



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
Faculdade de Engenharia Mecânica

EDUARDO DE ABREU LIMA

**Modelo Numérico Termo-Elastoplástico do
Processo de Soldagem Aluminotérmica em
Trilhos Ferroviários**

CAMPINAS

2023

EDUARDO DE ABREU LIMA

Modelo Numérico Termo-Elastoplástico do Processo de Soldagem Aluminotérmica em Trilhos Ferroviários

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção de título de Doutor em Engenharia Mecânica na Área de Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico.

Orientador: **Prof. Dr. Auteliano Antunes dos Santos Júnior**

Coorientador: **Prof. Dr. Felipe Bertelli**

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À
VERSÃO FINAL DA TESE DO ALUNO
EDUARDO DE ABREU LIMA, E
ORIENTADA PELO PROF. DR.
AUTELIANO ANTUNES DOS SANTOS
JUNIOR.

CAMPINAS

2023

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Elizangela Aparecida dos Santos Souza - CRB 8/8098

L628m Lima, Eduardo de Abreu, 1990-
Modelo numérico termo-elastoplástico do processo de soldagem
aluminotérmica de trilhos ferroviários / Eduardo de Abreu Lima. – Campinas,
SP : [s.n.], 2023.

Orientador: Auteliano Antunes dos Santos Júnior.

Coorientador: Felipe Bertelli.

Tese (doutorado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de
Engenharia Mecânica.

1. Métodos dos elementos finitos. 2. Temperatura. 3. Soldagem. 4.
Ferrovia. 5. Efeito da tensão. I. Santos Júnior, Auteliano Antunes dos, 1963-. II.
Bertelli, Felipe. III. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de
Engenharia Mecânica. IV. Título.

Informações Complementares

Título em outro idioma: Termo-elastoplastic numerical model of the aluminothermic
welding process in railway tracks

Palavras-chave em inglês:

Finite element method

Temperature

Welding

Railroads

Effect of stress on

Área de concentração: Mecânica dos Sólidos e Projeto Mecânico

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Auteliano Antunes dos Santos Júnior [Orientador]

Paulo Cordeiro Machado

Marcio Eduardo Silveira

Marco Lúcio Bittencourt

Renato Pavanello

Data de defesa: 13-02-2023

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

Identificação e informações acadêmicas do(a) aluno(a)

- ORCID do autor: <http://orcid.org/0000-0001-7908-7580>

- Currículo Lattes do autor: <http://lattes.cnpq.br/8201771017741066>

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

TESE DE DOUTORADO ACADÊMICO

**Modelo Numérico Termo-Elastoplástico do
Processo de Soldagem Aluminotérmica em
Trilhos Ferroviários**

Autor: Eduardo de Abreu Lima

Orientador: Prof. Dr. Auteliano Antunes dos Santos Júnior

Coorientador: Prof. Dr. Felipe Bertelli

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:

Prof. Dr. Auteliano Antunes dos Santos Junior - Presidente

Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP

Prof. Dr. Paulo Cordeiro Machado

Universidade Federal do Pará – UFPA

Prof. Dr. Marcio Eduardo Silveira

Universidade Federal de São João Del Rei – UFSJ

Prof. Dr. Marco Lucio Bittencourt

Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP

Prof. Dr. Renato Pavanello

Faculdade de Engenharia Mecânica – UNICAMP

A Ata de Defesa com as respectivas assinaturas dos membros encontra-se no SIGA/Sistema de Fluxo de Dissertação/Tese e na Secretaria do Programa da Unidade.

Campinas, 13 de fevereiro de 2023.

Dedico este trabalho a minha esposa Stefany e a toda família Abreu.

Agradecimentos

Primeiramente agradeço a Deus por ter me amparado em cada obstáculo desse trabalho não me deixando fraquejar, a minha esposa Stefany por orar comigo para que todas as etapas fossem vencidas e a minha família que mesmo longe foi presente em cada fase dessa trajetória, em especial aos meus pais (Lúcia e José), aos irmãos (Júnior e Matheus) e aos meus graciosos avós (Valeria e Raimundo).

Agradeço ao Prof. Auteliano pela oportunidade da pesquisa e ao Felipe Bertelli pela aceitação em fazer parte deste trabalho como coorientador.

Aos amigos do laboratório LAFER pela convivência, apoio, conhecimento compartilhado e crescimento pessoal que foram fundamentais para a conclusão deste trabalho.

Aos Professores e colaboradores da FEM/UNICAMP pelos ensinamentos repassados durante os anos de mestrado e doutorado.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) Código de Financiamento 001

E a todos que direta ou indiretamente participaram da realização deste trabalho.

“Seja Forte e corajoso! Não se apavore nem
desanime, pois o Senhor, o seu Deus, estará
com você por onde você andar”

Josué 1:9

RESUMO

O processo de soldagem aluminotérmica de trilhos ferroviários (ATW - *Aluminothermic Welding*) é o mais utilizado em campo devido ao seu baixo custo e tempo de execução e aos seus equipamentos leves, que possibilitam mobilidade em comparação a outros processos de soldagem. Nos últimos anos, alguns modelos experimentais e numéricos foram desenvolvidos para o estudo da soldagem ATW. No entanto, a rapidez, a acuracidade e a metodologia usadas ainda são pontos que carecem de atenção. Além disso, um modelo que preencha gradualmente a região do *gap* para obtenção de resultados térmicos e mecânicos ainda não foi encontrado. Neste trabalho, um novo modelo numérico termoelastoplástico tridimensional do processo de soldagem aluminotérmica de trilho foi proposto. O objetivo principal foi desenvolver um modelo numérico para representar o processo de soldagem aluminotérmica de trilhos a fim de definir um conjunto de parâmetros que melhor caracterizem a distribuição das tensões residuais. Este modelo utiliza a técnica *Element Birth and Death* (EBD) com o *software Ansys®*, para simular o preenchimento da região de vazamento pelo metal de adição. Foram considerados os fenômenos térmicos e mecânicos em todas as etapas de um processo convencional de soldagem de trilhos ferroviários, assim como os efeitos das transformações de fase do material durante o processo. Primeiramente, a validação do modelo proposto foi feita com dados experimentais e numéricos de trabalhos disponíveis na literatura para trilhos do tipo UIC60. Então, o modelo validado foi aplicado na simulação de soldagem de um trilho do tipo TR68, e para este foram alterados os parâmetros mais comuns neste processo de soldagem (*gap* e tempo de preaquecimento). Logo em seguida, uma segunda aplicação utilizando o trilho TR57 foi desenvolvida com o modelo, a fim de entender quais os efeitos nas tensões residuais com a mudança das propriedades mecânicas do material, de convencional para microligado. Todas as condições foram típicas de uma estrada de ferro *Heavy Haul*. Os resultados obtidos mostram a aplicabilidade da técnica EBD para a caracterização efetiva dos efeitos termomecânicos envolvidos e para o cálculo das tensões residuais resultantes do processo de soldagem em trilhos ferroviários. Foi possível simular o processo ATW com o modelo proposto utilizando significativamente menos elementos que alguns modelos numéricos semelhantes disponíveis na literatura, e com menos recursos computacionais. Na variação do *gap* com o trilho TR68 observou-se que as tensões residuais para o caso de 25 mm correspondem melhor ao padrão das tensões medidas em campo, confirmando dados da literatura. Tal conclusão depreende-se do fato de que leva a tensões residuais de magnitude menores dentre as alternativas estudadas, principalmente no caso das tensões residuais verticais. Outra característica interessante foi que as tensões residuais para o *gap* de 40 mm apresentam os maiores valores de tensões. Na variação do tempo de preaquecimento no mesmo tipo de trilho, não foram detectadas mudanças significativas nas tensões residuais obtidas. Pode-se concluir que mesmo com um tempo menor, entre 4 e 7 min, as tensões residuais estarão dentro padrão comum de campo de acordo com a literatura. Por fim ao comparar a mudança do tipo de aço utilizado para os trilhos TR57, o emprego do aço microligado proporcionou um aumento na intensidade em grande parte das tensões residuais. O resultado mostrou que tensões de tração são mais intensas em todo o trilho, embora a diferença não seja tão significativa na base do patim. Portanto, o modelo numérico demonstrou ser aplicável para o estudo do processo de soldagem ATW de trilhos ferroviários. Além disso, toda metodologia desenvolvida mostrou-se viável para uso aplicado, o que justifica ser esta a principal contribuição dessa tese de doutoramento.

Palavra-chave: Soldagem Aluminotérmica, Métodos Elementos Finitos, Temperatura, Tensão Residual, Ferrovia

ABSTRACT

The aluminothermic welding process (ATW) of rail tracks is the most used in the field due to its low cost, execution time, and light equipment. In recent years, some experimental and numerical models have been developed to study ATW. However, speed, precision and the methodology used is still a point that is lacking in observation. Additionally, a model can be implemented gradually in the region for thermal and mechanical results not found. In this work, a new three-dimensional thermoelastoplastic numerical model of the ATW process is proposed. The main objective was to develop a numerical model to represent the entire assembly process of aluminothermic rails to define a set of parameters that characterize the distribution of residual stresses. This model uses the Element Birth and Death (EBD) technique with *Ansys® software* to accurately simulate filling the pouring region with filler metal. Thermal and mechanical phenomena were considered at all stages of a conventional rail assembly process, as well as the effects of material phase transformations during the process. The validation of the proposed model was carried out with experimental and numerical data from works available in the UIC60 rails. Then, the validate model was applied in the protection simulation of a rail of the type, where the TR68 rails parameters were changed more in this welding process (*gap* and preheating time). Afterward, an application using the TR57 rail was imposed on the model to understand the effects on the residual possibilities with the change in the mechanical property of the material, from conventional to microalloyed. All conditions are typical of a Heavy Haul railroad. The results obtained show the applicability of the EBD technique for the effective characterization of the thermomechanical effects involved and for the calculation of residual stresses resulting from the welding process on railroad tracks. It was possible to simulate the ATW process with the proposed model using significantly fewer elements than some similar numerical models available in the literature, and with less computational cost. In the variation of the gap with the TR68 rail, it was observed that the residual stresses for the case of 25 mm correspond better to the standard of stresses measured in the field, confirming data from the literature. This conclusion follows from the fact that this value leads to residual stresses of lower magnitude among the alternatives studied, especially in the case of vertical residual stresses. Another interesting feature was that the residual stresses for the 40 mm gap present the highest stress values. In the variation of the preheating time in the same type of rail, no significant changes were detected in the residual stresses obtained. It can be concluded that even with a shorter time, between 4 and 7 min, the residual stresses will be within the common field standard according to the literature. Finally, when comparing the change in the type of steel used for the TR57 rails, the use of microalloyed steel provided an increase in the intensity of most of the residual stresses. The result showed that tensile stresses are more intense in the head, although the difference is not so significant at the foot of the rail. Therefore, the numerical model proved to be applicable to the study of the ATW welding process of railroad tracks. Moreover, every methodology developed proved to be viable for applied use, which justifies this being the main contribution of this PhD thesis.

KEYWORDS: Aluminothermic welding, Finite element method, Temperature field, Residual stress, Railway

Lista de Figuras

Figura 1 - Comparação de matrizes de transporte de carga em países de mesmo porte territorial. Fonte: (ANTF, 2021).	21
Figura 2 - Exemplo de um trecho ferroviário (Ferrogrão) em construção no Brasil entre os estados de Mato Grosso e Pará, adaptado de (MASSA, 2021).....	23
Figura 3 - Descrição dos componentes de uma via permanente: a) superestrutura de via permanente, b) Exemplos de bitolas: métrica (1000 mm), padrão (1435 mm) e larga (1600 mm) e c) exemplo de bitola mista, adaptado de (STEFFLER, 2013; BRASIL, 2022).....	24
Figura 4 - Partes constituintes de um trilho, (Foto do autor).....	24
Figura 5 - Exemplo de uma via férrea contínua (FEEVALE, 2021).	25
Figura 6 - Tipos de defeitos encontrados em soldas aluminotérmicas, (LAWRENCE, ROSS 2004).	26
Figura 7 - Etapas do processo de soldagem aluminotérmica em trilho (VALE, 2022)..	30
Figura 8 - Representação esquemática dos componentes usados durante a soldagem aluminotérmica de trilhos: a) vista transversal da seção de solda, b) vista lateral, adaptado de (MANZKE et al., 2018).	30
Figura 9 - Representação do ciclo térmico de soldagem, (WAINER, 1992).	34
Figura 10 - Representação da superfícies de falha de Tresca e Von Mises.....	40
Figura 11 - Modelo de encruamento cinemático linear. Adaptado de (DUNNE, 2005).	41
Figura 12 - Modelo numérico 3D com e sem o metal de adição, adaptado de (CHEN et al., 2006a).....	46
Figura 13 - Teste experimental de soldagem ATW: a) Localização dos furos dos termopares no trilho e b) Histórico de temperatura obtidos após o processo de soldagem aluminotérmica, adaptado de (ALVES et al., 2020).	49
Figura 14 - Diagrama descrevendo a estratégia empregada para a análise termomecânica da soldagem aluminotérmica de trilhos (TENG, 2003; COOK, 2007; ANSYS, 2018).....	51
Figura 15 - Representação da desativação de elementos por meio da técnica EBD.	54
Figura 16 - Representação da ativação de elementos por meio da técnica EBD.....	54
Figura 17 - Malha de elementos finitos do modelo para as análise térmica e mecânica.	55
Figura 18 - Dimensões (mm) do trilho UIC60 (MARUCA, 2021).	56

Figura 19 - Gráficos das propriedades térmicas do trilho em função da temperatura (CHEN et al., 2006a; JOSEFSON et al., 2020).....	57
Figura 20 - Coeficiente de transferencia de calor em função da temperatura (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020).	58
Figura 21 - Fluxo de calor, $\varphi_{pre}(y)$, e temperatura de fusão, $T_V(y)$, em função da altura do trilho, usados durante o preaquecimento e vazamento, respectivamente (CHEN et al., 2006)...	58
Figura 22 - Modelo bidimensional: (a) Geometria e (b) malha de elementos finitos com condições de contorno térmicas	60
Figura 23 - Fluxo de calor em função do tempo obtido com o modelo bidimensional em regiões específicas do trilho.	60
Figura 24 - Representação do refinamento de malha com tamanho de 1 mm na região do <i>gap</i> de solda para o modelo UIC60.	61
Figura 25 - Comparativo do ciclo térmico para um ponto no centro do boleto no <i>gap</i> nos diferentes tipos de refino de malha após o vazamento do processo.	62
Figura 26 - Módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson do trilho dependentes da temperatura (JOSEFSON et al., 2020).	63
Figura 27 – Gráfico da tensão de escoamento por deformação plastica dependentes da temperatura (SKYTTEBOL, 2003).	64
Figura 28 - Coeficiente de expansão térmica do trilho durante o aquecimento e o resfriamento (AHLSTROM, 2016; JOSEFSON et al., 2020).	64
Figura 29 - Distribuição volumetrica das divisões de grupos de elementos para o preenchimento do <i>gap</i> de solda no modelo numérico para o trilho UIC60.	66
Figura 30 - Comparação da tensão residual longitudinal na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tipos de preenchimento e a literatura (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005).	66
Figura 31 - Comparação da distribuição das tensões residuais equivalentes de Von Mises para diferentes formas de preenchimento do <i>gap</i>	67
Figura 32 - Dimensões (mm) do trilho TR68 (MARUCA, 2021).	68
Figura 33 - Dimensões (mm) do trilho TR57 (MARUCA, 2021).	71
Figura 34 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento no boleto do trilho	74
Figura 35 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento no alma do trilho.	74
Figura 36 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento no patim do trilho.	75

Figura 37 - Comparação da distribuição da temperatura no final do resfriamento: (a) modelo numérico de Josefson (JOSEFSON et al., 2020) e (b) modelo numérico proposto	75
Figura 38 - Superfícies isotérmicas (°C) após o vazamento.	76
Figura 39 - Comparação entre a tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do <i>gap</i> do trilho UIC60 calculada com o modelo proposto (EBD), o resultado de referência da literatura (JOSEFSON et al., 2020) e o resultado sem o uso da técnica EBD.	78
Figura 40 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa): (a) modelo numérico da literatura (JOSEFSON et al., 2020) e (b) modelo proposto.....	79
Figura 41 - Comparação dos históricos de temperatura calculados nesta tese e obtidos experimentalmente (ALVES et al., 2020) durante o processo de soldagem aluminotérmica de trilho.	80
Figura 42 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os diferentes espaçamento de soldagem (<i>gap</i>) no modelo de trilho TR68.	81
Figura 43 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os diferentes espaçamento de soldagem (<i>gap</i>) no modelo de trilho TR68.	82
Figura 44 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes <i>gaps</i> no modelo do trilho TR68.	82
Figura 45 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes <i>gaps</i> no modelo do trilho TR68.	83
Figura 46 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os diferentes tipos de tempo de preaquecimento no modelo de trilho TR68.	83
Figura 47 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os diferentes de tempo de preaquecimento no modelo de trilho TR68.....	84
Figura 48 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tempos de preaquecimento no modelo de trilho TR68.	84
Figura 49 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tempos de preaquecimento no modelo de trilho TR68.	85
Figura 50 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) no modelo de trilho TR57.	86
Figura 51 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) no modelo de trilho TR57.....	86
Figura 52 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) para o modelo de trilho TR57.	87
Figura 53 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) para o modelo de trilho TR57. ..	87

Lista de Tabelas

Tabela 1 Influência dos parâmetros sobre as condições térmica, (CHEN et al., 2006b).	46
Tabela 2 Resumo dos resultados obtidos pela variação dos parâmetros de soldagem para evitar o defeito de <i>cold lap</i> (CHEN et al., 2006b).....	47
Tabela 3 Dimensões do modelo numérico 3D para o trilho tipo UIC60.....	56
Tabela 4 Composição química do material R260 do trilho UIC60 em peso percentual (Wt.%) (BEVAN et al., 2018).	57
Tabela 5 Custo computacional para as diferentes divisões de preenchimento do <i>gap</i>	67
Tabela 6 Dimensões do modelo numérico para o trilho TR68.....	69
Tabela 7 Composição química (Wt.%) da região soldada entre dois trilhos TR68, (ALVES et al., 2020).	69
Tabela 8 Temperaturas obtidas por meio da Equação (37) aplicada para a Tabela 7. ...	70
Tabela 9 Condições de contorno da análise térmica para o trilho TR68.....	70
Tabela 10 Parâmetros de variação para o modelo numérico do trilho TR68.	70
Tabela 11 Dimensões do modelo numérico para o trilho TR57.....	71
Tabela 12 Composição química e propriedades mecânicas de aços microligados aplicados ao setor ferroviário.	72
Tabela 13 Comparação do comprimento (mm) da ZF e da ZTA do modelo proposto entre o modelo numérico e o experimental.	76
Tabela 14 Comparação dos comprimentos (mm) da ZTA entre o experimento de ALVES et al. (2020) e o modelo numérico proposto.....	80

Lista de Abreviaturas e Siglas

$[B] = \{L\} \{N\}^T$ representa a matriz gradiente térmica ou a derivada das funções de forma

$[C_{et}] = \int_V \rho c \{N\} \{N\}^T dV$ representa a matriz do calor específico

$[D] = \{D\}_{el} + \{D\}_{ep}$ representa a soma das matrizes de elasticidade e plasticidade na análise mecânica, respectivamente.

$[D]$ representa a matriz de condutividade na análise térmica

$[K_{etc}] = \int_{S1+S2} h_f \{N\} \{N\}^T d(S1+S2)$ representa a matriz de condutividade por superfície de convecção

$[K_{eth}] = \int_V [B]^T [D] [B] dV$ representa a matriz de condutividade por difusão

$[M]$ representa a matriz função de forma com temperatura

$\{C\} = \{D\}_{el} (\{\alpha\} + (\partial \{D\}_{el} / \partial T) \{\sigma\})$ representa o vetor rigidez de carregamento térmico

$\{dT\}$ representa o incremento de temperatura

$\{d\varepsilon\}$ representa o vetor de incremento de deformação

$\{d\sigma\}$ representa o incremento de tensão da parcela elástica e térmica

$\{L\}$ é o vetor coluna operador gradiente

$\{L\}^T = [\partial/\partial x \ \partial/\partial y \ \partial/\partial z]$

$\{N\}$ representa o vetor das funções de forma

$\{q\} = -[D]\{L\}^T$ que representa o fluxo de calor por condução

$\{Q_{ec}\} = \int_{S1+S2} h_f \{N\} \{N\}^T d(S1+S2)$ representa o vetor de fluxo de calor de convecção

$\{Q_{ef}\} = \int_{S1} \{N\} q_{sup} dS1$ representa o vetor de fluxo de calor na superfície S1

$\{Q_{eG}\} = \int_V \{N\} q_G dV$ representa o vetor de fluxo de calor por aporte de calor da soldagem

$\{T_e\}$ representa o vetor de temperaturas nodais do elemento

$\{T_e\}$ representa o vetor de temperaturas nodais do elemento

$\{\Delta R\} = \int_V [B]^T \{\Delta \sigma_e\} dV$ representa a variação do incremento de carga durante a análise

$\{\Delta T_e\}$ representa o vetor de incrementos de temperaturas nodais do elemento

$\{\Delta U_e\}$ representa o vetor de incrementos de deslocamentos nodais do elemento

$\{\Delta \sigma_e\}$ representa o vetor de incrementos de tensões do elemento

$\partial f_s / \partial t$ é a taxa de variação da fração sólida na *mushy zone*

∇T é o gradiente de temperatura

V é o volume de controle do elemento diferencial

C_{ef} é o calor específico efetivo

C_{ijkl} é o tensor constitutivo elástico

CL é a concentração de soluto no líquido

CS é a concentração de soluto no sólido

C_T é o calor específico ($J\ kg^{-1}\ ^\circ C^{-1}$)

dA é a representação de uma dada seção de área

E é o módulo de elasticidade longitudinal ou módulo de Young

f é a função da tensão denominada potencial plástico

$f(\sigma_{ij})$ é a função dos componentes individuais de tensões

f_s é a fração sólida

G é o módulo de elasticidade transversal ou módulo de cisalhamento

h é o coeficiente de filme de referência

He é a entalpia por unidade de massa (J/kg)

k é a condutividade térmica ($W\ m^{-1}\ ^\circ C^{-1}$)

k_0 é o coeficiente de redistribuição do soluto

L_0 é o comprimento inicial

L_l é o calor latente para que ocorra a solidificação

${}^{m+1}\{K_1\} = \int_V [B]T[D][B]\{\Delta U_e\} dV$ representa a parcela de carregamento da análise incremental

${}^{m+1}\{K_2\} = \int_V [B]T\{C\}[M]\{\Delta T_e\} dV$ representa a parcela de carregamento da análise incremental

Q é a taxa de geração de calor por unidade de volume ($W\ m^{-3}$)

q_c é a perda de calor devido por convecção

q_G é o calor gerado pelo aporte térmico por unidade de volume

q_h é o fluxo de calor transferido por convecção

q_k é o fluxo de calor por condução

q_r fluxo de calor por radiação

T é a Temperatura instantânea ($^\circ C$)

T é a temperatura no ponto determinado

t é o tempo (s)

T_0 é a temperatura ambiente

T_L é a temperatura *liquidus*

T_f é a temperatura de fusão

T_{ref} é a temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula.

T_s é a temperatura na superfície analisada

T_S é a temperatura *Solidus*

α é o coeficiente de dilatação linear do material

α_{ij} é o coeficiente de expansão térmica

$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$ são as deformações cisalhantes nos planos xy, yz e zx

ΔL é a variação do comprimento do corpo que sofreu a dilatação

$\Delta \epsilon_{creep}$ é o incremento de deformação de creep

$\Delta \epsilon_{el}$ é o incremento de deformação elástica

$\Delta \epsilon_{pl}$ é o incremento de deformação plástica

$\Delta \epsilon_T$ é o incremento de deformação térmica devido ao coeficiente de expansão térmica e a mudança de fase

$\Delta \epsilon_{total}$ são os incrementos de deformação total

$\Delta \epsilon_{vic}$ é o incremento de deformação viscoelástica

ΔT é a variação de temperatura

ϵ^e_{ij} é a parcela de deformação elástica

ϵ_{ij} é a deformação total

$\epsilon_{ij,kl}$, $\epsilon_{kl,ij}$, $\epsilon_{lj,ki}$, $\epsilon_{ki,lj}$ representam as componentes da equação de compatibilidade para unicidade das funções de deslocamento e garantia de continuidade.

ϵ^p_{ij} é a parcela de deformação plástica

ϵT é a deformação térmica

ϵ^{th}_{ij} é a parcela de deformação térmica

ϵ^{th}_{ij} é a parcela de deformação térmica

ϵ_x , ϵ_y , ϵ_z são as deformações normais nas direções x, y e z

λ é o multiplicador de plástico

ν é coeficiente de Poisson

ρ é a massa específica (kg m⁻³)

σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$)

σ_x , σ_y , σ_z são as tensões normais nas direções x, y e z

σ_y é o valor que representa a tensão de escoamento do material

τ_{xy} , τ_{yz} , τ_{zx} são as tensões cisalhantes nos planos xy, yz e zx

C é o módulo de encruamento cinemático

f_j é o componente das forças no corpo

α é o parâmetro de encruamento ou o salto de tensão (*backstress*)

α' é o tensor de distorção de *backstress*

ϵ_{pl} é a taxa de deformação equivalente

ϵ_{pli} é a deformações plásticas no mesmo ponto

σ' é o tensor de distorção

σ_0 é a tensão de escoamento da superfície

σ_{EVM} é a tensão equivalente de Von Mises

σ_{eij} é o componente do tensor de tensões elásticas

σ_i é a tensão plástica no mesmo ponto

σ_{ij} ou σ_{ji} é o componente do tensor de tensões

σ_{y0} é o limite de escoamento uniaxial do material

Abreviações

ANTF - Associação Nacional dos Transportadores Ferroviários
APDL - *Ansys Parametric Design Language*
ATW - *Aluminothermite Welding*
BNDES - Banco Nacional de Desenvolvimento Econômico e Social
CNT - Confederação Nacional do Transporte
CWR - *Continuous Welded Rails*
EBD - *Element Birth and Death*
EFC - Estrada de Ferro Carajás
EFMV - Estrada de Ferro Vitória Minas
FBW - *Flash Butt Welding*
FIOL - Ferrovia de Integração Oeste-Leste
GEIA - Grupo Executivo da Indústria Automobilística
GTAW - *Gas-Shielded Tungsten Arc Welding*
IBGE - Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística
MEF - Método dos Elementos Finitos
SMD - *Shaped Metal Deposition*
TIG - *Tungsten Inert Gas*
VLT - Veículo Leve sobre Trilhos

Sumário

1	Introdução.....	21
1.1	Motivação.....	23
1.2	Justificativa.....	26
1.3	Objetivos	27
1.4	Descrição da inovação.....	28
1.5	Restrições do estudo.....	28
1.6	Apresentação do estudo.....	28
2	Conceitos Básicos	30
2.1	Soldagem Aluminotérmica em Trilhos – Processo <i>Thermite</i>	30
2.1.1	Etapas 1 e 2 – Preaquecimento e pós-aquecimento.....	31
2.1.2	Etapa 3 – Fundição e Vazamento	31
2.1.3	Etapa 4 – Solidificação.....	31
2.1.4	Etapa 5 e 6 – Remoção do molde e Resfriamento.....	32
2.2	Transferência de Calor em Processos de Soldagem.....	32
2.3	Deformações e tensões no processo de soldagem	36
2.3.1	Equação de equilíbrio.....	37
2.3.2	Equações constitutivas	38
2.3.3	Tensão elástica e térmica.....	38
2.3.4	Tensão plástica	39
3	Revisão bibliográfica.....	42
3.1	Modelagem numérica do processo de soldagem.....	42
3.2	Soldagem em trilhos.....	45
4	Metodologia	51
4.1	Técnica <i>Element Birth and Death</i> – EBD	53
4.2	Modelo numérico de validação	55
4.2.1	Análise térmica.....	55
4.2.2	Análise mecânica.....	62
4.3	Modelo numérico para trilho TR68 e TR57	67
4.3.1	Variação de parâmetros de solda utilizando o Trilho TR68.....	68
4.3.2	Alteração de material utilizando o trilho TR57	70
5	Resultados e discussões.....	73
5.1	Validação do modelo.....	73
5.1.1	Análise térmica da soldagem do trilho UIC60	73
5.1.2	Análise estrutural da soldagem do trilho UIC60	77
5.2	Aplicações do modelo proposto	79
5.2.1	Análise térmica da soldagem do trilho TR68	79

5.2.2	Análise estrutural da soldagem do trilho TR68	81
5.2.3	Análise estrutural de alteração no material do trilho TR57	85
6	Conclusões	88
7	Trabalhos futuros.....	90
8	Referências	Erro! Indicador não definido.

1 Introdução

A Ferrovia é um importante meio de transporte de carga em todo o mundo. Os países que possuem uma grande malha ferroviária, mesmo com ampla extensão territorial, conseguem uma circulação de mercadorias adequada, o que possibilita maior desenvolvimento econômico, que pode se refletir na redução do custo do transporte de produtos. Diante dos modais disponíveis (aéreo, aquaviário, ferroviário e rodoviário) o uso de ferrovias é uma estratégia bem-sucedida adotada por vários países com grande extensão territorial, como mostra a Figura 1. Além da vantagem econômica evidente, pela quantidade de carga transportada por consumo de combustível, o setor também é conhecido por seu baixo nível de emissão de gases de efeito estufa e de material particulado (partículas muito finas de sólidos ou líquidos suspensos no ar). Isto representa uma oportunidade de ganhos ambientais, sustentabilidade e melhor eficiência energética para o país (CNT, 2020). No caso do Brasil, o modal predominante ainda é o rodoviário, de acordo com a Figura 1.

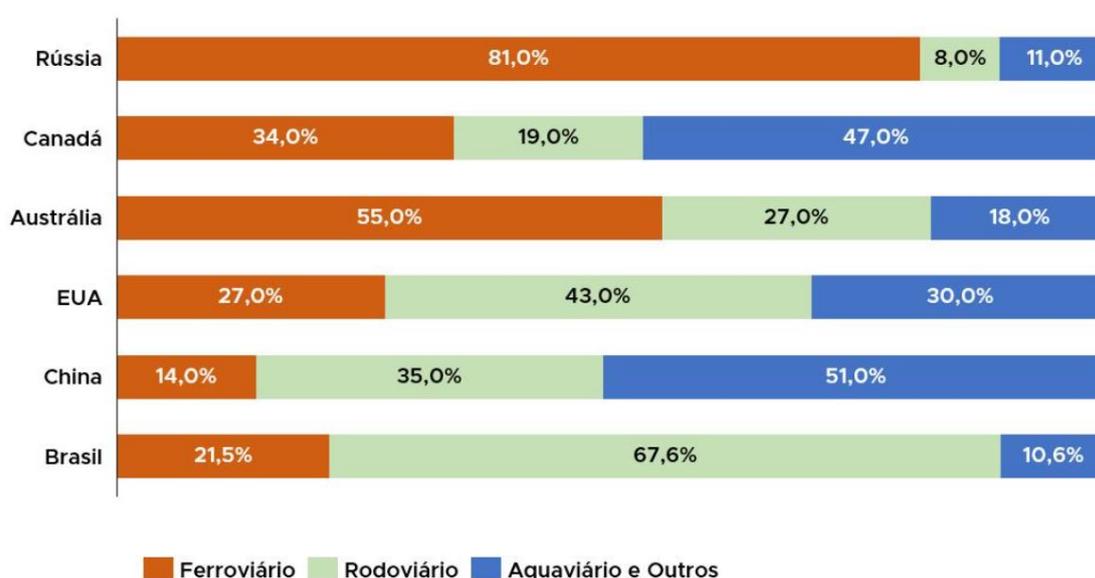


Figura 1 - Comparação de matrizes de transporte de carga em países de mesmo porte territorial.
Fonte: (ANTF, 2021).

Grande parte do desenvolvimento no transporte rodoviário se deve a era de Getúlio Vargas (1930 a 1945) e ao governo Juscelino Kubitschek (1956 a 1961) com a criação do GEIA (Grupo Executivo da Indústria Automobilística), que regulamentou essa indústria logo no início do mandato. Com isso o setor ferroviário foi ignorado e sucateado. Por mais que existam recursos da iniciativa privada ou do capital externo para as ferrovias, o governo ainda não consegue dar conta do gerenciamento desses recursos, pois o grande volume de investimentos necessários para este setor implica na participação intensa do poder público. No Brasil, em meados de 1940, havia 34.252 km de ferrovias. Segundo a ANTF (2021) o país conta hoje com cerca de 29.291 km de extensão de trilhos distribuídos em 16 malhas ferroviárias, mostrando uma redução importante ocorrida nas últimas oito décadas.

As vantagens da ferrovia em relação ao transporte rodoviário são inúmeras. Quando comparado o setor ferroviário com o rodoviário, o transporte por via permanente é mais barato, rápido, polui menos e não congestionam estradas e cidades. Porém, o setor ferroviário requer elevados investimentos iniciais que dependem quase sempre do capital público e privado. Para se ter uma ideia dos altos investimentos necessários nessa malha, de acordo com o BNDES (2019),

o peso desse setor da infraestrutura respondeu por 40 % do montante total liberado pelo banco em 2017. Esse montante foi direcionado para a capacitação da via permanente e material rodante. Os principais clientes do BNDES que aplicam esses recursos foram Rumo, MRS e VLI.

O modal ferroviário não só movimentou o mercado, com o transporte de cargas, como também melhora o fluxo de pessoas. A mobilidade urbana pode ser ofertada em centros metropolitanos por meio de trens, metrô e VLTs (Veículo Leve sobre Trilhos). Porém, durante o governo de Juscelino Kubitschek a indústria automobilística ganhou incentivos fiscais, subsídios e isenções. Esses investimentos perpetuam até os governos atuais, como por exemplo o programa Rota 2030, decreto Nº 9.557, de 8 de novembro de 2018, que estabelece requisitos obrigatórios para a comercialização de veículos no país (BRASIL, 2018). Para esta medida foram necessários apenas cinco meses para ser aprovada pelo congresso nacional, enquanto por lá também tramitou por 17 anos a lei 12.587/2012 que escabece a política nacional de mobilidade urbana para municípios com mais de 20 mil habitantes (BRASIL, 2020). Isso mostra como a ideia da primazia do automóvel está enraizada no país. Um bom exemplo do efeito dessa cultura é a cidade de São Paulo. A cidade possui mais de 5,7 milhões de veículos (10 % da frota nacional) distribuídos em 12,2 milhões de habitantes o que gera 2,1 habitantes para cada carro, aumentando o engarrafamento em estradas, pistas, ruas ou avenidas da cidade (IBGE, 2020).

Para evitar problemas característicos do setor rodoviário, o transporte ferroviário oferece estratégias de mobilidade urbana bastante competitivas. Os VLTs são um bom exemplo. Apelidados de bondes aqui no Brasil, eles são utilizados para o transporte de passageiros no Sudeste (VLT Carioca e da Baixada Santista) e no Nordeste (VLT do Cariri e Sobral no Ceará, dentre outros estados). Esse meio de transporte se popularizou na Europa por resolver problemas de mobilidade urbana. Para se ter uma ideia um VLT, que corresponderia à 600 passageiros, substituiria 480 automóveis e dez ônibus urbanos das cidades (ANPTRILHOS, 2020). Além disso, existem os trens e metrô que também são boas alternativas em cidades populosas. Apesar de existirem trens de passageiros em algumas localidades do território nacional (Estrada de Ferro Vitória a Minas, EFVM, é um exemplo), o transporte ferroviário predominante no Brasil é o de carga (*Heavy Haul*), desde o início das concessões em 1996.

No caso do transporte de carga por ferrovia, um bom exemplo do que está por vir no setor ferroviário é a concretização do corredor entre Mato Grosso e Pará (Ferrogrão ou EF-170) para a exportação de grãos, Figura 2. Com 933 km de extensão, a nova malha será essencial para o escoamento da produção de milho, soja e farelo de soja do estado do Mato Grosso. Mais de 70 % da safra de grãos mato-grossense é escoada para os portos de Santos (SP) e de Paranaguá (PR), (CNT, 2020). Com essa via férrea construída prevê-se que o tráfego da BR-163 (PA) seja diminuído; atualmente, boa parte do transporte é feito por caminhões pesados. Além disso, serão menores os custos com a conservação e a manutenção das rodovias destinadas para esse transporte. Outros projetos de ferrovias no Brasil seguem em construção para reparar o erro histórico do abandono de inúmeras linhas ferroviárias ao longo das últimas décadas. Dentre os principais investimentos no setor pode-se destacar também a Ferrovia de Integração Oeste-Leste (FIOL), FERROESTE e a Ferrovia Norte-Sul (MASSA, 2021).

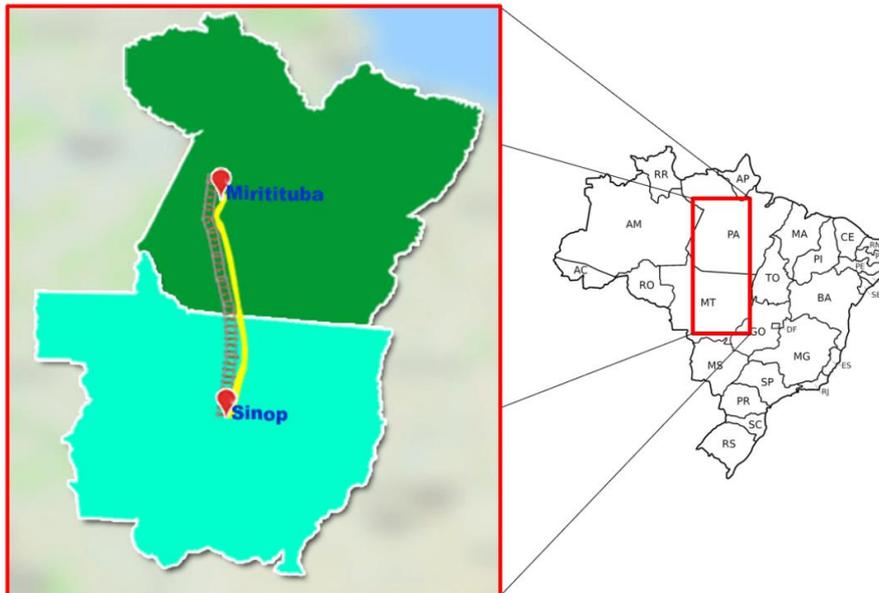


Figura 2 - Exemplo de um trecho ferroviário (Ferrogrão) em construção no Brasil entre os estados de Mato Grosso e Pará, adaptado de (MASSA, 2021).

