que o material resfria até a temperatura de interpasso. O modelo sem refinamento de malha resfriou até 150 °C nas condições MB2-A e MB2-B, com valores de tempo de resfriamento de 84,7 s e 272,9 s, respectivamente, enquanto que o modelo refinado mostrou que o resfriamento ocorreu em um menor tempo, sendo de 69,9 s e 229,1 s, respectivamente, propiciando uma variação de 21% e 19%. Esse estudo mostrou a importância que o tamanho de malha tem na obtenção de resultados com confiabilidade, tornando-se necessário sempre que possível à simulação computacional realizada após estudo de refinamento de malha.

A Tabela 13 mostra de forma resumida, os dados obtidos na simulação com e sem refinamento de malha do modelo estudado pelas condições MB2-A e MB2-B.

**Tabela 13: Detalhamento e variações obtidas em ambas as simulações.**

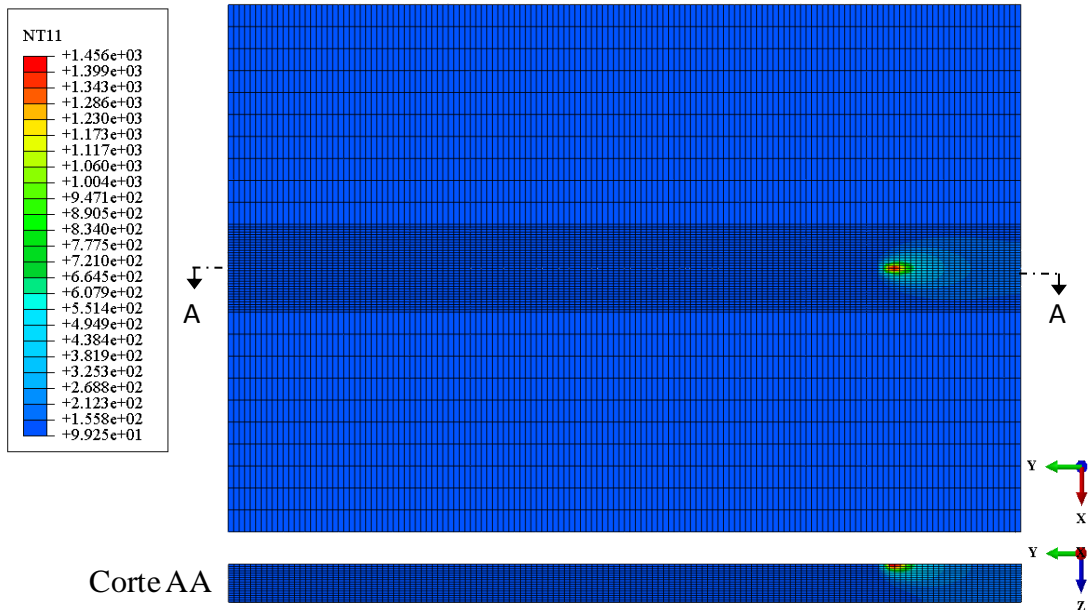
Condição	Elementos	$\Delta t_{8/5}$ (s)	Variação (%)	$T_p$ (°C)	Variação (%)
MB2-A	4200	2,72	11,00	2622	60,00
	66096	2,45		1641	
MB2-B	4200	3,74	0,30	2640	58,00
	66096	3,75		1668	

Fonte: Autoria própria.

Com o objetivo de avaliar a influência da velocidade sobre o comportamento das isotérmicas e a entrada de calor no material, foi realizada uma simulação computacional utilizando as mesmas variáveis empregadas na condição MB2-B, excetuando-se a velocidade, para esta, foi empregado o valor de 0,005 m/s nos dois passes de soldagem.

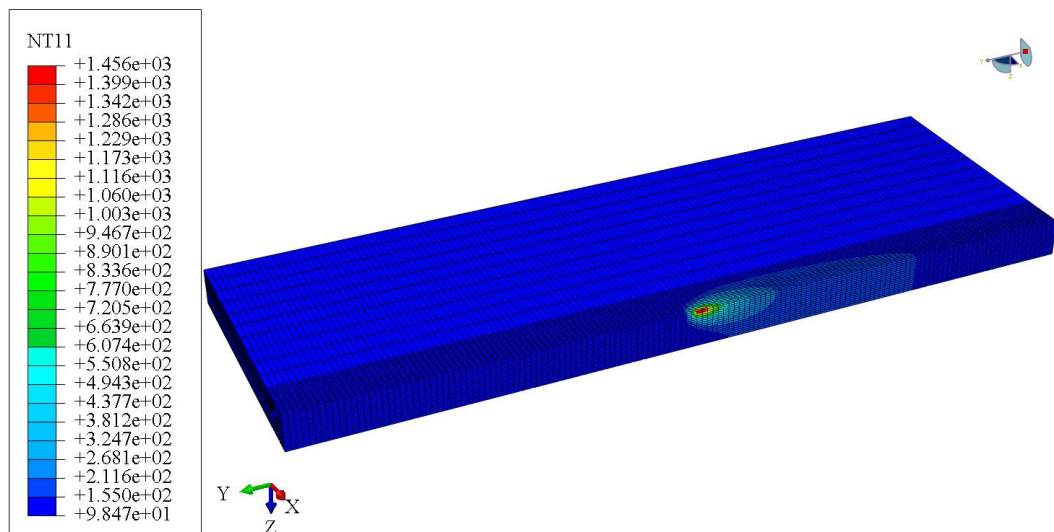
Das Figuras 63 a 68 apresentam a evolução dos gradientes térmicos no início, no meio e no final da soldagem virtual proveniente do primeiro e segundo passe de soldagem da condição MB2-C. Para esta condição, foi seguida a mesma metodologia na apresentação de análise dos gradientes térmicos. As Figuras 63, 65, 66 e 68, foi utilizada a função Mirror, e as Figs. 64 e 67 foram plotados em perspectiva.

**Figura 63: Gradiente de temperatura no início do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



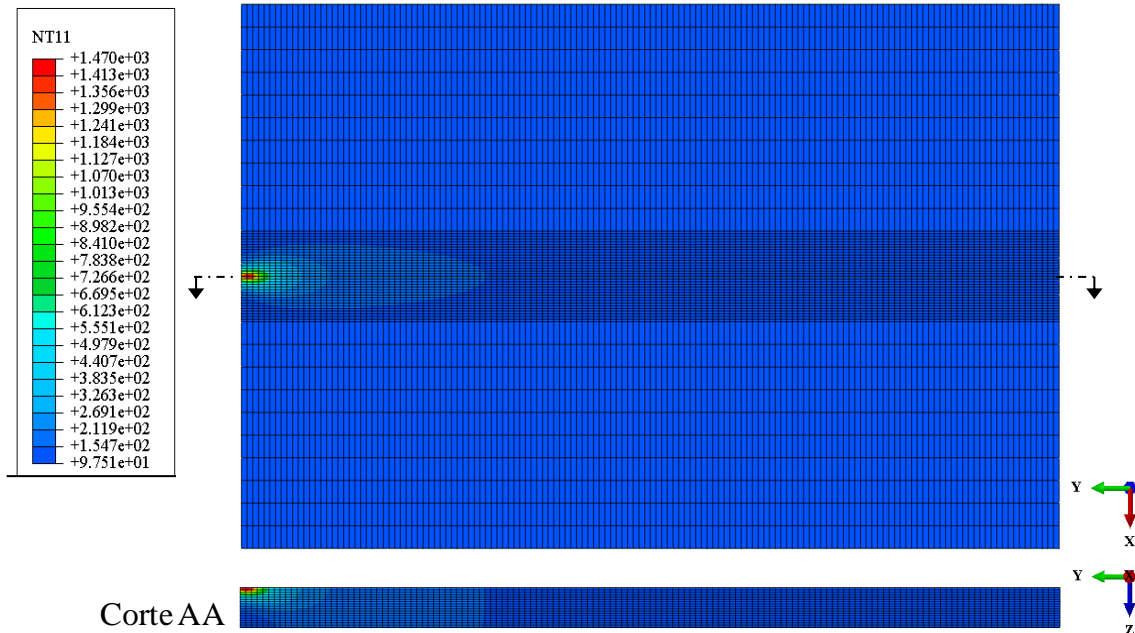
Fonte: Autoria própria.

**Figura 64: Gradiente de temperatura no meio do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



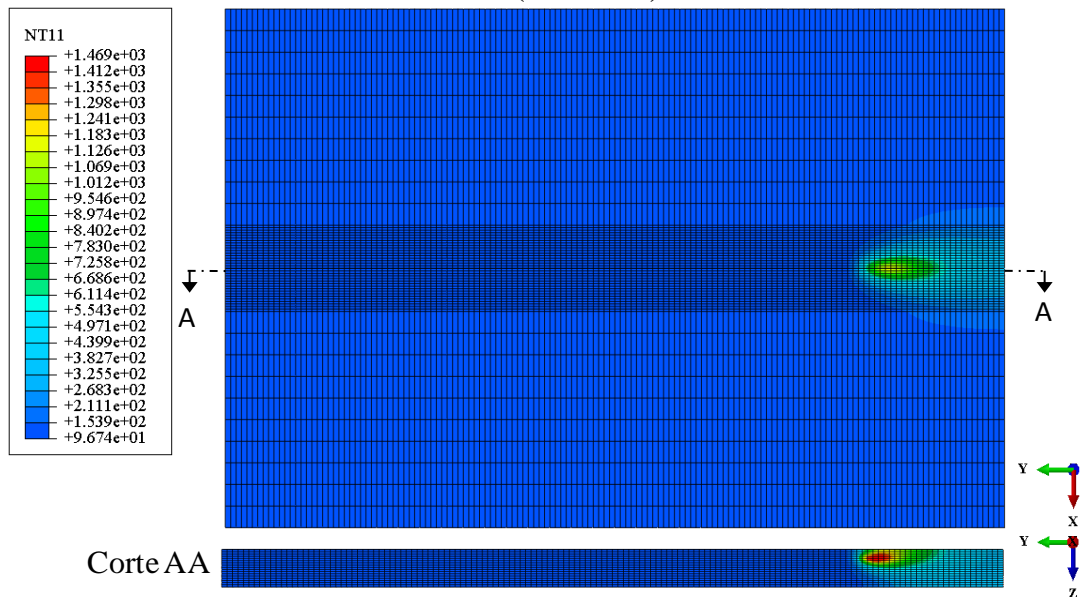
Fonte: Autoria própria.

