



REDEMAT

REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

UFOP – UEMG



Tese de Doutorado

“Efeito da Soldagem Elétrica por Centelhamento na Microestrutura, Propriedades Mecânicas e Resistência à Fadiga de um Aço para Trilhos Ferroviários – Análise Experimental e Numérica”



Autor: Rodrigo Rangel Porcaro
Orientador: Dr. Leonardo Barbosa Godefroid
Co-orientador: Dr. Luiz Cláudio Cândido
Co-orientador: Dr. Geraldo Lúcio de Faria

Abril de 2019



REDEMAT

REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS

UFOP – UEMG

Rodrigo Rangel Porcaro

“Efeito da Soldagem Elétrica por Centelhamento na Microestrutura, Propriedades Mecânicas e Resistência à Fadiga de um Aço para Trilhos Ferroviários – Análise Experimental e Numérica”

Tese de Doutorado submetida à REDEMAT como parte dos requisitos para a obtenção de título de Doutor em Engenharia de Materiais.

Área de concentração: Análise e Seleção de Materiais

Ouro Preto, Abril de 2019.

P833e

Porcaro, Rodrigo Rangel.

Efeito da Soldagem Elétrica por Centelhamento na Microestrutura, Propriedades Mecânicas e Resistência à Fadiga de um Aço para Trilhos Ferroviários ? Análise Experimental e Numérica [manuscrito] / Rodrigo Rangel Porcaro. - 2019.

195f.: il.: color; grafs; tabs.

Orientador: Prof. Dr. Leonardo Barbosa Godefroid.

Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Ouro Preto. Pró-Reitoria de Pesquisa e Pós-Graduação. REDEMAT. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais.

Área de Concentração: Análise e Seleção de Materiais.

1. Metalurgia da Soldagem. 2. Trilhos Ferroviários. 3. Soldagem por Centelhamento Elétrico. 4. Fadiga . 5. Elementos Finitos. I. Godefroid, Leonardo Barbosa. II. Universidade Federal de Ouro Preto. III. Título.

CDU: 620

Catálogo: www.sisbin.ufop.br



REDE TEMÁTICA EM ENGENHARIA DE MATERIAIS UFOP - UEMG

Pós-Graduação em Engenharia de Materiais



**“Efeito da soldagem elétrica por centelhamento na microestrutura,
propriedades mecânicas e resistência à fadiga de um aço para trilhos
ferroviários–Análise Experimental e numérica”**

Autor(a): Rodrigo Rangel Porcaro

Tese defendida e aprovada, em 12 de abril de 2019, pela banca examinadora
constituída pelos professores:

Prof. Leonardo Barbosa Godefroid (Doutor) – Orientador
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Helio Goldenstein (Doutor)
Universidade de São Paulo

Prof. Paulo José Modenesi (Doutor)
Universidade Federal de Minas Gerais

Prof. Geraldo Lúcio de Faria (Doutor)
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Luiz Cláudio Cândido (Doutor)
Universidade Federal de Ouro Preto

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi desenvolvido com o apoio de uma extraordinária equipe e com a participação de várias instituições. Deste modo, mesmo correndo o risco de injustamente não citar alguém, deixo aqui os meus sinceros agradecimentos:

Ao Professor Leonardo Barbosa Godefroid, pelas ricas sugestões, importantes discussões e orientação durante o trabalho, além da confiança em mim depositada.

Ao Professor Geraldo Lúcio de Faria pelo auxílio com os ensaios dilatométricos, caracterização estrutural e sugestões fundamentais.

Ao Professor Luiz Cláudio Cândido pelas discussões importantes, motivação e por ter despertado um grande interesse pela Metalurgia da Soldagem.

À toda equipe dos Laboratórios do DEMET pela grande ajuda durante o desenvolvimento do trabalho: Paulo Sérgio Moreira, Graciliano Dimas Francisco, Sidney Cardoso de Araujo, Denilson Mello e Anísio.

Ao Nanolab-REDEMAT pelas análises em MEV.

Aos bolsistas de iniciação científica Daniel Andrade Paes de Lima e Gabriela Ribeiro Apolonio pela ajuda com os ensaios, seriedade e dedicação.

À Empresa VLI pela doação das amostras e por permitir acompanhar os procedimentos de soldagem no Estaleiro de Pedro Leopoldo/MG, sobretudo ao Engenheiro Thiago Gomes Viana.

À Universidade Federal de Itajubá *Campus* Itabira por viabilizar os ensaios de fadiga, sobretudo à Engenheira Mecânica Júnia Maria Gândara Costa e ao Professor José Carlos de Lacerda.