1.1 Motivação

Vista a importância da ferrovia para a melhoria do transporte de carga e de passageiros, é imperativo reforçar que esse setor ainda necessita de altos investimentos, em especial na via permanente. Este componente do sistema ferroviário é a estrutura necessária para suportar e movimentar cargas ferroviárias com confiabilidade, segurança e disponibilidade (STEFFLER, 2013). É a via onde as composições ferroviárias trafegam.

A estrutura completa é dividida em dois grandes subgrupos: infraestrutura e a superestrutura. A infraestrutura tem a função de drenagem, preservação do gabarito de via (dimensões características), transposição de relevo acidentado e para dar suporte à superestrutura. A superestrutura, por sua vez, tem como principal função captar as cargas das rodas ferroviárias e transmiti-las de maneira uniforme sobre a plataforma, como mostra a Figura 3a. Os trilhos, ao serem fixados nos dormentes pelos acessórios metálicos (grampos, placas de base, pinos, parafusos etc.), podem ser posicionados de acordo com a bitola da linha férrea da região. Bitola é a distância entre as faces internas dos trilhos. Existem bitolas dos tipos métrica (1000 mm), padrão (1435 mm) e larga (1600 mm), conforme mostra a Figura 3b. No Brasil é comum a utilização da bitola larga em novas vias ou naquelas que já possuem uma bitola definida, vindo daí o nome de bitola mista, conforme mostra a Figura 3c.

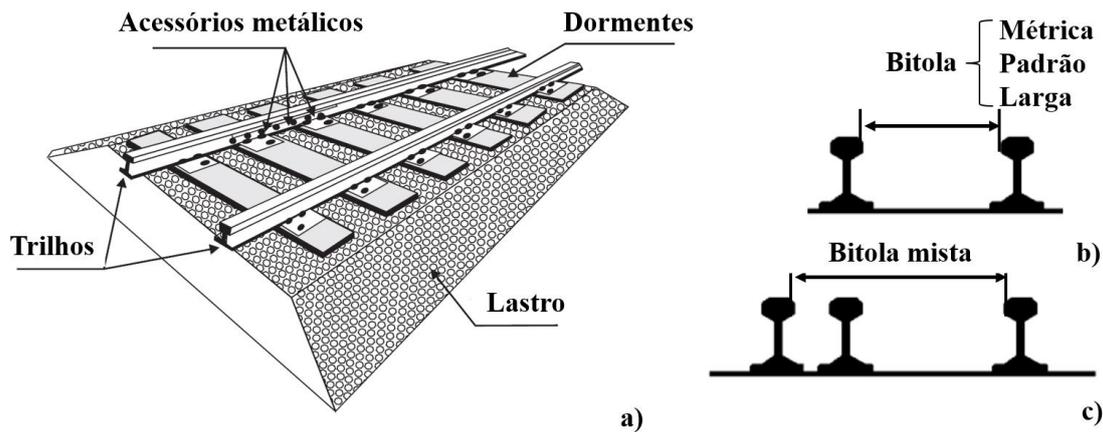


Figura 3 - Descrição dos componentes de uma via permanente: a) superestrutura de via permanente, b) Exemplos de bitolas: métrica (1000 mm), padrão (1435 mm) e larga (1600 mm) e c) exemplo de bitola mista, adaptado de (STEFFLER, 2013; BRASIL, 2022).

Dentre os componentes citados na Figura 3, o trilho é o principal elemento da superestrutura. Este componente atua como viga principal de sustentação longitudinal e apoio às rodas. Por meio da trava e apoio nos dormentes ele dissipa uniformemente os esforços pelo lastro. O trilho é basicamente constituído de três regiões: boleto, alma e patim, conforme mostra a Figura 4. Cada uma das regiões mostradas possui uma característica diferente. O boleto é a região responsável por receber a carga das rodas. A alma liga o boleto ao patim e a sua altura determina a inércia e, conseqüentemente, a resistência do perfil à carga por eixo. O patim transfere as cargas aos dormentes; sua base achatada garante que a alma continue perpendicular ao dormente durante as solicitações de cargas das rodas sobre os trilhos (HUNGRIA, 2017).

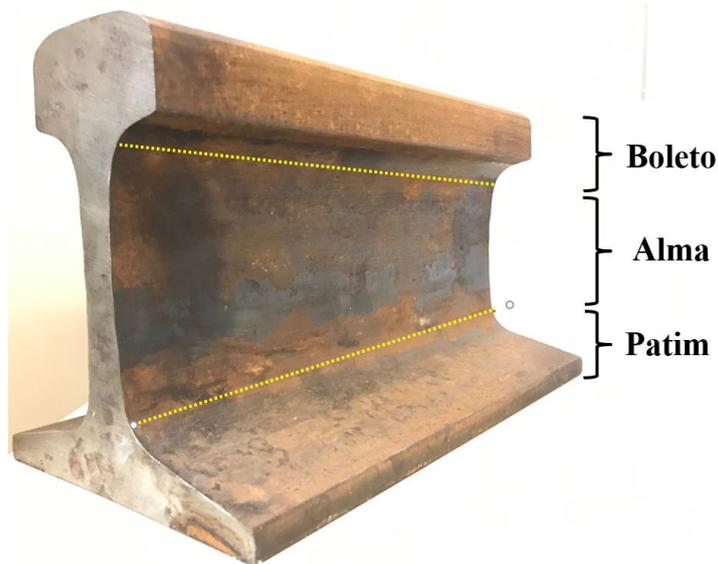


Figura 4 - Partes constituintes de um trilho, (Foto do autor).

A fabricação do trilho ocorre por laminação a quente a partir de blocos provenientes de lingotes. Por meio dos blocos aquecidos, o perfil do trilho é obtido por sucessivas passagens em cilindros de laminação. Ao final deste processo, os trilhos são classificados de acordo com o seu peso por metro (ABNT, 2012). Dentro dessas especificações um trilho que possui $67,41 \text{ kg m}^{-1}$, por exemplo, é identificado como TR68. Os perfis mais comuns para trilho são chamados de *vignole*.

Os trilhos possuem um comprimento padrão que pode variar de 12 a 24 m, (BRANCO e FERREIRA, 2002). Para que existam linhas férreas contínuas, Figura 5 (*Continuous Welded Rails – CWR*), são necessários trilhos soldados uns aos outros possibilitando uma superfície livre de anteparos para a passagem das rodas ferroviárias. Para o processo de soldagem de trilhos existem dois processos mais comuns: a soldagem por centelhamento (*Flash Butt Welding - FBW*) e a soldagem aluminotérmica (*Aluminothermite Welding - ATW*). O processo mais utilizado pelo setor ferroviário é a soldagem aluminotérmica devido ao baixo custo, rapidez e praticidade (SAITA et al., 2013; STEFFLER, 2013). Como esse tipo de processo é o mais comum, as falhas reportadas de trilhos em ferrovias estão mais vinculadas à soldagem aluminotérmica. Tais falhas podem corresponder a 40% a 76% dos defeitos em via permanente (DUVEL, 2005; SAITA, et al., 2013).



Figura 5 - Exemplo de uma via férrea contínua (FEEVALE, 2021).

De acordo com FRY et al. (1996) as regiões soldadas podem constituir um ponto de vulnerabilidade da ferrovia devido à natureza metalúrgica do processo. Como o processo é feito por adição de metal, as propriedades mecânicas finais do trilho na região soldada podem ser inferiores às do trilho original, deixando-o suscetível a defeitos. Segundo ALVES et al. (2020), os trilhos que possuem um carbono equivalente acima de 1,2% em peso mostram-se mais propensos à formação de defeitos visuais do que quando com carbono equivalente inferior a 1%. Dentre os defeitos os diversos efeitos que podem surgir a partir do processo de soldagem aluminotérmica, os mais comuns são apresentados na Figura 6. Outro defeito comum em ferrovias de transporte de carga pesada, *heavy haul*, é o canoamento (*squat*). Este tipo de defeito acontece devido às diferenças de dureza entre o metal de solda e a zona termicamente afetada (ALVES et al., 2020).

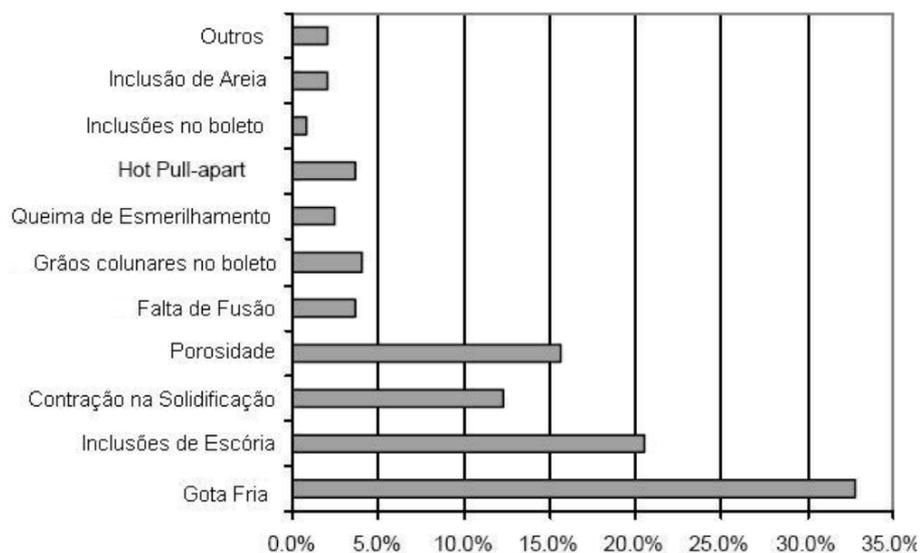


Figura 6 - Tipos de defeitos encontrados em soldas aluminotérmicas, (LAWRENCE, ROSS 2004).

Como o processo de soldagem em trilhos ATW é muito utilizado pelo setor ferroviário e a gama de defeitos acaba sendo considerável, o presente trabalho foi elaborado para propor um modelo robusto que represente todo o processo de soldagem de maneira confiável.

1.2 Justificativa

As ferrovias necessitam de elevados investimentos para a construção de vias permanentes. Para que possam durar por mais tempo, os defeitos recorrentes da soldagem aluminotérmica de trilhos podem ser mitigados com o uso de ferramentas computacionais que permitam a previsão do comportamento da soldagem e a busca dos melhores parâmetros para o processo. Dada a complexidade do problema, uma forma de abordá-lo é com o uso de ferramentas computacionais que permitam análises numéricas (simulações), como as baseadas no método de elementos finitos.

A simulação computacional é uma poderosa ferramenta utilizada por vários setores industriais e academia. Normalmente, uma simulação faz uso de um modelo numérico do problema em questão, cujos parâmetros podem ser modificados para fornecer informações relevantes a respeito da dinâmica do problema. Ferramentas assim permitem reduzir amplamente os custos, tempo e recursos através da economia de equipamentos e a eliminação de longas e onerosas etapas de testes no processo de desenvolvimento e pesquisa. Por este motivo a simulação numérica torna-se uma ferramenta importante para emprego em diversas situações reais, incluindo o processo ATW.

As soldas aluminotérmicas realizadas na Estrada de Ferro Carajás (EFC) são feitas de 5 mil a 6 mil vezes ao ano (VALE, 2022), ou seja, um número expressivo, o que justifica o desenvolvimento de estudos para entender mais este importante tipo de processo de soldagem e poder prever a possibilidade de falhas. Neste trabalho, o modelo numérico desenvolvido permitirá escolher à situação que mais se adapta ao processo ATW, reduzindo assim a quantidade de problemas oriundos do processo. Uma vez desenvolvido um modelo que represente o projeto como um todo, será possível definir os melhores parâmetros do processo para evitar o surgimento de tensões que podem levar a falhas catastróficas nas ferrovias.

Resumindo, dada a importância da ferrovia, os altos investimentos decorrentes da via permanente, o grande número de soldas feitas e os defeitos oriundos que o processo ATW pode ocasionar, este trabalho se faz necessário, uma vez que pode contribuir significativamente para a redução de tais falhas e dos custos decorrentes. Ressalta-se que, até o momento, não há trabalhos conhecidos que tenham utilizado a ferramenta proposta para o estudo das tensões em trilhos, reforçando o aspecto inovador do trabalho.

1.3 Objetivos

Este trabalho tem como objetivo principal desenvolver um modelo numérico para representar o processo de soldagem aluminotérmica de trilhos a fim de definir um conjunto de parâmetros que melhor caracterizem a distribuição das tensões residuais ao final do processo de soldagem, baseado na técnica *Element Birth and Death*. Para atingir a proposta inicial deste trabalho foram estabelecidos os seguintes objetivos específicos:

- Elaborar uma revisão atualizada da literatura que envolva o processo de soldagem aluminotérmica de trilhos;
- Criar um modelo computacional com o uso do método de elementos finitos utilizando o *software* comercial *Ansys*® APDL;
- Validar o modelo numérico com trabalhos de referência para um tipo específico de trilho (UIC60).
- Aplicar o modelo ao trilho TR68 e confrontar os resultados existentes com os trabalhos da literatura.
- A partir desse trabalho publicado, variar os parâmetros, proporcionando diferentes cenários a fim de identificar quais dos parâmetros são mais relevantes e adequados para obtenção das tensões residuais ao final do processo de soldagem.
- Aplicar o modelo desenvolvido a mudanças de propriedades mecânicas referentes a materiais de trilhos microligados e verificar a influência desta alteração nas tensões residuais do trilho tipo TR57.

1.4 Descrição da inovação

A principal inovação deste trabalho foi desenvolver uma metodologia inédita para construir um modelo numérico termoelastoplástico que representasse todo o processo de soldagem aluminotérmica de trilho. Essa inovação veio por meio da união do modelo 3D combinado com os resultados de um modelo 2D sendo ambos aplicada a técnica *Element Birth and Death*. Apesar de existirem na literatura vários modelos numéricos utilizando o método dos elementos finitos para simulação da soldagem aluminotérmica em trilhos, nenhum deles emprega a técnica *Element Birth and Death* para representar todo o processo de soldagem envolvendo a modelagem térmica e mecânica.

A contribuição desta ideia pode ser encarada como uma alternativa interessante para análise numérica de qualquer região do trilho podendo expor o modelo a diversos cenários e trilhos diferentes. Além disso, o modelo é computacionalmente menos custoso que outras fontes da literatura sem perder a precisão nas análises térmicas e mecânicas. O modelo numérico também contribui para a representação de tensões residuais em trilhos *heavy haul* (TR68 e TR57) que ainda não foram mensurados numericamente.

1.5 Restrições do estudo

A complexidade do processo de soldagem aluminotérmica de trilho impossibilita a abordagem de todas as possíveis variáveis que influenciam tanto na temperatura quanto nas deformações e tensões residuais do trilho. Porém, a análise destas e outras condições são temas para estudos futuros.

Uma limitação do estudo diz respeito a realização de experimentos. Para a validação dos resultados serão utilizados dados experimentais e numéricos de literatura e de trabalhos feitos com apoio de ferrovia brasileira. Além disso, o presente trabalho não incluíra uma análise metalúrgica aprofundada no modelo numérico.

1.6 Apresentação do estudo

Para mostrar o estudo e alcançar os objetivos propostos, o trabalho será apresentado da seguinte forma:

- Este primeiro capítulo, com um panorama geral sobre ferrovia e soldagem, motivação, justificativa, objetivos e restrições do trabalho;
- O capítulo 2 descreve os principais conceitos, especificidades e características dos métodos empregados e do processo de soldagem aluminotérmica de trilhos;
- O capítulo 3 mostra uma ampla busca bibliográfica sobre os principais trabalhos científicos correlacionados a modelos numéricos de soldagem por fusão, bem como trabalhos sobre o processo de soldagem aluminotérmica de trilhos;
- O capítulo 4 detalha a metodologia aplicada no presente estudo, bem como mostra as características do modelo numérico desenvolvido;

- O capítulo 5 apresenta os resultados obtidos, análise e a discussão. Também são apresentadas comparações entre o modelo numérico proposto e os modelos numéricos e experimentais da literatura;
- O capítulo 6 descreve a conclusão geral do trabalho, onde serão apresentadas e discutidas as melhorias atingidas com o modelo numérico proposto. Também são mostradas as propostas para a continuidade da pesquisa envolvendo o processo de soldagem aluminotérmica;

2 Conceitos Básicos

Neste capítulo serão apresentados os principais conceitos que envolvem o processo de soldagem aluminotérmica de trilho (ATW). Na primeira seção é definido e caracterizado o processo ATW. Na segunda são abordados os principais conceitos da transferência de calor. Na sequência são apresentadas as diretrizes que abrangem análise mecânica em componentes que sofreram dilatação térmica provenientes de processos de soldagem, gerando tensões residuais.

2.1 Soldagem Aluminotérmica em Trilhos – Processo *Thermite*

A soldagem aluminotérmica é um processo que une peças metálicas por meio do calor e do metal fundido produzido durante a reação química exotérmica entre o óxido metálico (Fe_2O_3) e o alumínio ($2Al$), (ESVELD, 2001; BALCHIN, 2002). O processo *Thermite* pode ser dividido nas etapas conforme mostra a Figura 7. Os principais componentes utilizados durante a soldagem aluminotérmica em trilhos podem ser vistos na Figura 8; na sequência todo o processo é explicado.

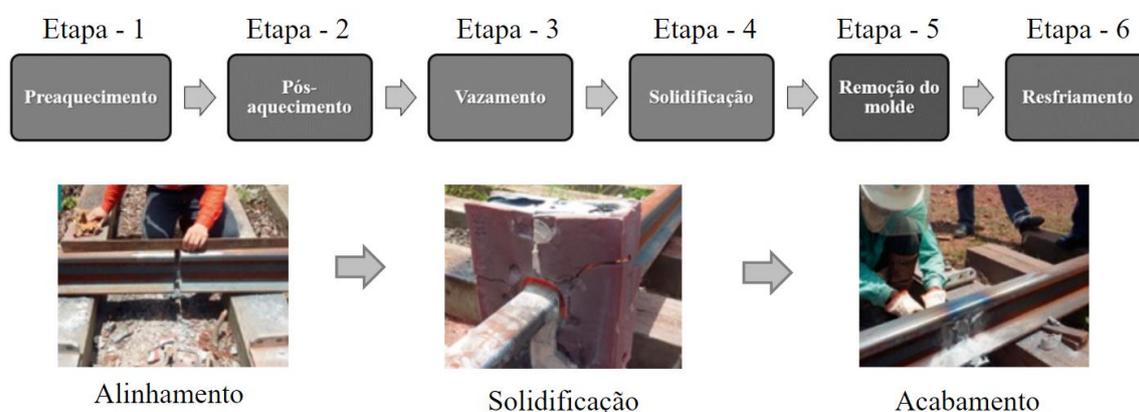


Figura 7 - Etapas do processo de soldagem aluminotérmica em trilho (VALE, 2022).

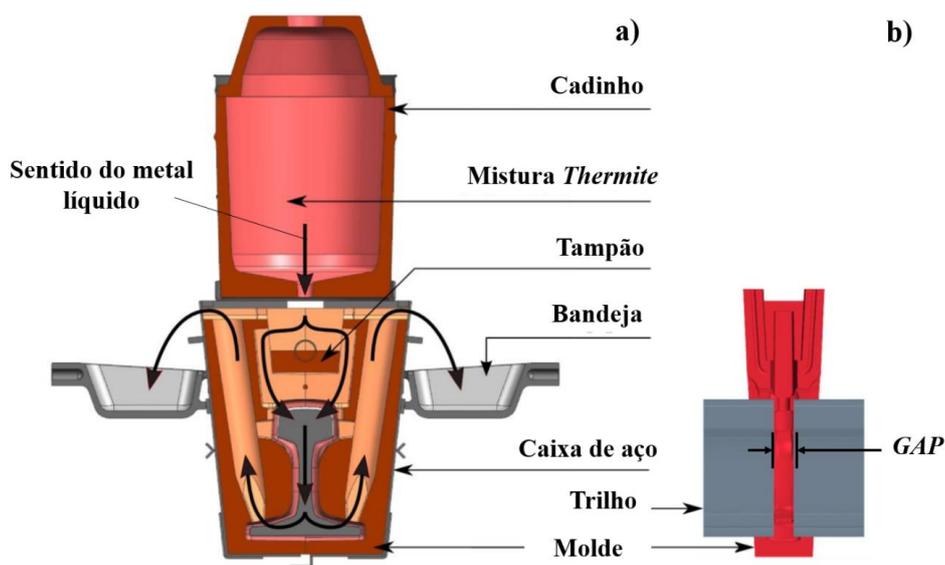


Figura 8 - Representação esquemática dos componentes usados durante a soldagem aluminotérmica de trilhos: a) vista transversal da seção de solda, b) vista lateral, adaptado de (MANZKE et al., 2018).

2.1.1 Etapas 1 e 2 – Preaquecimento e pós-aquecimento

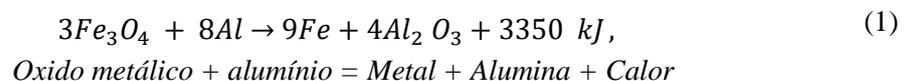
Antes da etapa de preaquecimento apresentada na Figura 7, ocorre a preparação da superfície livre do trilho, através dos procedimentos de corte, limpeza de resíduos e ajuste da junta para o alinhamento, cuja folga varia de 25 mm +- 2 mm. Depois, o molde é montado sobre a região que será preenchida pela solda, denominada *gap* (Figura 8b), e é vedado por meio da massa refratária.

Para que a solda seja eficiente e de alta qualidade é necessário que ocorra o preaquecimento no interior do espaçamento – *gap*, com o objetivo de reduzir a quantidade de calor retirado do fundido utilizado para a união das partes, ou seja, diminuir a velocidade de resfriamento. Esta etapa é feita por meio da chama de um maçarico apoiado no suporte sobre o trilho. A chama aquece as superfícies livres do trilho dentro do molde, de maneira simétrica, podendo levar a temperaturas da ordem de 900°C no boleto e de 600°C no patim, ou seja, 750°C, em média (BRANZEI, 2016).

O tempo do preaquecimento depende do tipo de trilho soldado. Para o tipo TR68, o tempo pode variar de 5 a 7 min de acordo com CHEN et al. (2006) ALVES et al. (2020). O monitoramento do aquecimento é feito visualmente pelo operador de solda. Enquanto o pré-aquecimento ocorre, o operador prepara a mistura *thermite* de metais (óxidos de ferro, alumínio e ligas ferrosas) dentro de um recipiente, denominado cadinho, Figura 8a. Com o término do preaquecimento, inicia-se o pós-aquecimento onde o maçarico é desligado e retirado. Na sequência o cadinho preparado com a mistura *thermite* é colocado sobre a abertura do molde. O tempo para o pós-aquecimento pode chegar a até 1 min (CHEN et al., 2006).

2.1.2 Etapa 3 – Fundição e Vazamento

Logo após a etapa de preaquecimento, por meio de uma fagulha, uma reação exotérmica acontece, ocorrendo assim a fundição da mistura dentro do cadinho, resultando numa rápida precipitação de metal e de escória líquidos (óxido de alumínio) para dentro do molde. Ao final da reação é obtido um metal liquefeito na base do cadinho com uma escória de óxido de alumínio sobre o metal. A relação que descreve a reação aluminotérmica pode ser vista na Equação (1), (ESVELD, 2001). O percurso no qual ocorre o vazamento do metal líquido faz após derreter pode ser visto na Figura 8a. Devido à diferença de densidade, a escória flutua sobre o metal fundido e é despejada nas bandejas. A etapa de vazamento ocorre entre 5 e 12 segundos, dependendo do tipo de solda e do tipo de trilho. (CHEN et al., 2006; TUCHKOVA, 2011; JOSEFSON et al., 2020).



2.1.3 Etapa 4 – Solidificação

Na solidificação, o cadinho é retirado e ocorre a solidificação do metal de adição durante aproximadamente 5 minutos. Durante esse tempo, a transferência de calor ocorre majoritariamente para o trilho por meio da condução (STEFFLER, 2013; SEN, BHIWAPURKAR e HARSHA, 2021).

2.1.4 Etapa 5 e 6 – Remoção do molde e Resfriamento

Na última etapa, o molde é desmontado e o excesso de material é cortado da região do boleto do trilho. Por fim, ocorre o resfriamento durante um tempo de 25 a 45 min. Ao final, a região do boleto é esmerilhada e o excesso de material das demais regiões é removido (BRANZEI, 2016; JOSEFSON et al., 2020).

O processo de soldagem aluminotérmica apresenta muitas vantagens. Um dos benefícios é que a reação química do processo, Equação 1, é autossustentada com ou sem pressão o que diminui o custo de aparelhos para um ambiente controlado (BRANZEI, 2016). Outra vantagem corresponde ao fato de que é possível adicionar elementos de liga ao metal de adição na mistura *Thermite* dentro do cadinho, para a melhoria das propriedades mecânicas (BALCHIN, 2002). Além disso, a velocidade de cada soldagem é rápida, considerando um tempo total em torno de 45 min, o que não causa prejuízo à circulação de trens em ferrovias com tráfego intenso quando comparada a outros tipos de soldagem de trilho (centelhamento leva horas dependendo da logística de transporte do estaleiro *Flash-butt*). Isto ocorre porque o processo é simples, prático, barato e de fácil transporte dos equipamentos para o local de solda (ESVELD, 2001; STEFFLER, 2013).

2.2 Transferência de Calor em Processos de Soldagem

Grande parte dos processos de soldagem utiliza o calor como principal fonte de energia. Esses efeitos influenciam os picos de temperatura (ciclo térmico) na zona de solda. O efeito físico da transferência de calor é governado por leis e relações físicas nas quais pode-se destacar a propagação de calor por: condução, convecção e radiação (WAINER, 1992; KREITH, 2012; VILLANI, 2016).

A condução foi definida pelo cientista francês J. B. J. Fourier, em 1882 e pode ser avaliada com Equação (2) (KREITH, 2012). O sinal negativo da Equação (2) é para especificar a direção do fluxo de calor, ou seja, quando o gradiente de temperatura ∇T for negativo o fluxo será positivo. Este princípio é demonstrado pela segunda lei da termodinâmica, no qual o calor flui da temperatura mais alta para a mais baixa.

$$q_k = -k \nabla T \text{ onde } \nabla T = \left(\frac{\partial T}{\partial x}, \frac{\partial T}{\partial y}, \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2)$$

Na Equação (2), q_k é o fluxo de calor por condução, ∇T é o gradiente de temperatura e k é a condutividade térmica, que varia com a temperatura.

A transferência de calor por convecção envolve o movimento da massa de um fluido (líquido ou gasoso) durante a troca de energia. A convecção depende da velocidade do fluido de refrigeração, das propriedades termofísicas desse fluido e da geometria da superfície do sólido. O coeficiente de transferência de calor por convecção (h) pode ser determinado, em alguns casos, de maneira analítica e, em situações mais complexas, de maneira experimental (KREITH, 2012). O fluxo de calor por convecção (q_h) pode ser calculado pela lei de resfriamento de Newton dada pela Equação (3),

$$q_h = h(T_s - T_\infty), \quad (3)$$

onde q_h é o fluxo de calor transferido por convecção e h é o coeficiente de transferência de calor, T_s e T_∞ são as temperaturas na superfície analisada e no fluido ou ambiente, respectivamente.

A radiação por sua vez não precisa de meio material para se propagar como na condução e convecção. Isso ocorre porque a radiação pode ser transferida por ondas eletromagnéticas até sob vácuo. O fluxo de calor é quantificado por meio da lei de Stefan-Boltzmann dada pela Equação (4). Note que o fluxo de calor por meio da radiação é predominante à altas temperaturas, pois depende da quarta potência da temperatura absoluta.

$$q_r = \epsilon\sigma(T_s^4 - T_0^4), \quad (4)$$

onde q_r fluxo de calor por radiação, σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W m}^{-2} \text{ K}^{-4}$); ϵ é a emissividade; T_s é a temperatura da superfície do objeto e T_0 é a temperatura ambiente. A Equação (4) pode ser simplificada em termos da convecção, Equação (3) (KREITH, 2012; INCROPERA, 2013), quando se admite que a radiação esteja trocando calor com uma superfície na mesma temperatura do fluido que envolve o corpo sendo analisado. Com isso, igualando os dois fluxos de calor tem-se:

$$q_r = h_r(T_s - T_0), \quad (5)$$

$$h_r = \epsilon\sigma(T_s^2 + T_0^2)(T_s + T_0), \quad (6)$$

A condução de calor em um meio material no domínio do tempo pode ser representada pela Equação (7), que representa uma equação diferencial de segunda ordem (DANTZIG et al., 2000; KREITH, 2012; INCROPERA, 2013). Essa equação é obtida por meio do balanço de energia em um elemento infinitesimal no qual o calor que entra e sai somado com o calor gerado no elemento é igual à variação de energia interna. Essa equação determina como a temperatura em um determinado meio varia com o tempo.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{Q} = \rho C_T \frac{\partial T}{\partial t} \quad (7)$$

Na equação (7), k é a condutividade térmica ($\text{W m}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$), C_T é o calor específico ($\text{J kg}^{-1} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$), ρ é a massa específica (kg m^{-3}), \dot{Q} é a taxa de geração de calor por unidade de volume (W m^{-3}), T é a Temperatura ($^\circ\text{C}$), t é o tempo (s), x, y e z são as coordenadas cartesianas (m).

A soldagem pode ser definida como o processo de união de dois ou mais metais por meio de dois grupos distintos: fusão ou pressão. Os métodos de soldagem por pressão se baseiam na aplicação de pressões elevadas para deformar plasticamente as superfícies metálicas permitindo a aproximação atômica e a união permanente dos metais. Um processo que pode ser citado como exemplo deste grupo é a soldagem por centelhamento (FBW), também adotada para união de trilhos. Já o outro grupo, soldagem por fusão, consiste na aplicação de calor localizada na região de união para que ocorra a fusão, podendo existir metal de adição ou não. Neste caso, são inúmeros os exemplos decorrentes deste tipo de processo, oxi-acetilênica, arco elétrico (TIG, MIG, MAG), aluminotérmica, etc (WAINER, 1992; VILLANI, 2016).

O estudo do ciclo térmico, Figura 9, tem elevada importância em processos de soldagem uma vez que ele influencia as propriedades mecânicas finais dos materiais. Pelo ciclo térmico representado na Figura 9 percebe-se que existem basicamente três fases. Na primeira parte tem-se o aquecimento do material no início do processo; depois a temperatura máxima do ciclo é atingida ($t = 0$); por fim, a etapa de resfriamento. Durante a soldagem, os ciclos térmicos em um ponto qualquer do sólido variam em função das coordenadas do ponto, da localização deste em relação a fonte de calor, das propriedades termodinâmicas do material, da temperatura inicial do sólido e da velocidade com que a fonte de calor atinge o ponto (WAINER, 1992; NOWACKI e SAJEK, 2016, VILLANI, 2016). O ciclo térmico que o material está envolvido na soldagem pode estar relacionado com o comportamento dele durante a transformação de fase.

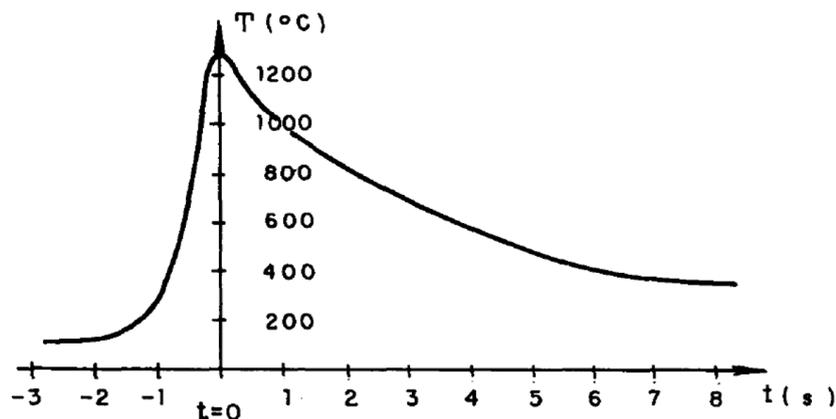


Figura 9 - Representação do ciclo térmico de soldagem, (WAINER, 1992).

Na soldagem por fusão, tanto a fundição quanto a solidificação ocorrem durante o processo. Quando a mudança de fase no resfriamento ocorre, alguns fenômenos podem ser encontrados, como: contração volumétrica; mudança localizada na composição química devido a micro e macrossegregação e aparecimento de trincas (WAINER, 1992). A segregação pode ser definida como a variação de composição química entre o líquido e o sólido.

A transformação de fase que ocorre devido a fusão e a solidificação está vinculada à absorção ou liberação de energia na forma de calor. Essa energia é denominada como calor latente e mede a quantidade de calor, por unidade de massa (J kg^{-1}) necessária para que ocorra alguma mudança de estado físico do corpo. Na análise térmica é crucial incluir o efeito do calor latente de forma dinâmica durante o processo de soldagem (ANCA et al., 2011). No geral pode-se identificar a liberação do calor latente quando o corpo atinge um nível de temperatura. Em metais puros, a temperatura na qual inicia-se a fusão e a solidificação é a mesma, sendo denominada temperatura ou ponto de fusão (T_f). Com isso, quando o material está acima do ponto de fusão, se encontra na fase líquida e, abaixo, na fase sólida. Nos casos de ligas com composições diferentes da eutética, tem-se uma fase de transição (*mushy zone*) entre as temperaturas *liquidus* e *solidus*, quando o material começa e termina, respectivamente, a se solidificar. Neste caso, o calor latente é liberado gradativamente à medida em que a fração de sólido (f_s) evolui com a diminuição da temperatura. A geração interna de calor (Q) durante a transformação de fase pode ser calculada por meio da Equação (8) (DE CAMPOS FILHO, 1978; YU, 2001; CANTOR, 2016),

$$\dot{Q} = \rho L_l \frac{\partial f_s}{\partial t}, \quad (8)$$

onde ρ é densidade, L_l é o calor latente (fusão ou solidificação), $\partial f_s / \partial t$ é a taxa de variação da fração sólida na *mushy zone* (fase de transição).

A proporção da fração sólida durante o processo de solidificação pode ser incluída na Equação (8) por meio de métodos para quantificar as variações de composição de líquido e de sólido durante o resfriamento na zona pastosa (*mushy zone*). Para quantificar a fração sólida (f_s) utiliza-se alguns modelos de microsegregação como a Regra da Alavanca (equilíbrio termodinâmico) e a equação de Scheil (fora do equilíbrio termodinâmico). A regra da alavanca, por exemplo, pode ser aplicada em estudos práticos de solidificação onde o soluto intersticial possui alta mobilidade, como no caso do carbono em ferro no sistema Fe-Cu, onde é adotado que a difusão é completa do soluto no líquido e no sólido. Com isso, f_s pode ser descrito pela Equação (9) (KURZ, 1984; DANTZIG, 1999; GARCIA, 2007).

$$f_s = \frac{1}{1 - k_0} \frac{T_L - T}{T_f - T}, \quad (9)$$

Na Equação (9) T_f é a temperatura de fusão do solvente (metal puro), T_L é a temperatura *liquidus* e k_0 é o coeficiente de redistribuição do soluto, que pode ser expresso pela razão entre a concentração de soluto no sólido (C_S) e a concentração de soluto no líquido (C_L), ou seja, $k_0 = C_S/C_L$ lembrando que a soma da fração sólida mais a fração líquida corresponde ao total da mistura, ou seja, $f_s = 1 - f_L$.

Para caracterizar a mudança de fase em metais, o método da entalpia pode ser aplicado. Este é definido reescrevendo a equação de governo, Equação (7), em termos da entalpia, Equação (10) (SWAMINATHAN, 1992; SU, 2001).

$$\rho \frac{\partial H_e}{\partial t} = \nabla(\nabla T), \quad (10)$$

Na Equação (10) H_e é a entalpia por unidade de massa (J/kg). As entalpias em processos de fundição e de solidificação se diferenciam de acordo com o tipo de material. No caso de metais puros a entalpia (H_e) pode ser descrita de acordo com a Equação (11). Note que com a evolução da temperatura (T) a entalpia será diferente e pode ser dividida em três estágios:

$$H_e = \begin{cases} \int C_T dT & T \leq T_f \\ \int C_T dT + (1 - f_s)L_l & T = T_f, \\ \int C_T dT + L_l & T \geq T_f \end{cases} \quad (11)$$

onde T_f significa a temperatura de fusão ou solidificação, f_s é a fração sólida, C_T é o calor específico e L_l é o calor latente de fusão ou solidificação.