**Figura 65: Gradiente de temperatura no final do primeiro passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



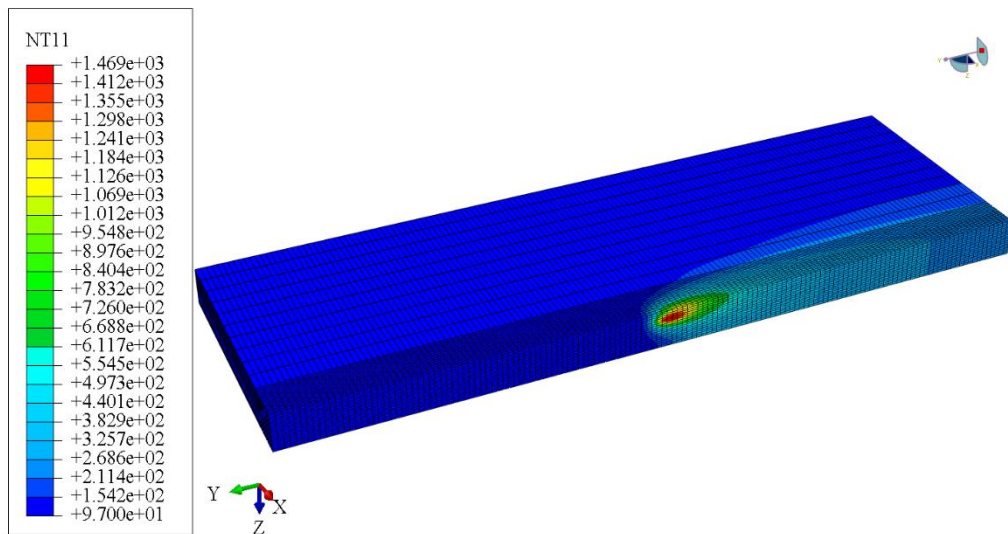
Fonte: Autoria própria.

**Figura 66: Gradiente de temperatura no início do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



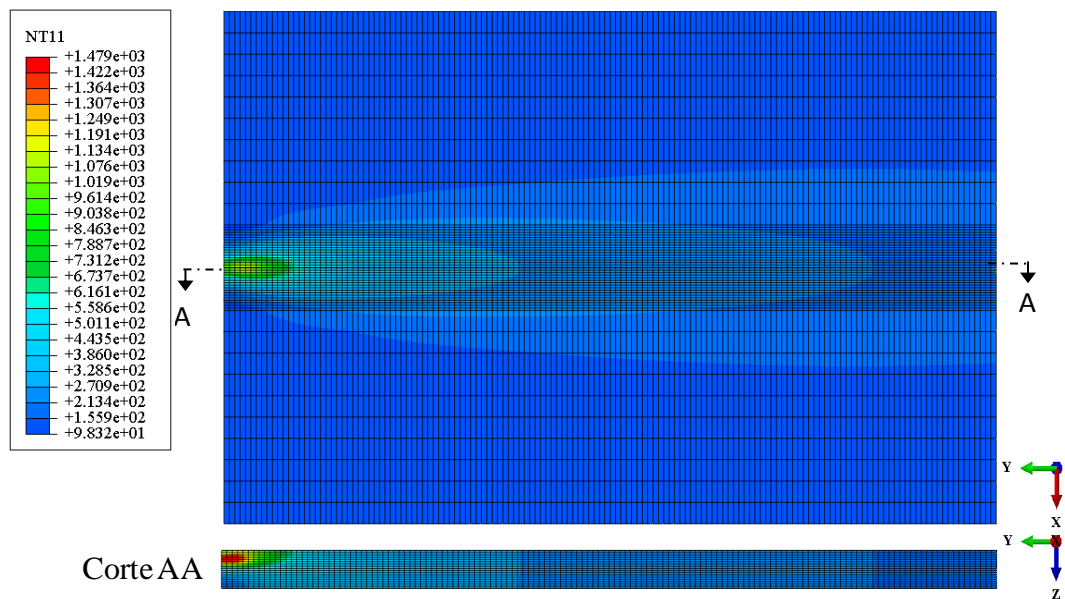
Fonte: Autoria própria.

**Figura 67: Gradiente de temperatura no meio do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 68: Gradiente de temperatura no final do segundo passe de soldagem para a condição MB2-C ( $T_0=100^\circ\text{C}$ ).**



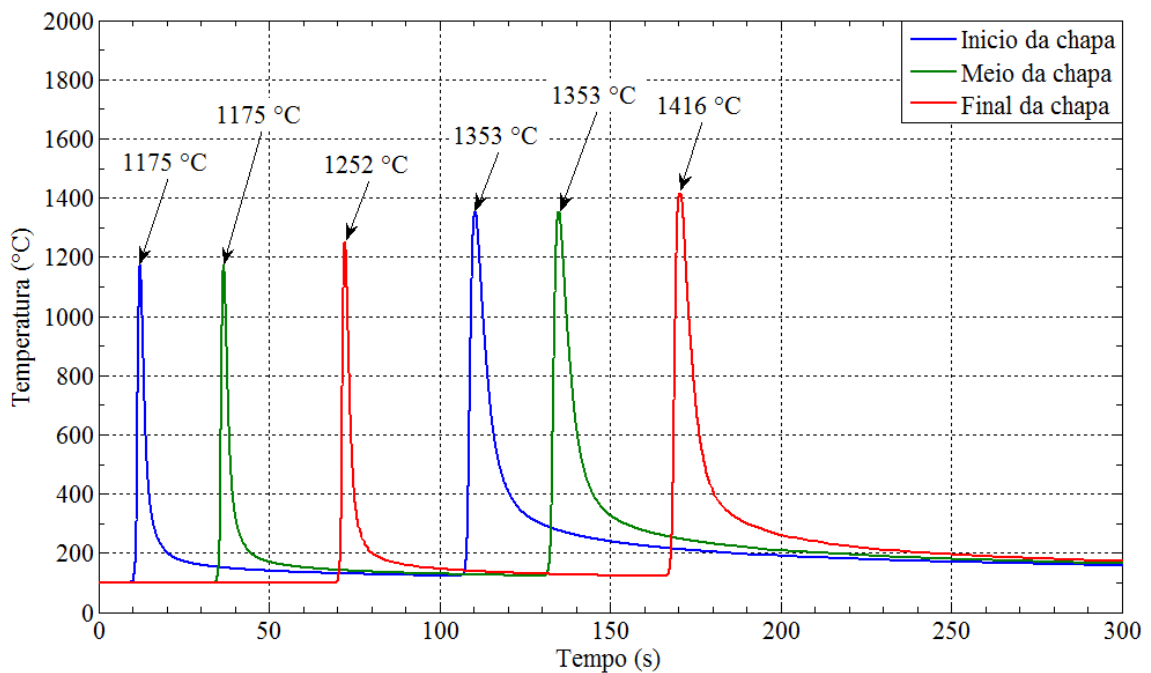
Fonte: Autoria própria.

Observa-se que as isotermas obtiveram formas mais alongadas que as condições anteriores devido à alta velocidade empregada, conforme citado na literatura. (CHON & CHIN, 1993). Os gradientes térmicos máximos na fonte de calor, diferente das condições anteriores, obtiveram pouca variação quando analisados ao longo do processo de soldagem do primeiro e segundo passes, assim como também as temperaturas mínimas,



que diferentemente das condições anteriores acumularam grandes quantidades de energia e por condução proporcionaram um aumento considerável em todo o material. Todavia, quando analisado de forma pontual na Fig. 69, percebe-se que ao plotar os ciclos térmicos no início, meio e final da soldagem virtual de ambos os passes, houve variação na temperatura de pico quando estes são avaliados ao final de cada passe, fato que pode ter ocorrido devido às regiões adjacentes estarem aquecidas pela temperatura de pré-aquecimento e o tempo de soldagem ter sido rápido o suficiente fazendo com que haja variação apenas ao final de cada passe, contribuindo para a elevação na temperatura de pico. É importante observar ainda, que para esta velocidade a temperatura máxima na fonte de calor ficou na faixa de temperatura de fusão do aço (1250 °C - 1450 °C) segundo Gonçalves e Martins (2008) podendo comprometer a junta soldada, tornando o software uma ferramenta importante na predição das temperaturas da fonte de calor pela mudança de suas variáveis.

**Figura 69: Ciclos térmicos avaliados no início no meio e no final do processo de soldagem em um ponto localizado a 0.002m da fonte de calor da condição MB2-C.**



Fonte: Autoria própria.

Na Tabela 14 são mostrados os tempos de resfriamento entre 800 °C e 500°C das curvas de ciclos térmicos da Fig. 69.

**Tabela 14: Tempos de resfriamento entre 800 - 500°C a 0.002 da linha de fusão da condição MB2-C.**

	$\Delta t_{8/5}$ Início	$\Delta t_{8/5}$ Meio (s)	$\Delta t_{8/5}$ Final (s)	$\Delta t_{8/5}$ Médio (s)	Variação (%)
1º passe	0,93	0,93	0,99	0,95	6,50
2º passe	3,40	3,40	3,20	3,33	6,30

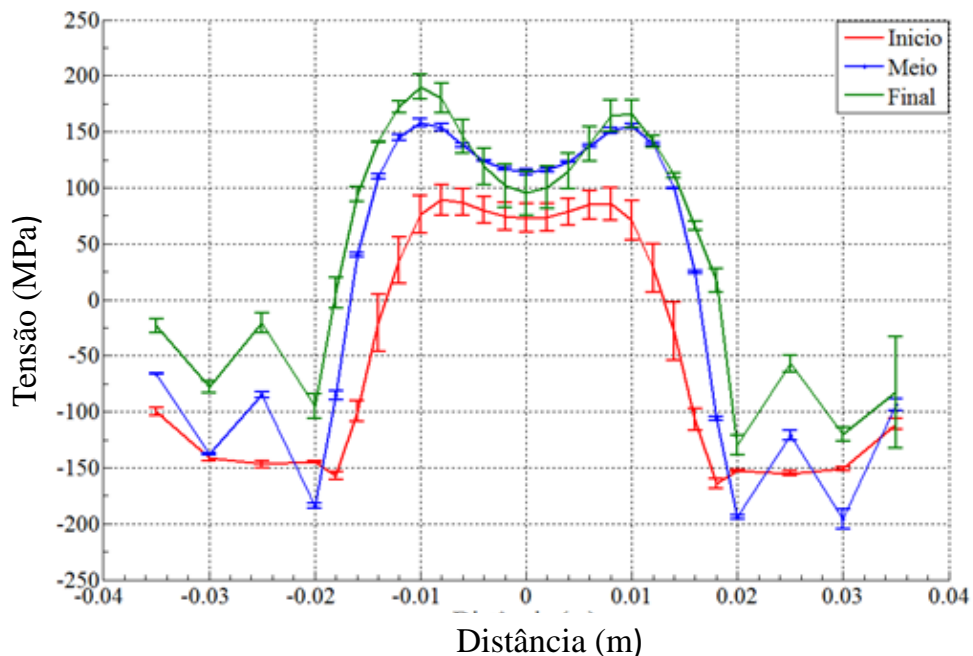
Fonte: Autoria própria.

Pode-se observar que para altas velocidades de soldagem houve também altas velocidades de resfriamento em ambos os passes. Apesar da carga térmica ter elevado os valores de  $\Delta t_{8/5}$  no segundo passe, esta não foi o suficiente para diminuir a taxa de resfriamento. Os valores de  $\Delta t_{8/5}$  não sofreram variação significativa quando avaliados ao longo dos passes de soldagem, sendo a máxima variação de 6,50%.

### 5.2.2 Campos de Tensões Residuais Transversais

Na Figura 70 é mostrada a tensão residual transversal obtida computacionalmente no início, no meio e no final junta, após a soldagem virtual com dois passes e o resfriamento até a temperatura ambiente da condição MB2-B.

**Figura 70: Tensão residual transversal média da condição MB2-B.**



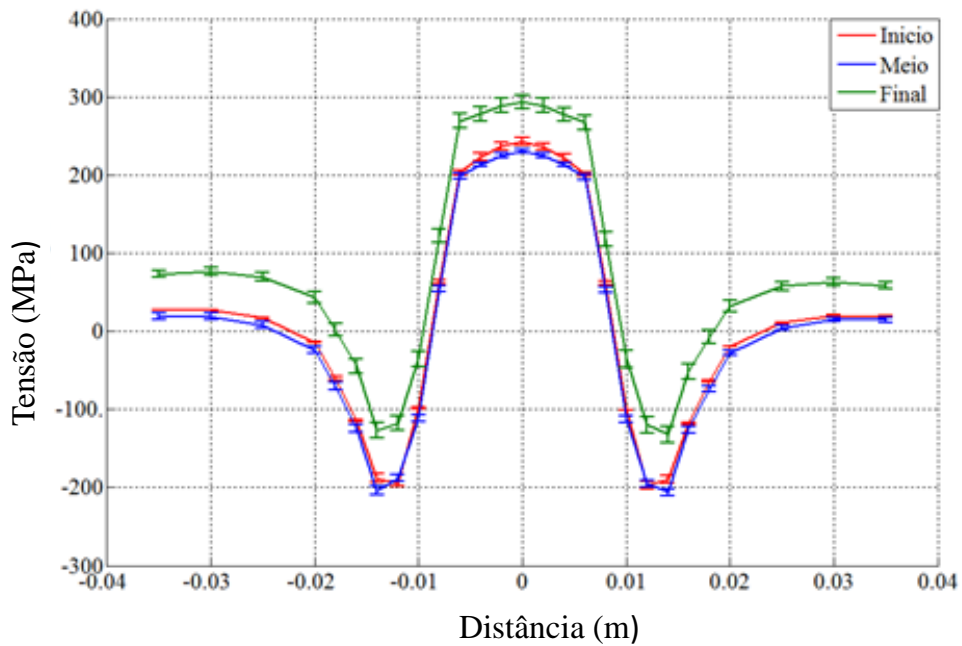
Fonte: Autoria própria.

As tensões residuais transversais, conforme mostrado na Fig. 70, foram obtidos através de uma média das tensões residuais atuantes em três regiões, conforme descrito na

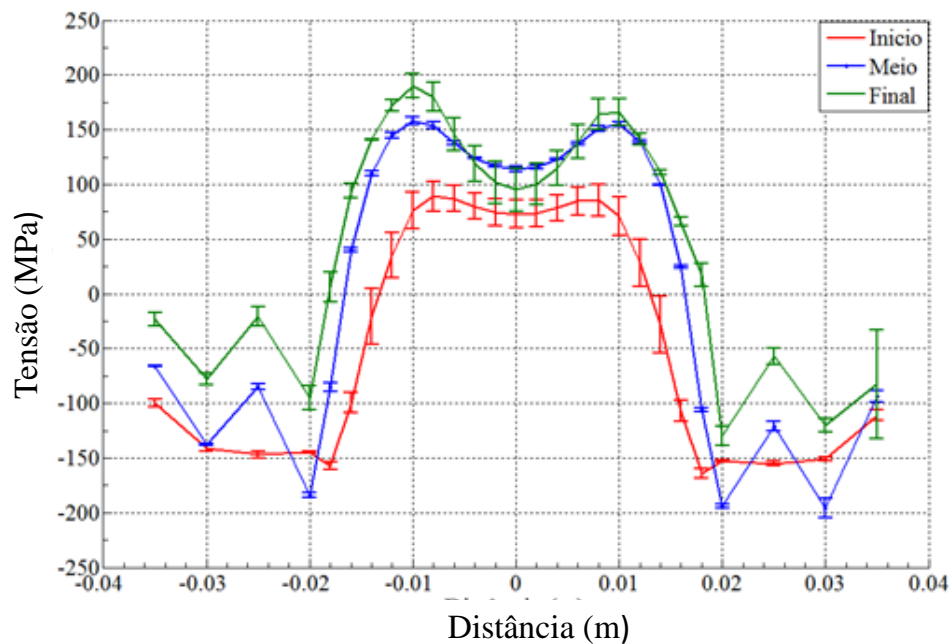
metodologia, e seus respectivos desvios padrões. Observa-se que nas regiões próximas a linha de fusão, predomina-se uma transição de tensões compressivas para tensões trativas variando de -175 MPa à 200 MPa e na região da linha de fusão os comportamentos das tensões decaíram.

A Figura 71 mostra para esta condição, um comparativo das residuais transversais médias quando a simulação computacional é realizada com um e dois passes de soldagem virtual.

Figura 71: Tensão residual transversal da condição MB2-B. (a) Um passe, (b) Dois passes.



(a)



(b)

Fonte: Autoria própria.

É possível observar na Fig. 71 (a), cuja simulação da condição MB2-B foi realizada com apenas um passe da soldagem virtual, que ocorreu uma predominância das tensões residuais trativas na região onde passou a fonte de calor, com tensões variando de 240 a 300 MPa e tensões compressivas de -120 a -200 MPa nas regiões próximas a linha de fusão. Esse comportamento foi observado no trabalho de Stamenković, e Vasović (2009) cujo autor realizou uma simulação computacional com um passe de soldagem virtual. Percebe-se que na Fig. 71 (b) igual a Fig. 70 que houve mudança nos níveis de tensões residuais transversais quando é dado mais um passe de soldagem virtual, e as tensões trativas tendem a decair na região da linha de fusão. Percebe-se ainda que ao aplicar um maior número de passes da soldagem virtual há uma tendência e similaridade no comportamento das tensões residuais conforme Araújo (2013), cujo autor aplicou 8 passes de soldagem no seu trabalho experimental.