No caso de aços e ligas onde a interface sólido/líquido varia em função da fração sólida (f_s), a entalpia pode ser quantificada de acordo com a Equação (12).

$$H_e = \begin{cases} \int C_T dT & T \leq T_S \\ \int C_T dT + (1 - f_s)L_l & T_S \leq T \leq T_L, \\ \int C_T dT + L_l & T > T_L \end{cases} \quad (12)$$

Em alguns casos o método da entalpia pode ser adotado para representar as temperaturas em processos de mudança de fase do metal (CAMES-PINTAUX, 1986; ANCA et al., 2011). Porém, para elementos finitos o método da entalpia não é tão comum quanto o método de calor específico efetivo, de acordo com SU (2001). Este método representa mais uma forma de caracterizar o calor latente durante o processo de fusão ou solidificação. O calor específico efetivo (C_{ef}) está relacionado com o calor específico (C_T), o calor latente (L_l) e a taxa de fração sólida ($\partial f_s / \partial t$) de acordo com a Equação (13) (DANTZIG, 1999; SU, 2001; CHEN et al., 2006).

$$C_{ef} = C_T + \left(\frac{\partial f_s}{\partial t} \right), \quad (13)$$

Na Equação (13) a taxa de fração sólida ($\partial f_s / \partial t$) vai variar de acordo com a temperatura e a composição do aço. Para aços eutetóides, por exemplo, o calor específico efetivo pode ser expresso pela Equação 14. Neste caso a taxa de fração sólida varia linearmente com a temperatura. Com isso, o C_{ef} é constante na *mushy zone*. Quando o intervalo de solidificação tende a zero ($\Delta T \rightarrow 0$) o calor específico tende ao infinito. Para evitar essa singularidade Morgan assume que o calor específico efetivo pode ser caracterizado pela relação entre a entalpia e a temperatura em instantes (n) diferentes, Equação (15) (MORGAN, 1978; CHEN et al., 2006; REDDY, 2010).

$$C_{ef} = \begin{cases} C_T + \frac{L_l}{\Delta t}, & T_{sol} < T < T_{liq} \\ C_T, & T \leq T_{sol} \text{ e } T \geq T_{liq} \end{cases} \quad (14)$$

$$C_{ef} = \frac{H^n - H^{n-1}}{T^n - T^{n-1}}, \quad (15)$$

Na Equação (15) o termo $H^n - H^{n-1}$ representa a variação de entalpia específica após uma iteração de tempo na simulação numérica e $T^n - T^{n-1}$ representa a variação de temperatura neste mesmo intervalo de tempo.

Portanto, o método de entalpia e calor específico efetivo pode ser usado para caracterizar a mudança de fase e de estado do material em processos de soldagem e, com isso, representar o ciclo térmico. No capítulo 3 serão mostrados quais foram os principais trabalhos desenvolvidos para representar de maneira satisfatória o ciclo térmico que envolvem os processos de soldagem por fusão.

2.3 Deformações e tensões no processo de soldagem

Nos processos de soldagem por fusão, o aquecimento localizado na região soldada (*gap*) aquece significativamente o material, de tal modo que ele atinja o ponto de fusão e, posteriormente, com o resfriamento, a solidificação. Ao aquecer o material tende a expandir (dilatação térmica) devido à agitação das suas moléculas internas. Porém, a dilatação é dificultada pelas regiões adjacentes que estão submetidas a temperaturas menores. Isto acaba gerando deformações elásticas e plásticas na região de solda. A representação da dilatação térmica genérica pode ser escrita por meio da seguinte Equação (16), (PILIPENKO, 2001; VILLANI, 2016).

$$\Delta L = \alpha L_0 \Delta T, \quad (16)$$

Na Equação (16), ΔL é a variação do comprimento do corpo que sofreu a dilatação, α é o coeficiente de dilatação linear do material, L_0 é o comprimento inicial e ΔT é a variação de temperatura.

Para o estado deformado de um elemento infinitesimal, a equação constitutiva (lei de Hooke) considera as deformações normais e cisalhantes para um material elástico isotrópico linear de acordo com as Equações (17), (18), (19) e (20). Note-se que a parcela de deformação térmica é incorporada apenas nas deformações normais, pois trata-se de expansão ou contração volumétrica que é atribuída a materiais isotrópicos (TIMOSHENKO, 1980; POPOV, 1990).

$$\epsilon_x = \frac{1}{E} (\sigma_x - \nu (\sigma_y + \sigma_z)) + \epsilon_T, \quad (17)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{E} (\sigma_y - \nu (\sigma_z + \sigma_x)) + \epsilon_T, \quad (18)$$

$$\epsilon_z = \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu (\sigma_x + \sigma_y)) + \epsilon_T, \quad (19)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\tau_{zx}}{G}, \quad (20)$$

Nas Equações (17), (18), (19) e (20) $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ representam as deformações e tensões normais nas direções x, y e z , respectivamente; $\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$, representam as deformações e tensões cisalhantes nos planos xy, yz e zx , respectivamente; ν é coeficiente de Poisson; E é o módulo de elasticidade longitudinal ou módulo de Young; G o módulo de elasticidade transversal ou módulo de cisalhamento e ϵ_T é a deformação térmica.

Por meio da Equação (16), a relação $\Delta L/L_0$ mostra que a deformação térmica (ϵ_T) pode ser obtida de maneira genérica pela Equação (21),

$$\epsilon_T = \alpha(T - T_{ref}), \quad (21)$$

onde α é o coeficiente de expansão térmica, T é a temperatura instantânea e T_{ref} é a temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula.

A variação de volume pode ser causada por tipos de incrementos de deformação diferentes, dependendo da situação. No caso dos incrementos térmicos, só atuam caso exista diferença de temperatura; conseqüentemente, tais incrementos de deformação térmicos desaparecem após o equilíbrio de temperaturas (ANTUNES, 1995; VILLANI, 2016). No geral, os incrementos de deformação total ($\Delta\epsilon_{total}$) são constituídos por parcelas de outros incrementos de deformações inelásticas, como mostra a Equação (22) (LINDGREN, 2001; RADAJ, 2012; ANSYS, 2018).

$$\Delta\epsilon_{total} = \Delta\epsilon_{el} + \Delta\epsilon_{pl} + \Delta\epsilon_T + \Delta\epsilon_{vic} + \Delta\epsilon_{creep}, \quad (22)$$

Na Equação (22), $\Delta\epsilon_{el}$, é o incremento de deformação elástica, $\Delta\epsilon_{pl}$, é o incremento de deformação plástica, $\Delta\epsilon_T$ é o incremento de deformação térmica devido ao coeficiente de expansão térmica e a mudança de fase, $\Delta\epsilon_{vic}$ é o incremento de deformação viscoelástica e $\Delta\epsilon_{creep}$ é o incremento de deformação de *creep*.

Para trabalhos que envolvem soldagem por fusão as parcelas dos incrementos de deformação de viscosidade e *creep* são insignificantes devido ao curto tempo que o material fica exposto acima da temperatura de fusão (PILIPENKO, 2001; DENG et al., 2007; JOSEFSON et al., 2020). Com isso, como a dilatação térmica é restringida pelo restante do material que está em temperaturas menores, o incremento de deformação total pode ser medido por meio da Equação (23),

$$\Delta\epsilon_{total} = \Delta\epsilon_{el} + \Delta\epsilon_{pl} + \Delta\epsilon_T, \quad (23)$$

onde $\Delta\epsilon_{total}$ é o incremento de deformação total, $\Delta\epsilon_{el}$ é o incremento de deformações elásticas, $\Delta\epsilon_{pl}$, é o incremento de deformação plástica e $\Delta\epsilon_T$ é o incremento de deformação térmica.

2.3.1 Equação de equilíbrio

Nas junções soldadas as tensões residuais da solda (soldagem por fusão) atuam independente das forças e momentos externos do sistema mecânico. Isto acontece porque as tensões residuais se formam durante o processo de soldagem gerando deformações locais, heterogêneas e temporárias. Essas tensões podem ocorrer no cordão de solda, na zona termicamente afetada (ZTA) e no metal de base de acordo com as propriedades termomecânicas do material (RADAJ, 2012; GARCIA-GARCIA, et al., 2020; HASHEMZADEH, GARBATOV e SOARES, 2021)

As tensões residuais provenientes do processo de soldagem podem ser calculadas por meio das deformações totais do material, dando origem às tensões residuais. Em geral, as tensões residuais existem sem a aplicação dos esforços externos. Dado um sistema em equilíbrio sem cargas externas, o somatório de forças e momentos durante a soldagem em uma dada seção de área (dA) pode ser representado pelas Equações (24) e (25), respectivamente.

$$\int_A \sigma dA = 0, \quad (24)$$

$$\int_A dM = 0, \quad (25)$$

As equações de equilíbrio podem ser reescritas na forma indicial por meio da seguinte Equação (26).

$$\sigma_{ij,j} + f_j = 0, \quad (26)$$

Na Equação (26) σ_{ij} é o componente do tensor de tensões e f_j é o componente das forças no corpo, sendo $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$.

2.3.2 Equações constitutivas

De acordo com as considerações feitas anteriormente sobre a Equação (23), a deformação total pela deposição durante a solda pode ser escrita de maneira indicial por meio da Equação constitutiva de deformação, Equação (27). A Equação (28) permite obter as tensões residuais por meio da lei de Hooke.

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th}, \quad (27)$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th}), \quad (28)$$

Na Equação (27) e Equação (28) ε_{ij} representa a deformação total, ε_{ij}^e representa a parcela de deformação elástica, ε_{ij}^p representa a parcela de deformação plástica, ε_{ij}^{th} representa a parcela de deformação térmica, σ_{ij} é o componente do tensor de tensões e C_{ijkl} é o tensor constitutivo elástico.

2.3.3 Tensão elástica e térmica

A caracterização das tensões elásticas pode ser feita empregando a Equação (29), que descreve a lei de Hooke. Nesta expressão o comportamento linear está em função do módulo de elasticidade (E) e do coeficiente de Poisson (ν). Estes por sua vez, variam com a temperatura durante o processo de soldagem. Já as tensões térmicas são incorporadas à Equação (29) por meio da deformação térmica (ε_{ij}^{th}) obtida por com a Equação (30).

$$\sigma_{ij}^e = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e, \quad (29)$$

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_{ij} (T - T_{ref}), \quad (30)$$

Na Equação (29) e Equação (30), σ_{ij}^e é o componente do tensor de tensões elásticas, ε_{ij}^e representa a parcela de deformação elástica, C_{ijkl} é o tensor constitutivo elástico, ε_{ij}^{th} representa a parcela de deformação térmica, α_{ij} é o coeficiente de expansão térmica, T é a temperatura instantânea e T_{ref} é a temperatura de referência na qual a dilatação térmica é nula.

2.3.4 Tensão plástica

A soldagem por fusão envolve processos físicos complexos onde diversos fenômenos termomecânicos ocorrem durante as etapas de soldagem. Para caracterizar por meio de simulação numérica as alterações plásticas do material durante o processo de soldagem, duas considerações podem ser assumidas para a plasticidade: independente da taxa de deformação e dependente da taxa de deformação. No primeiro caso, considera-se que existem deformações térmicas instantâneas e irreversíveis, independentes do tempo, quando o material atinge um limite de tensão. No segundo, a influência do tempo se torna determinante uma vez que a deformação do material ocorrerá em função da taxa de aplicação do carregamento. Este último caso também pode ser nomeado como viscoplasticidade (ANSYS, 2018; GOLDAK, 2005; LINDGREN, 2014).

Segundo GOLDAK (2005) quanto maiores a temperatura e o tempo de aplicação, maior é a chance de que o material apresente um comportamento viscoso nas regiões da zona fundida. Para casos dessa natureza pode ser adotada a caracterização da plasticidade como dependente da taxa de deformação. Porém, em processos de soldagem onde o material tem altas temperaturas em períodos muito curtos de tempo (soldagem TIG, aluminotérmica, etc.), os efeitos viscosos podem ser desprezados e utiliza-se a plasticidade independente da taxa de deformação (PILIPENKO, 2001; DENG et al., 2007; JOSEFSON et al., 2020).

Como ressaltado pela literatura, a plasticidade independente da taxa de deformação pode ser adotada em diversos processos de soldagem sem levar à perda da acuracidade dos resultados. A modelagem numérica elastoplástica adotada para os materiais com essa característica é baseada em três conceitos: critério de escoamento, regra de fluxo e modelo de encruamento (DUNNE, 2005; ANSYS, 2018).

2.3.4.1 Critério de escoamento

Para iniciar o escoamento do material é necessário determinar um patamar de tensão limite. O modelo mais utilizado para determinar esse nível de tensão é o critério de Von Mises, Equação (31), em termos das tensões principais (DUNNE, 2005; ANSYS, 2018). As superfícies que representam o critério e outro possível critério de falha (Tresca) são mostradas na Figura 10.

$$\sigma_{EVM} = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{1/2}, \quad (31)$$

Na Equação (31) σ_{EVM} é a tensão equivalente de Von Mises e σ_1, σ_2 e σ_3 representam as tensões principais.

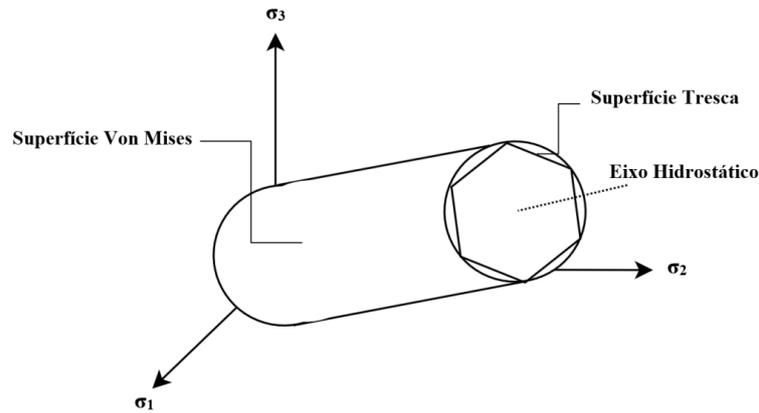


Figura 10 - Representação das superfícies de falha de Tresca e Von Mises.

O critério de escoamento pode ser representado pela Equação (32), no qual a função dos componentes individuais de tensões, $f(\sigma_{ij})$, irá avaliar se o elemento está escoando ou não. Neste caso, quando a tensão equivalente (σ_{EVM}) é igual ao parâmetro de escoamento σ_y , o material desenvolve deformações plásticas. Porém, quando σ_{EVM} é menor do que σ_y , o material está em regime elástico e as tensões são caracterizadas segundo a Equação (29) (DUNNE, 2005; ANSYS, 2018).

$$f(\sigma_{ij}, \sigma_y) = \sigma_{EVM} - \sigma_y, \quad (32)$$

A tensão equivalente de Von Mises não pode ultrapassar a tensão de escoamento se não houver plasticidade, uma vez que isso faria com que as deformações plásticas ocorressem instantaneamente, reduzindo a tensão ao valor do limite de escoamento (DUNNE, 2005; ANSYS, 2018).

2.3.4.2 Regra de fluxo

A regra de fluxo determina a relação entre tensão e deformações plásticas e pode ser calculada pela Equação (33). Essa regra descreve que a plastificação do material ocorre na direção normal à linha tangente à superfície de escoamento, que passa pelo ponto no qual a carga é aplicada.

$$\varepsilon^P = \lambda_p \frac{\partial f}{\partial \sigma}, \quad (33)$$

Na Equação (33) λ é o multiplicador de plástico (que determina a quantidade de deformação plástica) e f é a função da tensão denominada potencial plástico (que determina a direção da deformação plástica).

2.3.4.3 Modelo de encruamento

Para a modelagem do encruamento podem ser utilizados três critérios diferentes: isotrópico, cinemático ou o modelo combinado. Porém, de acordo com a literatura o encruamento cinemático é amplamente utilizado para processos de soldagem por fusão e será adotado neste trabalho (PILIPENKO, 2001; LINDGREN, 2001; DENG e MURAKAWA, 2006; TAWFIK, MUTTON e CHIU, 2008; PERIC et al., 2014; JOSEFSON et al., 2020).

No encruamento cinemático a superfície cilíndrica de Von Mises, Figura 10, não apresenta expansão, porém, o centro do eixo hidrostático se desloca no espaço, como mostra a Figura 11. A translação da superfície de Von Mises para uma dada direção é realizada por meio das tensões denominadas *backstress*, (α). Estas tensões, por sua vez, são de natureza tensorial e indicam a nova posição do centro da superfície de escoamento após cada passo de carregamento. A Equação (34) mostra o modelo de encruamento cinemático linear definido pela lei de Ziegler, (ABAQUS, 2009; ANSYS, 2018). O efeito da tensão *backstress* tem o nome de efeito Bauschinger. Este efeito relata que um corpo quando carregado sob tração e depois descarregado até zero e novamente recarregado sob compressão tem seu limite de escoamento em compressão inferior ao de tração (GONÇALVES, 2017; REIS, DIAS e SANTOS, 2022).

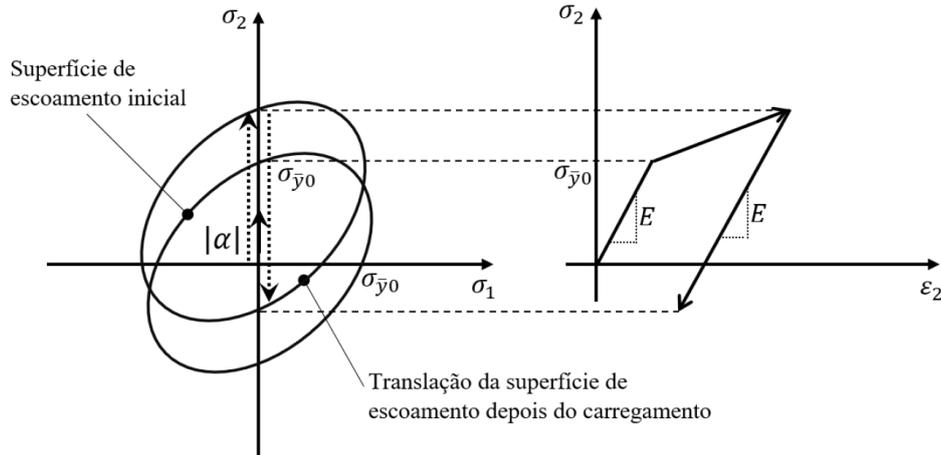


Figura 11 - Modelo de encruamento cinemático linear. Adaptado de (DUNNE, 2005).

$$\dot{\alpha} = C \frac{1}{\sigma_0} (\sigma_{ij} - \alpha) \dot{\epsilon}^p, \quad (34)$$

$$C = \frac{\sigma_i - \sigma_0}{\epsilon_i^p}, \quad (35)$$

Na Equação (34) e Equação (35) ϵ^{pl} é a taxa de deformação equivalente, C é o módulo de encruamento cinemático, σ_0 é a tensão de escoamento da superfície, α é o parâmetro de encruamento ou o salto de tensão (*backstress*), σ_i e ϵ_i^{pl} são as tensões e deformações plásticas no mesmo ponto, respectivamente.

Ao considerar o modelo de encruamento cinemático a função de escoamento (f) pode ser representada pela Equação (36) (ABAQUS, 2009; ANSYS, 2018).

$$f = \left(\frac{3}{2} (\sigma' - \alpha') : (\sigma' - \alpha') \right)^{1/2} - \sigma_{y0} = \sigma_{EVM} - \sigma_{y0}, \quad (36)$$

Na equação (36) σ' é o tensor de distorção, α' é o tensor de distorção de *backstress*, σ_{EVM} é a tensão equivalente, σ_{y0} é o limite de escoamento uniaxial do material.

3 Revisão bibliográfica

Nesta seção será abordada uma ampla busca pelos principais trabalhos científicos que permeiam principalmente a soldagem aluminotérmica em trilhos dentre outros temas correlacionados ao assunto desta tese de doutoramento. No presente estudo os artigos foram inseridos ao longo do texto em ordem cronológica, para melhor compreensão dos avanços tecnológicos deste importante tema para o setor ferroviário.

3.1 Modelagem numérica do processo de soldagem

Em um contexto amplo, as soldagens por fusão possuem uma extensa aplicação na junção de placas e tubos. Essa utilização comum pode ser caracterizada pelo tipo de junta (topo, ângulo, canto, aresta e sobreposta) e pelo tipo de chanfro (em I, em V, em X etc.). Os estudos na literatura que abordam experimental e numericamente o processo de soldagem por fusão em placas são fundamentais para a compreensão das principais técnicas envolvidas no preenchimento de material fundido neste trabalho. Alguns destes trabalhos são apresentados neste capítulo.

Para caracterizar o processo de soldagem por arco submerso, com adição de metal em uma junta do tipo V, FAMOUS et al. (2002) desenvolveram dois modelos numéricos tridimensionais em elementos finitos no programa comercial *Abaqus*. Os autores compararam o preenchimento do *gap* com a técnica de movimento de malha (desenvolvida pelo autor) e com a técnica *Element Birth and Death* (EBD). Esta técnica é baseada na ativação e desativação da malha já existente dando uma ideia de geração dinâmica de malha em uma dada região. Isto é feito através da multiplicação da condutividade ou rigidez local do elemento por um fator de escala predefinido. No trabalho, foi considerada a mudança de fase e de estado por meio do calor latente adicionado na variação de calor específico do material (FRIEDMAN, 1975; BROWN e SONG, 1992). No geral, os autores usaram a técnica EBD para validar o modelo em elementos finitos proposto pela nova técnica desenvolvida. Nos resultados, os autores compararam a análise térmica, mecânica e o custo computacional. Apesar de observado uma redução pela metade do tempo total quando usada a técnica de movimento do elemento em comparação com o EBD, na parte térmica houve diferenças durante o ciclo térmico o que resultou em outras variações na análise mecânica. Note que a técnica *Element Birth and Death* foi destaque deste trabalho, por ser um método usado para a validação de um modelo de soldagem por fusão com adição de material.

A partir da mesma técnica EBD mencionada anteriormente, DENG et al. (2006) desenvolveram um modelo 3D simétrico no *software Abaqus* para simular o processo de soldagem TIG (*Tungsten Inert Gas*) em tubos. Os autores preencheram o *gap* de solda em duas passadas bem como em seu experimento. À medida em que o modelo ativava os elementos pela técnica *Element Birth and Death*, foi aplicado um fluxo de calor distribuído de forma elipsoidal (GOLDAK, CHAKRAVARTI e BIBBY, 1984). O processo de fusão e solidificação foi caracterizado por meio do calor específico efetivo. As medições de temperatura pelos termopares foram feitas próximos da região de solda. Nos resultados, os autores compararam o perfil térmico em função do tempo do modelo numérico com as curvas experimentais. Mostraram que as curvas simuladas foram próximas das temperaturas medidas experimentalmente, permitindo validar o modelo numérico desenvolvido. Além da análise térmica, foi feito um estudo mecânico no modelo 3D, mostrando que as tensões circunferenciais não se alteraram nessa direção. Isso permitiu utilizar um modelo axissimétrico (2D) para o mesmo cálculo. Ao comparar o modelo 3D e 2D com os resultados experimentais, percebeu-se uma aproximação adequada dos valores das tensões axiais e circunferenciais ao final do processo de soldagem TIG. Como o modelo 2D proposto representou coerentemente o resultado experimental, foi possível reduzir o custo computacional em comparação ao modelo 3D.

ANCA et al. (2011) propuseram um modelo numérico 3D com metade da simetria para representar a soldagem TIG de placas espessas com múltiplas camadas, usando como material de deposição o Ti-6Al-4V. A modelagem numérica foi conduzida usando o método dos elementos finitos. Segundo os autores, este tipo de soldagem também pode ser usado para prototipagem, onde recebe o nome de *Shaped Metal Deposition* (SMD), cuja aplicação é feita por meio de robôs industriais. Neste trabalho, a distribuição de calor que passa pela região adota o modelo de GOLDAK, CHAKRAVARTI e BIBBY (1984). Este modelo usa fórmulas analíticas para representar uma distribuição dupla elipsoidal de fluxo de calor de acordo com diversas variáveis (tempo, geometria, corrente, voltagem etc.). A técnica EBD foi aplicada no modelo de elementos finitos para a adição de material. Ao confrontar os resultados do experimento com os obtidos pela simulação numérica, percebeu-se que as temperaturas ficaram próximas das que foram obtidas por medição, com uma aproximação satisfatória.

SEYYEDIAN et al. (2012) fizeram um modelo 3D no *software Ansys* para comparar diferentes maneiras de soldar duas placas por meio da alteração da sequência e da direção do cordão de solda. Os autores também utilizaram a técnica *Element Birth and Death* para realizar o preenchimento do *gap* de solda. Para validar o modelo, os autores utilizaram dados experimentais. Os resultados numéricos e experimentais mostraram que a sequência e a direção da soldagem têm uma grande influência nas distorções angulares e nas tensões residuais longitudinais. Pelos resultados da sequência de soldagem indo do centro para as bordas da placa, notou-se que a magnitude de tensões residuais longitudinais diminuiu em comparação com soldagem convencional, que vai da esquerda para a direita (de ponta a ponta). Os autores concluíram que a soldagem simétrica, indo do centro em direção às bordas, pode ser usada como um método econômico para aliviar as distorções angulares em placas soldadas com junta tipo topo.

CHEN B. et al. (2014) fizeram uma comparação entre dois modelos numéricos desenvolvidos no *software Ansys* e um experimento de soldagem com arco elétrico em chapas. Um dos principais intuítos foi analisar quais dos modelos numéricos desenvolvidos mais se aproximava do resultado experimental. Um modelo numérico foi desenvolvido com a técnica EBD e o outro não. Além disso, durante o processo foi adotado o calor específico (explicado na seção 2.2 desta tese) para quantificar o ciclo térmico de soldagem, cujas propriedades foram extraídas da literatura (ATTARHA e SATTARIFAR, 2011). Ao confrontar os dados do experimento térmico com os dois modelos numéricos desenvolvidos, apenas o modelo com a técnica *Element Birth and Death* se aproximou dos resultados experimentais. Com isso observou-se o quão importante é a técnica EBD para a caracterização dos efeitos do ciclo térmico da soldagem.

PERIC et al. (2014) desenvolveram dois modelos 3D para comparar a utilização de elementos finitos do tipo casca (*shell*) com a utilização de uma malha sólida. Com o uso do *software Abaqus*, o principal intuito foi verificar a melhoria na eficiência computacional e a precisão em processos de soldagem comparando um modelo todo em malha 3D com um modelo possuindo malha 3D somente na região de solda, onde o restante foi preenchido com malha 2D (*Shell*). A técnica *Element Birth and Death* foi adotada para caracterizar o preenchimento de material fundido no *gap* de solda de ambos os modelos. Ao confrontar os resultados de distorções e tensões residuais entre os modelos numéricos notou-se que houve uma aproximação adequada, não só com os dados experimentais, mas principalmente entre os modelos de elementos finitos. Quanto ao custo computacional, o método de simplificação das chapas por elemento do tipo *shell* foi eficaz para análise estrutural podendo reduzir em até 42% do tempo total de uma análise em comparação ao modelo convencional usando uma malha 3D em toda a geometria (PERIC et al., 2018).

SAGAR, GOPE e CHATTOPADHYAYA (2018) fizeram um estudo numérico e experimental com soldagem TIG em liga de titânio Ti-6Al-4V. O fluxo de calor foi aplicado segundo o aporte de calor ou de energia necessária para a soldagem (relacionado por meio da velocidade e da energia disponível calculada pela corrente elétrica, tensão e eficiência). Neste trabalho não houve uma preocupação no histórico de temperaturas, mas sim com os picos de temperatura obtidos. Com isso os autores adotaram apenas as propriedades térmicas fixas (densidade, calor específico, condutividade). O avanço da solda foi feito por meio da técnica elemento *Element Birth and Death* aplicando o aporte de energia (medido em J/cm). Ao comparar a análise numérica com a parte experimental verificaram que os picos de temperatura foram coincidentes com o experimento, o que permitiu validar o modelo com a técnica EBD.

SHIRI e HEIDAR (2019) desenvolveram um modelo 2D simétrico no centro de solda para simular o processo de soldagem TIG de placas. O modelo representa um corte transversal na direção de solda e para compensar os efeitos térmicos que existem ao redor do plano de estudo a condição de contorno foi iterativa. Com isso, na medida em que o cordão de solda avança de encontro ao plano do modelo 2D, era adicionado no modelo o fluxo de calor pertinente para representar o processo. Além disso, a técnica EBD foi inserida para garantir a representatividade da adição das três camadas de metal fundido nos dois tipos de chanfros analisados (V e X). Ao confrontar os resultados experimentais térmico e mecânico com os modelos numéricos notaram diferenças significativas principalmente no chanfro em V. Os autores observaram que quando a velocidade de soldagem é muito maior que a velocidade de condução de calor o modelo pode ser considerado bidimensional, o que é eficaz e acelera a simulação. Isto foi comprovado por meio da comparação do modelo numérico com os dados experimentais. Note que em ambos os chanfros dos modelos numéricos usou-se a técnica EBD que, mesmo em 2D foi essencial para a aproximação dos resultados.

MARQUES, SILVA e PEREIRA (2020) fizeram um levantamento dos principais trabalhos de modelagem numérica de soldagem por fusão de placas com o intuito de detectar a precisão dos vários modelos numéricos da literatura em confronto com os experimentos de cada trabalho. Este trabalho teve um viés mais voltado ao mercado, a fim de mostrar como os diversos softwares analisados se comportam para as aplicações nas industriais de soldagem de placas. No trabalho, os autores compararam vários *softwares* comerciais e os seus recursos para a caracterização da soldagem. Dentre eles estão: o *Abaqus*, *Ansys*, *Comsol* e *Sysweld*. Grande parte dos trabalhos analisados pelos autores usaram a técnica EBD para a adição de metal fundido na solda. Dentre eles, seguem alguns que ainda não foram mencionados na tese: STAMENKOVIC e VASOVIC (2009) usou o software *Ansys* para análise da tensão residual em soldagem de placas metálicas ASTM 36 por eletrodo revestido, KUMARI e SAIRAM (2013) adotou o *Sysweld* para simular a união de duas chapas por soldagem de feixe de elétrons (solda de alta intensidade de elétrons emitida sobre o material, também chamado de *Electron Beam Welding*), ARMENTANI, POZZI e SEPE (2014) optou pelo software *Abaqus* para modelar numericamente a junção permanente de placas por soldagem MIG, SELEVS, PERIC e TONKOVIC (2018) desenvolveu uma modelagem numérica da soldagem MAG de placas utilizando o *Abaqus* e LI et al. (2019) que modelou o processo de soldagem MAG em placas no software *Abaqus*. O comparativo de MARQUES, SILVA e PEREIRA (2020) mostrou que os resultados calculados nos modelos numéricos foram satisfatórios dentro do padrão de qualidade industrial em cada um dos processos. Além disso, observou-se que os modelos desenvolvidos no software *Comsol* possuem resultados melhores para análises térmicas, e os programas *Abaqus*, *Ansys* e *Sysweld* podem ser usados em análises termomecânicas complexas por oferecerem um suporte melhor tanto térmico quanto mecânico.

Diante das diversas produções científicas mencionadas anteriormente perceber-se que o uso da técnica *Element Birth and Death* para processos de soldagem por fusão é atual. Além disso, essa técnica permite calcular temperaturas que se aproximam adequadamente com os resultados obtidos experimentalmente. Por meio dos trabalhos científicos nota-se também que, em geral, são adotados o calor específico efetivo (explicado na seção 2.2 desta tese) para a caracterização do material envolvido na soldagem. Como a soldagem por fusão apresenta um contexto amplo de soldas e dado o objetivo deste trabalho, optou-se por aglutinar em um tópico apenas os artigos científicos que envolvem a soldagem aluminotérmica em trilhos.

3.2 Soldagem em trilhos

A soldagem em trilhos permite que a linha férrea seja contínua, possibilitando que a via permanente seja estendida para a utilização por trens de carga ou passageiros. Na sequência são apresentados os trabalhos mais preponderantes para a soldagem aluminotérmica de trilhos no contexto de análise térmica e mecânica.

WEBSTER et al. (1997) fizeram várias análises experimentais por difração de nêutrons em soldas aluminotérmicas de trilhos para mapear o campo de tensões residuais. Esse mapeamento foi fundamental para embasar o desenvolvimento de vários modelos numéricos da literatura, posteriormente (MOUALLIF et al., 2012; MOUALLIF, RADI e MOUALLIF, 2015; JOSEFSON et al., 2020; LIMA et al., 2022). A técnica consiste basicamente em empregar uma sonda que emite um sinal (feixe de nêutrons) no material, cuja rede cristalina possui espaços diferentes entre os átomos, conforme o estado de tensão residual. Em regiões de tração, alma do trilho por exemplo, os átomos estarão mais afastados na direção da deformação enquanto os átomos sob compressão (boleto e patim) estarão mais próximos. Com o feixe de nêutrons emitido no material é possível captar e mapear as deformações da rede cristalina da região onde a solda penetrou. Com isso, os autores conseguiram representar a distribuição das tensões em várias direções. A partir dos resultados obtidos, os autores observaram que o campo de tensões residuais produzido pelo procedimento padrão de soldagem aluminotérmica é benéfico quanto à propensão a falhas, sendo compressivo no bolete e no patim, na direção longitudinal.

Dentre as principais contribuições para o desenvolvimento de modelos de soldagem aluminotérmica em trilhos está o trabalho de CHEN et al. (2006a). Os autores desenvolveram um modelo numérico representando 1/4 de simetria da região de soldagem do trilho TR68 (AREMA 136RE), como mostra a Figura 12. O calor específico efetivo foi utilizado para caracterizar o comportamento do aço durante as transformações de fase. O principal intuito do artigo foi verificar a influência dos diversos parâmetros na soldagem aluminotérmica de trilhos no contexto exclusivamente térmico. Dentre os parâmetros analisados, podem ser citados: tempo de preaquecimento, tamanho do *gap* (vazio a ser preenchido entre as superfícies dos trilhos soldados) e temperatura do líquido no começo do processo. Com o modelo em conformidade com os experimentos, nos resultados obtidos identificou-se que o *gap* é o parâmetro que mais influência na soldagem aluminotérmica de trilhos, como pode ser visto na Tabela 1. Os efeitos dos outros parâmetros foram significantes apenas com o *gap* pequeno. Por meio da tabela, também é possível notar que depois do *gap* o tempo de preaquecimento e a temperatura líquida são os que mais influenciam o gradiente de temperatura e o tempo de solidificação.

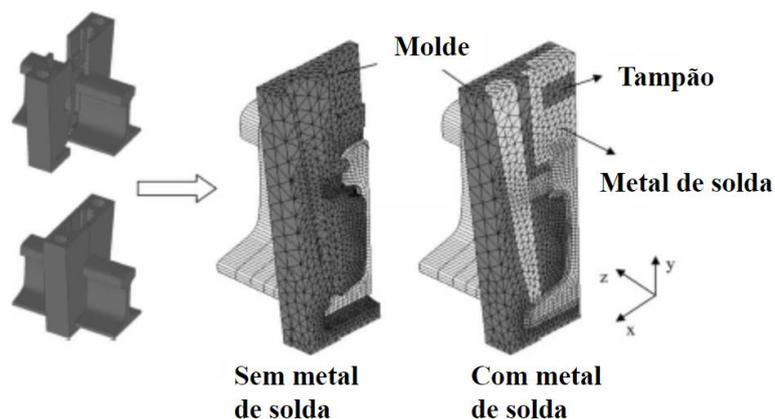


Figura 12 - Modelo numérico 3D com e sem o metal de adição, adaptado de (CHEN et al., 2006a).

Tabela 1 Influência dos parâmetros sobre as condições térmica, (CHEN et al., 2006b).

Parâmetro da solda	Efeito sobre	
	Gradiente de temperatura	Tempo de solidificação
Tempo preaquecimento	Moderado	Forte
Fluxo de calor	Fraco	Fraco
Tempo pos-aquecimento	Fraco	Fraco
Temperatura líquida	Forte	Forte
Temperatura ambiente	Fraco	Fraco
<i>Gap</i>	Muito forte	Muito forte

No trabalho seguinte dos mesmos autores, CHEN et al., (2006b), eles avaliaram, com o mesmo modelo, um dos principais problemas que ocorrem neste tipo de soldagem, chamado de gota fria (*cold lap*). Este tipo de defeito ocorre na interface sólido-líquido do metal quando existe uma fusão inadequada entre o metal de solda e a superfície do trilho. Os autores aproveitaram o modelo térmico desenvolvido, Figura 12, para analisar a que profundidade houve fundição do material soldado. Com esse parâmetro, foi possível quantificar a probabilidade de formação do defeito variando os parâmetros de soldagem. No trabalho foram alterados a temperatura líquida do metal durante o preenchimento do *gap* (T_L), o tempo de preaquecimento (t_{pre}) e o tamanho do *gap* da solda. Dentre os resultados, foi feito um mapeamento para a evitar a formação do defeito *cold lap*. Para simplificar os resultados foi construída a Tabela 2 que mostra os principais mapeamentos dentro dos parâmetros analisados para que não ocorra o defeito *cold lap*. Por meio dos resultados percebeu-se que duas alternativas poderiam evitar a formação do defeito *cold lap* na solda aluminotérmica de trilhos. A primeira seria usando o um *gap* maior (35 mm) que o padrão (25 mm) em conjunto com o mesmo tempo de preaquecimento somado com 2100°C de máxima temperatura do metal líquido adicionado. A segunda maneira poderia ser aumentando o *gap* para 38 mm em conjunto com tempo de preaquecimento maior (6,25 min) sendo mantido a temperatura máxima de metal líquido em 2050°C. Dada a profundidade deste estudo, os trabalhos destes autores foram importantes no desenvolvimento de outros modelos numéricos para representarem o processo de soldagem de trilhos (TUCHKOVA, 2011; MANZKE et al., 2018; JOSEFSON et al., 2020)

Tabela 2 Resumo dos resultados obtidos pela variação dos parâmetros de soldagem para evitar o defeito de *cold lap* (CHEN et al., 2006b).

	T_L	t_{pre} (min)	Gap (mm)
Solda convencional	2050	5	25
Alternativa 1	2100	5	35
Alternativa 2	2050	6,25	38

Existem diversos trabalhos que reproduzem por meio de modelagem numérica o processo de soldagem por centelhamento. No caso da soldagem por centelhamento (*Flash-butt*) é necessário modelar a resistência de transição entre as superfícies de soldagem para gerar a fonte de calor do processo. Dentre os principais trabalhos, TAWFIK, MUTTON e CHIU (2008) desenvolveram um modelo termomecânico em elementos finitos no *software Abaqus* para verificar a influência do resfriamento acelerado nas tensões residuais após o processo de soldagem no trilho. De acordo com os resultados das simulações, as tensões de tração na alma do trilho são as mais afetadas pelo rápido resfriamento. Segundo os autores, uma das maneiras de reduzir esse efeito seria o aquecimento da base do trilho ao final do processo.