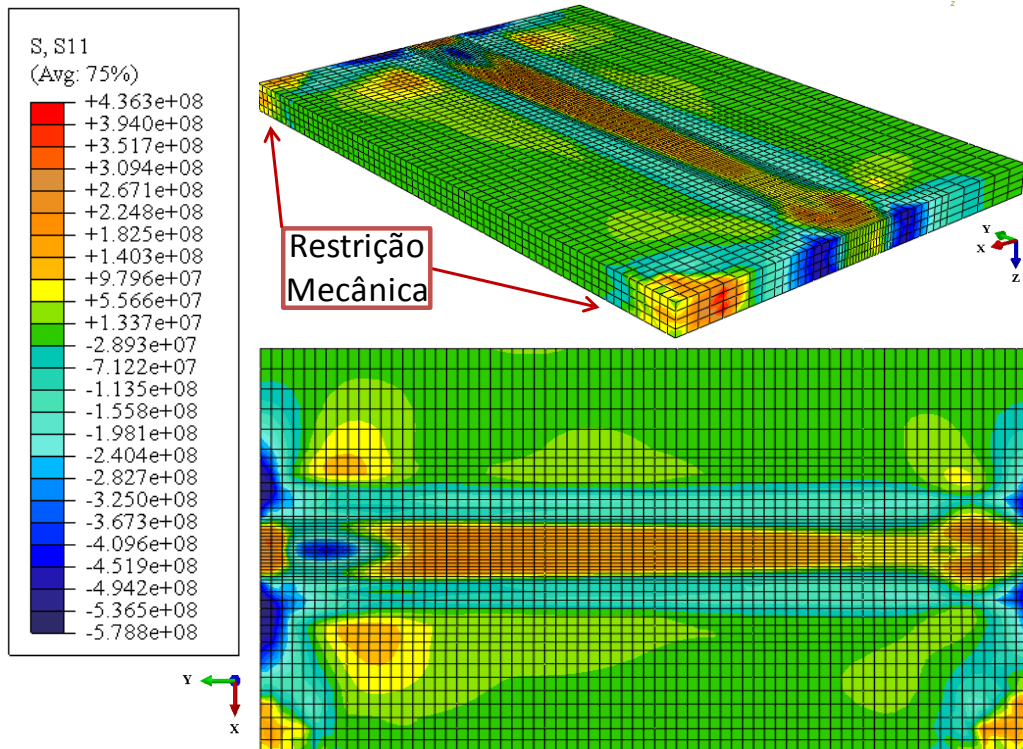
Melhores resultados poderiam ser obtidos com a aplicação de mais passes de soldagem virtual e o refinamento de malha, todavia limitações de tempo e sistema computacional disponíveis no laboratório limitaram a realização neste trabalho.

Pilipenko (2001) em seu trabalho comenta que o tamanho do elemento, e consequentemente o número de nós, desempenham um papel crucial no processo de modelagem. Por um lado, uma malha muito grosseira pode conduzir a resultados limitados e, por outro, muitos elementos no modelo conduzirão a um problema sem solução devido a capacidade limitada do computador. Almeida (2012), cita que outro método capaz de tornar a simulação um pouco mais realista, é a utilização da ferramenta “birth and death” disponíveis pelos ANSYS® e ABAQUS®, de modo a simular a deposição das camadas durante as passagens. Vieira (2008) chama a atenção para o uso de um software específico de soldagem, o SYSWELD® que utiliza o método de elementos finitos permitindo levar em consideração a transformação de fase dos materiais utilizando geometrias bastante complexas na predição de tensões residuais e distorções provocadas pela soldagem. Todavia, além de ter dificuldades na geração de malha e necessidades de calibração no modelamento do cordão de solda, é um software de alto custo e restrito a realização de simulações de soldagem, enquanto que o ABAQUS® é um sistema mais generalista que pode simular diversos casos dentro da engenharia.

Segundo Pinto (2006), a análise da região do passe de raiz em juntas soldadas é de grande importância tendo em vista que este deve absorver grande parte das tensões residuais decorrentes das deformações proporcionadas pelos passes subsequentes.

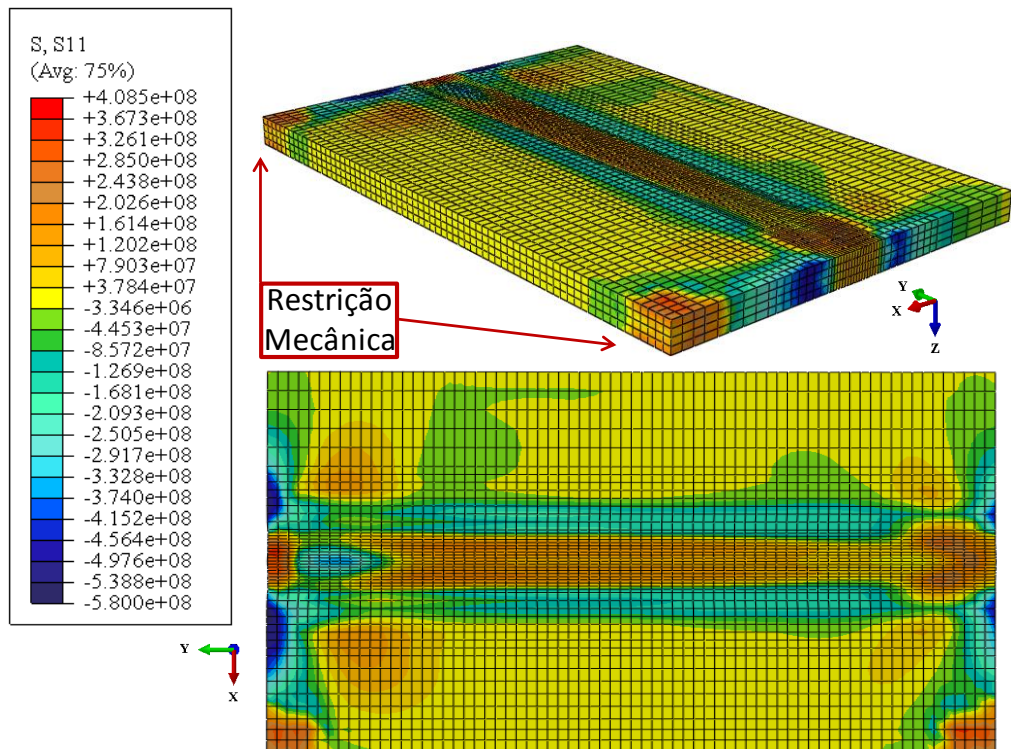
As Figuras 72 a 73 mostram os gradientes de tensões residuais transversais das condições MB2-A e MB2-B.

**Figura 72: Gradiente de tensões residuais transversais da condição MB1-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 73: Gradiente de tensões residuais transversais da condição MB2-B.**

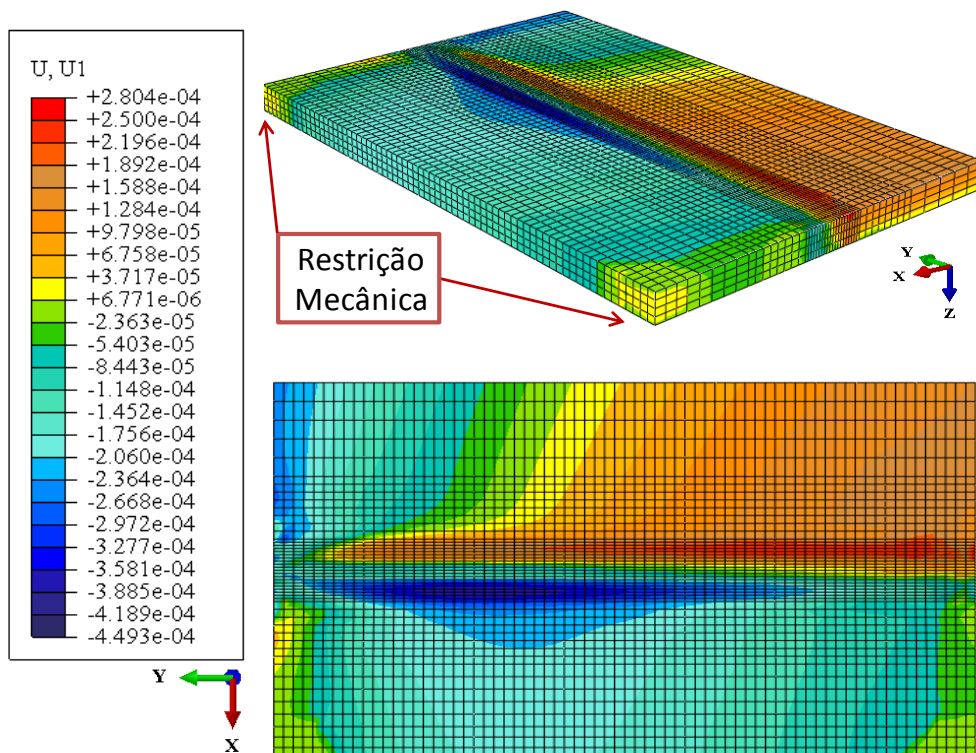


Fonte: Autoria própria.

Conforme esperado, em ambas as chapas, os maiores níveis de tensões residuais trativas ocorreram nas regiões do engaste devido às restrições mecânicas impedir a dilatação e a contração virtual após o resfriamento e as máximas tensões compressivas no início e final do processo de soldagem virtual devido à contração da região após o resfriamento. Embora os níveis de tensões residuais trativas tenham sido diminuídos sutilmente na condição MB2-B, possivelmente devido ao fato de nesta soldagem ter sido empregada pré-aquecimento, o perfil de tensões residuais transversais mostraram ser bastante homogêneos em ambas as condições de soldagem, prevalecendo às tensões trativas no centro da chapa, onde passou a fonte de calor e tensões compressivas nas regiões pouco afastadas, (suposta ZTA) e também compressivas, só que em menor grau ao longo de todo o restante do material. Segundo Guimarães (2010), com o resfriamento e após a solidificação da solda, o material passa a se contrair sendo impedido pelas regiões mais frias e afastadas da solda, dando origem a tensões de tração junto ao cordão e compressão nas regiões mais afastadas.