ROSA e SANTOS (2009) compararam juntas aluminotérmicas convencionais de 90° com juntas em ângulos de 30° e 45°. Foram realizados ensaios de fadiga e dureza nas amostras soldadas para a inspeção da qualidade de acordo com as normas (NBR 11449, 1989; BSI, 1993; ABNT, 2002). Os trilhos adotados para a análise foram do tipo TR68 (AREMA 136RE), que são utilizados na Estrada de Ferro Carajás (EFC). Os resultados obtidos indicaram que as soldagens em ângulo tiveram um comportamento satisfatório dentro do requerido pelas normas. Os autores observaram também uma diminuição dos defeitos internos em relação ao processo convencional de soldagem a 90°. Contudo, destacaram a necessidade de melhorias no processo, principalmente no design do molde.

MOUALLIF et al. (2012) desenvolveram dois modelos numéricos em Elementos Finitos, com o programa *Ansys*, para estudar os defeitos de adesão (ligação) e porosidade em soldagem aluminotérmica em trilhos. O defeito de adesão ocorre na interface trilho/solda gerando uma região oca entre as superfícies podendo ser causado por falha no preaquecimento do trilho. Já o defeito de porosidade são pequenas bolhas causadas pelo aprisionamento de gás durante a solidificação. Os resultados obtidos indicaram um alto nível de concentração de tensões ao se incorporar os defeitos aos modelos. De acordo com o autor, os resultados numéricos mostraram que o defeito de adesão tende a concentrar mais as tensões que o defeito de porosidade. Em um trabalho posterior MOUALLIF, RADI e MOUALLIF (2015), os autores usaram um modelo similar ao anterior para acrescentar o efeito de carregamento da roda sobre o trilho. Para isso, utilizaram uma distribuição de pressão estimada pelo contato de Hertz (HERTZ, 1881). Os resultados confirmaram que o defeito de adesão foi o mais danoso ao trilho.

MANAKOV et al. (2018) por meio de um modelo numérico desenvolvido no *software LVMFLOW*, identificaram o tempo necessário para atingir a temperatura ideal para a remoção do excesso de material na região de solda sem afetar a dureza superficial adequada (340 - 360 Hb). O *software* russo *LVMFLOW* foi adotado para a simulação de fundição em moldes. Estudos preliminares detectaram que essa temperatura deve permanecer em torno de 600°C para que a dureza adequada do material seja mantida (YANYUSHKIN et al., 2017). Pelos resultados (numérico e experimental), percebeu-se que o modelo numérico foi condizente com a análise experimental. A partir desse resultado, foi possível detectar que o modelo numérico alcançou a temperatura de 600°C depois de 20 min a partir do vazamento do metal líquido em uma soldagem convencional de trilho.

MANZKE et al. (2018) propuseram um modelo térmico bidimensional simplificado do processo de soldagem aluminotérmica em trilhos composto pelas regiões do metal de solda, do molde e do trilho. O modelo foi desenvolvido utilizando o método das diferenças finitas e os resultados térmicos obtidos apresentaram um desvio de 16% em relação aos dados experimentais. Uma análise de sensibilidade demonstrou que a ZTA foi afetada significativamente pela temperatura de fusão do metal de solda e pelo calor específico do trilho.

JOSEFSON et al. (2020) desenvolveram dois modelos numéricos de soldagem aluminotérmica empregando o *software Abaqus*, a fim de avaliar o efeito da imposição de pressão nas faces da solda após o vazamento. A estratégia utilizada pelos autores consiste na modelagem do vazamento sem aplicar a técnica *Element Birth and Death* para a análise térmica e usando uma técnica *Silent Element* para a análise mecânica. Esta estratégia assume que na etapa de vazamento ocorre em um curto intervalo de tempo em que todo o conjunto de elementos finitos representando o metal fundido é ativado. Em seu trabalho, foram apresentadas também análises térmicas e mecânicas baseadas em diversos trabalhos da literatura (WEBSTER et al., 1997; CHEN et al., 2006; TUCHKOVA, 2011). Em simulações preliminares, os autores perceberam que os resultados não eram afetados pela inclusão das propriedades térmicas e mecânicas do molde no modelo. Com isso, o modelo foi desenvolvido considerando apenas as propriedades térmicas e mecânicas do trilho. Com o aumento da pressão na região de solda, observou-se o risco de surgimento de trincas devido ao aumento das tensões residuais nas regiões vizinhas, não melhorado as propriedades da solda com esta condição de soldagem.

ALVES et al. (2020) apresentaram um estudo experimental sobre a formação do defeito de *squat* nas bordas da ZTA em soldas aluminotérmica de trilhos. O *squat* é um tipo de falha por deformação plástica superficial no boleto do trilho formado pelo processo de *Rolling Contact Fatigue* (RCF) (KUMAR, 2006). De acordo com os dados de GRASSIE e KALOUSEK (1997), estima-se que o *squat* prejudica as rodas ferroviárias e a via permanente, podendo provocar descarrilamento da composição. Tendo em vista a gravidade deste tipo de problema, ALVES et al. (2020) desenvolveram experimentos metalúrgicos e tribológicos em amostras retiradas de trilhos soldados por soldagem aluminotérmica. Também foram analisados a composição química, o *gap* e o tempo de pré-aquecimento do processo de soldagem. Os resultados obtidos indicam que a formação de *squat* está associada às regiões de perlita esferoidizada formadas na ZTA das soldas. Os testes tribológicos detectaram que as regiões de baixa dureza apresentaram menor resistência ao desgaste que as regiões do metal de solda e do metal base. Além disso, as regiões da ZTA que apresentaram temperaturas entre 906°C e 630°C tiveram a dureza reduzida pela metade. Os resultados experimentais obtidos, como os da Figura 13, apontam que a alteração do tempo de pré-aquecimento proporciona um aumento significativo no comprimento da ZTA. De acordo com os autores, pode-se obter a redução da formação do *squat* reduzindo o tempo de pré-aquecimento; esta alteração proporciona uma diminuição significativa da quantidade de calor na ZTA, impactando diretamente na menor propensão à formação do defeito.

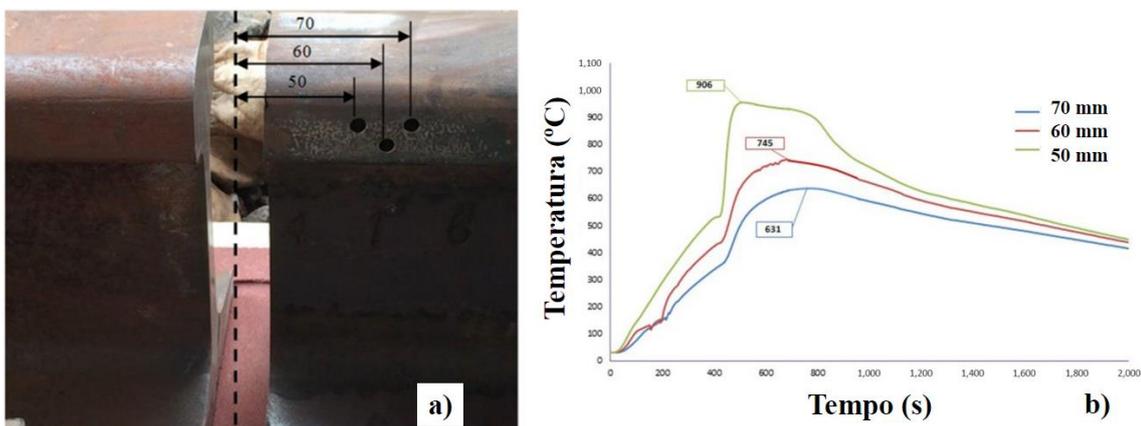


Figura 13 - Teste experimental de soldagem ATW: a) Localização dos furos dos termopares no trilho e b) Histórico de temperatura obtidos após o processo de soldagem aluminotérmica, adaptado de (ALVES et al., 2020).

Existem alguns casos em que o gap de solda padrão de 25 mm tenha que ser aumentado para até 50 mm a fim de eliminar algum trecho defeituoso na ferrovia. GALAY E LLINYKH (2021) desenvolveram um modelo numérico para análise térmica no software NovaFlow& Solid CV. O objetivo foi avaliar o quanto a ZTA é afetada pelo calor quando ocorre o aumento do gap de 25 para 50 mm. Os resultados da simulação mostraram que os limites da ZTA aumentaram de 30 a 60% do valor original (80 – 95 mm). Segundo os autores os resultados reforçam a importância de modelos numéricos para representar o processo ATW, pois podem ser utilizados no monitoramento de juntas soldadas em trilhos.

O desgaste de juntas soldadas por ATW ou por Flash weld é comum em ferrovias de alta carga e alta velocidade. LI et al. (2021) fizeram um estudo experimental do desgaste de juntas soldadas por ATW e Flash com o intuito de verificar em qual situação de ciclo de impacto o desgaste é mais severo nos tipos de soldas. Os resultados mostraram que a resistência à fadiga da junta soldada por flash foi maior do que a da soldada por ATW quando as cargas são de baixo ciclo de impacto. Em contrapartida, as cargas de alto ciclo de impacto, o desgaste da junta soldada por flash aumentou acentuadamente e sendo mais severo do que o da junta soldada ATW.

De acordo com SOVIC E GAVRILOVSKI (2022) o projeto de um bom molde também faz parte da execução de uma boa solda aluminotérmica. Anteriormente eram usados muitos métodos experimentais e caros para a verificação da turbulência, escoria dentre outros parâmetros que afetam a qualidade da solda ATW. Porém, com o intuito de verificar o desenvolvimento de novos moldes em conjunto com o pacote de software Nova Flow & Solid CV foi feito um comparativo do modelo numérico com experimentos em condições industriais. O trabalho apresentou que os resultados das simulações de vazamento de aço *thermite* foram satisfatórios de acordo com a norma EU 13740-1:2017. Os autores notaram que o software trouxe robustez e praticidade ao se enquadrar na norma.

KENDALL et al. (2023) fizeram um levantamento dos principais trabalhos para medição experimental das tensões residuais em componentes ferroviários. O objetivo deste artigo foi oferecer uma revisão das técnicas de medição de tensão residual para componentes ferroviários incluindo juntas soldadas. O estudo mostrou que abordagens destrutivas com métodos de corte e furo profundo são mais comuns para obter a tensão residual em soldas, pois com isso é possível captar as regiões termicamente afetadas internamente. Já abordagens não destrutivas como radiação síncrotron, magnetismo e difração de neutros são mais utilizadas em análise microestrutural.

Apesar de existirem na literatura vários modelos numéricos utilizando o método dos elementos finitos para simulação da soldagem aluminotérmica em trilhos, nenhum deles emprega a técnica *Element Birth and Death* para representar todo o processo de soldagem envolvendo a modelagem térmica e mecânica. Espera-se que, diferentemente das demais alternativas, a técnica EBD permita simular com precisão o preenchimento do *gap* pelo metal de adição na região de vazamento.

A técnica EBD consiste basicamente em ativar e desativar elementos de malha à medida que o metal de adição da solda preenche a região do *gap* entre o molde e os trilhos. Embora a técnica já tenha sido empregada em trabalhos para a modelagem da soldagem de placas finas e de espessura constante, ainda não foi usada para toda a modelagem da soldagem aluminotérmica de trilhos.

Visto a relevância de um estudo sobre a aplicação da técnica *Element Birth and Death* para a obtenção dos resultados de adição de material no *gap* de solda, conforme mostrou a literatura, um modelo numérico termo-elastoplástico foi desenvolvido. Todo o procedimento para a construção do modelo numérico bem como a definição dos principais fenômenos térmicos e mecânicos inseridos durante todo o processo de soldagem ATW são explicados na sequência.

4 Metodologia

Neste capítulo serão apresentados os métodos empregados para a modelagem computacional da soldagem aluminotérmica de trilhos ferroviários. Para validação do modelo foram realizadas simulações de soldagem de trilhos do tipo UIC60 as quais foram comparadas com trabalhos numéricos e experimentais da literatura (JOSEFSON et al., 2020). O modelo numérico proposto foi submetido a variações de parâmetros da solda, como o tamanho da região do *gap* e o tempo de preaquecimento, para a investigação da influência sobre o campo de tensão final na região de solda. Esta análise foi feita com um trilho do tipo TR68, considerando os dados experimentais térmicos previamente apresentados pela literatura (ALVES et al., 2020). Além disso, foram analisados os efeitos do processo ATW nas tensões resultantes para trilhos micro ligados à vanádio, bem como a aplicação do modelo para soldagem ATW em trilhos do tipo TR57.

O processo de soldagem foi modelado numericamente com o *software Ansys® APDL (Ansys Parametric Design Language)* (ANSYS, 2018). Este *software* utiliza o Método dos Elementos Finitos (MEF) para construir soluções aproximadas para as equações diferenciais de conservação de energia e de equilíbrio, que podem ser usadas para descrever o comportamento térmico e mecânico durante a soldagem. O modelo numérico realiza a análise termomecânica sequencialmente, conforme as etapas apresentadas no diagrama da Figura 14. Primeiramente, realiza-se uma análise térmica para o cálculo do campo de temperaturas. Em seguida, este resultado é utilizado como carregamento térmico na análise mecânica para o cálculo das tensões residuais geradas pelo efeito termomecânico. A transição entre as equações pode ser vistas com mais detalhes na literatura (TENG, 2003; COOK, 2007; ANSYS, 2018).

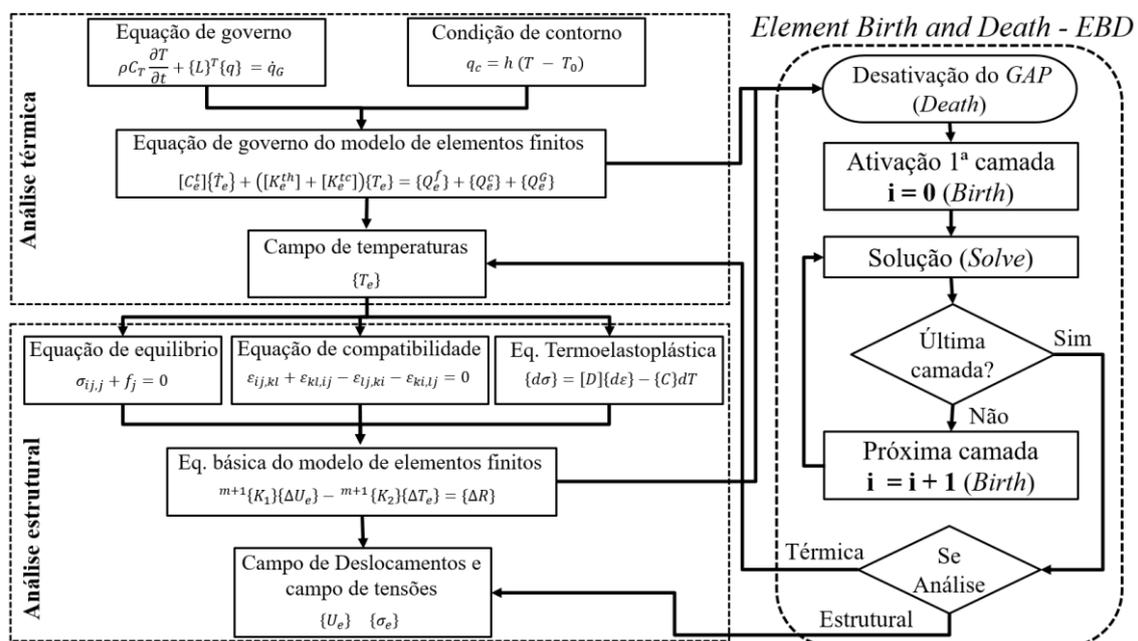


Figura 14 - Diagrama descrevendo a estratégia empregada para a análise termomecânica da soldagem aluminotérmica de trilhos (TENG, 2003; COOK, 2007; ANSYS, 2018)

onde:

$\{L\}$ é vetor coluna operador gradiente

$$\{L\}^T = [\partial/\partial x \quad \partial/\partial y \quad \partial/\partial z]$$

$\{q\} = -[D]\{L\}^T$ que representa o fluxo de calor por condução

$[D]$ representa a matriz de condutividade na análise térmica

q_G é o calor gerado pelo aporte térmico por unidade de volume

q_c é a perda de calor devido por convecção

h é o coeficiente de filme de referência

T é a temperatura no ponto determinado

T_0 é a temperatura ambiente

$[C_e^v] = \int_V \rho c \{N\} \{N\}^T dV$ representa a matriz do calor específico

V é o volume de controle do elemento diferencial

$\{N\}$ representa o vetor das funções de forma

$[K_e^{th}] = \int_V [B]^T [D] [B] dV$ representa a matriz de condutividade por difusão

$[B] = \{L\} \{N\}^T$ representa a matriz gradiente térmica ou a derivada das funções de forma

$[K_e^{tc}] = \int_{S_1+S_2} h_f \{N\} \{N\}^T d(S_1+S_2)$ representa a matriz de condutividade por superfície de convecção

$\{Q_e^f\} = \int_{S_1} \{N\} q_{sup} dS_1$ representa o vetor de fluxo de calor na superfície S_1

$\{Q_e^c\} = \int_{S_1+S_2} h_f \{N\} \{N\}^T d(S_1+S_2)$ representa o vetor de fluxo de calor de convecção

$\{Q_e^G\} = \int_V \{N\} q_G dV$ representa o vetor de fluxo de calor por aporte de calor da soldagem

$\{T_e\}$ representa o vetor de temperaturas nodais do elemento

σ_{ij} representa as componentes do tensor de tensões, sendo $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$

f_j representa as componentes das forças no corpo

$\varepsilon_{ij,kl}, \varepsilon_{kl,ij}, \varepsilon_{lj,ki}, \varepsilon_{ki,lj}$ representam as componentes da equação de compatibilidade para unicidade das funções de deslocamento e garantia de continuidade.

$\{d\sigma\}$ representa o incremento de tensão da parcela elástica e térmica

$[D] = \{D\}_{el} + \{D\}_{ep}$ representa a soma das matrizes de elasticidade e plasticidade na análise mecânica, respectivamente.

$\{d\varepsilon\}$ representa o vetor de incremento de deformação

$\{dT\}$ representa o incremento de temperatura

$\{C\} = \{D\}_{el} (\{\alpha\} + (\partial\{D\}_{el}^{-1}/\partial T)\{\sigma\})$ representa o vetor de carregamento térmico

${}^{m+1}\{K_1\} = \int_V [B]^T [D] [B] \{\Delta U_e\} dV$ representa a parcela de carregamento de deslocamento da análise incremental.

$\{\Delta U_e\}$ representa o vetor de incrementos de deslocamentos nodais do elemento

${}^{m+1}\{K_2\} = \int_V [B]^T \{C\} [M] \{\Delta T_e\} dV$ representa a parcela de carregamento de temperaturas da análise incremental

$\{\Delta T_e\}$ representa o vetor de incrementos de temperaturas nodais do elemento

$[M]$ representa a matriz função de forma da temperatura

$\{\Delta R\} = \int_V [B]^T \{\Delta \sigma_e\} dV$ representa a variação do incremento de carga durante a análise

$\{\Delta \sigma_e\}$ representa o vetor de incrementos de tensões do elemento

$\{T_e\}$ representa o vetor de temperaturas nodais do elemento

Conforme dito em parágrafos anteriores, inicialmente foram realizadas simulações de soldagem de trilhos UIC60 para validação do modelo proposto com trabalhos da literatura. Os resultados numéricos para os perfis de temperatura e os comprimentos das zonas termicamente afetadas (ZTA) e de fusão (ZF) obtidos com o novo modelo foram comparados com os resultados disponíveis nos trabalhos (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020) e os resultados das tensões residuais obtidos foram comparados com os trabalhos (WEBSTER et al., 1997) (JOSEFSON et al., 2020).

Com o modelo comparado com a literatura, com resultados adequados, foram obtidos resultados para uma simulação do processo de soldagem de um trilho TR68 em condições típicas da Estrada de Ferro Carajás (EFC). Por meio desse foi possível variar parâmetros de soldagem como o *gap* e o tempo de pré-aquecimento, apontados como principais fatores de influência térmicos e metalúrgicos em processos de soldagem aluminotérmica de trilhos (CHEN et al., 2006a; ALVES et al., 2020).

Por fim, para atender aos objetivos propostos ao escopo do trabalho foi avaliada a influência da mudança de material do trilho convencional para um trilho microligado, tendência atual de diversas ferrovias no mundo. Para isso, foram inseridos nos modelos as principais propriedades mecânicas de acordo com a literatura.

É importante reforçar que o modelo proposto adota a técnica *Element Birth and Death* com um dos diferenciais deste trabalho para representar a adição de metal no *gap* no processo de soldagem aluminotérmica de trilhos o que ainda não havia sido feito (LIMA et al., 2022). A seção seguinte apresenta a técnica em detalhes.

4.1 Técnica *Element Birth and Death* – EBD

A soldagem aluminotérmica de trilhos usa a adição de material fundido em alta temperatura pela redução dos óxidos metálicos a partir do alumínio. Este material é vazado em uma região denominada *gap*, que é limitada pelas paredes internas do molde e pelas superfícies transversais livres dos trilhos a serem soldadas. De acordo com CHEN, HASHEMZADEH e SOARES (2014), a técnica *Element Birth and Death* é uma ferramenta extremamente útil e adequada para simulação numérica de processos de soldagem por fundição, em especial porque permite a adição contínua de material ao longo do processo.

A técnica EBD parte de uma malha em elementos finitos inicial do trilho representando $\frac{1}{4}$ do modelo, conforme a Figura 15(a). Alguns elementos desta malha são selecionados para serem desativados para simular a região do *gap* inicialmente sem material, como mostra a Figura 15(b). Esta desativação é realizada pelo efeito *Death* da técnica por meio de um fator de escala do *software Ansys®* (ESTIF). A malha com o trecho já desativado pela técnica está representada na Figura 15(c). No caso de uma análise térmica, a condutividade do elemento é controlada por este fator; no caso de uma análise mecânica, é a rigidez do elemento que é moderada pelo mesmo fator. Quando o fator de escala é definido como um valor muito pequeno e é multiplicado pela condutividade local do elemento, o impacto desse elemento se torna insignificante na matriz de condutividade global do modelo. Além disso, os efeitos de cargas térmicas ou mecânicas, bem como a massa específica, calor específico e energia também acabam sendo diminuídos do

conjunto global de elementos. O valor do termo ESTIF adotado no presente trabalho para reduzir o efeito dos elementos desativados nas análises térmica e mecânica foi de 10^{-20} (LIMA et al., 2022).

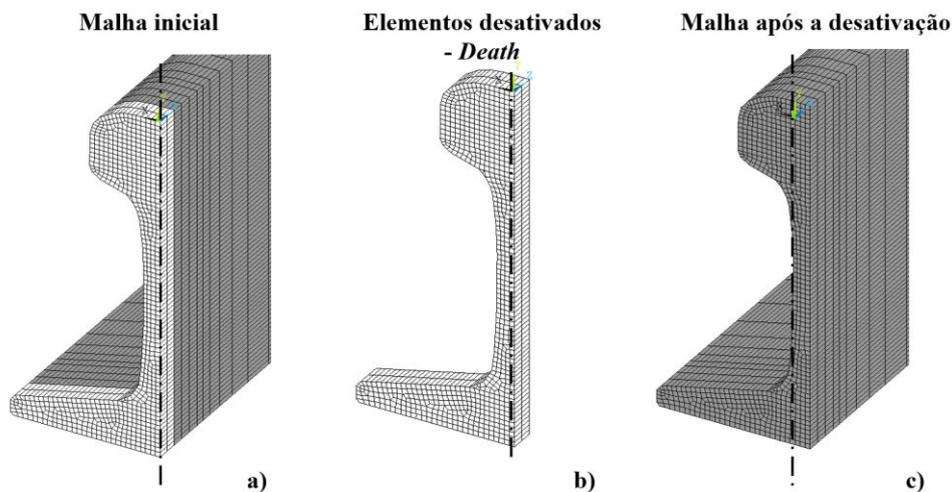


Figura 15 - Representação da desativação de elementos por meio da técnica EBD.

No caso do efeito *Birth*, os elementos são ativados na medida que o *gap* é preenchido na etapa de vazamento de metal fundido, conforme apresentado na Figura 16. Isto significa que os valores das propriedades dos elementos que foram praticamente zerados voltam a assumir os seus valores de antes da desativação. Os detalhes do grupo de elementos desativados e ativados pela técnica EBD no modelo proposto são apresentados e discutidos posteriormente.

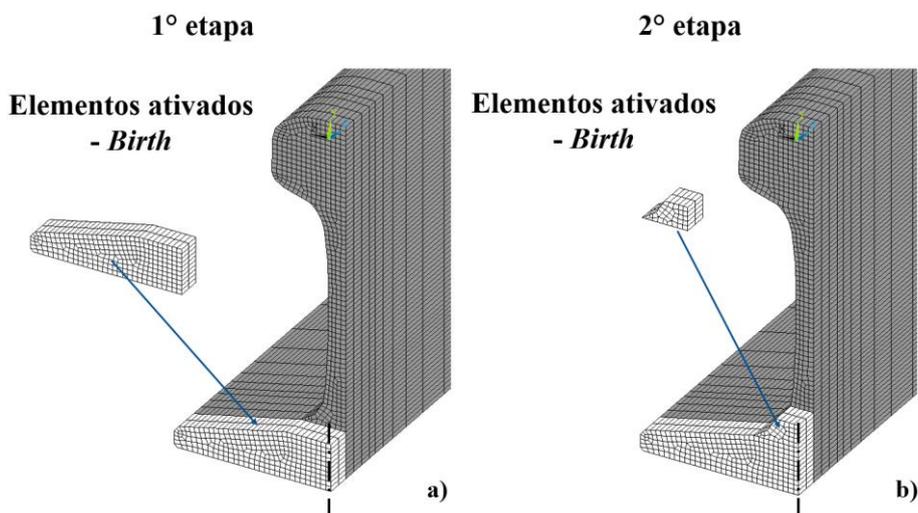


Figura 16 - Representação da ativação de elementos por meio da técnica EBD.

4.2 Modelo numérico de validação

Para a validação da simulação do processo de soldagem ATW em trilhos ferroviários foram adotados trabalhos da literatura com modelamentos numéricos utilizando o método dos elementos finitos (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020). Neste trabalho, para simular a etapa de vazamento e preenchimento do *gap* ao longo do tempo, foi utilizada a técnica *Element Birth and Death* (EBD). Esse método simula a adição (*Birth*) e remoção (*Death*) de elementos em uma malha de modo controlado (ANSYS, 2018). Além disso, o modelo numérico desenvolvido foi dividido em análise térmica e mecânica.

4.2.1 Análise térmica

O modelo do trilho para a análise térmica usa elementos do tipo SOLID70, disponível na biblioteca de elementos do *software* Ansys® APDL. Este elemento é de primeira ordem podendo ser hexaédrico ou prismático. Ele é aplicado para análise térmica 3D nos estados estacionários ou transientes e possui um grau de liberdade por nó (temperatura). Com isso, o modelo desenvolvido possui 47000 nós distribuídos em 38000 elementos, como apresentado na Figura 17. Na região de solda (Z_0 a Z_2), foram utilizados elementos mais refinados (cerca de 2,5 mm), aumentando-se o tamanho gradualmente no sentido longitudinal (eixo Z) à medida que se atingem posições mais afastadas desta interface (Z_3). Tal distribuição seguiu o que foi apresentado em diversos trabalhos sobre o assunto (SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005; JEZZINI-AOUAD, 2010; JOSEFSON et al., 2020; LIMA et al., 2022). Devido à simetria geométrica, apenas 1/4 do trilho foi modelado.

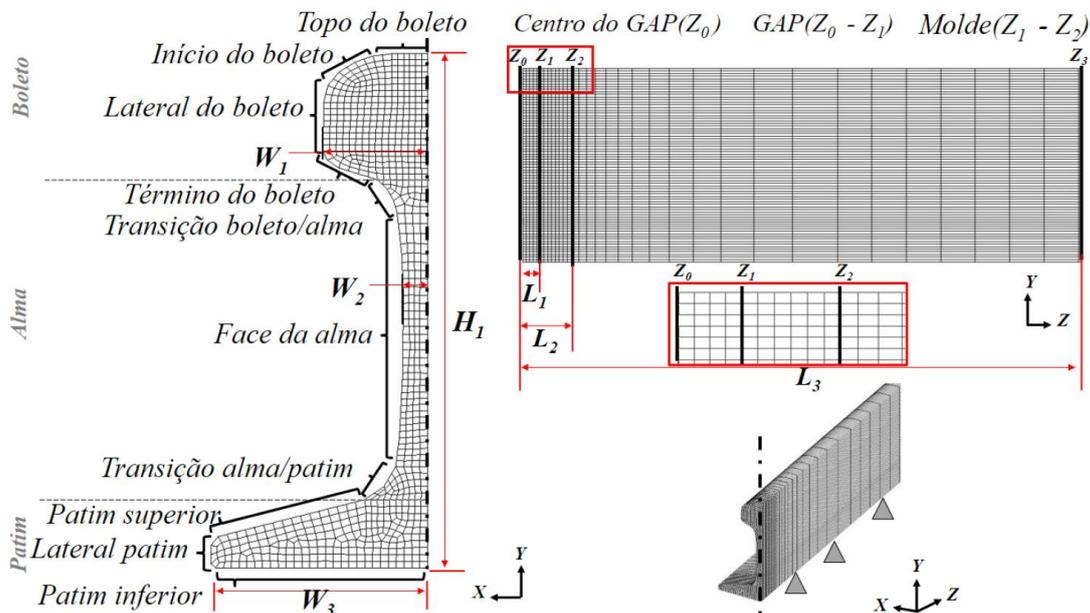


Figura 17 - Malha de elementos finitos do modelo para as análises térmica e mecânica.

Foram utilizadas as dimensões do trilho UIC60, Figura 18, na construção do modelo numérico inicial. Na Figura 17 e na Tabela 3 são apresentadas as configurações geométricas e os nomes das regiões da seção transversal do trilho usadas na construção do modelo numérico.

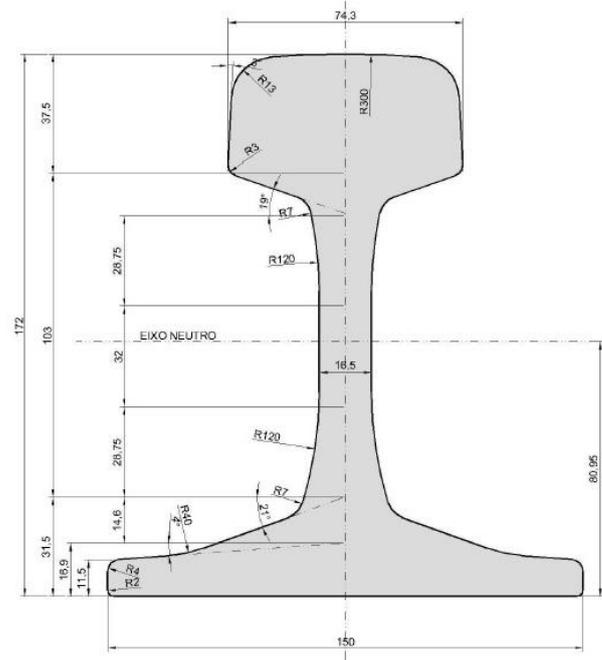


Figura 18 - Dimensões (mm) do trilho UIC60 (MARUCA, 2021).

Tabela 3 Dimensões do modelo numérico 3D para o trilho tipo UIC60.

Parâmetros	Símbolo	Valores (mm)
Comprimento do bolete	W_1	37
Comprimento da alma	W_2	8,25
Comprimento do patim	W_3	75
Altura do trilho	H_1	172
Gap	L_1	12,5
Gap + Molde	L_2	32,5
Comprimento total do trilho	L_3	1500

4.2.1.1 Propriedades térmicas

A densidade dos materiais do trilho e da solda foi mantida constante ($\rho = 7880 \cdot 10^{-9} \text{kg mm}^{-3}$) durante todas as etapas do processo de soldagem. As propriedades térmicas que variam com a temperatura são apresentadas na Figura 19. Para quantificar o calor latente liberado ou absorvido durante as transformações de fase, foi utilizado o calor específico efetivo, definido pela expressão da Equação (15) (MORGAN, 1978; LINDGREN, 2001; REDDY, 2010).

Com a curva de entalpia específica H (Figura 19) é possível resolver problemas de transformação de fase com mudança de estado, baseando-se apenas nas propriedades de condutividade térmica e calor específico efetivo do material. A curva C_p obtida pela Equação (15) está também representada na Figura 19. Na Equação (15), o termo $H_n - H_{n-1}$ representa a variação da entalpia específica após uma iteração de tempo na simulação numérica e $T_n - T_{n-1}$ representa a variação de temperatura neste mesmo intervalo de tempo.

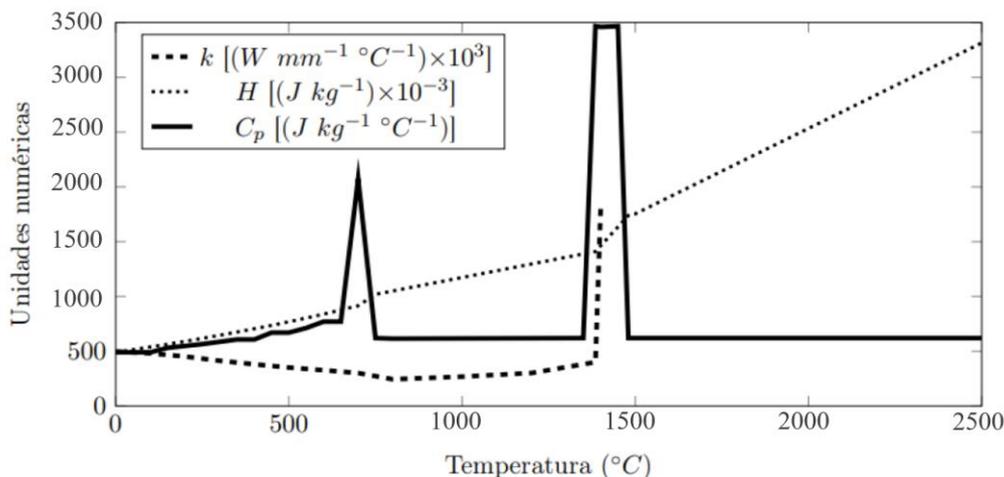


Figura 19 - Gráficos das propriedades térmicas do trilho em função da temperatura (CHEN et al., 2006a; JOSEFSON et al., 2020).

O material do trilho UCI60 utilizado foi o aço R260 (BEVAN et al., 2018). A composição química do material pode ser vista na Tabela 4. As temperaturas *liquidus* (T_L) e *solidus* (T_S) definem os pontos de mudança de fase e de estado, respectivamente. Para o material adotado, foi considerado $T_L = 1465^\circ\text{C}$ e $T_S = 1380^\circ\text{C}$ (CHEN et al., 2006a; JOSEFSON et al., 2020). Outra propriedade térmica importante para simulação do processo é a temperatura que representa a Zona Termicamente Afetada (ZTA), que, no presente trabalho foi adotada como sendo $T_{ZTA} = 723^\circ\text{C}$.

Tabela 4 Composição química do material R260 do trilho UIC60 em peso percentual (Wt. %) (BEVAN et al., 2018).

C	Si	Mn	P _{max}	S _{max}	Cr _{max}
0.62-0.80	0.15-0.58	0.70-1.20	0.025	0.025	0.15

4.2.1.2 Condições de contorno do modelo Térmico

As condições de contorno térmicas foram aplicadas ao modelo numérico de acordo com cada etapa do processo ATW (Figura 7). Os tópicos que se seguem apresentam cada uma das etapas:

Etapa inicial: A temperatura inicial do trilho e do ambiente foram consideradas como $T_0 = 18^\circ\text{C}$. A superfície correspondente ao plano de simetria XY em Z_0 (Figura 17) e as superfícies do plano de simetria YZ no centro do trilho, de Z_0 até Z_3 , foram consideradas adiabáticas (Figura 17). A transferência de calor por convecção da superfície do trilho para o meio ambiente foi modelada utilizando um coeficiente de transferência de calor na interface dependente da temperatura $h(T)$, como apresentado na Figura 20. Este perfil de $h(T)$ foi aplicado nas superfícies externas do trilho, desde o topo do boleto até o patim inferior. Para simular a troca de calor por condução nos suportes de 40 mm que apoiam os trilhos, Figura 17, foi aplicado um coeficiente de transferência de calor por convecção $h_{sup} = 13 \times 10^{-6} \text{ Wmm}^{-2}\text{C}^{-1}$ nas três regiões da superfície do patim inferior do trilho (JOSEFSON et al., 2020). Essas superfícies estão localizadas a 207,5, 492,5 e 817,5 mm do eixo Z a partir do plano de simetria XY em Z_0 conforme a Figura 17.

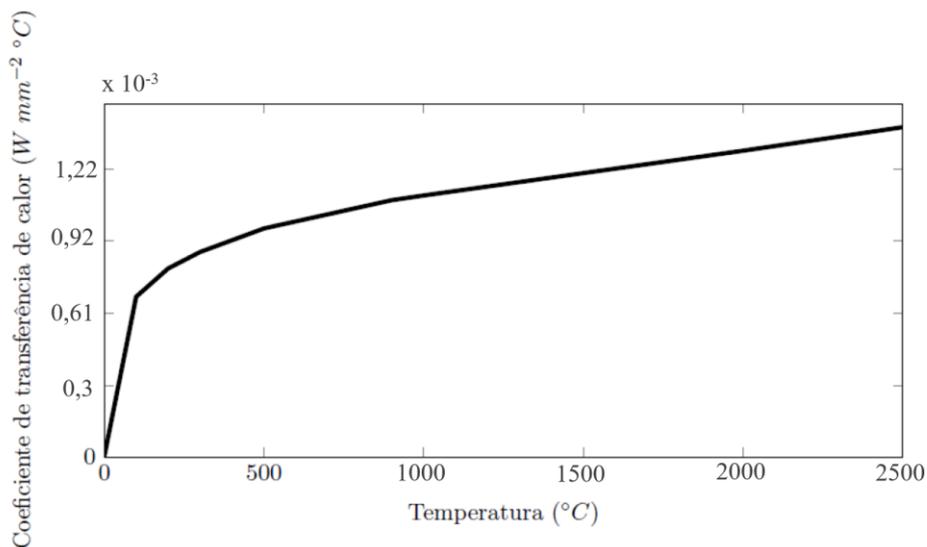


Figura 20 - Coeficiente de transferência de calor em função da temperatura (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020).