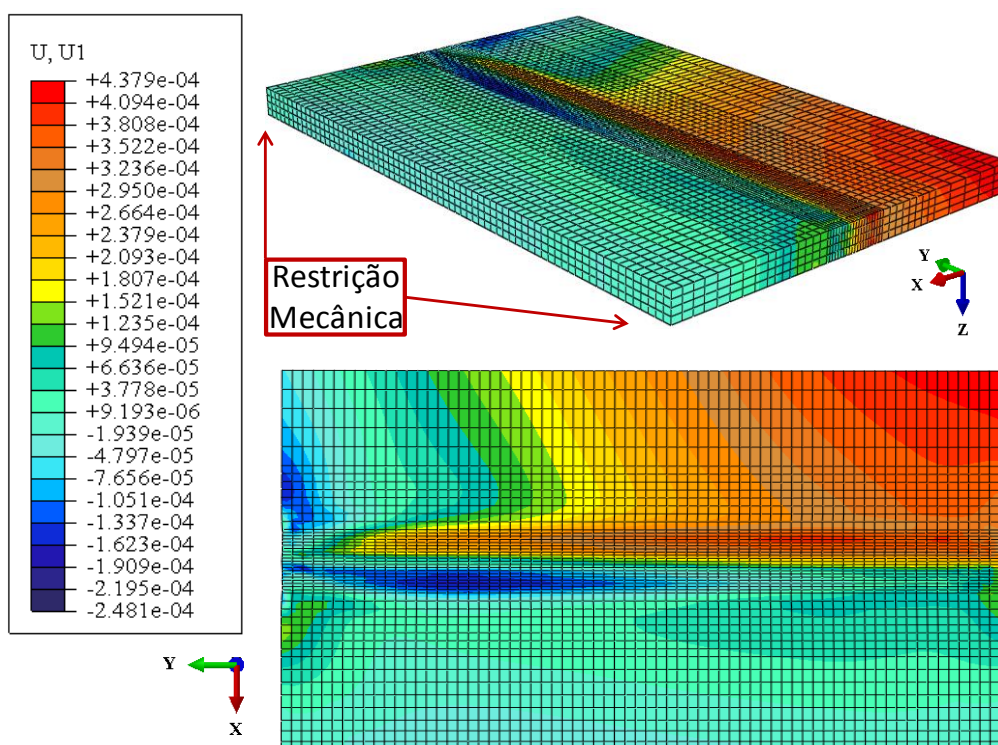
Nas Figuras 74 e 75 são mostrados os gradientes das deformações transversais para as condições MB2-A E MB2-B.

**Figura 74: Gradiente de deformações transversais da condição MB2-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 75: Gradiente de deformações transversais da condição MB2-B.**

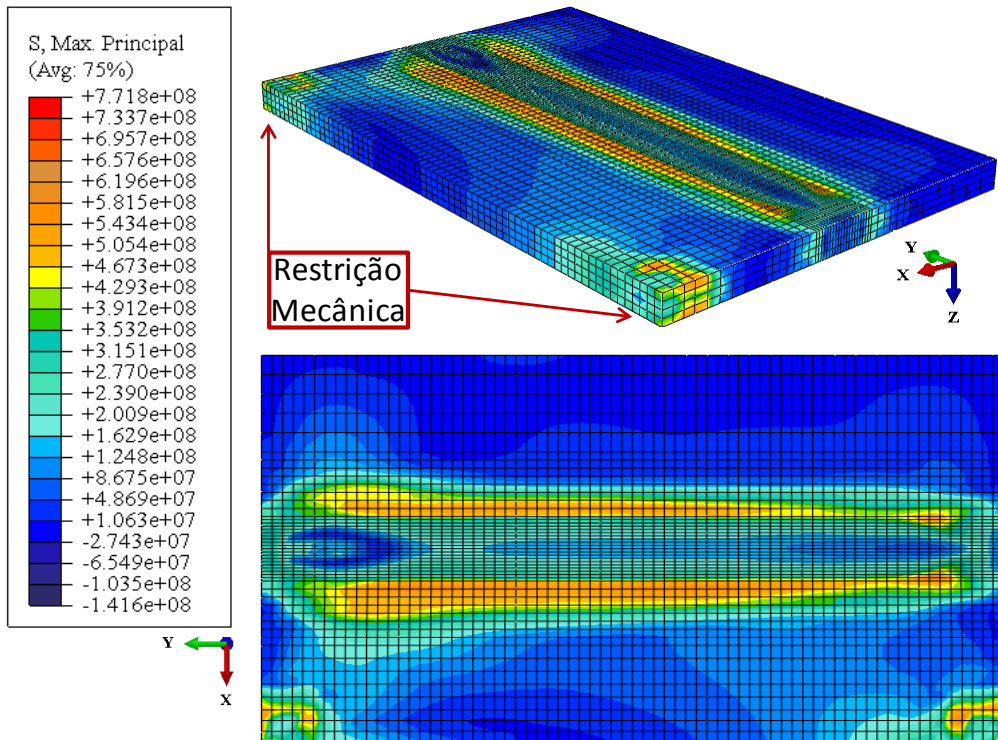


Fonte: Autoria própria.

Nota-se que os gradientes de deformações transversais se mostraram similares em ambas as condições MB2-A e MB2-B. Além disso, nas duas simulações há uma tendência de rotação devido ao passe de soldagem e o resfriamento não uniforme na chapa virtual, similar aos resultados mostrados por Guimarães (2010). Todavia, comparando-as, destaca-se as maiores deformações no sentido transversal apresentado na condição MB2-A. Acredita-se que a temperatura de pré-aquecimento desta condição foi o fator determinante para as menores deformações transversais.

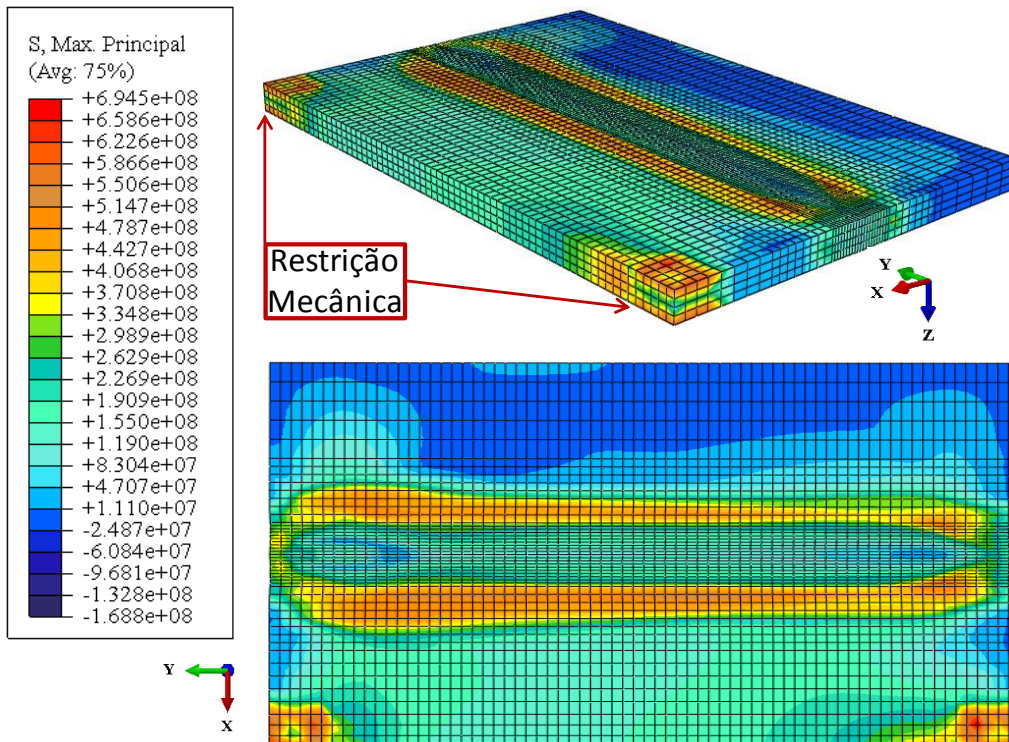
Nas Figuras 76 e 77 são mostrados os gradientes das máximas tensões principais atuantes nas chapas virtuais das condições MB2-A e MB2-B.

**Figura 76: Máximas tensões principais das condições MB2-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 77: Máximas tensões principais das condições MB2-B.**

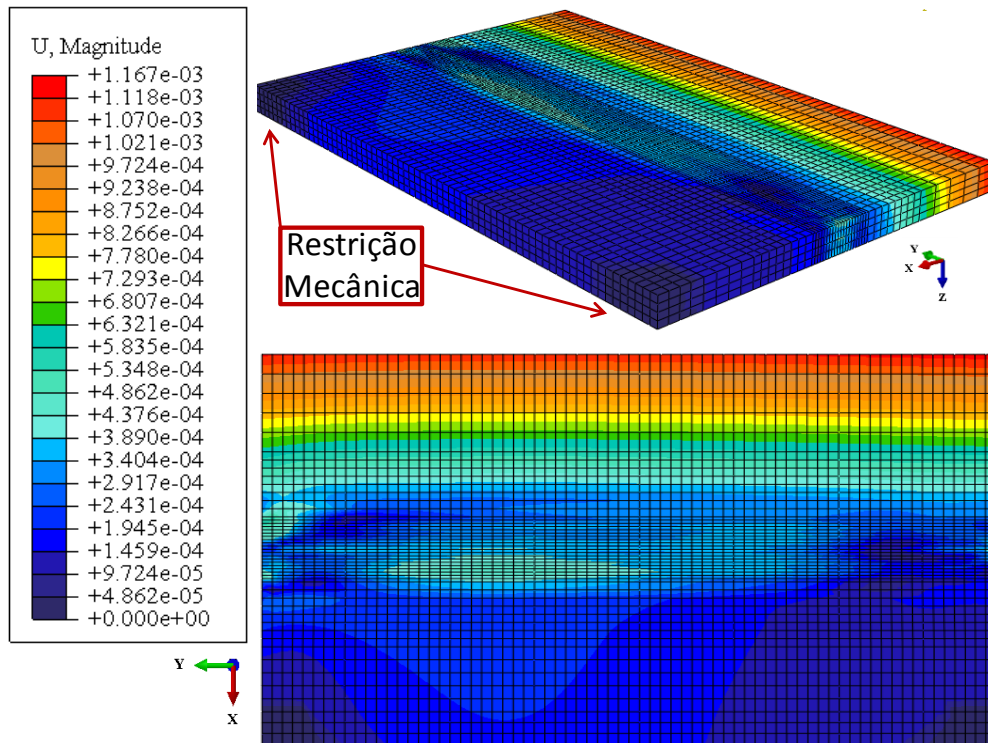


Fonte: Autoria própria.



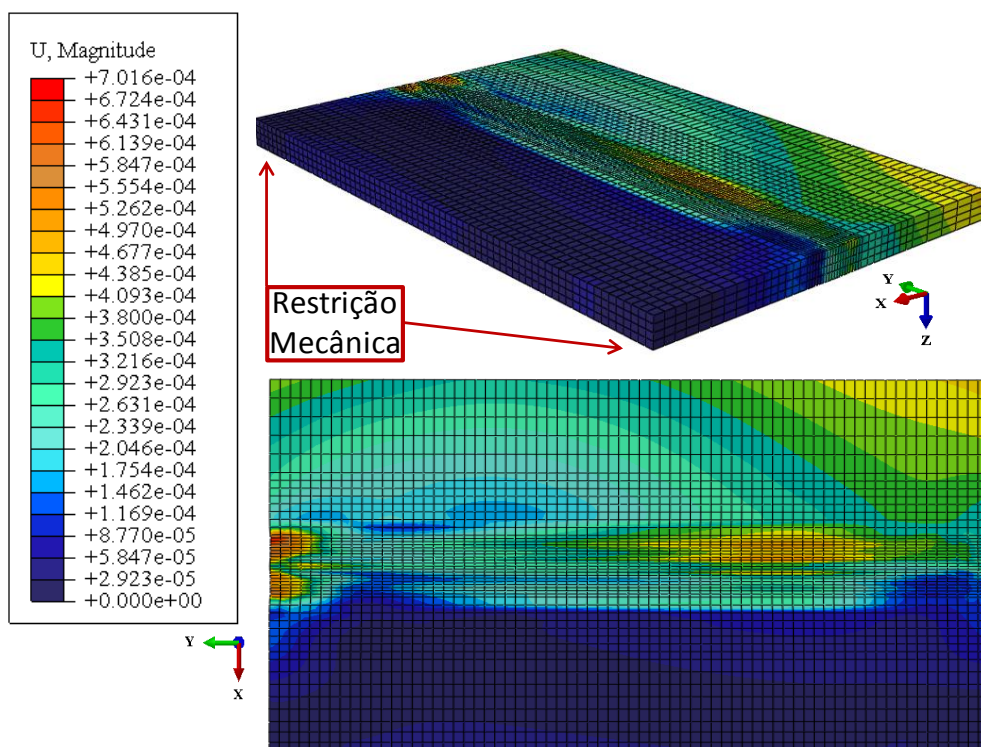
Na análise desses gráficos, entende-se que só é possível fazer uma avaliação qualitativa, uma vez que não foi possível realizar as simulações computacionais em um modelo com malha refinada, podendo assim esses valores se encontrarem superestimados. Conforme observado, na restrição mecânica surgiram as maiores tensões principais, com valores próximos de 550 MPa em ambas as condições, assim como também nas proximidades da região onde foi realizada a soldagem virtual. As tensões principais nessa região atingiram valores entre 500MPa e 120 MPa nas duas condições avaliadas. As menores tensões observadas surgiram na região oposta ao engaste virtual, embora tenham surgido os maiores gradientes de deformação resultante conforme mostrado nas Figs. 78 e 79 a seguir.

**Figura 78: Gradiente da magnitude de deslocamento da condição MB2-A.**



Fonte: Autoria própria.

**Figura 79: Gradiente da magnitude de deslocamento da condição MB2-B.**



Fonte: Autoria própria.

Conforme mencionado anteriormente, as magnitudes de deformações foram máximas nas regiões opostas às restrições mecânicas em ambas as condições, seguindo a teoria mostrada por Dar (2009). Na condição MB2-B, houve um menor gradiente de deslocamento, ou seja, a chapa virtual se deformou em menor grau nas três direções devido esta condição ter sido aplicado o pré-aquecimento mostrando a robustez do programa na predição das tensões residuais e distorções inerentes dos processos de soldagem.

## 6 – CONCLUSÕES

No presente trabalho de dissertação, foram utilizadas as propriedades termomecânicas em função da temperatura do aço API 5L X70 (MB1) e a teoria de Goldak para a fonte de calor, aplicada no software de Elementos finitos em conjunto com um código numérico *DFLUX*, com o objetivo de realizar a determinação numérica do ciclo térmico e do  $\Delta t_{8/5}$  do passe de raiz e de acabamento de uma chapa virtual do aço e comparado com o modelo experimental obtido por Laursen (2014) para fins de validação. Resultados também foram obtidos com as mesmas variáveis do aço API 5L X80 (MB2) do trabalho de Araújo (2013) e observado a influência do pré-aquecimento de 100 °C e da velocidade sobre o comportamento da soldagem virtual, assim como também as tensões residuais e o gradiente de tensões transversais e deslocamento sobre o efeito da temperatura ambiente e do pré- aquecimento.

### 6.1 Conclusões Gerais

Com relação aos resultados obtidos com o aço API 5L X70 (MB1), as temperaturas de pico e  $\Delta t_{8/5}$  obtidas pela simulação, utilizando o método numérico no passe de acabamento à 0,002m da linha de fusão, foram 1346,88 °C e 2,70 segundos na condição MB1-A obtendo erros de 8,82% e 3,85% simultaneamente com relação aos resultados experimentais. Para a condição MB1-B, o método numérico obteve os valores de 1062,30 °C para a temperatura de pico e de 7,60 segundo de  $\Delta t_{8/5}$  proporcionando erros de 0,64 % e 11,60 %, respectivamente. O modelo aplicado mostrou-se coerente permitindo uma excelente proximidade do modelo numérico com o modelo experimental.

Os resultados das análises térmicas obtidas nesta simulação se mostraram satisfatórios e próximos dos resultados obtidos computacionalmente, variando com erros de menos de 1% até 12%, estando esses erros na faixa encontrada nas simulações encontradas na literatura, como nos trabalhos de Heinze (2011) e de Almeida (2012).

Com relação aos resultados obtidos com o aço API 5L X80 (MB2), percebeu-se que os gradientes térmicos e ciclos térmicos das condições MB2-A e MB2-B, variam quando são avaliados em diferentes regiões no primeiro e segundo passe de soldagem. O gradiente de temperatura máximo na poça de fusão variou entre 8% e 9% e a temperatura de pico no ciclo térmico a 0,002 m teve uma variação entre 9% e 13%, respectivamente. Essa variação ocorreu, muito possivelmente, pelas baixas velocidades de soldagem promovendo um aumento de temperatura em toda a região do material, quando comparado com a condição

MB2-C cuja soldagem virtual foi empregada em alta velocidade de soldagem (0,005 m/s), o gradiente térmico e o ciclo térmico na chapa virtual obtiveram uma baixa variação.

As maiores variações ocorreram para os valores de  $\Delta t_{8/5}$  que variam entre 13 % e 22 % nos primeiros e segundos passes das condições MB2-A e MB2-B. Na condição MB2-C, cuja simulação foi empregada a altas velocidades, a variação foi bem inferior, não superando 6,5%. Do ponto de vista computacional, os resultados obtidos se mostraram interessantes, uma vez que avaliar diversas regiões de maneira experimental, aumentariam demasiadamente o custo e o tempo na realização e aquisição das temperaturas e tempos de resfriamento da poça de fusão, mostrando que a ferramenta pode ser útil na predição desses resultados.

Os resultados obtidos na simulação mostraram que a temperatura de interpasse e o pré-aquecimento influenciam diretamente no segundo passe de soldagem. O acúmulo térmico proveniente do pré-aquecimento e da temperatura interpasse aumentaram o tempo de resfriamento do segundo passe em até 32%.

O refinamento de malha mostrou ser um método imprescindível na realização dos trabalhos computacionais em soldagem, uma vez que possibilitou diminuir o valor da temperatura de pico em até 60% e o tempo interpasse em até 21%, possibilitando avaliar essas variáveis com valores mais próximos da realidade.

Apesar de ter sido possível apenas realizar a execução de dois passes da soldagem virtual, as tensões residuais obtidas pelo método computacional mostraram-se satisfatórias, uma vez que as curvas obtidas numericamente seguiram uma tendência em relação às tensões residuais transversais pelo método experimental de Araújo (2013).

O gradiente de tensões obtidos em toda a região da chapa virtual se mostrou bastante homogêneo nas simulações das condições MB2-A e MB2-B, todavia, o uso do modelo numérico adotado permitiu prever o surgimento de tensões residuais de forma coerente, sendo os maiores níveis de tensões trativas juntas ao passe de soldagem virtual e compressivas em regiões mais afastadas.

O modelo numérico também permitiu replicar o gradiente de magnitude de deformações de acordo com a literatura especializada (DAR, 2009), cujas maiores deformações obtidas na soldagem virtual surgiram na região oposta a restrição mecânica juntamente com as menores tensões residuais.