Etapa de pré-aquecimento: Nesta etapa, os elementos contidos na região do *gap*, entre os planos Z_0 a Z_1 , são desativados pela técnica *Element Birth and Death*. Toda a seção transversal no plano Z_1 foi aquecida por meio de um fluxo de calor $\phi_{pre}(y)$, que varia em função da altura do trilho, conforme apresentado na Figura 21. O tempo total dessa etapa é de 3 min (ESVELD, 2001) (JOSEFSON et al., 2020). Para simular a troca de calor por condução do trilho para o molde durante a etapa de pré-aquecimento e nas etapas subsequentes, foi aplicado um coeficiente de transferência de calor $h_{mold} = 13 \times 10^{-6} \text{ Wmm}^{-2} \text{ °C}^{-1}$ nas superfícies externas da região entre Z_1 e Z_2 (JOSEFSON et al., 2020).

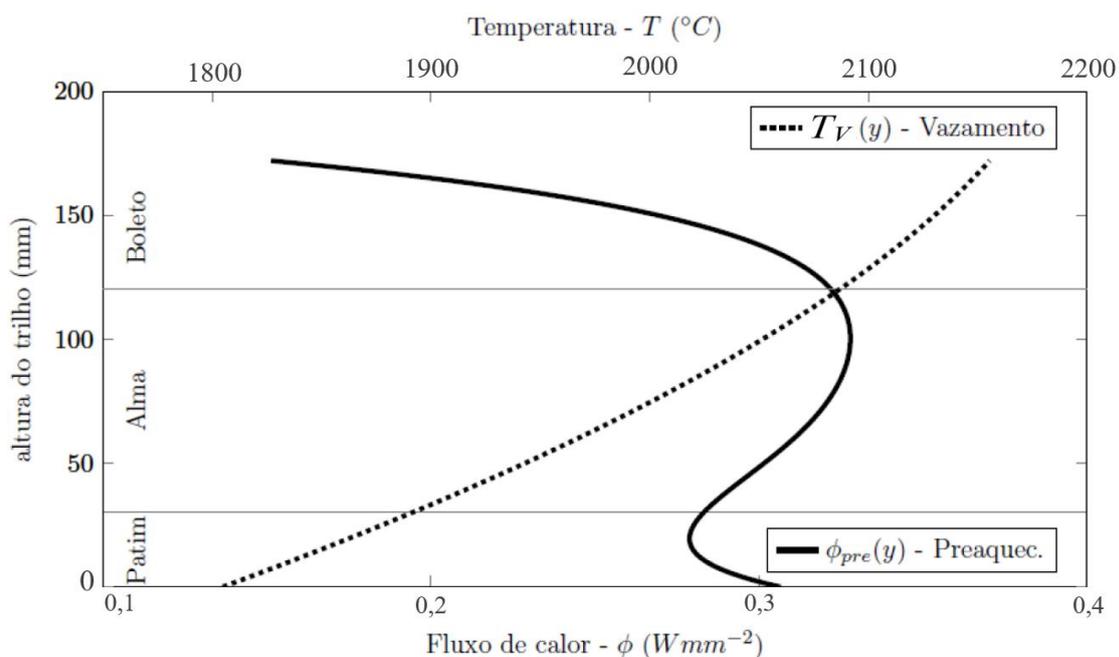


Figura 21 - Fluxo de calor, $\phi_{pre}(y)$, e temperatura de fusão, $T_V(y)$, em função da altura do trilho, usados durante o preaquecimento e vazamento, respectivamente (CHEN et al., 2006).

Etapa de pós-aquecimento: Após o pré-aquecimento, o fluxo de calor $\varphi_{pre}(y)$ na face Z_1 é interrompido e ocorrem as trocas de calor por condução no trilho e convecção para o ambiente. Na prática, o tempo total deste processo pode variar de acordo com a operação de soldagem. No trabalho de LIMA et al. (2022) para validação usou-se o tempo de 1 min conforme a literatura (JOSEFSON et al., 2020).

Etapa de vazamento: Nesta etapa, ocorre o vazamento de metal líquido por meio da reação exotérmica. No modelo numérico a região do *gap* foi dividida em grupos distintos de elementos ao longo do eixo Y, que são ativados pela técnica EBD ao longo do tempo de vazamento. Ao serem ativados, os elementos são inseridos com temperaturas nodais $T_v(y)$, que variam conforme apresentado na Figura 21. O tempo de duração de cada acréscimo dos elementos foi calculado de acordo com o percentual de volume inserido em um vazamento convencional, limitado em um total de 10 segundos para todo o volume de solda. Os efeitos convectivos do metal no estado líquido foram desprezados na simulação. A estratégia discutida em CHEN et al. (2006) foi usada para compensar os efeitos convectivos negligenciados. Isto significa multiplicar por um fator de cinco a condutividade quando o material ultrapassa a temperatura de fusão, Figura 19. Para simular o efeito da condução de calor da solda para o molde, foi aplicado um coeficiente de transferência de calor por convecção $h_{gap} = 13 \times 10^{-6} \text{ Wmm}^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ nas superfícies externas do trilho nesta região (faixa de Z_1 a Z_2 da Figura 17).

Etapas de solidificação, remoção do molde e resfriamento: Durante essas etapas ocorre uma troca de calor por condução do metal líquido para os dutos de injeção do molde na região de solda. Para simular estes efeitos térmicos, foi estimado o valor global do fluxo de calor correspondente na região externa do trilho em um modelo bidimensional à parte. Este modelo dos dutos possui 11021 nós distribuídos em 5857 elementos triangulares, do tipo PLANE55, do software Ansys® APDL (ANSYS, 2018), conforme apresentado na Figura 22. Para simular a etapa de solidificação e a distribuição de temperaturas logo após o vazamento, a distribuição de temperatura $T_v(y)$ (Figura 21) foi utilizada como condição inicial para o modelo bidimensional. Os elementos contidos nas regiões preta e cinza (Figura 22(a)) trocam calor por convecção ($h_{ext} = 13 \times 10^{-6} \text{ Wmm}^{-2} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$) durante 300 segundos nas regiões indicadas pelas setas vermelhas na Figura 22(b).

Em seguida, para simular a remoção do molde e do excesso de metal de solda sob o trilho na região do *gap*, o material em torno do trilho, representado pela região cinza na Figura 22(a), é desativado pela técnica EBD. A partir daí inicia-se a etapa de resfriamento, na qual o restante do modelo, representado pela região preta na Figura 22(a), troca calor com o ambiente externo por meio do coeficiente convectivo $h(T)$, descrito na Figura 20. Este resfriamento ocorre em todas as linhas externas da região preta, que representam as superfícies em contato com o ar após a remoção do molde, durante 158 min (JOSEFSON et al., 2020).

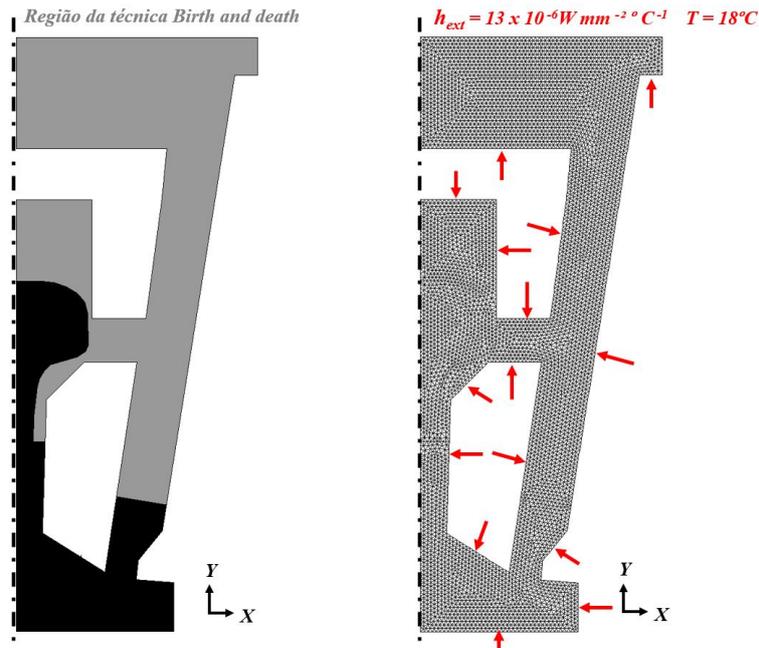


Figura 22 - Modelo bidimensional: (a) Geometria e (b) malha de elementos finitos com condições de contorno térmicas .

Com o modelo bidimensional, foi possível estimar o fluxo global de calor ao longo do tempo, $\varphi_{2D}(t)$, na região externa do trilho, durante as etapas de solidificação, remoção do molde e resfriamento. As curvas contabilizam o fluxo de calor em todas as regiões externas do trilho (Figura 23) e foram diferenciadas por cores. As curvas obtidas no modelo bidimensional foram compatibilizadas e inseridas como fluxo de calor nas respectivas superfícies externas do *gap* (Z_0 a Z_1) no modelo 3D. Com isso, as superfícies externas do *gap* passam a contabilizar a perda de calor característica dessa região durante o restante das etapas de solidificação e remoção de molde (300 s) e resfriamento (158 min).

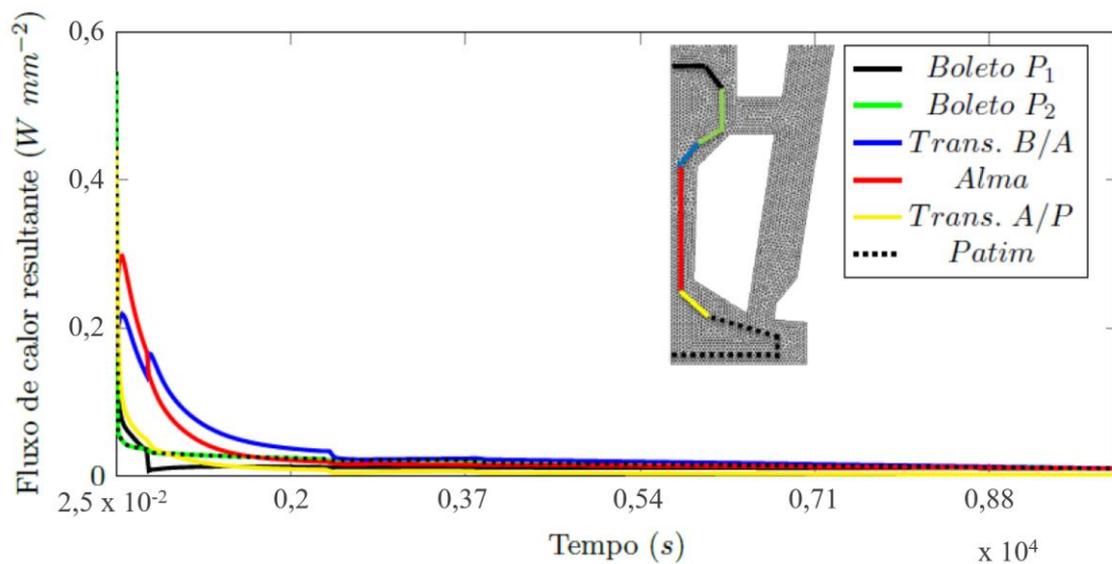


Figura 23 - Fluxo de calor em função do tempo obtido com o modelo bidimensional em regiões específicas do trilho.

No final da análise térmica, além de obter as temperaturas nodais, foi possível estimar a profundidade da Zona de Fundição (ZF) após o vazamento do metal de adição e a Zona Termicamente Afetada (ZTA). De acordo com (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020) a obtenção destas regiões pode ser feita pela temperatura da ZF (T_{ZF}) e pela temperatura da ZTA (T_{ZTA}). As temperaturas de ZF e ZTA foram $T_{ZF} = 1465^{\circ}\text{C}$, $T_{ZTA} = 723^{\circ}\text{C}$, respectivamente.

De acordo com THOMAS (1985) por meio dos dados da composição química do material do trilho é possível calcular de maneira empírica a temperatura de fusão (T_{ZF}), como mostra a Equação (37). Já a ZTA pode ser medida a partir da temperatura onde não existem mais mudanças significativas na microestrutura do aço, ou seja, em temperaturas inferiores à 727°C (WAINER, 1992; KREITH, 2012; VILLANI, 2016).

$$T_{ZF} = 1537 - 88(\%C) - 5(\%Cu) - 8(\%Si) - 5(\%Mn) - 2(\%Mo) - 4(\%Ni) - 1,5(\%Cr) - 2(\%V) - 30(\%P), \quad (37)$$

4.2.1.3 Refino de malha

Antes de que o processo de validação o modelo numérico fosse iniciado, foi feito um teste de refinamento de malha. A Figura 24 mostra uma das malhas geradas no modelo para esse teste. Nota-se que a região do *gap* de solda apresenta uma malha mais refinada, enquanto o restante do modelo apresenta uma malha menos refinada, justamente com a finalidade de diminuir o esforço computacional e o tempo de simulação. As malhas foram formadas por elementos hexaédricos de oito nós e prismáticos de seis nós para a devida adaptação à geometria do trilho.

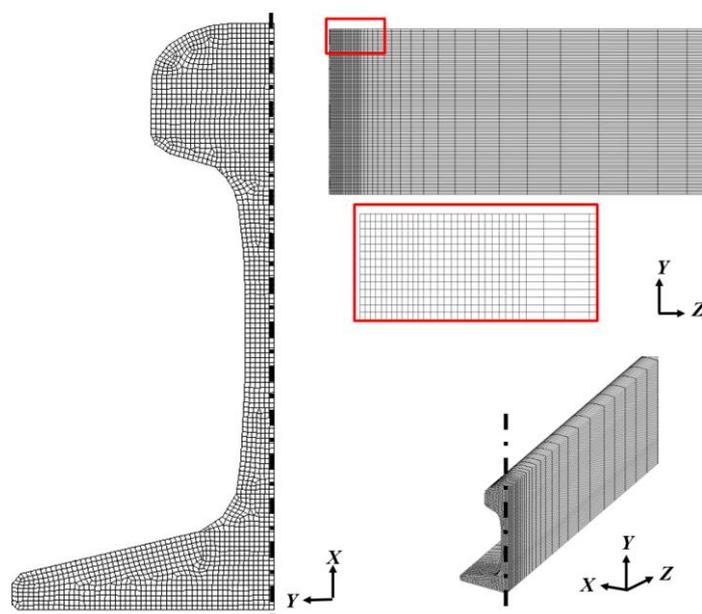


Figura 24 - Representação do refinamento de malha com tamanho de 1 mm na região do *gap* de solda para o modelo UIC60.

Com o objetivo de analisar o efeito do refinamento de malha na região central do modelo, foram realizadas análises térmicas utilizando um refinamento gradativo com um tamanho de 1, 2, 3 ou 4 mm na região do *gap*. Os parâmetros de simulação foram os mesmos ditos anteriormente, utilizados de acordo com a literatura (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020). A Figura 25 mostra o ciclo térmico obtido logo após o vazamento para os diferentes tamanhos de malhas. Nota-se que quando o tamanho da malha diminui de 3 para 2 mm, a diferença é a mais relevante

(aproximadamente 5%), principalmente na região de 0 a 300 s. No restante do perfil térmico não houve alterações significativas entre as malhas. Logo, optou-se por uma malha de 2,5 mm, que se encontra dentro da faixa que vai de 2 a 3 mm, com o objetivo de diminuir o esforço computacional. Além disso, o tamanho 2,5 mm foi o mesmo adotado em diversos trabalhos da literatura (CHEN et al., 2006; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005; JEZZINI-AOUAD, 2010; JOSEFSON et al., 2020). A malha para a análise térmica será a mesma para análise mecânica.

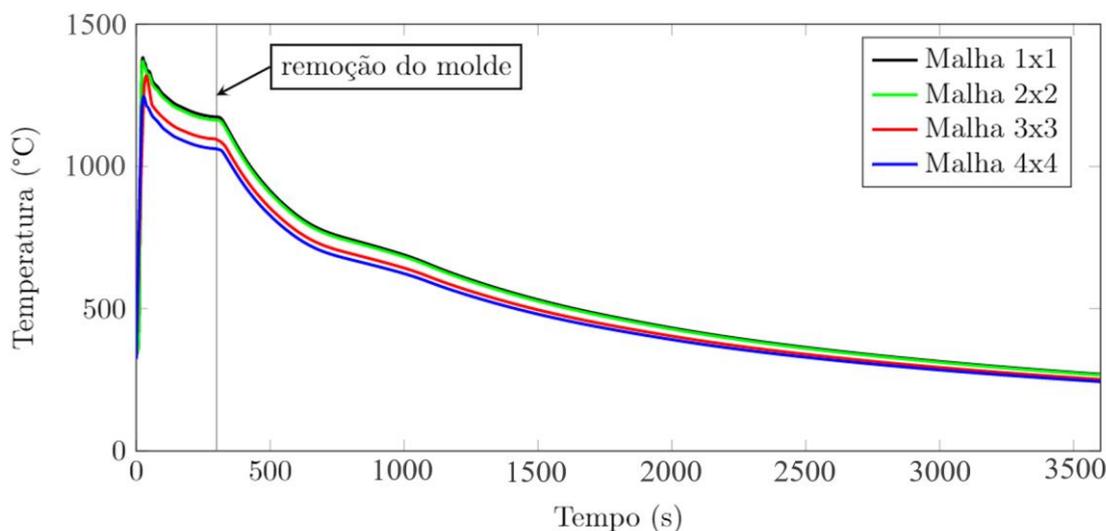


Figura 25 - Comparativo do ciclo térmico para um ponto no centro do boleto no *gap* nos diferentes tipos de refino de malha após o vazamento do processo.

4.2.2 Análise mecânica

O processo de soldagem aluminotérmica induz dilatações térmicas significativas pelas altas variações de temperatura envolvidas, gerando deformações e, conseqüentemente, tensões residuais no material durante as etapas do processo. Para o cálculo destas tensões residuais provenientes dos efeitos termomecânicos da soldagem, o modelo realiza uma análise termoelastoplástica, que utiliza o campo de temperaturas calculado na análise térmica anterior como carregamento térmico inicial. A análise mecânica utiliza a mesma malha da análise térmica (Figura 5) com elementos do tipo SOLID45 do *software* Ansys® APDL. Este elemento é de primeira ordem podendo ser hexaédrico ou prismático. Ele é aplicado para análises mecânicas 3D estáticas ou dinâmicas e possui três graus de liberdade por nó para calcular o descolamento (ANSYS, 2018).

Foi considerado o regime de grandes deformações (NLGEOM) na região de solda devido à não linearidade do material, dada pelo comportamento elastoplástico em altas temperaturas, e à não linearidade geométrica, devido à mudança de rigidez decorrente da adição de material pela técnica *Element Birth and Death*. O modelo elastoplástico é dependente da temperatura e utiliza a regra de encruamento cinemático para descrever o comportamento inelástico do material do trilho durante o carregamento térmico cíclico da soldagem (RADAJ, 2003).

Um trecho de 200 mm de trilho a partir do plano Z_0 foi modelado com o material em regime elastoplástico. De acordo com JOSEFSON et al. (2020), esse trecho compreende a região de principal interesse do problema, onde ocorrem as tensões residuais devido aos elevados gradientes de temperatura que surgem no processo de soldagem. Essa limitação reduz significativamente o tempo computacional da simulação numérica, como esperado. Além disso, o efeito da deformação visco-plástica foi negligenciado, pois o tempo de permanência do metal

líquido em alta temperatura é relativamente curto. O restante do trilho foi modelado com material linear elástico isotrópico por meio da Lei de Hooke.

4.2.2.1 Propriedades mecânicas

O módulo de Young (E) e o coeficiente de Poisson (ν) foram considerados dependentes da temperatura e são apresentados na Figura 26. Valores de coeficiente de Poisson próximos de 0,5 podem ser usados para caracterizar matérias hiperelásticos que necessitam de modelos constitutivos específicos para a representação como: Neo-Hookean, Ogden, Yeoh etc. (CALLISTER e RETHWISCH, 2011; SHAHZAD et al., 2015; LIMA et al., 2022). Considerando que a análise desse tipo de material não é o foco desta tese, que é focada em aço, o valor de $\nu(T)$ é considerado inferior a 0,5. Tal definição permite prever o comportamento do material quando solicitado mecanicamente, sem perda de representatividade.

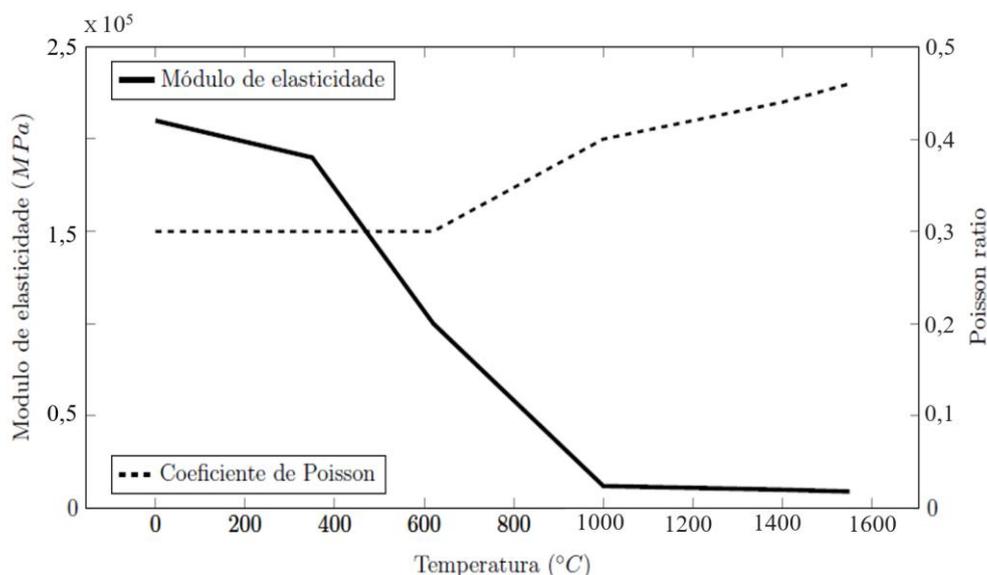


Figura 26 - Módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson do trilho dependentes da temperatura (JOSEFSON et al., 2020).

A variação da tensão de escoamento e o módulo tangente (inclinação da curva tensão-deformação) no regime plástico são mostrados na Figura 27 em função da temperatura. Percebe-se que, em temperaturas acima de 600°C, o comportamento do material é considerado perfeitamente plástico, como pode ser observado pela inclinação das curvas para cada temperatura (JOSEFSON et al., 2020). Para caracterizar esse comportamento foi utilizado o modelo bilinear de encruamento cinemático (BKIN) do *software* Ansys® APDL.

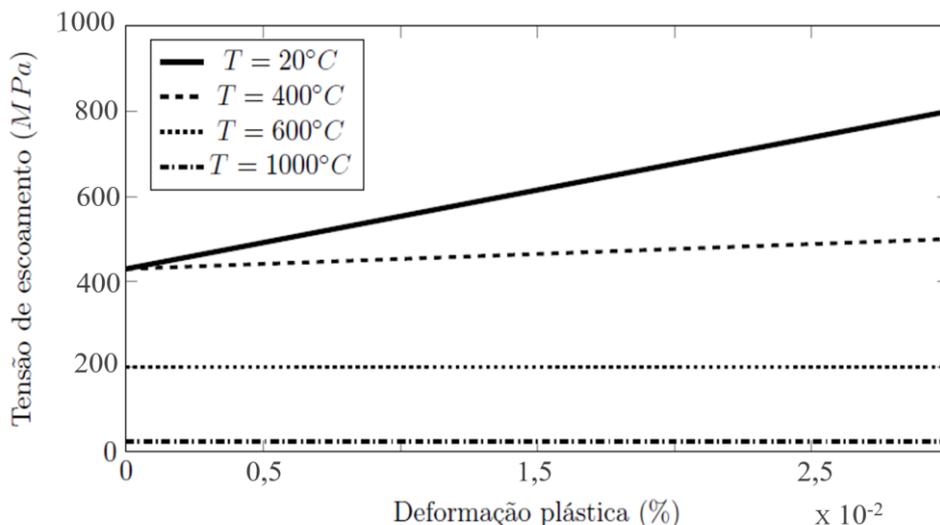


Figura 27 – Gráfico da tensão de escoamento por deformação plástica dependentes da temperatura (SKYTTEBOL, 2003).

O perfil do coeficiente de expansão térmica em função da temperatura, $\alpha(T)$, durante o aquecimento e o resfriamento é apresentado na Figura 28. Para as temperaturas acima da temperatura *liquidus*, o coeficiente de expansão térmica é considerado nulo. Portanto, a expansão do metal líquido vazado no *gap* de solda foi desprezada.

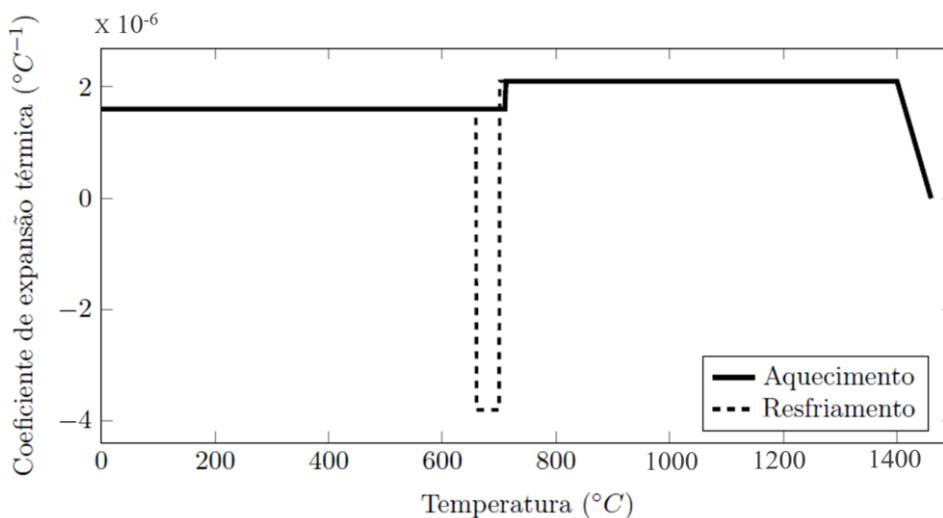


Figura 28 - Coeficiente de expansão térmica do trilho durante o aquecimento e o resfriamento (AHLSTROM, 2016; JOSEFSON et al., 2020).

Os efeitos das transformações de fase durante o processo de soldagem ATW foram incorporados ao modelo proposto através dos coeficientes de calor específico e de expansão térmica. Outra abordagem diferente foi empregada por WEINGRILL, NASIRI e ENZINGER (2019); eles usaram o *software* SYSWELDV e incluíram um modelo para o efeito da transformação de fase, usando propriedades termo físicas simplificadas calculadas com JMatPro. Este é um software utilizado para simular propriedades termofísicas utilizado na literatura (SAUNDERS, et al., 2003; LEE e KANG, 2008; DAI, YU, et al., 2013). As simplificações adotadas pelos autores são praticamente as mesmas usadas na modelagem proposta nesta tese. As variações de volume resultantes das mudanças de fase foram modeladas usando os coeficientes de expansão térmica representados pelas curvas na Figura 28. A mudança de fase da perlita para

austenita acontece quando o trilho é aquecido, causando uma expansão térmica representada pela linha contínua na Figura 28. Note que a curva não apresenta mudanças significativas, portanto o efeito da transformação de perlita para austenita foi negligenciado. Porém, durante o resfriamento, há uma diminuição significativa no coeficiente de expansão térmica devido à mudança de fase de austenita para perlita, que pode ser visto no intervalo de temperatura correspondente à curva tracejada da Figura 28.

A deformação térmica não uniforme do material em função da temperatura é o principal mecanismo de geração de tensões residuais no modelo. O incremento desta deformação térmica pode ser calculado por meio do coeficiente de expansão térmica através da relação

$$\Delta\varepsilon^{th}(T) = \alpha(T)(T - T_{ref}), \quad (38)$$

onde $\alpha(T)$ é o coeficiente de expansão térmica secante e T_{ref} é a temperatura de referência na qual a deformação térmica é nula (JOSEFSON et al., 2020).

Do começo da etapa de preaquecimento ao final do vazamento, foi utilizada a curva de coeficiente de expansão térmica de aquecimento e considerada como temperatura de referência 18°C, para fins da comparação aqui desenvolvida. Do início da solidificação ao final do resfriamento, foi utilizada a curva de coeficiente de expansão térmica de resfriamento e considerada uma temperatura de referência igual a temperatura *liquidus*, ou seja, $T_{ref} = T_L = 1465^\circ\text{C}$ (JOSEFSON et al., 2020).

4.2.2.2 Condições de contorno

O trilho é apoiado verticalmente na direção Y em três superfícies de 40 mm de comprimento ao longo da direção Z, situadas na região do patim na Figura 17. Estas superfícies estão localizadas à uma distância de 207,5, 492,5 e 817,5 mm a partir do plano Z_0 (JOSEFSON et al., 2020).

Na face localizada na extremidade do trilho (plano Z_3) existe a restrição de translação na direção Z (longitudinal). Além disso, existem as restrições de simetria nos planos XY e YZ, aplicadas na superfície Z_0 e no plano central ao longo do trilho.

4.2.2.3 Análise preliminar do preenchimento do *gap*

O processo de soldagem envolve a adição de metal no *gap*. Para averiguar a taxa de elementos inseridos e as suas consequências sobre as tensões residuais foram testados três tipos distintos de divisões de grupos de elementos, conforme a Figura 29. Note que a primeira divisão de elementos que serão inseridos pela técnica EBD dentro do *gap* possui 16 divisões. Além desse, mais outras duas divisões foram testadas no modelo numérico com sete e três divisões, respectivamente. Todas as condições de contorno explicadas anteriormente foram mantidas nesta análise bem como o tamanho de elemento de 2,5 mm.

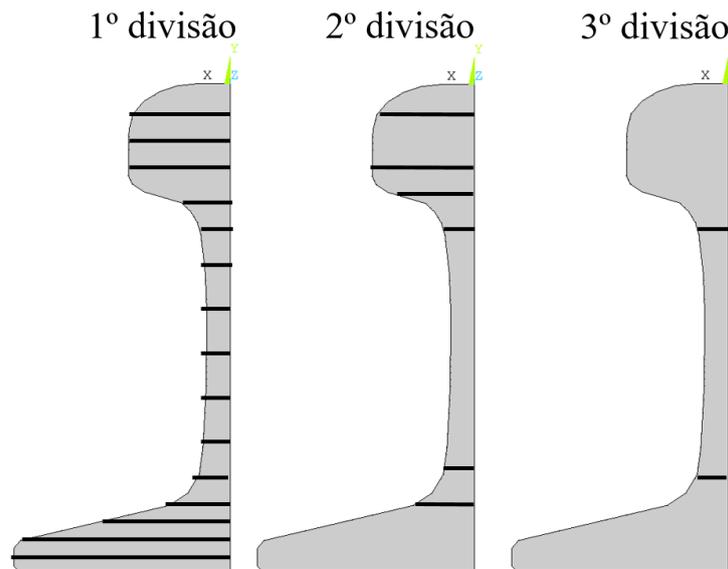


Figura 29 - Distribuição volumetrica das divisões de grupos de elementos para o preenchimento do gap de solda no modelo numérico para o trilho UIC60.

Ao final das simulações foram obtidas as tensões residuais nos três tipos de preenchimentos. Neste trabalho, para comparar os resultados obtidos utilizaram-se as tensões residuais longitudinais conforme mostra a Figura 30. Este é o principal componente de tensões residuais analisado em problemas de solda em trilho (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005). Note que dentre os três tipos, a segunda forma de preenchimento, linha preta, é a única que possui maior magnitude e mais distribuição de tensões residuais longitudinais compressivas na região do patim. Além disso, essa linha confirma como são a distribuição das tensões residuais longitudinais no trilho conforme a literatura (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005).

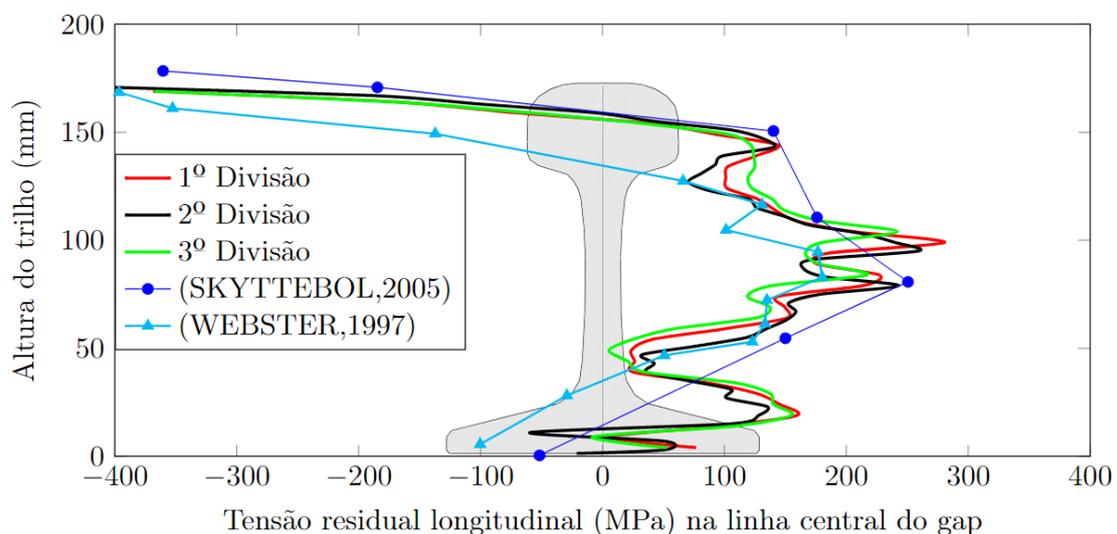


Figura 30 - Comparação da tensão residual longitudinal na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tipos de preenchimento e a literatura (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005).

A fim de analisar também todo o campo de tensões residuais obtido nas simulações foram comparados os resultados das tensões residuais equivalentes de Von Mises, como ilustra a Figura

31. A distribuição das tensões residuais de Von Mises foi utilizada pois sua formulação incorpora todo o tensor de tensões, conforme a Equação (31) e está relacionado ao critério de escoamento deste modelo. Ao confrontar as distribuições de tensões residuais equivalente de Von Mises nota-se que não houve alterações significativas na região do *gap* e em regiões adjacentes.

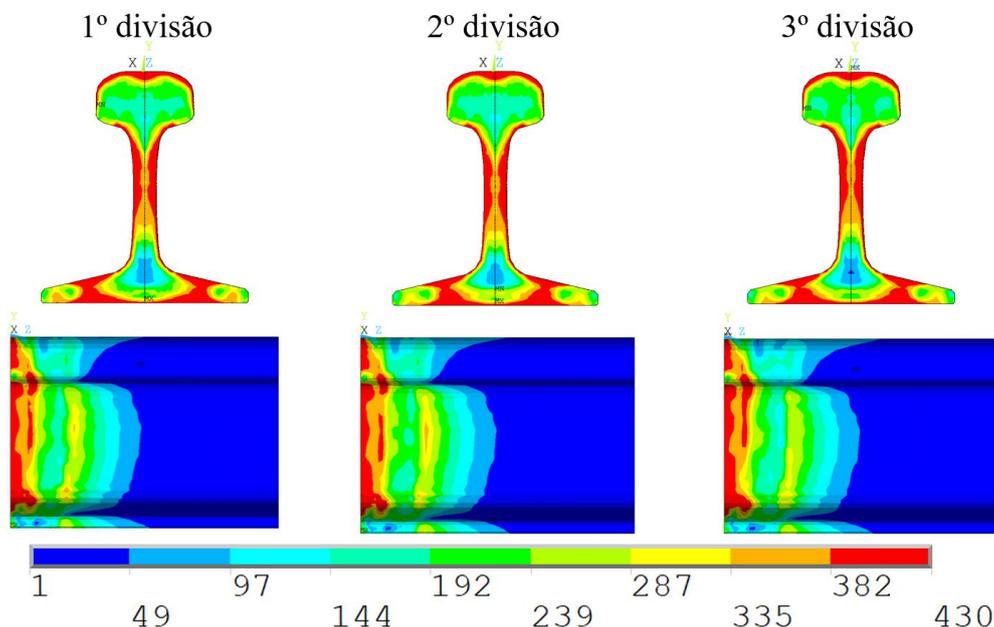


Figura 31 - Comparação da distribuição das tensões residuais equivalentes de Von Mises para diferentes formas de preenchimento do *gap*.

Por fim foi extraído o custo computacional conforme mostra a Tabela 5. As simulações foram realizadas utilizando um computador Intel® Core™ i7-3770 CPU 3,40 GHz e 16,00 GB (RAM). Pela tabela percebe-se que a segunda divisão, além de calcular o campo de tensão longitudinal conforme espera a literatura, sendo parcialmente de tração na alma e compressão no boleto e patim, teve um custo computacional (t_{total}) menor em relação as demais divisões. Isso ocorreu por causa do incremento de tempo mínimo (t_i) da etapa de vazamento usado para convergir os resultados. Por esta razão, aliada a insignificante mudança das tensões residuais equivalentes, neste projeto foi adotada a segunda divisão de preenchimento do *gap* para o modelo numérico.

Tabela 5 Custo computacional para as diferentes divisões de preenchimento do *gap* de toda a análise (térmica e mecânica)

Divisões	t_i (s)	t_{total} (horas)
1	0,001	38
2	0,020	17
3	0,005	22

4.3 Modelo numérico para trilho TR68 e TR57

A partir da validação para o trilho UIC60, que será mostrada no capítulo de resultados, foram avaliadas as tensões residuais após o processo ATW em trilhos TR57 e TR68. Estes são os trilhos mais utilizados em vias férreas pelo Brasil, para movimentar vagões de minério com cerca de 25 a 30 toneladas por eixo carregados, (BRANCO e FERREIRA, 2002; MARUCA, 2021). Tendo em vista que o TR57 e o TR68 estão contidos em grande parte das vias férreas brasileiras,

estes dois trilhos foram utilizados como referência para as próximas alterações geométricas do modelo numérico. Além disso, eles possuem uma diferença de geometria e, conseqüentemente de massa sendo o TR57 de 57 kg/m e o TR68 de 68 kg/m. A seguir serão explicadas as características adotadas para análise, não só para testar a robustez do modelo proposto, como também para detectar numericamente as tensões residuais oriundas do processo de soldagem aluminotérmica em diversos cenários para ambos os tipos de trilho.

4.3.1 Variação de parâmetros de solda utilizando o Trilho TR68

O modelo proposto foi aplicado na simulação do processo de soldagem de um trilho TR68, conforme a geometria apresentada na Figura 32, em condições típicas de uma ferrovia *heavy haul* (EFC – Brasil). A EFC é uma ferrovia brasileira de transporte de minério de carga pesada (*heavy-haul*), que possui em torno de 900 quilômetros de via contínua e dupla, com o trilho do tipo TR68, e onde o principal tipo de soldagem utilizado para extensão e manutenção da via é a soldagem aluminotérmica (ALVES et al., 2020; VALE, 2022).

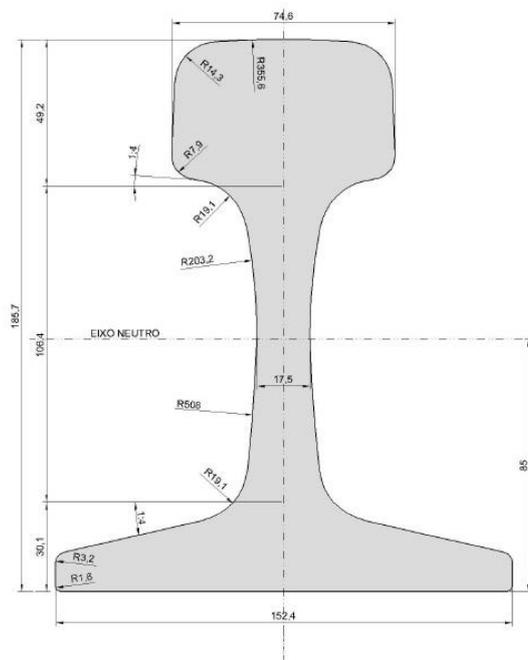


Figura 32 - Dimensões (mm) do trilho TR68 (MARUCA, 2021).

As principais dimensões do trilho TR68 estão apresentadas na Tabela 6, com os mesmos símbolos e nomenclaturas referentes a Figura 17. A diferença mais significativa entre as dimensões dos trilhos TR68 e UIC60 está na altura (H_i), o que impacta significativamente na massa do modelo do trilho TR68 simulado. As propriedades térmicas e mecânicas mencionadas anteriormente no modelo do trilho UIC60 foram utilizadas também para o trilho TR68.

Tabela 6 Dimensões do modelo numérico para o trilho TR68.

Parâmetros	Símbolo	Valores (mm)
Comprimento do boleto	W_1	37,5
Comprimento do alma	W_2	8,73
Comprimento do patim	W_3	76,2
Altura do trilho	H_1	185,7
Gap	L_1	12,5
Gap + Molde	L_2	32,8
Comprimento total do trilho	L_3	1500

Os resultados experimentais da parte térmica de ALVES et al. (2020) foram utilizados para fins de comparação com os resultados numéricos. Porém, a temperatura de fusão (T_{ZF}) foi calculada utilizando a composição química do material do trilho TR68, Tabela 7, conforme apresentado nos trabalhos (THOMAS, 1985; ALVES et al., 2020). Por meio da Equação (37) e com os dados da Tabela 7 foi possível obter o valor médio de $T_{ZF} = 1460,2^\circ\text{C}$. De acordo com ALVES et al. (2020) a temperatura da zona termicamente afetada (ZTA) varia de 906°C a 630°C , por este motivo foi adotado o valor médio para a obtenção do comprimento da ZTA. Com isso, os valores de temperatura obtidos para a avaliação dos comprimentos de ZF e ZTA foram, respectivamente, $T_{ZF} = 1460,2^\circ\text{C}$ e $T_{ZTA} = 768^\circ\text{C}$. Apesar de algumas diferenças na composição química entre a Tabela 4 e a Tabela 7 as propriedades mecânicas foram mantidas as mesmas.

Tabela 7 Composição química (Wt.%) da região soldada entre dois trilhos TR68, (ALVES et al., 2020).

	Metal base	Borda	Conexão		Centro		Conexão		Borda	Metal base
	Trilho 1	Esquerda	solda	solda	solda	solda	solda	solda	Direita	Trilho 2
C	0,783	0,765	0,738	0,743	0,743	0,731	0,743	0,744	0,771	0,791
Mn	1,014	0,967	0,948	0,961	0,944	0,941	0,939	0,937	0,962	1,010
Si	0,232	0,322	0,598	0,614	0,594	0,626	0,632	0,611	0,341	0,22
P	0,019	0,017	0,016	0,019	0,022	0,018	0,016	0,017	0,018	0,017
S	0,009	0,010	0,013	0,016	0,026	0,015	0,013	0,015	0,011	0,009
Cr	0,234	0,290	0,346	0,344	0,339	0,346	0,346	0,343	0,298	0,241
Ni	0,013	0,113	0,100	0,100	0,101	0,099	0,101	0,101	0,096	0,012
Mo	0,000	0,019	0,019	0,020	0,018	0,019	0,018	0,019	0,011	0,001
V	0,003	0,003	0,157	0,158	0,151	0,158	0,151	0,153	0,141	0,003
Al	0,0013	0,003	0,088	0,085	0,068	0,064	0,064	0,080	0,065	0,0012
Cu	0,004	0,132	-	-	-	-	-	-	0,000	0,000

Tabela 8 Temperaturas obtidas por meio da Equação (37) aplicada para a Tabela 7.

	Metal base Trilho 1	Borda Esquerda	Conexão solda solda		Centro solda solda		Conexão solda solda		Borda Direita	Metal base Trilho 2
T_{ZF}	1460,2	1460,2	1460,8	1460,1	1460,2	1461,2	1460,1	1460,2	1459,9	1459,7

As condições de contorno (CC) da análise térmica para o processo de soldagem do trilho TR68 estão resumidas na Tabela 9. O modelo possui as mesmas superfícies adiabáticas e planos de simetria utilizadas anteriormente. As curvas de fluxo de calor ($\phi_{2D}(t)$) correspondentes às trocas de calor do trilho para os dutos e molde, e destes para o ambiente, foram recalculadas empregando o modelo bidimensional semelhante ao do trilho UIC60 (Figura 22), mas específico para o trilho TR68.

Tabela 9 Condições de contorno da análise térmica para o trilho TR68.

Geral CC	Superfícies	Etapas do processo ATW de acordo com a Figura 7				
		1	2	3	4 e 5	6
$T_0 = 25^\circ\text{C}$	Gap (Z_0-Z_1)	$\Phi_{pre}(y) (Z_1)$	$\Phi_{pre}(y) = 0$	$h_{GAP}, I, IxT_V(y)$	$\Phi_{2D}(t)$	$\Phi_{2D}(t)$
$T_w = 25^\circ\text{C}$	Molde (Z_1-Z_2)	h_{mold}	h_{mold}	h_{mold}	h_{mold}	h_{mold}
$h(T)$ Figura 20	Trilho (Z_2-Z_3)	-	-	-	-	$h_{ext} = 27 \times 10^{-6}$
	Apoio vert.	h_{sup}	h_{sup}	h_{sup}	h_{sup}	h_{sup}
	Tempo (s)	420	5	6	300	9500

Com o modelo numérico configurado para o trilho TR68, procurou-se variar o comprimento do *gap* e o tempo de preaquecimento do processo de soldagem aluminotérmica do trilho. Porém ainda não se sabe o quanto estes são relevantes para as tensões residuais. Com isso, foi adotada uma variação entre 10 e 40 mm para o *gap* de solda e de 4 a 10 min para o tempo de preaquecimento. Tendo, como referência, o modelo proposto da Figura 17, as variações e os valores convencionais (^c) da soldagem ATW que foram feitas no modelo numérico podem ser vistas na Tabela 10. Logo, uma vez adotada um dos parâmetros, outro parâmetro utilizado na simulação terá o valor convencional.

Tabela 10 Parâmetros de variação para o modelo numérico do trilho TR68.

Gap (L_i) – mm	Tempo de preaquecimento (t_{pre}) – min
10 (5)	4
25 (12,5) ^c	7 ^c
40 (20)	10

^p Padrão usado na soldagem ATW

4.3.2 Alteração de material utilizando o trilho TR57

Assim como na variação de parâmetros para o trilho TR68 as dimensões do trilho TR57 foram ajustadas ao modelo numérico por meio da Figura 33. Logo, as características dimensionais do modelo proposto foram acrescentadas de acordo com a seguinte Tabela 11.

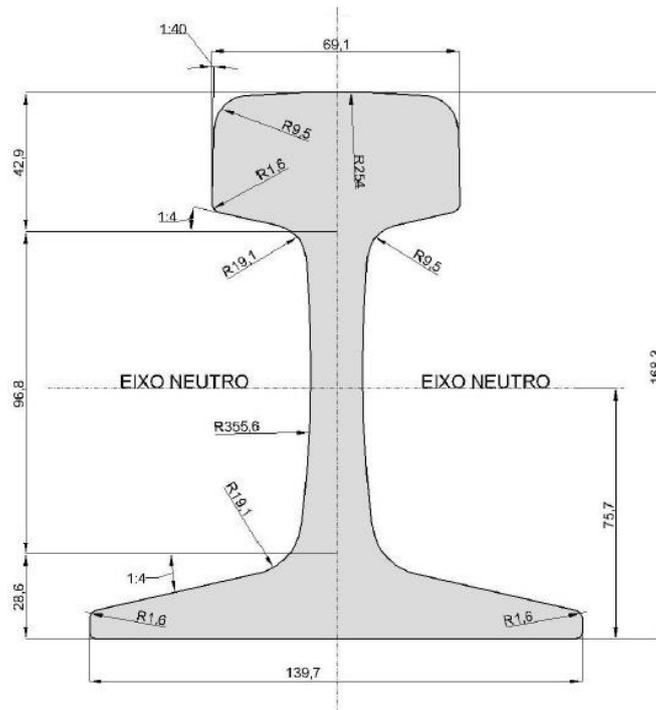


Figura 33 - Dimensões (mm) do trilho TR57 (MARUCA, 2021).

Tabela 11 Dimensões do modelo numérico para o trilho TR57.

Parâmetros	Símbolo	Valores (mm)
Comprimento do boleto	W_1	35
Comprimento do alma	W_2	8
Comprimento do patim	W_3	70
Altura do trilho	H_1	168
Gap	L_1	12,5
Gap + Molde	L_2	32,8
Comprimento total do trilho	L_3	1500

Com as configurações geométricas prontas, a próxima alteração diz respeito ao material do trilho. Uma análise comparativa contendo o trilho TR57 com material convencional R260 (Tabela 4) e o material microligado foi desenvolvido nesta etapa. O aço usado na fabricação do trilho é bem semelhante ao aço usado para a fabricação das rodas ferroviárias. Isso evita que ocorra uma diferença na pressão no contato roda trilho e ocasione deformação em apenas um dos componentes mecânicos (FERREIRA, MACHADO e GUIZZO, 2000; BRANCO e FERREIRA, 2002). Por isso a composição química para a fabricação dos materiais das rodas e trilhos devem ser de mesma natureza. Para aumentar a quantidade de carga da via, geralmente, os aços ferroviários devem apresentar uma microestrutura com perlita fina, o que leva a uma distância interlaminar menor e proporciona melhores propriedades mecânicas que aços convencionais. A melhoria nas propriedades mecânicas acontece devido a adição de elementos de liga como o nióbio, cromo e vanádio (PEREZ e BEYNON, 1993; OLIVARES et al., 2011; VIESCA et al., 2018). Aços que recebem esse incremento de composição química recebem o nome de aços microligados.

O uso do aço microligado em trilhos pode aumentar a vida útil referente ao desgaste e, conseqüentemente, estender o tempo entre as operações de manutenção em vias permanentes (VIESCA et al., 2018; VIESCA et al., 2021). Assim, é interessante analisar seus efeitos nas soldas aluminotérmicas. Para caracterizar as propriedades mecânicas que serão inseridas no modelo numérico nesta tese foi feito um levantamento dos principais trabalhos científicos que mostram o uso de aços microligados para o setor ferroviário, como mostra a Tabela 12. Nota-se que não há um consenso do valor para o limite de escoamento (σ_y) e para o limite de resistência a tração (σ_{ut}), haja visto que as composições químicas são diferentes entre os trabalhos. Porém, como o intuito foi de extrair valores de que representassem o comportamento de aços microligados tanto em temperatura ambiente quanto em temperaturas maiores, neste trabalho adotou-se os valores médios de σ_y e σ_{ut} entre as duas composições do trabalho (MINICUCCI et al., 2020).

Tabela 12 Composição química e propriedades mecânicas de aços microligados aplicados ao setor ferroviário.

Elemento (wt %)	Referências							
	(SINGH et al., 2003)	(RAY, 2017)	(RAY, 2017)	(VIESCA et al., 2018)	(MINICUCCI et al., 2020)	(MINICUCCI et al., 2020)	(MINICUCCI et al., 2020)	(MINICUCCI, et al., 2020)
C	0,49	0,69	0,6	0,79	0,68	0,63	0,68	0,63
Mn	0,68	1,03	0,9	1,14	0,88	0,82	0,88	0,82
Si	0,22	0,5	0,6	0,43	0,55	0,31	0,55	0,31
P	0,021	-	-	0,017	0,01	0,01	0,01	0,01
S	0,03	-	-	0,013	0,01	0,02	0,01	0,02
Cr	-	0,7	0,6	0,25	-	-	-	-
Ni	-	-	1,0	0,022	-	-	-	-
Nb	0,072	0,05	0,06	0,014	-	0,014	-	0,014
Mo	0,2	-	-	0,003	-	0,12	-	0,12
V	0,13	-	-	0,06	0,13	-	0,13	-
Al	0,021	-	0,1	-	-	-	-	-
Cu	-	-	1,3	-	-	-	-	-
T_{teste} (°C)	25°	25°	25°	25°	25°	25°	540°	540°
σ_y (MPa)	611	735	785	677	922	915	501	493
σ_{ut} (MPa)	896	1215	1080	1150	1182	1205	582	574
ϵ (%)	17	14	12	10	14	13	13	13

Com isso, foram utilizados para a temperatura ambiente os valores de 918,5 MPa e 1193,5 MPa para σ_y e σ_{ut} , respectivamente. Para a temperatura de 540°C optou-se pelos valores de 497 MPa e 578 MPa para σ_y e σ_{ut} , respectivamente. Para temperaturas mais altas (acima de 1000°C) foi interpolado linearmente o valor de 120,5 MPa e 121 MPa para σ_y e σ_{ut} , respectivamente. Estes valores foram calculados apenas com o intuito de alimentar o modelo numérico com dados reais do material, embora aproximados, para estimar o comportamento em altas temperaturas. Além disso, ainda não foram encontrados na literatura informações de testes mecânicos no aço microligado para temperaturas mais elevadas. Com essas informações somadas às da Figura 26, foi possível caracterizar o comportamento elastoplástico por meio do método bilinear de encruamento cinemático (BKIN), empregando o *software* Ansys® APDL.

As propriedades térmicas foram mantidas as mesmas do modelo numérico comentado na seção anterior. As condições de contorno tanto térmica e mecânicas também foram mantidas. Ao final será comparado o modelo numérico TR57 feito com aço convencional (Tabela 4) e com o aço microligado.

5 Resultados e discussões

Inicialmente, são apresentados neste capítulo os resultados de simulação, térmicos e mecânicos, confrontados com os principais trabalhos da literatura, com o intuito de mostrar a empregabilidade do modelo proposto e justificar seu uso para a análise de outros trilhos e condições ainda não referenciados em publicações internacionais, com a abordagem numérica com a técnica EBD. Em seguida, são apresentados os resultados referentes a aplicação do modelo numérico a diferentes condições, variando os parâmetros de soldagem a partir de configurações iniciais definidas, como explicado no capítulo 4. São apresentadas as respostas do modelo numérico para as alterações do *gap* e do tempo de preaquecimento, dada a importância já apresentada desses parâmetros, com a geometria do trilho tipo TR68, um dos mais usados em transporte de alta carga. Por fim, são demonstrados os efeitos da aplicação do aço microligado nas tensões residuais do modelo numérico com a geometria do trilho TR57.

5.1 Validação do modelo

Para validar as simulações feitas, primeiramente apresentam-se os resultados térmicos e dos comprimentos das regiões termicamente afetada (ZTA) e de fusão (ZF) obtidos com o modelo proposto. A partir desses resultados, uma análise de validação é realizada, comparando o que foi obtido com os resultados disponíveis nos trabalhos da literatura usados como base (CHEN et al., 2006a; JOSEFSON et al., 2020). Em seguida, apresentam-se os resultados das tensões residuais longitudinais obtidas, também para comparação com os trabalhos da literatura (JOSEFSON et al., 2020). Por fim, o modelo proposto é aplicado na simulação do processo de soldagem de um trilho TR68 em condições típicas de uma ferrovia de alta carga e os resultados térmicos são comparados com dados experimentais (ALVES et al., 2020).

5.1.1 Análise térmica da soldagem do trilho UIC60

A comparação entre os históricos de temperatura obtidos com o modelo proposto e os resultados experimentais e numéricos publicados por JOSEFSON et al. (2020) é apresentada para três posições distintas sobre a linha de simetria do trilho para o topo do boleto, alma e patim, conforme as Figura 34, Figura 35 e Figura 36, respectivamente.

Os resultados obtidos pelo modelo numérico foram precisos e próximos da literatura. A precisão entre modelos computacionais pode ser analisada através do erro relativo, (NASIRI e ENZINGER, 2019; MARQUES, PEREIRA e RIBEIRO, 2021). Na Figura 34 pode-se observar que o modelo proposto apresenta uma melhor aproximação se comparado aos resultados experimentais que o modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020), durante o resfriamento inicial (entre 0 e 400 s). Neste caso, o erro relativo máximo foi de 11,4% para o modelo proposto e 18% para o modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020). A partir de 300 s, parte da superfície externa do *gap* e do molde é exposta ao meio externo e troca calor por convecção. Neste momento, ocorre uma inflexão da curva devido à aceleração do resfriamento do material nas três curvas. Nota-se que com o modelo proposto, foi possível também representar o resfriamento obtido nos experimentos após a remoção do molde.

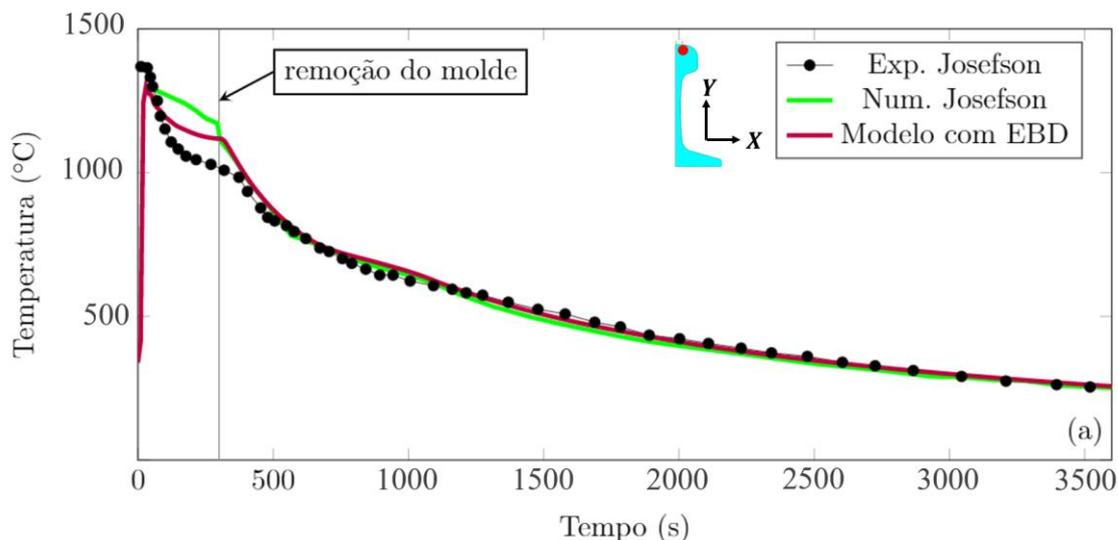


Figura 34 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento no boleto do trilho

A Figura 35 mostra que o comportamento do modelo proposto é muito próximo do modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020) na região da alma. Percebe-se que houve uma pequena diferença em relação ao modelo experimental no intervalo entre 400 e 3000s em ambas as curvas dos históricos de temperatura dos dois modelos numéricos. Em ambos os casos, as diferenças foram semelhantes em magnitude, sendo de, no máximo, 12% de erro relativo.

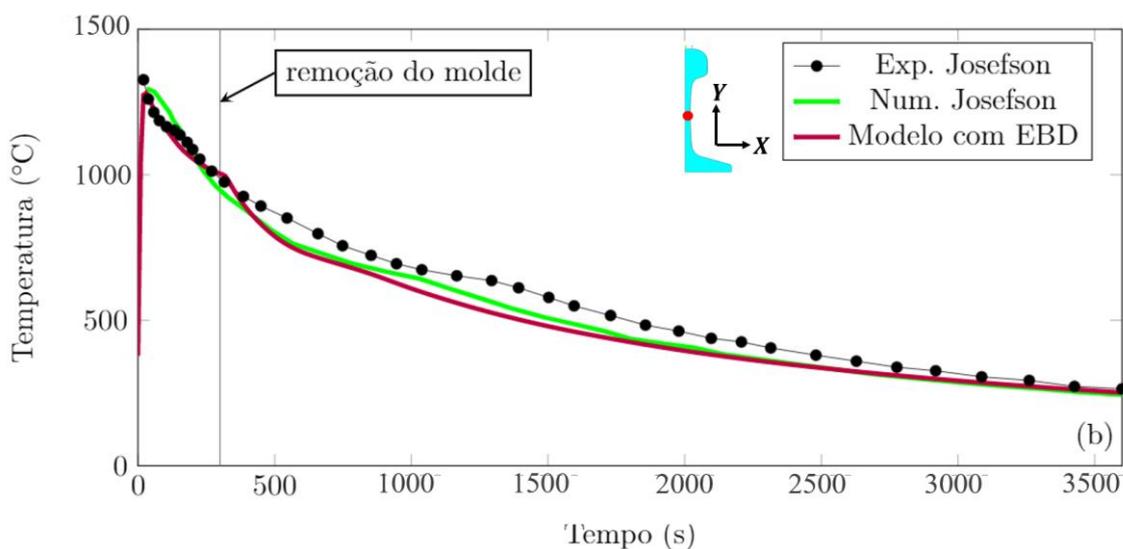


Figura 35 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento na alma do trilho.

Na Figura 36 tem-se a comparação entre as curvas na região do patim do trilho. Para esta região a diferença mais significativa entre o modelo proposto e o experimental é de 120°C (18% de erro relativo), que pode ser observada no tempo de 1250 s conforme a Figura 36. A diferença mais significativa entre o modelo proposto por JOSEFSON et al. (2020) e os resultados experimentais ocorreram no tempo 165 s, com magnitude 190°C (17% de erro relativo). Embora pequenas diferenças tenham sido observadas, o histórico de temperatura do modelo proposto

apresentou resultados satisfatórios ou mais satisfatórios que os do modelo de referência para validar a análise térmica realizada, em especial nas regiões de mais alta temperatura.

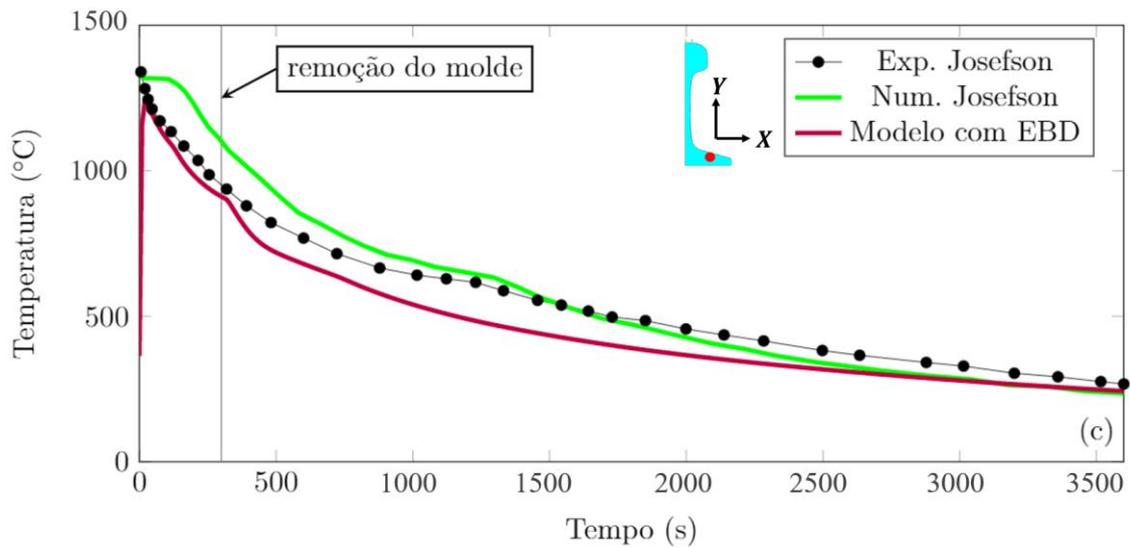


Figura 36 - Comparação dos históricos de temperatura no trilho após o vazamento no patim do trilho.

A Figura 37 mostra a comparação entre as distribuições de temperatura do modelo proposto e o modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020), ao final do processo simulado. Em ambos os modelos, a temperatura é maior na última região soldada (Boleto). Além disso, a estratégia utilizada para modelar a perda de calor do trilho na superfície externa do gap de solda durante o processo de resfriamento produziu um resultado de troca de calor equivalente ao resultado do modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020). Note-se que o modelo da literatura deixou um pouco mais de massa no seu sólido, o que justifica a temperatura máxima levemente menor.

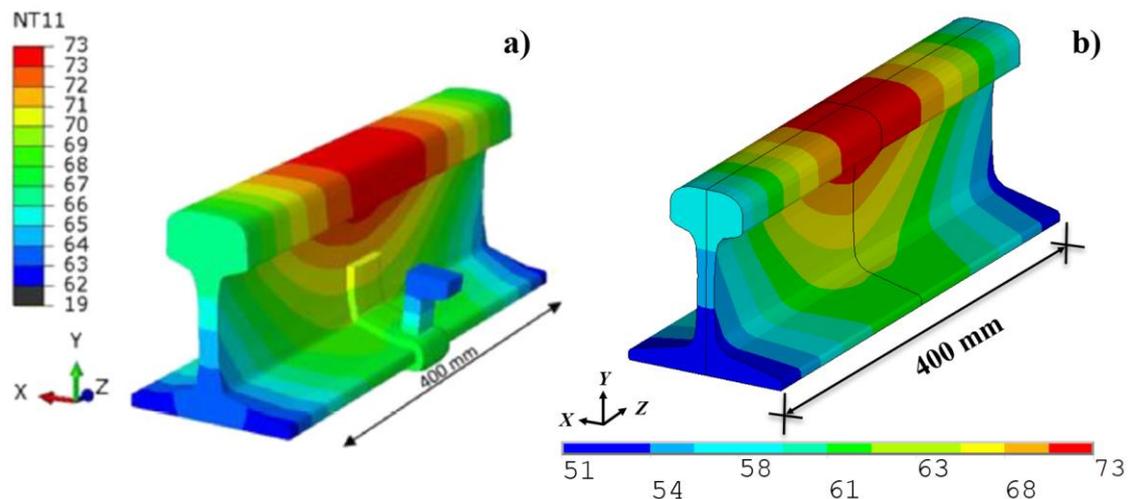


Figura 37 - Comparação da distribuição da temperatura no final do resfriamento: (a) modelo numérico de Josefson (JOSEFSON et al., 2020) e (b) modelo numérico proposto

Na Figura 38, pode-se observar a evolução das superfícies isotérmicas no trilho ao longo do eixo Z, para o instante de tempo logo após a etapa de vazamento, no qual a ZF e ZTA alcançam a maior extensão. Na Tabela 13, os resultados obtidos para os comprimentos das regiões termicamente afetada, ZTA, e fundida, ZF, são comparados com os resultados experimentais da literatura (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020). Para isso, três posições distintas ao longo do eixo y do perfil do trilho foram selecionadas: *F* na transição da alma/patim, *W* no centro da alma e *H* situados na lateral do boleto. Segundo JOSEFSON *et al.* (2020), a definição das regiões da ZF e ZTA pode ser feita pelo alcance máximo das temperaturas $T_{ZF} = 1465^{\circ}\text{C}$, $T_{ZTA} = 723^{\circ}\text{C}$, respectivamente. A comparação mostra uma aproximação adequada dos valores encontrados com os resultados da literatura (CHEN et al., 2006; JOSEFSON et al., 2020).

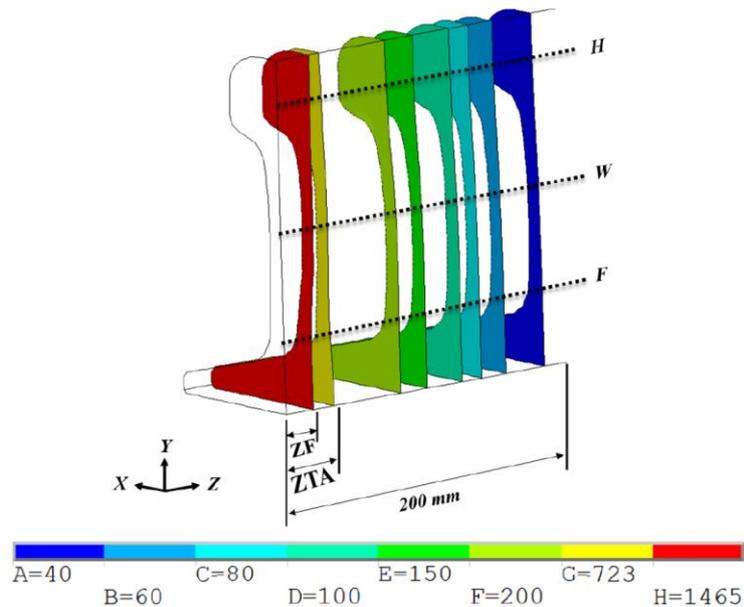


Figura 38 - Superfícies isotérmicas ($^{\circ}\text{C}$) após o vazamento.

Tabela 13 Comparação do comprimento (mm) da ZF e da ZTA do modelo proposto entre o modelo numérico e o experimental.

	H_{ZF}	H_{ZTA}	W_{ZF}	W_{ZTA}	F_{ZF}	F_{ZTA}
Exp. (CHEN et al., 2006)	-	49 - 60	-	40.5 - 48	-	40.5 - 46
Num. (JOSEFSON et al., 2020)	12.1	53.8	12.1	49	12.2	49
Modelo Proposto	19.7	55	19.7	51	19.7	51

5.1.2 Análise estrutural da soldagem do trilho UIC60

Nesta seção, apresentam-se os resultados para tensão residual longitudinal (σ_{zz}) obtidos com o modelo proposto. Esta é a principal componente de tensão residual a ser analisada em problemas de soldagem de trilhos, pois é a que pode contribuir para as falhas mais comuns (WEBSTER et al., 1997; FRY, 1996; LAWRENCE e ROSS, 2004; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005; MOUALLIF et al., 2012). Os resultados são discutidos a partir da comparação das tensões residuais obtidas pelo modelo proposto com os resultados da literatura (WEBSTER et al., 1997; JOSEFSON et al., 2020). Essa análise é imprescindível para permitir que o modelo proposto possa ser empregado em simulações de problemas reais de soldagem de trilhos.

Na Figura 39, as tensões residuais longitudinais obtidas com o modelo proposto são comparadas com o resultado de tensões obtido por JOSEFSON et al. (2020) no centro do *gap* do trilho UIC60. Ao comparar as curvas, embora existam divergências de alguns valores, percebe-se que a distribuição de tensão residual longitudinal do modelo proposto utilizando a técnica EBD está em conformidade com o resultado obtido pelos pesquisadores citados. No entanto, algumas diferenças são observadas.

As diferenças encontradas podem ter ocorrido por causa da escolha da quantidade de massa nos dutos de alimentação do molde (a partir do modelo 2D). Esta possível diferença de quantidade de material pode ter causado o efeito observado, no patim do trilho. Apesar dessa discordância, as demais tensões residuais longitudinais seguem próximas ao modelo numérico de referência (JOSEFSON et al., 2020), ou seja, como as tensões residuais longitudinais de tração na alma e em parte do boleto, bem como tensões de compressão no restante do perfil do trilho. Além disso, a sequência e a direção de soldagem exercem grande influência nas tensões residuais longitudinais de acordo com literatura (SEYYEDIAN CHOABI, HAGHPANAHI e SEDIGHI, 2012). No caso no modelo proposto isso é sempre igual, ou seja, começando pela base e terminando no topo do boleto do trilho. Ressalta-se que foram empregados os mesmos dados mencionados pela referência citada no modelo proposto, mas há dados para os quais não havia informação completa, o que justifica a diferença encontrada. Por exemplo, a condição de troca de calor na base do trilho, a sequência e a direção do preenchimento do *gap* e a massa adicional citados anteriormente.

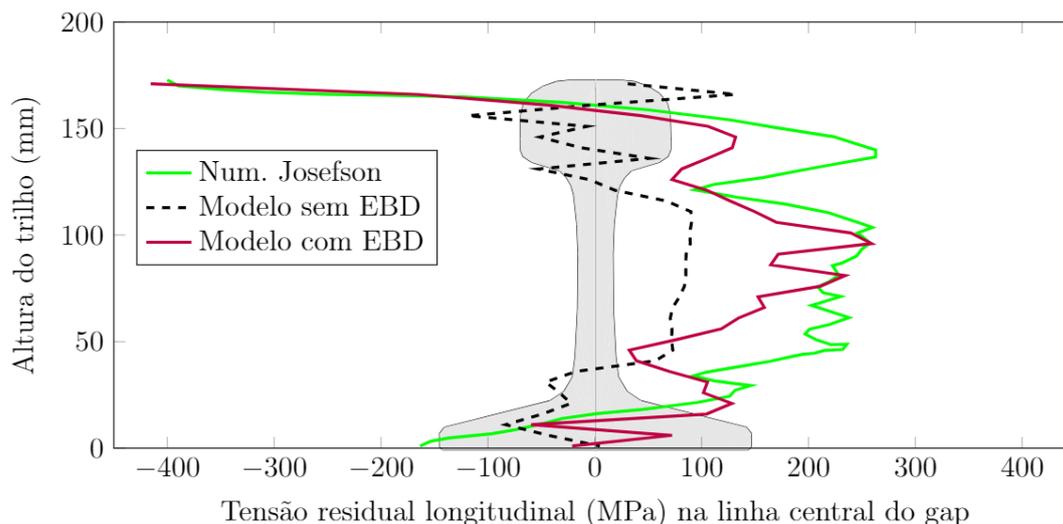


Figura 39 - Comparação entre a tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do *gap* do trilho UIC60 calculada com o modelo proposto (EBD), o resultado de referência da literatura (JOSEFSON et al., 2020) e o resultado sem o uso da técnica EBD.

Outra análise comparativa pode ser acrescentada aos resultados apresentados. De acordo com as tensões residuais longitudinais do experimento de WEBSTER et al. (1997), a região de solda apresenta tensões de compressão no boleto e no patim bem como tensões de tração na alma do trilho, como mostrado na Figura 39. Isso demonstra novamente que o modelo com EBD apresentou resultados satisfatórios para a distribuição de tensões residuais no processo de soldagem aluminotérmica de trilhos.

Para verificar a influência da aplicação da técnica *Element Birth and Death* nos resultados obtidos, foi realizada uma simulação sem a técnica EBD, mantendo as condições térmicas e mecânicas utilizadas anteriormente. A estratégia utilizada por JOSEFSON et al. (2020) foi uma modelagem do vazamento sem aplicar a técnica EBD para a análise térmica e usando a técnica *Silent Element* para a análise mecânica. Esta estratégia assume que a etapa de vazamento ocorre em um curto intervalo de tempo e que todo o conjunto de elementos finitos representando o metal fundido são ativados. O resultado para o perfil de tensões residuais obtido com esta simulação também pode ser visto na Figura 39. Ao comparar os resultados do modelo proposto com e sem o uso da técnica EBD, houve uma diferença significativa nas tensões residuais longitudinais em todo o perfil do trilho. O uso do EBD fornece uma representação mais precisa do processo de adição gradual de metal e seus efeitos tanto no fluxo de calor quanto na mudança de rigidez na região de solda. Esses efeitos impactam diretamente nos resultados das tensões residuais longitudinais, como pode ser visto na Figura 39. Essa comparação destaca a importância do uso da técnica EBD para caracterizar efetivamente os efeitos termomecânicos envolvidos no processo de soldagem ATW. Uma nota adicional refere-se às diferenças entre a técnica *Silent Element* e a técnica EBD. O autor JOSEFSON et al. (2020) ativa todos os elementos de uma só vez na região onde ocorreu o vazamento, enquanto pela técnica EBD os elementos do *gap* do trilho foram ativados gradualmente distribuindo o calor aos poucos ao modelo numérico.