De uma forma geral o modelo de elementos finitos aplicado ao software comercial *simulia* ABAQUS® aplicado à avaliação do histórico térmico na soldagem e na predição dos níveis de tensões residuais transversais, mostrou-se bastante satisfatório, uma vez que as restrições de tempo e infraestrutura computacional disponível ao longo deste trabalho, não permitiram avançar na pesquisa.

## 6.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Diante dos resultados obtidos no presente trabalho, sugere-se como trabalhos futuros:

- Determinar numericamente o campo de temperatura e tensões residuais, realizando simulações utilizando material de adição (birth and death), aplicando mais passes virtuais, levando-se em conta os efeitos das transformações de fase. E confrontar com resultados experimentais
- Avaliar numericamente o campo de temperatura comparando o ciclo térmico obtido numericamente com as curvas obtidas experimentalmente, avaliando diversas regiões da ZTA em um único passe de soldagem e comparar com exames metalográficos da região avaliada.
- Avaliar numericamente o campo de temperaturas e ciclos térmicos em função da espessura e determinar um equacionamento da relação entre o  $\Delta t_{8/5}$  e a espessura da chapa virtual.
- Avaliar numericamente o campo de temperatura e ciclos térmicos multipasse com e sem a temperatura de interpasse.
- Determinar o campo térmico e de tensões aplicando a função de contato entre duas chapas virtuais e comparar com modelos de geometrias especiais.

## **7– REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

ALMEIDA, D. F. F. **Determinação das tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do Método dos Elementos Finitos.** 2012. 128 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa A, Lisboa, 2012.

ALMEIDA, D. M. **Estudo do ZTA de aços API X80 para tubulações através de ensaio de emissão acústica e teste de implante.** 2005. 120 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Centro de Ciência e Tecnologia, Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2005.

ANDRINO, M. H. **Avaliação de Tensões Residuais em Soldas de Dutos Utilizando o Efeito Acustoelástico.** Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, Abril 2003.

API SPECIFICATION 5L. **Specification For Line Pipe**, 23th edition, 2004.

ARAÚJO, B, A. **Avaliação do nível de tensão residual e susceptibilidade à fragilização por hidrogênio em juntas soldadas do aço API 5L X80 utilizados para o setor de petróleo e gás.** 2013. 209f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia de materiais, Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande, 2013.

ASTM E8/E8M – 09. **Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials**, 2009.

ASTM G 148 – 97 – R11. **Standard Practice for Evaluation of Hydrogen Uptake, Permeation, and Transport in Metals by an Electrochemical Technique** 2011.

BALLESTEROS, A.F. **Avaliação da resistência de juntas soldadas circunferências de aço API 5L X-80 à corrosão sob tensão na presença de sulfetos e susceptibilidade à fragilização por hidrogênio.** 2010. 290f. Tese (Doutorado) – Engenharia de Materiais, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2010.

BASTOS, E. D. J. P., **Estudo da ZTA de aços da classe API 5L X80 de diferentes rotas de fabricação submetidos a tratamento térmico pós-soldagem.** 2011. 57f Dissertação de Mestrado - Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca, Rio de Janeiro. 2011

- BEZERRA, ALEXANDRE .C. **Numerical Simulation of Welding with Application on the Dynamic Behavior Characterization of Welded Structures**. 2006. 138f. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006
- BOUMERZOU, Z; RAOUACHE, E; DELAUNOIS, F. **Thermal Cycle simulation of welding process in low carbon steel**. Materials Science and Engineering A 530 (2011) 191-195.
- BRACARENSE, A. Q. **Processo de Soldagem TIG – GTAW**. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, p. 1-22, 2000.
- CAPELLO, E. **Residual Stress in turning. Part I: Influence of process parameters**, Journal of materials Processing Technology, v. 160, n. 2, pp. 221-228. 2004.
- CASSEL, G. L.; VACCARO, G. L. R. A, **Aplicação de simulação-otimização para a definição do mix ótimo de produção de uma indústria metal-mecânica**. In: Encontro Nacional De Engenharia de Produção, Foz Do Iguaçu. Anais da Abepro, 2007.
- CHON, L. T.; CHIN, M. T. **Heat Flow in Fusion Welding**. Engineering Solutions and Empirical Correlation. ASM Handbook, Vol 6, p. 26-45, 1993.
- COOPER ORDÓÑEZ, R. E; **Soldagem e Caracterização das Propriedades Mecânicas de Dutos de Aço API 5L-X80 com Diferentes Arames Tubulares**. 2004.Dissertação de Mestrado - Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas. São Paulo, 2004.
- DAR, N.U. **Expert System For Optimization Of Welding Process Of Thin Walled HSLA Steel Structures. Doctoral dissertation**, 2009. 295f. University of Engineering & Technology, Taxila, Pakistan.
- DENG, DEAN; MURAKAWA, H. **Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements**, Computational Materials Science, No. 37, pp. 269-277 2006.
- DENG, DEAN. **FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects**. Materials And Design, Elsevier, v. 30, p.359-366, 2009.
- DEPRADEUX, L. **Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L** 2004. Validation Sur Cas Tests de Complexité Croissante. PhD Thesis INSA Lion - França.

ESTEFEN, S.F.; GUROVA, T.; CASTELLO, X. **Surface residual stress evaluation in double-electrode butt welded steel plate.** Materials And Design, Elsevier, v. 31, p.1622-1627, 2010.

FERNANDES, J. F.; MARCELO, M. **Tecnologia dos Materiais I.** Santa Catarina. Centro Federal de Educação Tecnológica de Santa Catarina - Curso técnico em eletroeletrônica. 2008. 104f. Apostila.

FITZPATRICK, M.E.; EDWARDS, L. **Fatigue Crack/Residual Stress Field Interactions and Their Implications for Damage-Tolerant Design,** ASM International, Vol. 7, pp. 190-198, 1998

FOROUZAN, M.R; HEIDARI, A; GOLESTANEH, S. J. **FE Simulation of Submerged Arc Welding of API 5L-X70 Straight Seam Oil and Gas Pipes.** JOURNAL OF COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING (ESTEGHLAL) V. 28, No. 1, p93-110, 2009.

FRANCIS J. D. **Welding simulations of aluminum alloys Joints by Finite Element Analysis.** 2002. 224f Master of Science in Aerospace Engineering - Faculty of Virginia Polytechnic Institute. 2002.

FRANCIS, J. A.; STONE, H.J.; KUNDU, S.; ROGGE, R.B; BHADESIA, H. K. D. H.; WITHERS, P.J.; KARLSSON, L. **Transformation Temperatures and Welding Residual Stress in Ferritic Steels.** In: Proceedings of PVP2007 2007 ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference. pp 22-26. San Antonio 2007.

FUNDERBURK, R. (1999). **Key Concepts in Welding Engineering.** Welding Innovation, Vol. XVI No. 1

GERY, D.; LONG, H.; MAROPOULOS, P. **Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding.** Journal of Materials Processing Technology. vol. 167. p. 393–40, 2005.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A. **A new finite element model for welding heat sources.** Metallurgical Transactions. Vol. 15. p. 299-305, 1984.

GONÇALVES, C. V.; VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A.; GUIMARÃES, G. **Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques.** Journal of Materials Processing Technology. vol. 172, p. 42-51, 2006.



- GORNI, A. A.; SILVEIRA, J. H. D; REIS, J. S. S.; **Metalurgia dos aços microligados usados na fabricação de tubos soldados com grande diâmetro** Revista Tubo & Companhia, v. 5, n. 26; pp. 52-63. 2009.
- GOYAL, V. K.; GHOSH, P. K.; SAINI, J. S. **Analytical studies on thermal behaviour and geometry of weld pool in pulsed current gas metal arc welding.** Journal of Materials Processing Technology. vol. 209, p.1318-1336, 2009.
- GRANJON, H. **Fundamentals of Welding Metallurgy.** Abinton Publishing, England, 1991.
- GUIMARÃES, P, B. **Estudo de campo de temperatura obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço ASTM.** 2010. 100f. Tese (Doutorado) Curso de Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Pernambuco. Recife, 2010.
- HEINZE, C.; SCHWENK, C.; RETHMEIER, M. **Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding.** Journal Of Constructional Steel Research, Elsevier, v. 72, p.12-19, 2012.
- HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. **Abaqus/CAE User manual** - Version 6.3. 2007.
- HINTON R.W.; WISWESSER R.W; **Estimating Welding Preheat Requerements for Unknown Grades of Carbon and Low-Allow Steels,** Supplement to the Welding Journal, V. p.78, 2008, 273-278.
- HIRSCH, T.; MACHADO, R.; CAMPOS, M. F.; **Tensões Residuais em Aços Avaliados por Difração de Raios-X: Diferença Entre Micro e Macro Tensões Residual,** III Workshop sobre textura, São Paulo, p. 115-131, 2006.
- INCROPERA, FRANK P et al. **Fundamentos da transferência de calor e de Massa.** Rio de Janeiro: LTC, 2008. 643 p.
- JIANG, W. G.; **The Development and Applications of the Helically Symmetric Boundary Conditions in Finite Elements.** Analysis, Communications in Numerical Methods in Engineering. V. 15, p.435-443, 1999.
- KALWA, C.; HILLENBRAND, H.G.; GRÄF, M. **High Strength Steel Pipes: New Developments and Applications.** In: Onshore Pipeline Conference, 2002, Houston, USA.
- KOHNO, R.; JONES, S. B. - **An Initial Study of Arc Energy and Thermal Cycles in the Submerged- Arc Welding of Steel.** The Welding Institute Research. 1978.