As distribuições das tensões residuais longitudinais, σ_{zz} , ao final do processo de soldagem aluminotérmica obtidas com o modelo EBD foram comparadas com o modelo de JOSEFSON et al. (2020), conforme dito; com os modelos sólidos resultantes mostrados na Figura 40. Os resultados de tensões residuais obtidos pelo modelo proposto (Figura 40b) apresentam uma aproximação adequada com o modelo numérico de referência (Figura 40a), principalmente nas regiões da alma e do boleto do trilho. Novamente, existem pequenas diferenças no patim, pois o

modelo proposto tende a diminuir as tensões de compressão nesta região. No entanto, o modelo de JOSEFSON *et al.* (2020) também apresenta uma região de alto valor de tração a poucos mm do centro da solda. Esta condição pode ser particularmente prejudicial, nesta magnitude, uma vez que a carga dos vagões gera tensões longitudinais de tração nesta região devido à flexão, somando-se às tensões residuais existentes. Além disso, esta região é sensível a trincas como as denominadas trincas *Horizontal Split Web* – HSW (MISHRA, RAMASWAMY e MISHRA, 1986; TAWFIK *et al.*, 2006; FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007), causadas por altas tensões de tração vertical, conforme encontrado na literatura de referência (JOSEFSON *et al.*, 2020). Sabe-se que esta mesma região sofre altas temperaturas durante o aquecimento inicial, pois o volume para receber o calor é pequeno e o resfriamento é parcialmente bloqueado pelo molde. Ao somar as diferenças volumétricas, a temperatura do material fundido e a estratégia de vazamento, estes são responsáveis pelas altas tensões residuais na direção vertical e longitudinal. Com tudo, o modelo proposto apresentou tensões longitudinais de tração na região da alma caracterizando o que acontece no modelo base.

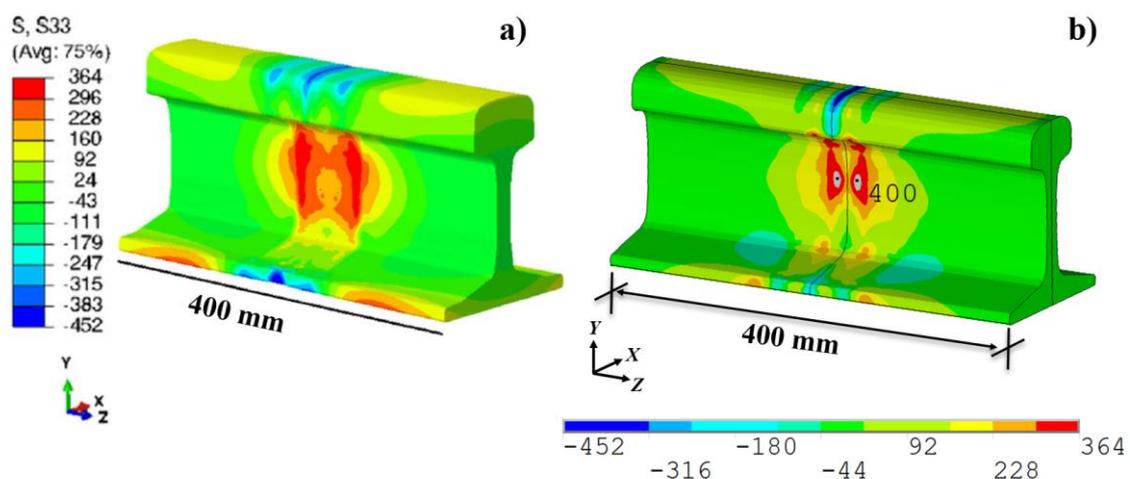


Figura 40 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa): (a) modelo numérico da literatura (JOSEFSON *et al.*, 2020) e (b) modelo proposto

5.2 Aplicações do modelo proposto

Após a validação dos resultados térmicos e mecânicos obtidos com os principais trabalhos de referência, o modelo proposto foi aplicado na simulação do processo de soldagem de um trilho TR68 em condições típicas de uma ferrovia *Heavy Haul* (EFC – Brasil). Neste caso, o modelo foi submetido a variações dos parâmetros de *gap* e tempo de preaquecimento. Posteriormente o modelo numérico foi alterado para a geometria do trilho TR57, no qual foram aplicadas as propriedades mecânicas referentes ao trilho microligado e analisados os efeitos da soldagem alumínica.

5.2.1 Análise térmica da soldagem do trilho TR68

Antes de analisar o efeito do *gap* e do tempo de preaquecimento nas tensões residuais, na Figura 41 é apresentada a comparação entre os históricos de temperatura obtidos numericamente com o modelo proposto e experimentalmente, com dados do trabalho de ALVES *et al.* (2020), para três pontos da região do boleto a partir do centro da solda, em 50, 60 e 70 mm.

Para esta comparação foi utilizado o modelo numérico com os parâmetros convencionais (padrão) de acordo com a Tabela 10, com as condições de contorno impostas segundo a Tabela

9. Por meio do gráfico da Figura 41 nota-se que, da mesma forma que com os resultados do trilho UIC60, os resultados para o trilho TR68 estão próximos ao experimental (ALVES et al., 2020). Pelo gráfico percebe-se algumas diferenças entre 400 e 470 s para a curva experimental na posição de 50 mm, na qual o erro relativo foi de, no máximo, 11%. Além disso, pequenas diferenças nos resultados (com máximo de 4% de erro relativo) foram observadas entre 500 e 1000 s para as demais curvas calculadas. Essas diferenças podem estar vinculadas a condições térmicas diferentes empregadas na simulação, em contraposição às condições reais, durante o experimento de ALVES et al. (2020). Mesmo com essas pequenas diferenças, o modelo numérico do trilho TR68 se mostrou adequado, levando a resultados bastante satisfatórios para a análise térmica.

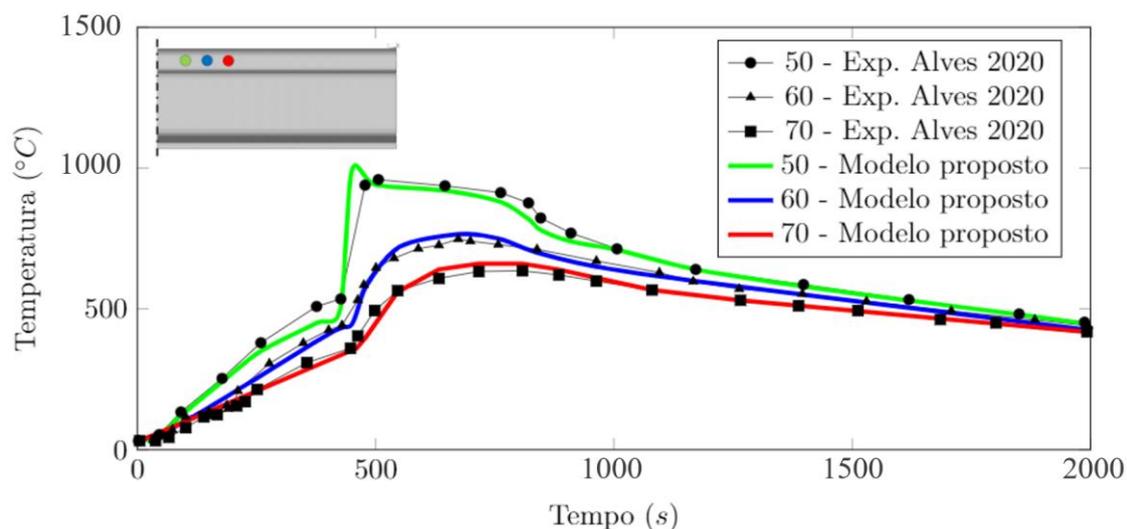


Figura 41 - Comparação dos históricos de temperatura calculados nesta tese e obtidos experimentalmente (ALVES et al., 2020) durante o processo de soldagem aluminotérmica de trilho.

Da mesma forma que foi feito na validação inicial, pode-se obter a região do trilho que foi termicamente afetada nessa análise a partir da temperatura T_{ZTA} . Na Tabela 14, apresenta-se uma comparação entre o resultado para região termicamente afetada obtido com o modelo e o resultado de ALVES et al. (2020). Percebe-se que foi possível obter um valor dentro do intervalo obtido nos experimentos. Os resultados térmicos apresentados evidenciam que o modelo proposto é capaz de representar o comportamento térmico do processo de soldagem do trilho TR68 em condições típicas de uma ferrovia de elevada carga, como aquela para a qual foi feito o trabalho experimental citado, a Estrada de Ferro Carajás.

Tabela 14 Comparação dos comprimentos (mm) da ZTA entre o experimento de ALVES et al. (2020) e o modelo numérico proposto.

	$2 \times H_{ZTA}$ (mm)
Exp. (ALVES <i>et al.</i> , 2020)	132 - 147
Modelo proposto	141

5.2.2 Análise estrutural da soldagem do trilho TR68

As tensões residuais resultantes do processo de soldagem do trilho TR68 foram obtidas a partir da análise mecânica que utiliza os históricos nodais de temperatura da análise térmica anterior. Com este modelo variou-se o *gap* e o tempo de preaquecimento para analisar o campo de tensões obtido em cada situação.

Com a alteração do *gap* a distribuição das tensões residuais verticais (σ_{yy}) e longitudinais (σ_{zz}) foram obtidas e comparadas conforme a Figura 42 e Figura 43, respectivamente. Na Figura 42 nota-se que as tensões residuais verticais de compressão foram mais evidentes na alma do trilho quando o *gap* é maior. Em contrapartida as tensões residuais de tração estão em maior região na alma do trilho no *gap* de 10 mm. No caso da Figura 43 percebe-se que as maiores tensões residuais longitudinais de tração estão mais concentradas na alma do trilho nos modelos para *gap* de 10 e 25 mm.

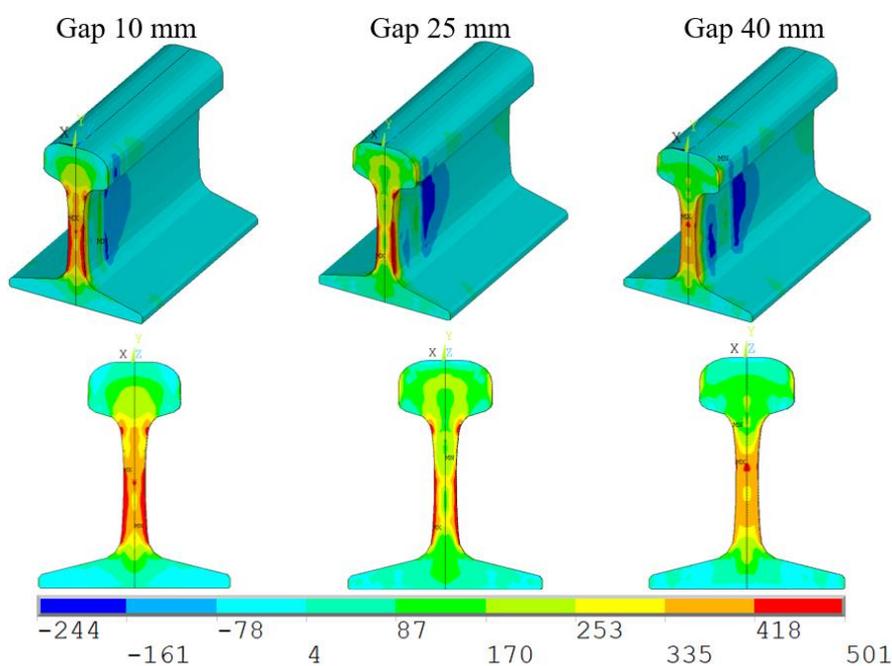


Figura 42 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os diferentes espaçamento de soldagem (*gap*) no modelo de trilho TR68.

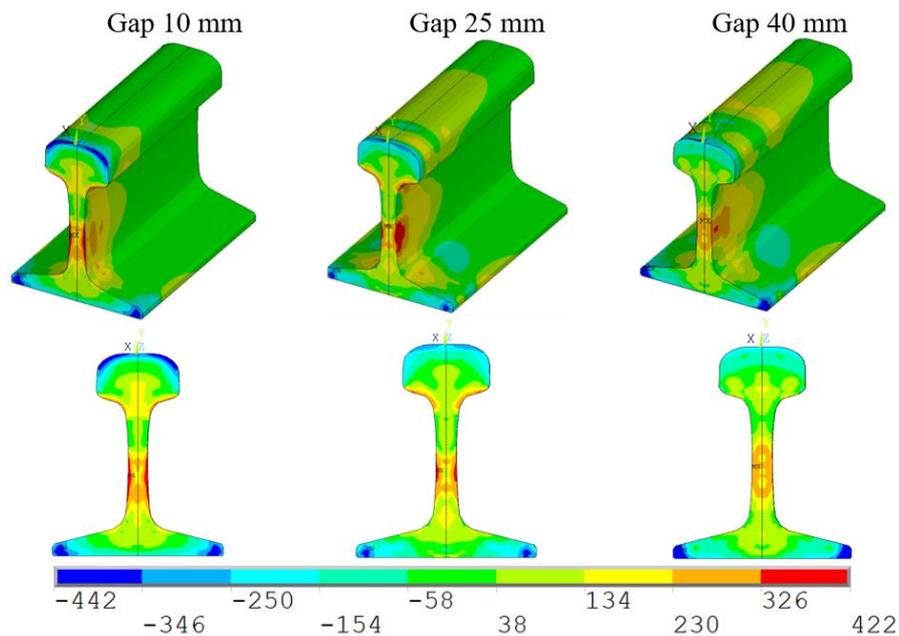


Figura 43 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os diferentes espaçamento de soldagem (*gap*) no modelo de trilho TR68.

Para investigar de maneira mais precisa as tensões residuais na região do centro de solda foram traçados os gráficos das tensões ao longo da altura do trilho conforme mostram a Figura 44 e Figura 45. Nota-se pela Figura 44 que as tensões residuais σ_{yy} são todas de tração na região do *gap* independentemente do tamanho de *gap*. Além disso, percebe-se que as tensões residuais de tração foram maiores na região da alma para os *gaps* de 10 e 40 mm. Já as tensões residuais σ_{zz} , Figura 45, mostram que as tensões residuais no patim são de tração e compressão apenas no caso do *gap* de 40 mm. Os demais *gaps* (10 e 25 mm) mostram uma característica comum das tensões residuais longitudinais de trilho sendo de tração na região da alma do trilho e de compressão no boleto e no patim conforme (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005; JOSEFSON et al., 2020).

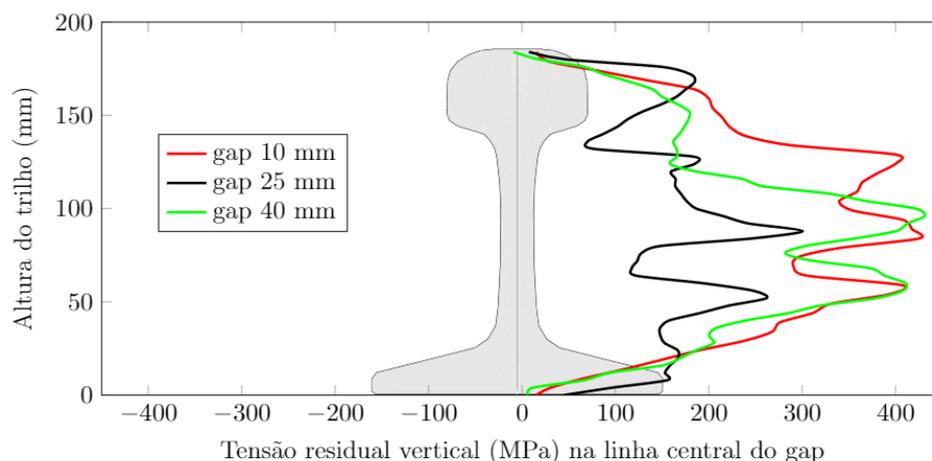


Figura 44 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes *gaps* no modelo do trilho TR68.

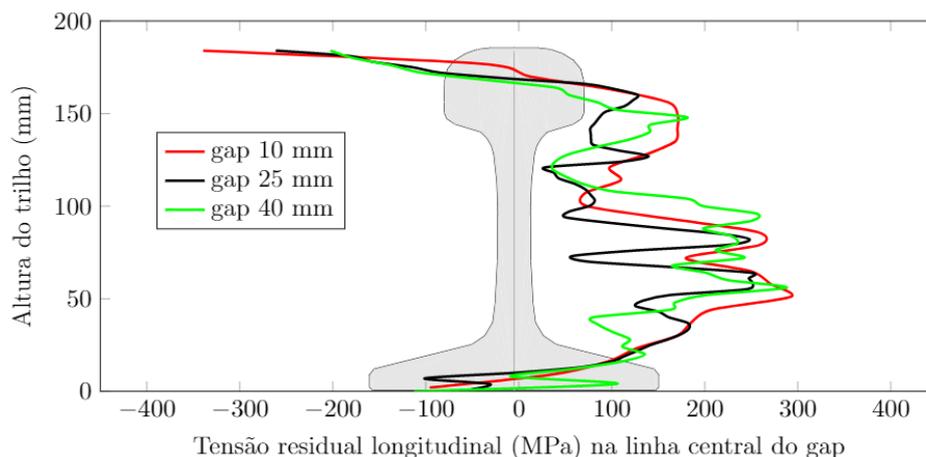


Figura 45 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes gaps no modelo do trilho TR68.

Com a mudança do tempo de preaquecimento as tensões residuais verticais (σ_{yy}) e longitudinais (σ_{zz}) sofreram leves variações, conforme mostram a Figura 46 e a Figura 47, respectivamente. Na distribuição das tensões residuais verticais, Figura 46, nota-se que as tensões residuais verticais se mantiveram de tração na alma do trilho sendo mais evidentes no tempo de 10 min. As tensões residuais de tração não possuem uma alteração significativa no boleto e na alma, porém existe uma diferença na região do patim dentro dos tempos simulados. Neste caso, o modelo com o tempo de 4 min possui uma maior região com tensões residuais de tração mais elevadas que os outros modelos. Com a distribuição das tensões residuais longitudinais, Figura 47, percebe-se um aumento da região de compressão no patim do trilho no modelo com o tempo de preaquecimento de 10 min. Ao comparar a magnitude das tensões residuais na região do gap não houve alterações significativas no boleto e na alma entre os modelos. Foi identificado apenas uma ligeira diferença na distribuição das tensões residuais entre os modelos na região do patim.

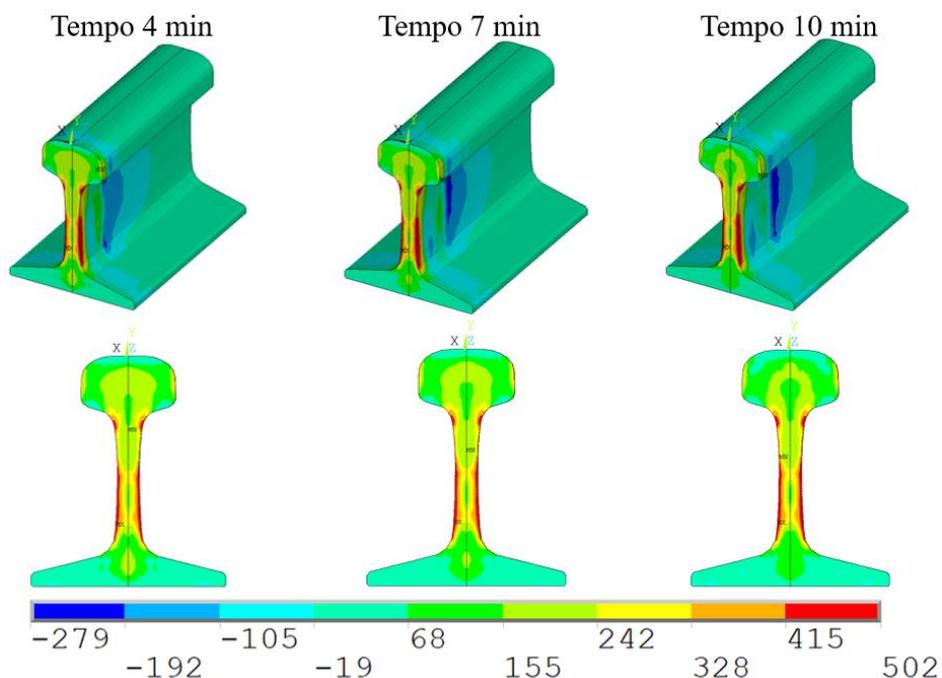


Figura 46 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os diferentes tipos de tempo de preaquecimento no modelo de trilho TR68.

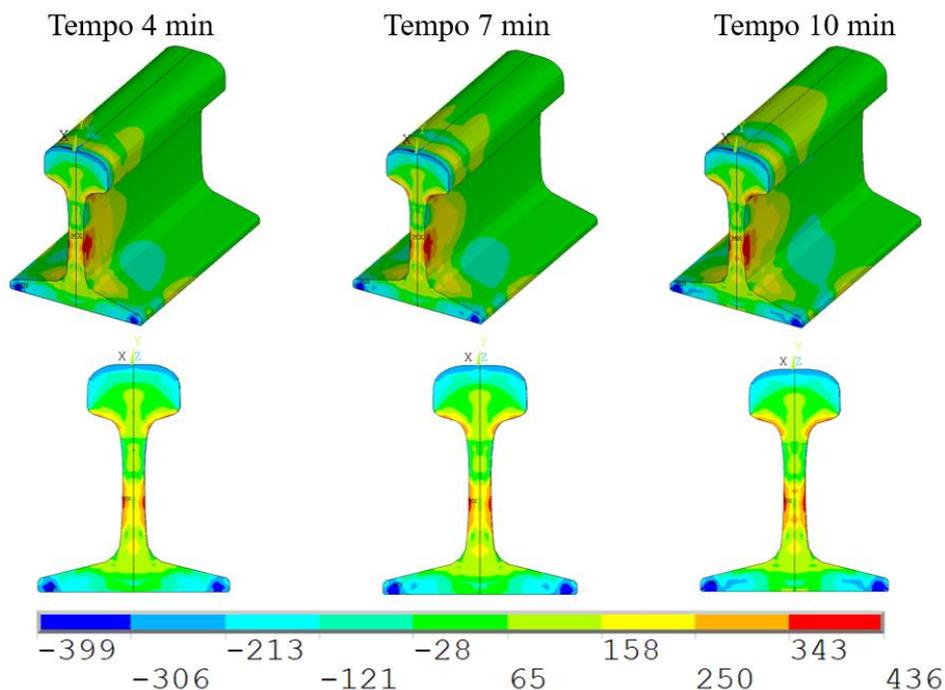


Figura 47 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os diferentes de tempo de preaquecimento no modelo de trilho TR68.

Assim como com o *gap* as tensões residuais verticais e longitudinais na região do centro de solda ao longo da altura do trilho para a variação do preaquecimento foram plotadas, conforme mostram a Figura 48 e Figura 49, respectivamente. Nota-se pela Figura 48 que não existem diferenças significativas nas tensões residuais σ_{yy} para três casos de preaquecimento. Além disso, assim como na variação do *gap*, nota-se que as tensões residuais são apenas de tração sendo uma magnitude maior das tensões residuais no caso de preaquecimento em 4 min. Já as tensões residuais longitudinais, Figura 49, mostram que as tensões residuais no patim são de tração e compressão apenas no caso do preaquecimento de 10 min, o que pode resultar em mais problemas de vida em serviço.

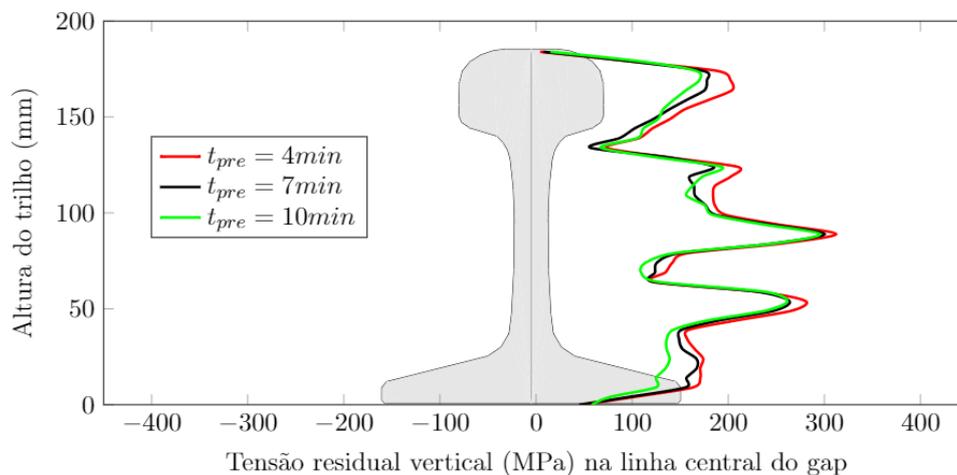


Figura 48 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tempos de preaquecimento no modelo de trilho TR68.

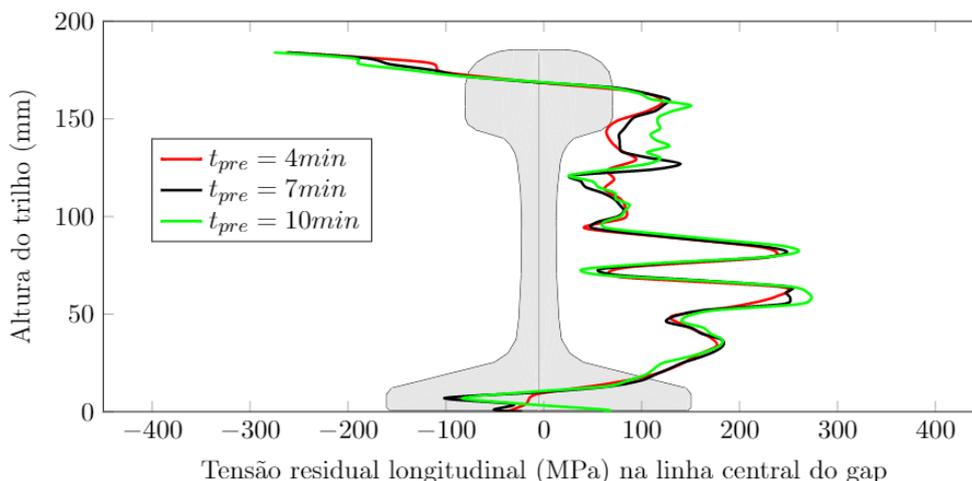


Figura 49 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 entre os diferentes tempos de preaquecimento no modelo de trilho TR68.

Pelos resultados mostrados nesta seção e tendo em vista a forma do campo de tensões esperado para o processo de soldagem aluminotérmica em trilho pela literatura (WEBSTER et al., 1997; SKYTTEBOL, JOSEFSON e RINGSBERG, 2005; JOSEFSON et al., 2020), em se tratando dos cenários estudados diante da variação dos parâmetros, o *gap* de 25 mm corresponde a valores melhores. Isso porque leva a tensões residuais de magnitude menores principalmente no caso das tensões residuais verticais. Entretanto, não é possível observar forte influência do tempo de aquecimento inicial, para as condições estudadas.

5.2.3 Análise estrutural de alteração no material do trilho TR57

Para verificar a influência da mudança do aço convencional R260 (Tabela 4) para o aço microligado no processo de soldagem, um modelo numérico com geometria do trilho TR57 foi desenvolvido. Com este modelo variou-se as propriedades mecânicas para obter o campo de tensões residuais em cada situação.

Por meio da simulação numérica foi possível obter a distribuição das tensões residuais verticais e longitudinais, conforme a Figura 50 e Figura 51, respectivamente. Na Figura 50 nota-se que as tensões residuais verticais do aço microligado aumentaram a magnitude em aproximadamente 50% em relação ao aço convencional. Através da Figura 51 percebe-se que as tensões residuais longitudinais do modelo microligado também aumentaram a magnitude das tensões residuais em relação ao aço convencional. Grande parte desse aumento da magnitude se deve as propriedades mecânicas usadas para a modelagem numérica, conforme a Tabela 12.

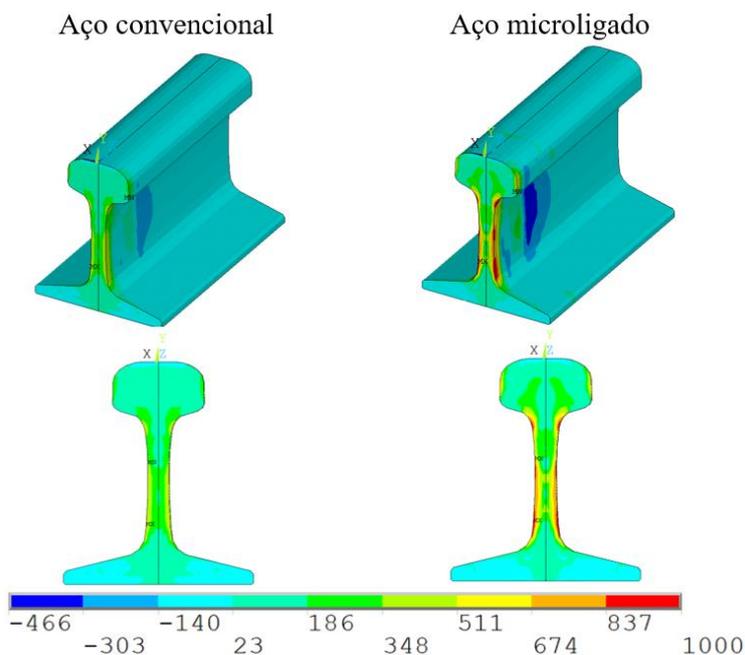


Figura 50 - Comparação da distribuição de tensões residuais verticais (MPa) para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) no modelo de trilho TR57.

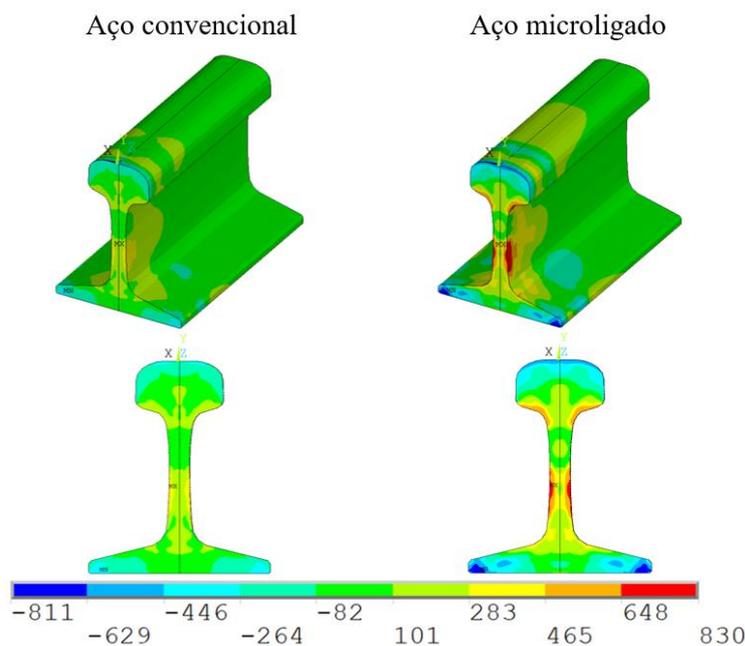


Figura 51 - Comparação da distribuição de tensões residuais longitudinais (MPa) para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) no modelo de trilho TR57.

Da mesma forma que anteriormente, para melhor visualização do efeito, ou seja, da magnitude das tensões residuais verticais e longitudinais na região do centro de solda ao longo da altura do trilho, foram traçados os gráficos da Figura 52 e da Figura 53, respectivamente. Nota-se pela Figura 52 que tanto no bolete quanto no patim as tensões residuais de tração não se alteram significativamente. Em contrapartida, na região da alma nota-se as tensões residuais do aço microligado seguem a mesma tendência do aço convencional com aumento máximo de 50% no centro da alma e com uma redução mínima de -70% na transição alma patim. Na Figura 53 nota-se que o modelo com o aço microligado manteve a tendência de tensão de compressão no bolete

e no patim e de tração na alma. Porém, nota-se que as tensões residuais tiveram maior magnitude ao longo da altura do trilho.

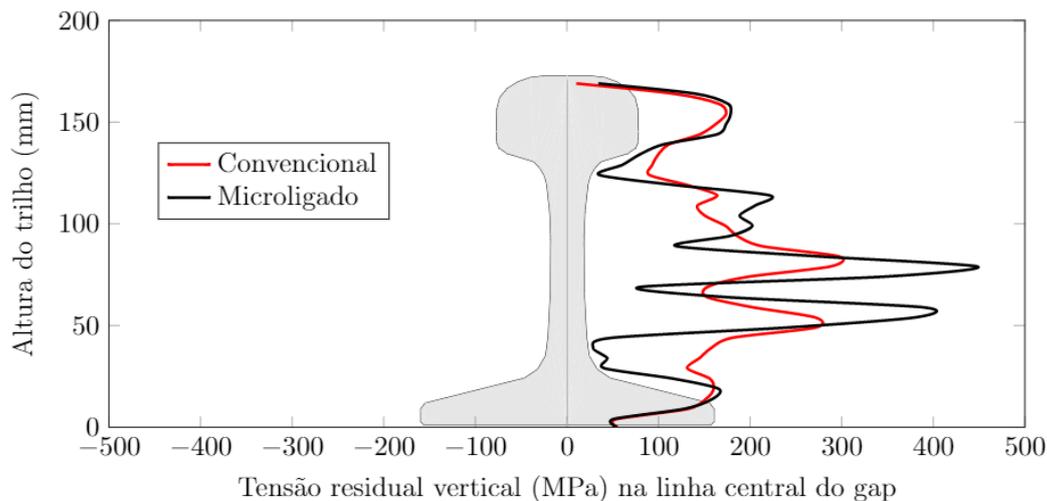


Figura 52 - Comparação da tensão residual vertical (σ_{yy}) na linha central do plano Z_0 para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) para o modelo de trilho TR57.

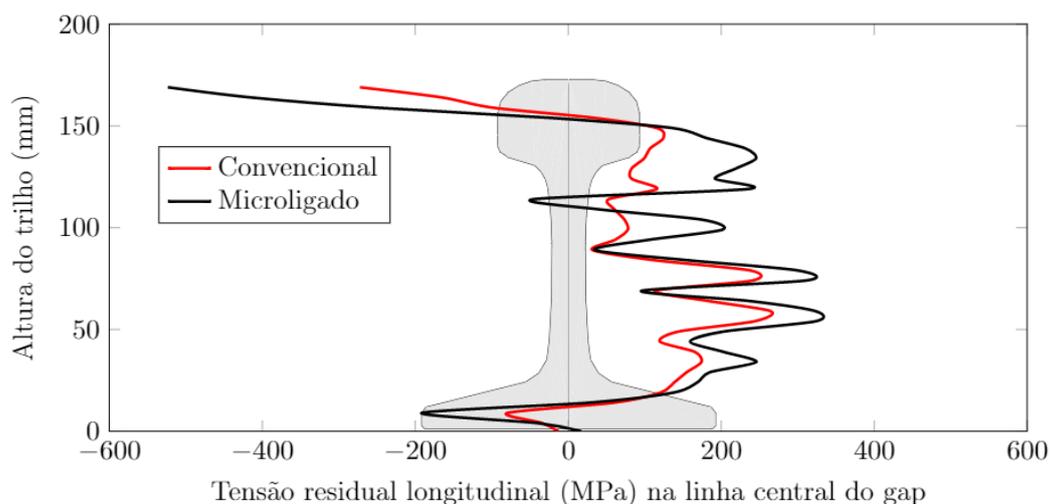


Figura 53 - Comparação da tensão residual longitudinal (σ_{zz}) na linha central do plano Z_0 para os dois tipos de materiais (convencional e microligado) para o modelo de trilho TR57.

Pelos resultados mostrados nesta seção nota-se as tensões residuais mantiveram a morfologia. O destaque maior na mudança das propriedades para um material microligado foi o aumento da magnitude das tensões residuais verticais. Visto que o nível das tensões aumenta isso pode ser benéfico diante do carregamento compressivo ao qual é submetido o trilho quando a roda ferroviária passa. Em ferrovias *heavy haul* as cargas são altas e acabam provocando a plastificação do material na subsuperficial, em torno de 5 a 10 mm (SCHNEIDER, 2005; MOREIRA, 2015; VIANA, 2015; LIMA, MARTINS e SANTOS, 2019).

Além disso, como o aço microligado possui uma resistência mecânica superior ao aço convencional, maiores estudos precisam ser feitos para avaliar se este material pode ser adotado na mistura *Thermit* em processos de soldagem de vias permanentes. No entanto, a indicação atual, com as simulações feitas, é que pode haver um aumento da tensão residual de tração na direção longitudinal, que é o tipo crítico para quebras de trilho.

6 Conclusões

Um modelo numérico tridimensional foi desenvolvido para simular o processo de soldagem aluminotérmica de trilhos (ATW), empregando o método dos elementos finitos, com a técnica *Element Birth and Death* (EBD) e o *software* comercial Ansys® APDL. Até onde se conhece, a técnica não foi utilizada para a modelagem de toda a soldagem aluminotérmica de trilhos incluindo uma metodologia que simplificasse a obtenção do fluxo de calor com um modelo 2D. Com isso, os resultados parciais apresentados foram publicados em uma revista científica (Lima et al., 2022).

No modelo numérico tridimensional, todas as etapas de um processo de soldagem convencional de trilhos ferroviários (pré-aquecimento, vazamento, solidificação, remoção do molde e resfriamento) foram incluídas. A partir do modelo numérico validado com a parte experimental e numérica da literatura foi possível concluir que a metodologia usada para validação era adequada e que o estudo desenvolvido nessa tese contribui com a literatura, uma vez que emprega uma nova maneira de se calcular as tensões residuais do processo. O modelo numérico desenvolvido pode ser aplicado para diferentes geometrias de trilho bem como para diversas configurações de parâmetros que podem ocorrer durante o processo ATW.

A técnica *Element Birth and Death* permitiu que o modelo numérico simulasse com precisão o preenchimento do metal líquido formado por aluminotermia, bem como os efeitos termomecânicos característicos do processo. Esta técnica somada com a simplificação 2D adotada para representar perda de calor no plano transversal do trilho, possibilitou a validação do modelo numérico. O modelo foi validado com dados numéricos e experimentais disponíveis na literatura. O modelo proposto foi desenvolvido com 84% de elementos a menos que o modelo numérico de JOSEFSON et al. (2020), levando resultados similares mesmo utilizando menos recursos computacionais para a simulação do processo ATW.

O emprego da técnica *Element Birth and Death* no processo de soldagem de trilhos permite a investigação da variação de diversos cenários de soldagem, incluindo o pré-aquecimento, condições de resfriamento, *gap* e outras, com menor custo computacional e maior representatividade dos processos envolvidos. O modelo numérico proposto se demonstrou apto para ser empregado na avaliação de novos projetos de trilhos, sem a necessidade de custos significativos para a realização de experimentos. Dessa forma, a metodologia desenvolvida mostrou-se viável para uso aplicado, o que justifica ser esta a principal contribuição dessa tese de doutoramento.

Com o modelo inicialmente validado para o trilho do tipo UIC60, foi possível expandir a análise de tensões residuais oriundas do processo de soldagem aluminotérmica para um trilho TR68 e TR57, utilizados em ferrovia de alta carga. Com as análises térmicas, foi possível determinar resultados estruturais ainda não medidos, aumentando a relevância das informações que podem ser obtidas com o modelo, sobre o processo de soldagem analisado.

Na análise de variação dos parâmetros do trilho TR68 algumas informações foram extraídas. No caso do *gap* observou-se que as tensões residuais para o caso de 25 mm correspondem melhor ao padrão das tensões medidas em campo, confirmando dados da literatura (WEBSTER et al., 1997; JOSEFSON et al., 2020). Tal conclusão depreende-se do fato de que esse valor leva a tensões residuais de magnitude menores dentre as alternativas estudadas, principalmente no caso das tensões residuais verticais. Outra característica interessante foi que as tensões residuais para o *gap* de 40 mm apresentam os maiores valores de tensões. O resultado pode ser aplicado à soldagem real, através de especificações para o trabalho do soldador, para que para as medidas do *gap* sejam iguais ou um pouco menores que 25 mm, já que tensões maiores surgem quanto se caminha para valores acima de 25 mm. Embora não seja conclusão desse

trabalho, é evidente que o *gap* de 40 mm induz à um gasto maior de material *Thermit*, que acaba sendo desnecessário na junta de solda (VALE, 2022) e, pelos resultados mostrados, pode até ser prejudicial.

Ainda quanto a variação dos parâmetros de soldagem para o trilho TR68, foi feita a análise do tempo de preaquecimento utilizando o *gap* de 25 mm. Neste caso, não foram detectadas mudanças significativas nas tensões residuais obtidas. Como este é um resultado que envolve o tempo total do processo, embora a diferença seja pequena, é um fator importante em ferrovias de alta circulação de commodities. Assim, pode-se concluir que mesmo com um tempo menor, entre 4 e 7 min, as tensões residuais estarão dentro padrão comum de campo de acordo com a literatura (WEBSTER et al., 1997; JOSEFSON et al., 2020).

Por fim, uma outra situação possível foi avaliada com o modelo numérico. Ao comparar a mudança do tipo de aço utilizado para os trilhos TR57, o emprego de aço microligado proporcionou um aumento na intensidade em grande parte das tensões residuais. A mudança na propriedade mecânica do composto *Thermit* ainda carece de discussão, devido ao aumento de custo para este processo de soldagem. No caso deste trabalho, foi considerado o mesmo processo e tanto o material do trilho como o da solda foram similares, microligados. O resultado mostrou que tensões de tração são mais intensas em todo o trilho, embora a diferença não seja tão significativa na base do patim.

O fato é que, quando a roda ferroviária passa pelo trilho o carregamento é de flexão, criando tensões compressivas no boleto e de tração no patim. Essas tensões se somam às residuais, geradas pelo processo de soldagem. Uma vez que as cargas de ferrovias *heavy haul* já são muito altas, a sua composição com as tensões residuais pode ser mais crítica para esse caso para o patim. Não obstante, para as tensões compressivas no boleto causadas pela passagem da carga, estas se somam com tensões mais trativas no caso do aço microligado. Isso diminui a profundidade de deformação plástica protetiva causada pela passagem do veículo nessa posição, podendo reduzir essa camada, que nos demais casos está entre 5 a 10 mm (SCHNEIDER, 2005; MOREIRA, 2015; VIANA, 2015). Com há variação nas propriedades estruturais do material, com maior limite de escoamento e ruptura, mais estudos devem ser feitos, que podem empregar o modelo desenvolvido nesta tese.

Dessa forma, mesmo considerando que método tenha sido devidamente validado e confrontado com dados numéricos e experimentais, há diversas análises e aprimoramentos que podem ser feitos. Dentre elas, em especial quanto à representatividade das propriedades do material empregado e sua variação com a temperatura, às definições das condições de contorno térmicas e estruturais e à validação dos resultados de tensões residuais por métodos destrutivos e não destrutivos, como os de *hole drilling*, raios-X e ultrassom, diretamente no campo.

7 Trabalhos futuros

As principais etapas para futuros trabalhos a fim de deixar o modelo numérico ainda mais representativo são:

- Obter novos valores experimentais próprios para o perfil térmico, a partir de trilhos UIC60, TR57 e TR68, inclusive para aços microligados, a fim de comparar com os resultados numéricos.
- Adicionar uma análise metalúrgica mais detalhada ao modelo numérico, para permitir avaliar o efeito da microestrutura formada, a partir de medidas em campo ou em laboratório.
- Desenvolver estratégias não destrutivas de medição de tensões que permitam a validação adicional dos resultados do modelo.
- Empregar o modelo na análise de novos procedimentos de soldagem, visando a redução da propensão à falha em serviço, contribuindo para a segurança da operação ferroviária.

8 Referências

- ABAQUS. *ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9*. [S.l.]: Dassault Systemes Simulia Corp, 2009.
- ABNT. *ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT TB 06 - Trilho*. Rio de Janeiro - RJ: ABNT, 2002.
- ABNT. *ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT NBR 7590 Trilho Vignole - Requisitos*. Rio de Janeiro: 37 pp, 2012.
- AHLSTROM, J. Residual stresses generated by repeated local heating events--Modelling of possible mechanisms for crack initiation. *Wear*, v. 366, p. 180-187, 2016.
- AKIMOV, O. et al. Computer-Integrated Design Pistons with the Influence of Casting Defects. *Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange*, v. 54, p. 13-22, 2020.
- AKIMOV, O. V. et al. Computer engineering and design of cast parts for internal combustion engine crankcase. *JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES*, v. 6, p. 154, 2019.
- ALVES, L. et al. Metallurgical and tribological aspects for squat formation in the aluminothermic weld HAZ edges of rails welded using aluminothermy. *Industrial Lubrication and Tribology*, v. 72, n. Emerald Publishing Limited, p. 1123-1131, 2020. ISSN 9.
- ANCA, A. et al. Computational modelling of shaped metal deposition. *International journal for numerical methods in engineering*, p. 84--106, 2011.
- ANPTRILHOS. *Associação Nacional dos Transportadores de Passageiros sobre Trilhos*, 15 Julho 2020. Disponível em: <<https://anptrilhos.org.br/categoria/publicacoes-anptrilhos/vlt/>>.
- ANSYS. *ANSYS Advanced Analysis Techniques Guide - Chapter 8: Element Birth and Death*. [S.l.]: ANSYS, Inc, 2018.
- ANSYS. *ANSYS Theory Reference Guide - Chapter 2: Structures*. [S.l.]: ANSYS, Inc, 2018.
- ANTF. *Associação Nacional dos Transportadores Ferroviários*, 2 Agosto 2021. Disponível em: <<https://www.antf.org.br/informacoes-gerais/>>. Acesso em: 6 out. 2022.
- ANTUNES, A. E. B. Tensões Residuais na Soldagem - Aspectos Básicos. *Revista Brasileira de Ciências Mecânicas / Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, p. 394-403, 1995.
- ARMENTANI, E.; POZZI, A.; SEPE, R. Finite-element simulation of temperature fields and residual stresses in butt welded joints and comparison with experimental measurements. *Engineering Systems Design and Analysis*, v. 45837, p. 114-124, 2014.
- ATTARHA, M.; SATTARIFAR, I. Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 211, p. 688-694, 2011.
- BALCHIN, J. B. E. N. C. *Health and Safety in Welding and Allied Processes - Thermit Welding*. 148 - 152: Woodhead Publishing, 2002.
- BERNASCONI, A. et al. An integrated approach to rolling contact sub-surface fatigue assessment of railway wheels. *Wear*, p. 973-980, 2005.

BEVAN, A. et al. Judicious selection of available rail steels to reduce life-cycle costs. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, v. 234, p. 257-275, 2018.

BNDES. *Banco Nacional de Desenvolvimento Econômico e Social*, 2 novembro 2019. Disponível em: <<https://www.bndes.gov.br/wps/portal/site/home/onde-atuamos/infraestrutura>>.

BRANCO, J.; FERREIRA, R. *Tratado de estradas de ferro: prevenção e investigação de descarrilamentos*. Rio de Janeiro: Editora Reflexus, 2002.

BRANZEI, M. C. M. O. C. T. A. V. O. A Model of Optimization and Control the Thermite Kit for Aluminothermic Welding. *Solid State Phenomena*, p. 83--90, 2016.

BRASIL. Brasília: Presidência da República do Brasil. *Decreto Nº 9.557, de 8 de novembro de 2018, 23 setembro 2018*. Disponível em: <<http://www4.planalto.gov.br/legislacao/portal-legis/legislacao-1/decretos1/decretos-1>>.

BRASIL. Brasília: Presidência da República do Brasil. *Lei Nº 12.587, de 3 de janeiro de 2012, 28 setembro 2020*. Disponível em: <<http://www4.planalto.gov.br/legislacao/portal-legis/legislacao-1/leis-ordinarias/2012-leis-ordinarias-2>>.

BRASIL, F. BRASIL FERROVIÁRIO, 2022. Disponível em: <<https://www.brasilferroviario.com.br/trilho/>>. Acesso em: 6 out. 2022.

BROWN, M. W.; MILLER, K. J. A theory for fatigue failure under multiaxial stress-strain conditions. *Applied Mechanics Group*, v. 187, p. 745-771.

BROWN, S.; SONG, H. Finite Element Simulation of Welding of Large Structures. *Manufacturing science and engineering*, v. 114, p. 441-451, 1992.

BRYAN, J.; WEISBROD, G.; C.D., M. Rail Freight as a Means of Reducing Roadway Congestion: Feasibility Considerations for Transportation Planning. *Transportation Research Record: Journal of Transportation Research Board*, January 2017. 75-83.

BSI. *BSI 7608 - "Code of Practice for Fatigue Design and Assessment of Steel Structures"*. Londres: BSI, 1993.

BUCZYNSKI, A.; GLINKA, G. Elastic-plastic stress-strain analysis of notches under non-proportional loading paths. In: ELLYIN, F.; PROVAN, J. W. *Proceedings of the international conference on progress in mechanical behaviour of materials*. Victoria, BC, Canada: [s.n.], 1999. p. 1124-1130.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. . G. *Materials Science and Engineering*. 1. ed. New York (NY): Wiley, v. 5, 2011.

CAMES-PINTAUX, A. A. N.-L. M. Finite element enthalpy method for discrete phase change. *Numerical Heat Transfer, Part A: Applications*, p. 403-417, 1986.

CANTOR, B. A. O. K. *Solidification and casting*. [S.l.]: CRC press, 2016.

CASTRO, J. T. P.; MEGGIOLARO, M. A. *Fadiga - Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço: Volume I*. [S.l.]: Createspace Independent Publishing Platform, 2009.

CHEN, B.-Q.; HASHEMZADEH, M.; SOARES, C. G. Numerical and experimental studies on temperature and distortion patterns in butt-welded plates. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 72, p. 1121-1131, 2014.

CHEN, Y. et al. Heat transfer modelling of rail thermite welding. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, p. 207--217, 2006.

CHEN, Y. et al. Weld defect formation in rail thermite welds. *Journal of Rail and Rapid Transit*, v. 220, p. 373-384, 2006.

CNT. *Confederação Nacional do Transporte*, 12 Dezembro 2020. Disponível em: <<https://cnt.org.br/propostas-cnt-transporte>>.

COOK, R. D. A. O. *Concepts and applications of finite element analysis*. [S.l.]: John wiley & sons, 2007.

DAI, S. et al. Design of new biomedical titanium alloy based on d-electron alloy design theory and JMatPro software. *Transactions of Nonferrous Metals Society of Chin*, v. 23, n. Elsevier, p. 3027--3032, 2013.

DANG VAN, K.; GRIVEAU, B.; MESSAGE, O. On a new multiaxial fatigue limit criterion: Theory and application. *Mechanical Engineering Publications*, 1989. 479-496.

DANG VAN, K.; LE DOUARON, A.; LIEURADE, H. P. *Multiaxial fatigue limit: A new approach*. Proceedings of the 6th International Conference on Fracture. New Delhi: [s.n.]. 1984. p. 1879-1885.

DANG VAN, K.; MAITOURAM, M. H. Rolling contact in railways: Modeling, simulation and Damage prediction. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. , 2003. 939-948.

DANTZIG, J. Modeling solidification processes using FIDAP. *Crystal Research and Technology: Journal of Experimental and Industrial Crystallography*, v. 34, p. 417--424, 1999.

DANTZIG, J. A. T. I. C. L. *Introduction to Modeling of Materials Processing*. Urbana: University of Illinois Urbana, 2000.

DE CAMPOS FILHO, M. P. E. D. G. J. *Solidificação e fundição de metais e suas ligas*. [S.l.]: Livros Técnicos e Científicos, 1978.

DENG, D. A. M. H. A. L. W. Numerical simulation of welding distortion in large structures. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, v. 196, p. 4613-4627, 2007.

DENG, D.; 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*, v. 37, p. 269-277, 2006.

DIRKS, B.; ENBLOMB, R. Prediction model for wheel profile wear and rolling contact fatigue. *Wear*, n. 271, p. 210-217, 2010.

DMITRIEV, V. S.; KOSTYUCHENKO, T. G. Design of the gating system for production of casting blanks for space device cases. *Materials Science Forum*, v. 938, p. 89-95, 2018.

DOWLING, N. E. *Mechanical Behaviour of Materials*. 4^a. ed. Virginia: Pearson, 1988.

DUNNE, F. A. P. N. *Introduction to computational plasticity*. [S.l.]: Oxford University Press on Demand, 2005.

DUNNE, F.; PETRINIC, N. *Introduction to Computational Plasticity*. Orford: Oxford University Press, 2004.

DUVEL, J. A. M. P. A. A. E. A. M. J. Rail requirement for 40 tonne axle loads. *8 th International Heavy Haul Conference*, Rio de Janeiro, Brazil, 14-16 June 2005. 11.

EKBERG, A.; AKESSON, B.; KABO, E. Wheel/rail rolling contact fatigue – Probe, predict, prevent. *Wear*, p. 2-12, 2014.

EKBERG, A.; KABO, E. Fatigue of railway wheels and rails under rolling contact. *Wear*, 2005. 1288-300.

EKBERG, A.; KABO, E. overview, Fatigue of railway wheels and rails under rolling contact and thermal loading - an. *Wear*, p. 1288-1300, 2005.

EKBERG, A.; KABO, E.; ANDERSSON, H. An engineering model for prediction of rolling contact fatigue of railway wheels. *Fatigue fract Engng Mater Struct*, n. 25, 2002. 899-909.

ESVELD, C. *Modern railway track*. 385: MRT-productions Zaltbommel, Netherlands, 2001.

FANOUS, I. F. Z.; YOUNAN, M. Y.; WIFI, A. S. 3-D finite element modeling of the welding process using element birth and element movement techniques. *Pressure Vessel Technology*, p. 144-150, 2003.

FANOUS, I. F.; YOUNAN, M. Y.; WIFI, A. S. 3D finite element modeling of the welding process using element birth and element movement techniques. *ASME Pressure Vessels and Piping Conference*, v. 46539, p. 165-172, 2002.

FARHANGI, H.; MOUSAVIZADEH, S. M. Horizontal split-web fractures of flash butt welded rails. *Proceedings of the 8th International Fracture Conference*, v. 7, p. 509-517, November 2007.

FATEMI, A.; SOCIE, D. F. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue and fracture of engineering materials ans structures*, 15 October 1987. 149-165.

FEEVALE. *Universidade Feevale*, 25 Março 2021. Disponível em: <<https://www.feevale.br/acontece/noticias/feevale-desenvolvera-pesquisa-sobre-novos-materiais-para-a-vale-sa>>.

FERREIRA, J. C.; MACHADO, E. A. F.; GUIZZO, A. C. *Tratado de Estradas de Ferro - Material Rodante*. Rio de Janeiro - RJ: [s.n.], 2000.

FRIEDMAN, E. Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method. *Pressure Vessel Technology*, p. 206-213, 1975.

FRY, G. A. L. F. A. R. A. A model for fatigue defect nucleation in thermite rail welds. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, p. 655-668, 1996.

GALAY, M. S.; LLINYKH, A. S. Improving the technology of aluminothermic rail welding based on software simulation. *Journal of Physics: Conference Series*, v. 1967, n. IOP Publishing, p. 12 -- 63, 2021. ISSN 1.

GARCIA, A. *Solidificação: Fundamentos e Aplicações*. Campinas - SP, Brasil, 2ª. Edição: Editora da Unicamp, 2007.

GARCIA-GARCIA, V. et al. FE thermo-mechanical simulation of welding residual stresses and distortion in Ti-containing TWIP steel through GTAW process. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 59, n. Elsevier, p. 801-815, 2020.

GARUD, Y. S. A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings. *J. Eng. Mater. Technol*, v. 103, p. 118-125, April 1981.

GOLDAK, J. A. E. A. M. Computational welding mechanics. *Springer Science & Business Media*, p. 98-120, 2005.

GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical transactions B*, v. 15, p. 299-305, 1984.

GONÇALVES, R. P. Estudo numérico do efeito de propriedades mecânicas e do atrito no fenômeno de Shakedown. *Dissertação de mestrado - Universidade Federal do Espírito Santo*, p. 77, 2017.

GRASSIE, S.; KALOUSEK, J. Rolling contact fatigue of rails: characteristics, causes and treatments. *Proceedings of 6th International Heavy Haul Conference, The International Heavy Haul Association, Cape Town, South Africa*, p. 381-404, 1997.

HASHEMZADEH, M.; GARBATOV, Y.; SOARES, C. G. Welding-induced residual stresses and distortions of butt-welded corroded and intact plates. *Marine Structures*, v. 79, n. Elsevier, p. 103041, 2021.

HERTZ, H. On The Contact Of Elastic Solids. *J. Math*, 1881. 156-171.

HERTZ, H. On the contact of elastic solids. *Z. Reine Angew. Mathematik*, v. 92, p. 156--171, 1881.

HUNGRIA, L. H. *Segurança Operacional de Trens de Carga*. 2. ed. Curitiba: All Print, 2017.

IBGE. *Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística*, 30 Setembro 2020. Disponível em: <<https://www.ibge.gov.br/>>.

INCE, A.; GLINKA, G. A numerical method for elasto-plastic notch-root stress-strain analysis. *J Strain Analysis*, 2013. 229-244.

INCROPERA, F. P. L. A. S. B. T. L. D. D. P. *Principles of heat and mass transfer*. Rio de Janeiro: Wiley, 2013.

J. TUNNA, J. S.; PEREZ, J. A review of wheel wear and rolling contact fatigue. *Part F: J. Rail and Rapid Transit*, v. 221, p. 271-289, 2007.

JEZZINI-AOUAD, M. E. F. P. E. H. S. E. Z. D. E. W. L. Improving fatigue performance of alumino-thermic rail welds. *Applied Mechanics and Materials*, v. 24, p. 305-310, 2010.

JOHANSEN, A. et al. Simulation of wheel-rail contact and damage in switches & crossings. *Wear*, 18 May 2011. 472-481.

JOHNSON, K. L. The strength of surfaces in rolling contact. *Journal of Mechanical Engineering Science*, Cambridge, 1 May 1989. 151-163.

JOSEFSON, B. et al. Residual stresses in thermite welded rails: significance of additional forging. *Welding in the world*, Rivista Italiana della Saldatura, v. 73, n. 4, p. 465-491, 2020.

KALKER, J. J. *Three dimensional elastic bodies in rolling contact*. Delft - Netherlands: [s.n.], 1990.

KAPOOR, A. A re-evaluation of the life to rupture of ductile metals by cyclic plastic strain. *Fatigue fract. Engng Mater: Struct.*, p. 201-219, 1994.

KENDALL, O. et al. Residual Stress Measurement Techniques for Metal Joints, Metallic Coatings and Components in the Railway Industry: A Review. *Materials*, v. 16, n. Multidisciplinary Digital Publishing Institute, p. 232, 2023. ISSN 1.

KREITH, F. E. M. R. M. E. B. M. S. *Principles of heat transfer*. [S.l.]: Cengage learning, 2012.

KUMAR, S. *Study of rail breaks: associated risks and maintenance strategie*. Lulea University of Technology. Lulea, Sweden, p. 41. 2006.

KUMARI, T. P.; SAIRAM, S. V. Finite element analysis of EBW welded joint using SYSWELD. *International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering*, v. 3, p. 335-340, 2013.

KURZ, W. E. F. D. J. *Fundamentals of Solidification*. [S.l.]: Trans Tech Publications, Switzerland, 1984.

LAWRENCE, F. V.; ROSS, E. T. A. B. C. P. Reliability of improved thermite welds. *Innovations Deserving Exploratory Analysis programs (IDEA)*, p. 50, 2004.

LEE, K. H.; KANG, G. Calculation of material properties with JMatPro for the process simulation. *Proceedings of the Korean Society for Technology of Plasticity Conference*, v. 1, n. The Korean Society for Technology of Plasticity, p. 142--145, 2008.

LEMAITRE, J.; CHABOCHE, J. L. *Mechanics of solids*. [S.l.]: Cambridge University, 1994.

LEVY, M. Extrait du Mémoire sur les équations générales des mouvements intérieurs des corps solides ductiles au delà des limites où l'élasticité pourrait les ramener à leur premier état. *Journal de mathématiques pures et appliquées*, Paris, 20 juin 1871. 369-372.

LI, W. et al. Numerical simulation of multi-layer rotating arc narrow gap MAG welding for medium steel plate. *Journal of Manufacturing Processes*, v. 45, p. 460-471, 2019.

LI, W. et al. Impact Wear of Flash-and Aluminothermic-Welded Hypereutectoid Steel Rail Joints. *Tribology Transactions*, v. 64, n. Taylor & Francis, p. 644 -- 657, 2021. ISSN 4.

LIMA, E. A. et al. Aluminothermic welding modeling of heavy haul rails using the element birth and death technique. *Journal of Thermal Stresses*, v. 45, n. 10, p. 793-816, 2022. Disponivel em: <<https://doi.org/10.1080/01495739.2022.2109544>>.

LIMA, E. A. et al. Effect of truck shear pads on the dynamic behaviour of heavy haul railway cars. *Vehicle System Dynamics*, v. 60, n. 4, p. 1188-1208, 2022.

LIMA, E. A.; MARTINS, T. S.; SANTOS, A. A. Effect of manufacturing residual stress on the fatigue life of railway wheels for heavy-haul transportation. *Procedia Structural Integrity*, v. 17, n. Elsevier, p. 246-253, 2019.

LINDGREN, L.-E. Finite element modeling and simulation of welding. Part 2: improved material modelin. *Journal of thermal stresses*, v. 24, p. 195-231, 2001.

LINDGREN, L.-E. Finite element modeling and simulation of welding. Part 3: efficiency and integration. *Journal of thermal stresses*, v. 24, p. 305-334, 2001.

LINDGREN, L.-E. *Computational welding mechanics*. [S.l.]: Elsevier, 2014.

MANAKOV, A. et al. Improvement of aluminothermic welding on the basis of the experimentally-theoretical research of welding seam cooling process. *JPhCS*, v. 1050, p. 569-578, 2018.

MANZKE, S. et al. A Reduced Numerical Model for the Thermit Rail Welding Process. *Heat Transfer Engineering*, v. 20, p. 1296--1307, 2018.

MARQUES, E. S.; SILVA, F. J.; PEREIRA, A. B. Comparison of Finite Element Methods in Fusion Welding Processes - A Review. *Metals*, v. 10, p. 75, 2020.

MARQUES, E.; PEREIRA, A.; RIBEIRO, J. E. Thermal evaluation of MAG/TIG welding using numerical extension tool. *International Journal of Applied Science and Engineering*, v. 18, n. 5, p. 1-16, 2021.

MARUCA. Santa Rosa Serviços Ferroviários. *Maruca*, 3 novembro 2021. Disponível em: <<https://maruca.com.br/trilhos-nacionais/>>.

MASSA. MASSA - *pesagem e Automação Industrial*, 9 Março 2021. Disponível em: <<https://massa.ind.br/projetos-de-ferrovias-no-brasil/>>.

MATAKE, T. An explanation of fatigue limit under combined stress. *The Japan Society of Mechanical Engineers*, v. 20, p. 257-263, March 1977.

MATSUISHI, M.; ENDO, T. Fatigue Of Metals Subject To Varying Stresses. *Japan Society of Mechanical Engineers*, 1968.

MINER, M. A. Cumulative damage in fatigue. *Journal of applied mechanics*, 1945. 159-164.

MINICUCCI, D. J. et al. Development of niobium microalloyed steel for railway wheel with pearlitic bainitic microstructure. *Materials Research*, v. 22, p. 267-276, 2020.

MISES, R. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse*, 1913. 582-592.

MISHRA, N.; RAMASWAMY, V.; MISHRA, S. Defects in rails. *Sadhana*, v. 9, n. 4, p. 345-369, December 1986.

MOREIRA, L. P. E. V. T. G. E. G. L. B. E. F. G. L. A. C. L. C. Estudo da Tenacidade a Fratura de Cinco Aços Para Aplicação em Trilho Ferroviário. *70º Congresso Anual da ABM-ABM Week*, p. 47, 2015.

MORGAN, K. L. R. Z. O. An improved algorithm for heat conduction problems with phase change. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, v. 12, p. 1191-1195, 1978.

MOUALLIF, I. et al. Finite element modeling of the aluminothermic welding with internal defects and experimental analysis. *MATEC Web of Conferences*, v. 1, p. 0002, 2012.

MOUALLIF, Z.; RADI, B.; MOUALLIF, I. The thermomechanical modeling of aluminothermic welds affected by different defects. *Congres franccais de mecanique*, p. 314, 2015.

NASIRI, M. B.; ENZINGER, N. Powerful analytical solution to heat flow problem in welding. *International Journal of Thermal Sciences*, v. 135, n. Elsevier, p. 601--612, 2019.

NBR 11449, A. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS ABNT NBR 11449 - *Trilho Vignole - Solda - Determinação da resisntência a fadiga*. Rio de Janeiro - RJ: ABNT, 1989.

NOWACKI, J.; SAJEK, A. umerical Simulation of the Thermal Cycle of the PAW-MAG Hybrid Welding of Advanced High Strength Steels. *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa w Gliwicach*, v. 60, p. 13-19, 2016.

OLIVARES, R. O. et al. Advanced metallurgical alloy design and thermomechanical processing for rails steels for North American heavy haul use. *Wear*, v. 271, p. 364-373, 2011.

PALMGREN. Endurance of ball-bearings. *V. Deut. Igenieure*, 1924. 339.

PEREZ, A. J.; BEYNON, J. H. Microstructure and wear resistance of pearlitic rail steels. *Wear*, v. 162, p. 173-182, 1993.

PERIC, M. et al. Numerical analysis and experimental investigation of welding residual stresses and distortions in a T-joint fillet weld. *Materials & Design*, v. 53, p. 1052-1063, 2014.

PERIC, M. et al. A simplified engineering method for a T-joint welding simulation. *Thermal Science*, v. 22, p. 867-873, 2018.

PILIPENKO, A. Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multielectrode submerged arc welding: Their mitigation techniques. *Fakultet for ingeniørvitenskap og teknologi*, p. 200, 2001.

POPOV, E. P. E. B. T. A. *Engineering mechanics of solids*. [S.l.]: Prentice Hall Englewood Cliffs, NJ, 1990.

PRAGER, W. The theory of plasticity: a survey of recent achievements. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, London, v. 169, p. 41-57, 1955.

RADAJ, D. Welding Residual Stresses and Distortion—Calculation and Measurement, revised. *DVS-Verlag GmbH*, p. 489-495, 2003.

RADAJ, D. *Heat effects of welding: temperature field, residual stress, distortion*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2012.

RAY, A. Niobium microalloying in rail steels. *Materials Science and Technology*, v. 33, p. 1584-1600, 2017.

REDDY, J. N. E. G. D. K. *The finite element method in heat transfer and fluid dynamics*. [S.l.]: CRC press, 2010.

REIS, T. Estudo da vida em fadiga de trilhos ferroviários sob solicitações de rolamento aleatórias. *Dissertação de mestrado*, Campinas, 2018. 92.

REIS, T.; DIAS, A. P. C.; SANTOS, A. A. A fast method to estimate the multiaxial non-proportional elastic--plastic stress--strain in rail rolling contact fatigue problems. *International Journal of Solids and Structures*, v. 241, n. Elsevier, p. 111516, 2022.

REIS, T.; EDUARADO DE ABREU LIMA, F. B. A. A. D. S. J. Progression of plastic strain on heavy-haul railway rail under random pure rolling and its influence on crack nucleation. *Advances in Engineering Software*, 23 August 2018. 10-21.

RINGSBERG, J. W. Cyclic ratchetting and failure of a pearlitic rail steel. *Fat. Fract. Engng Mater. Struct.*, p. 747-758, 2000.

RINGSBERG, J. W.; JOSEFSON, B. L. Finite element analysis of rolling contact fatigue crack initiation in railheads. *Journal of Rail and Rapid Transit*, 215, 2001. 243-259.

ROSA, J. C. S.; SANTOS, J. R. A Novel Approach to Rail Welding: Aluminothermic Angle Welding. *9th International Heavy Haul Conference*, p. 150-181, 2009.

SAGAR, P.; GOPE, D. K.; CHATTOPADHYAYA, S. Thermal analysis of TIG welded Ti-6Al-4V plates using ANSYS. *Materials Science and Engineering*, v. 337, p. 012113, 2018.

SAITA, K. et al. Trends in rail welding technologies and our future approach. *Nippon steel & sumitomo metal technical report*, v. 105, p. 84-92, 2013.

SAUNDERS, N. et al. Using JMatPro to model materials properties and behavior. *Jom*, v. 55, n. Springer, p. 60--65, 2003.

SCHNEIDER, E. L. Análise da vida remanescente de trilhos com defeitos transversais desgastados em serviço. *Universidade Federal do Rio Grande do Sul*, p. 176, 2005.

SELEVS, K.; PERIC, M.; TONKOVIC, Z. Numerical simulation of a welding process using a prescribed temperature approach. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 145, p. 49-57, 2018.

SEN, P. K.; BHIWAPURKAR, M.; HARSHA, S. P. Numerical Simulation and Parametric Analysis of Fatigue Crack in UIC60 Rail Thermite Welded Joint. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, v. 1206, n. IOP Publishing, p. 12-27, 2021. ISSN 1.

SEYYEDIAN CHOABI, M.; HAGHPANAHI, M.; SEDIGHI, M. Effect of welding sequence and direction on angular distortions in butt-welded plates. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, v. 47, p. 46-54, 2012.

SHAHZAD, M. et al. Mechanical characterization and FE modelling of a hyperelastic material. *Materials Research*, v. 18, n. SciELO Brasil, p. 918-924, 2015.

SHIRI, A.; HEIDARI, A. Investigating the Effect of Joint Geometry of the Gas Tungsten Arc Welding Process on the Residual Stress and Distortion using the Finite Element Method. *Journal of Solid Mechanics*, v. 11, p. 736-746, 2019.

SINGH, U. P. et al. Influence of microalloying on mechanical and metallurgical properties of wear resistant coach and wagon wheel steel. *Journal of materials engineering and performance*, v. 12, p. 573-580, 2003.

SKYTTEBOL, A. E. J. B. L. Numerical Simulation of Flash Butt-welding Railways Rails. *Chalmers tekniska högsk*, p. 147-153, 2003.

SKYTTEBOL, A.; JOSEFSON, B. L.; RINGSBERG, J. W. Fatigue crack growth in a welded rail under the influence of residual stresses. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 72, p. 271-285, 2005.

SOCIE, D. F.; MARQUIS, G. B. *Multiaxial Fatigue*. Warrendale: Society of Automotive Engineers, Inc, 2000.

SOKIC, M. D.; GAVRILOVSKI, M. Optimization of mold design for aluminothermic welding of railway tracks by software simulation. *TEHNIKA--RUDARSTVO, GEOLOGIJA I METALURGIJA*, v. 73, n. Tehnika- scilit, p. 311, 2022. ISSN 3.

SRIVASTAVA, J. P. et al. Rolling contact fatigue life of rail for different slip conditions. *Latin Journal of solid structures*, 2017. 2243-2264.

STAMENKOVIC, D.; VASOVIC, I. Finite element analysis of residual stress in butt welding two similar plates. *Scientific technical review*, v. 59, p. 59-60, 2009.

STEFFLER, F. *Via permanente aplicada: guia teórico e prático*. [S.l.]: Grupo Gen-LTC, 2013.

STEFFLER, F. *Via permanente aplicada: guia teórico e prático*. 1ª Edição. ed. [S.l.]: LTC, v. 326, 2013.

SU, X. Computer aided optimization of an investment bi-metal casting process. *University of Cincinnati*, p. 200, 2001.

SWAMINATHAN, C. A. V. V. A general enthalpy method for modeling solidification processes. *Metallurgical transactions B*, v. 23, p. 651--664, 1992.

TARAF, M. et al. Numerical analysis for predicting the rolling contact fatigue crack initiation in a railway wheel steel. *Tribology International*, 2010. 585-593.

TAWFIK, D. et al. Verification of residual stresses in flash-butt-weld rails using neutron diffraction. *Physica B: Condensed Matter*, v. 385, p. 894-896, 2006.

TAWFIK, D.; MUTTON, P. J.; CHIU, W. Modifying residual stress levels in rail flash-butt welds using localised rapid post-weld heat treatment and accelerated cooling. *International Heat Treatment and Surface Engineering*, v. 2, p. 126-130, 2008.

TENG, T.-L. E. C. P.-H. E. T. W.-C. Effect of welding sequences on residual stresses. *Computers & structures*, v. 81, p. 273-286, 2003.

THOMAS, B. G. Investigation of panel crack formation in steel ingots using mathematical and physical models. *University of British Columbia*, p. 152, 1985.

TIMOSHENKO, S. E. G. J. *Teoria da Elasticidade*. Rio de Janeiro - RJ: Guanabara Dois, 1980.

TUCHKOVA, N. *Prozessanalyse und simulationstechnische Optimierung des aluminothermischen Schweißens von Schienen*. academic degree PhD, Otto von Guericke University. Magdeburg, Germany, p. 110. 2011.

TUPIASSU, J.; MEGGIOLARO, A. *Fadiga - Técnicas e práticas de Dimensionamento estrutural sob cargas reais de serviço*. [S.l.]: CreateSpace, 2009.

VALE. VALE. VALE, 2022. Disponível em: <http://www.vale.com/brasil/PT/initiatives/innovation/mais/Documents/vale_revista-mais_digital_por_catedra2.pdf>. Acesso em: 17 Agosto 2022.

VIANA, T. G. Estudo comparativo do comportamento de aços trilhos premium na tenacidade a fratura e na propagação de trinca por fadiga, de aplicação ferroviária. *Universidade Federal de Ouro Preto*, p. 189, 2015.

VIESCA, J. et al. Tribological behaviour of microalloyed and conventional C--Mn rail steels in a pure sliding condition. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, v. 232, p. 2201-2214, 2018.

VIESCA, J. et al. Tribological behaviour of microalloyed and conventional C--Mn rail steels in a pure sliding condition. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, v. 232, p. 2201-2214, 2018.

VIESCA, J. et al. Influence of environmental conditions and oxidation on the coefficient of friction using microalloyed rail steels. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit*, v. 235, p. 353-360, 2021.

VILLANI, P. M. P. J. B. A. Q. *Soldagem: Fundamentos e Tecnologia*. Rio de Janeiro: Elsevier Brasil, 2016.

WAINER, E. E. B. S. D. D. M. F. D. H. *Soldagem: processos e metalurgia*. Rio de Janeiro: Editora Blucher, 1992.

WANG, C. H.; BROWN, M. W. Life Prediction Techniques for Variable Amplitude Multiaxial Fatigue - Part 1: Theories. *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 118, p. 3687-370, July 1996.

WEBSTER, P. et al. Residual stresses in alumino-thermic welded rails. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, v. 32, p. 389-400, 1997.

WEINGRILL, L.; NASIRI, M. B.; ENZINGER, N. Thermo-metallurgically coupled numerical simulation and validation of multi-layer gas metal arc welding of high strength pearlitic rails. *Welding in the World*, v. 63, n. 1, p. 63-73, 2019.

WILKENING, W.; SNOW, J. Analysis of welding-induced residual stresses with the ADINA system. *Computers & structures*, v. 47, p. 76-786, 1993.

WILLIAMS, J. A. The influence of repeated loading, residual stresses and shakedown on the behaviour of tribological contacts. *Tribology international*, p. 786-797, 2005.

YANYAO, J.; SEHITOGLU, H. A model for rolling contact failure. *Wear*, n. 224, p. 38-49, September 1998.

YANYUSHKIN, A. et al. Enhancing the effectiveness of the diamond metal bond instrument when grinding high-strength materials. *Metal Working and Material Science*, p. 17-27, 2017.

YU, K.-O. *Modeling for casting and solidification processing*. [S.l.]: CRC Press, 2001.

ZIEGLER, H. A modification of prager's hardening rule. *Quarterly of Applied mathematics*, v. 17, n. 1, p. 55-65, 1959.