- KOU, S. **Welding metallurgy**, 2nd Ed., John Wiley & Sons, 2003.
- LANCASTER, J. F. **Metallurgy of welding**. 3 ed., London, George Allen & Uwin Ltd. pp 254 p. 1980.
- LAURSEN, A. **Influência do ciclo térmico de soldagem na formação de tensões residuais em juntas soldadas de aços API 5L X70**. 2014. Dissertação (mestrado) – Universidade Federal de Campina Grande, Campina Grande. 2014.
- LIMA II.; J. E. **Soldagem robotizada com eletrodo revestido**. 2006. 103f. Tese (Doutorado) Universidade Federal de Minas Gerais – Belo Horizonte, Minas Gerais.
- LINNERT, G. E., 1994. **Welding Metallurgy**, Vol. 1, American Welding Society, Miami, Florida, USA.
- LIU, S.; OLSON, D. L., **The Role of Inclusion in Controlling HSLA Steel Weld Microstructures**. Welding Journal, Welding Research Supplement, p. 139-149, 1986
- LONDOÑO, A. J. R. **Estudo da precipitação de nitreto de cromo e fase sigma por simulação térmica da zona afetada pelo calor na soldagem multipasse de aços inoxidáveis duplex**. 1997. 151f. Dissertação (mestrado) – Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. Escola politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo. 1997.
- MACIEL, T.M. **Ciclos Térmicos em Metais de Solda de Aços de Alta Resistência**. 1994. 194f. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de São Carlos. São Paulo. 1994.
- MALCOLN, J. G.; **A Guide for understanding Specifying Chemical Composition High Strength Linepipe Steels**. Technical Report, EWI Microalloying. CBmm. 2007.
- MODENESI, P. J., MARQUES, P. V. **Introdução aos Processos de Soldagem**. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte – MG, 2012.
- MODENESI, P. J. **Soldabilidade dos aços transformáveis** Apostila. - Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte. 2004.
- MONTEIRO, L. S. **Estudo de ciclos térmicos em juntas soldadas de um aço de alta resistência e baixa liga através do método “in situ”**. 2004. 71f. Dissertação (Mestrado profissional) –Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2004.

N-133J – **Soldagem**, revisão setembro 2002, pp 28.

PASSAGEM, F. C. L.; **Análise crítica do ensaio de determinação da curva mestre (ASTM E 1921-05) aplicado a um aço da classe API 5L X 80**. 2011. 228f. Dissertação (Mestrado) – Departamento de Engenharia metalúrgica. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo. 2011.

PETROBRAS. **Plano Estratégico 2030 e o Plano de Negócios e Gestão 2014-2018**. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/quem-somos/estrategia/plano-de-negocios-e-gestao/>>. Acesso em: 10 jun. 2014.

PILIPENKO, A. **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques**. 2001. 222f. Thesis (Doktor Ingeniør), Department of Machine Design and Materials Technology Norwegian University of Science and Technology N-7491 Trondheim, Norway.

PINTO, P. M. A. S. **Soldagem circunferencial de tubo API 5L X80 empregando processos manual/semi-automático**. 2006. 113f. Dissertação (Mestrado) Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Departamento de Ciências dos Materiais e Metalurgia, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2006

POORHAYDARI, K., PATCHETT, B. M.; IVEY, D. G. **Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness**. Welding Journal, October, pp. 149s-155s, 2005.

QURESH, E, M.; **Analysis of Residual Stresses and Distortions in Circumferentially Welded Thin-Walled Cylinders**. 2008. 215f. Thesis (Doctorate) Mechanical Engineering – National University of sciences and Technology, Rawalpindi, Pakistan 2008.

REIS SOBRINHO, J. F., ALCÂNTARA, N. G., 2007. **Análise dos Ciclos Térmicos Obtidos na Zona Afetada Termicamente da Junta Soldada de um Aço de Alta Resistência**, In Congresso de Pesquisa e Inovação da Rede Norte Nordeste de Educação Tecnológica, João Pessoa, Paraíba.

RIBEIRO, J. **Análise de tensões residuais e deformações em soldadura**. 2010. 71f. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Ciências e Tecnologia. Departamento de Engenharia Mecânica e industrial. Monte de Caparica. 2010.

SANZ DURAND, R. Z. **Avaliação da microestrutura e propriedades mecânicas da soldagem circunferencial do aço API 5L X80 por processos de soldagem semi-automáticos**

**com proteção gasosa.** 2007. 143f. Dissertação (mestrado) – Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro 2007.

SHANNON, R. E., **Introduction to simulation.** In: Winter Simulation Conference, 24., 1992, San Diego, p. 65-73, 1992.

SILVA, C.C. **Avaliação das tensões residuais de soldagem em tubulações de pequeno diâmetro usadas em refinaria de petróleo.** 2007. 173f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia e ciência dos materiais. Universidade Federal do Ceará. 2007.

SILVA, R. A., **Correlação entre parâmetros de curvamento por indução de tubo API X80 e propriedades mecânicas e microestruturais.** 2009. 260f. Dissertação (Mestrado) Engenharia dos materiais. Pontifícia Universidade Federal Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2009.

SOEIRO JUNIOR, J. C **Estudo da soldabilidade do tubo API 5L X80 utilizando os processos de soldagem eletrodo revestido e MAG com transferência controlada na raiz e enchimento com arame tubular auto-protegido.** 2013. 210f. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo, 2013.

SRIVASTAVA, B.K; TEWARI, S. P.; PRAKASH, J.; **A review on effect of preheating and/or post weld heat treatment (PWHT) on mechanical behavior of ferrous metals -** International Journal of Engineering Science and Technology, v. 2, pp 625-631, 2010.

Specification for line pipe, API specification 5L, American Petroleum Institute, 2004.

TELLES, P.C.S. **Materiais para equipamentos de processo,** 6ed., Rio de Janeiro, Interciência, 2003.

VEIGA, J. L. B. C. **Análise de Critérios para Aceitação de Enrugamento em Dutos Curvados a Frio.** 2008. 206f. Dissertação (Mestrado) - Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2008.

VIEIRA, LEANDRO COUTINHO. **Metodologia para simulação numérica de estruturas soldadas via elementos finitos com Software Sysweld.** 2008. 75 f. Dissertação (Mestrado) - Curso de Engenharia Mecânica, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2008.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F.D.H. **Soldagem: processos e metalurgia.** Editora Edgard Blücher Ltda, São Paulo, 1992.

WENTZ, A. **Simulações de soldagem por arco e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos**. 2008. 68f. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul Porto Alegre. 2008.

WITHERS, P. J., BHADESIA, H. K. D. H. **Residual stress. Part-1 – Measurement techniques**. Materials Science Technology, v. 17, pp. 355-365. 2001.

Y, J.M.; PONTREMOLI, M. **Metallurgical options for API grade X70 and X80 linepipe**. In: International Conference Pipe Technology, Rome-Italy, Nov. 1987.

ZHAO, W.; WANG, W;CHEN, S.; QU, J. **Effect of simulated welding thermal cycle on microstructure and mechanical properties of X90 pipeline steel**. Materials Science and Engineering. 528 7417-7422. 2011.

ZINN, W., SCHOLTES, B., 2002, **Residual Stress Formation Processes during Welding and Joining**, Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, G. Totten, M. Howes, T. Inoue, editors, p391-396.

## 8 – ANEXO

```

!-----Subroutine DFLUX-----
!-----Universidade Federal de Campina Grande-----
!--Autores:Jailson Alves da Nóbrega-----
!-----Diego David Silva Diniz-----
!--Dissertação de mestrado:Simulação numérica de distribuição de temperaturas
! e tensões residuais em juntas soldadas de aço API5LX80 pelos processos de
! soldagem GTAW E SMAW-----
!-----
      SUBROUTINE DFLUX(FLUX,SOL,KSTEP,KINC,TIME,NOEL,NPT,COORDS,JLTYP,
1TEMP,PRESS,SNAME)
C
      INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'
      DIMENSION FLUX(2),TIME(2),COORDS(3)
      CHARACTER*80 SNAME
!-----
      FLUX1=FLUX(1)
!-----
      Vi=0.0012
      s=0.360
      timeintpass=69.9
      timefinish=(s/Vi)+timeintpass
!-----
      IF(TIME(2).GE. timefinish) THEN
      V=0.0015
      CX=0
      CY=V*TIME(2)-V*timefinish
      CZ=0.004
      q=69*33*0.8
      pi=3.14159
      a=0.0043
      b1=0.0043
      b2=0.0172
      c=0.00376
      f1=0.4
      f2=1.6

      ELSE
      V=Vi
      CX=0
      CY=V*TIME(2)
      CZ=0
      q=152*12*0.65
      pi=3.14159
      a=0.00245
      b1=0.00245
      b2=0.0098
      c=0.00403
      f1=0.4
      f2=1.6
      ENDIF
!-----
      DX = COORDS(1)-CX
      DY = COORDS(2)-CY
      DZ = COORDS(3)-CZ
!-----
      d1=exp(-3*((DX)**2/(a)**2+(DY)**2/(b1)**2+(DZ)**2/(c)** 2))
      d2=exp(-3*((DX)**2/(a)**2+(DY)**2/(b2)**2+(DZ)**2/(c)** 2))
      IF(COORDS(2).GE. CY) THEN

```

```

        FLUX1=6*1.732*q*d1*f1/(pi*sqrt(pi)*(a*b1*c))
    ELSE
    ENDIF
IF(COORDS(2).LE. CY) THEN
    FLUX1=6*1.732*q*d2*f2/(pi*sqrt(pi)*(a*b2*c))
    ELSE
    ENDIF
IF(FLUX1 .LE. 0.0) THEN
    FLUX1 = 0.0
    ELSE
    ENDIF
!-----
10 FLUX(1)=FLUX1
   FLUX(2)=0.0
!-----
RETURN
END

```