Ao IFMG *Campus* Ouro Preto, sobretudo a Professora Elisângela Silva Pinto pelo auxílio com as análises em MFA.

Ao CDTN/CNEM pelas análises de tensões residuais, sobretudo ao técnico Vlamir Caio Estanislau de Almeida e aos Pesquisadores Luiz Leite da Silva e Emerson Giovani Rabello.

Ao Professor Francisco Célio de Araújo (DECIV/EM/UFOP) pelas discussões e preciosos ensinamentos sobre análise numérica e simulações pelo Método dos Elementos Finitos, além do incentivo nos momentos de dificuldade.

Aos colegas do DEMET que incentivaram o desenvolvimento deste trabalho.

Aos meus pais e irmãos que sempre me incentivaram.

À minha esposa, Engenheira Metalurgista Lívia Araújo pela paciência com as ausências durante o desenvolvimento do trabalho e pelo incentivo.

SUMÁRIO

| | |
|--|-----------|
| RESUMO | 1 |
| ABSTRACT | 2 |
| 1. INTRODUÇÃO..... | 3 |
| 2. OBJETIVOS..... | 6 |
| 2.1. Objetivo Geral | 6 |
| 2.2. Objetivos Específicos | 6 |
| 3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA | 7 |
| 3.1. Trilhos Ferroviários | 7 |
| 3.1.1. Aspectos microestruturais e metalúrgicos de aços para trilhos..... | 8 |
| 3.1.2. Solicitações mecânicas e estado de tensões em trilhos ferroviários..... | 14 |
| 3.2. Fadiga em Trilhos..... | 21 |
| 3.3. Soldagem Elétrica por Centelhamento (<i>Flash Butt Welding</i>) | 26 |
| 3.3.1. Principais modos de falhas em trilhos soldados por FBW..... | 31 |
| 3.3.2. Simulação da soldagem elétrica de trilhos por elementos finitos | 40 |
| 3.4. Considerações sobre Fadiga em Projetos de Juntas Soldadas | 49 |
| 3.4.1. Abordagens de fadiga..... | 51 |
| 3.4.2. Análise de fadiga por simulação em componentes ferroviários..... | 58 |
| 4. MATERIAIS E MÉTODOS | 62 |
| 4.1. Materiais | 62 |
| 4.2. Técnicas Experimentais | 66 |
| 4.2.1. Caracterização estrutural | 66 |
| 4.2.2. Ensaio de dilatométrica | 69 |
| 4.2.3. Tensões residuais superficiais | 72 |
| 4.2.4. Inspeção por ultrassom..... | 74 |
| 4.2.5. Ensaio mecânico..... | 74 |
| 4.2.6. Análise estatística..... | 78 |
| 4.3. Simulações por Elementos Finitos | 78 |
| 4.3.1. Modelos..... | 79 |
| 4.3.2. Simulação termomecânica..... | 79 |
| 4.3.3. Análise de fadiga por simulação | 87 |
| 5. RESULTADOS E DISCUSSÃO..... | 89 |

| | | |
|-----------|---|------------|
| 5.1. | Análise Química e Caracterização Estrutural | 89 |
| 5.1.1. | Análise química..... | 89 |
| 5.1.2. | Macrografia | 89 |
| 5.1.3. | Micrografia..... | 92 |
| 5.2. | Dilatometria | 101 |
| 5.3. | Tensões Residuais..... | 113 |
| 5.4. | Ensaio Mecânico | 116 |
| 5.4.1. | Dureza | 116 |
| 5.4.2. | Tração..... | 120 |
| 5.4.3. | Fadiga | 125 |
| 5.5. | Inspeção por Ultrassom | 133 |
| 5.6. | Simulações Numéricas | 133 |
| 5.6.1. | Modelos térmicos | 133 |
| 5.6.2. | Modelo estático estrutural | 143 |
| 5.6.3. | Análise de fadiga..... | 155 |
| 6. | CONCLUSÕES..... | 161 |
| 7. | SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS | 164 |
| | REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS | 165 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 3.1 – Perfil do trilho TR 68, dimensões em centímetros. Fonte: Schneider, 2005. | 7 |
| Figura 3.2 – Evolução dos aços para trilhos ferroviários (a) e relação entre o teor de carbono, limite de resistência e microestrutura (b). Adaptado de Boer e Masumoto (2001). | 9 |
| Figura 3.3 – Dureza e tensão limite de escoamento em função do espaçamento interlamelar da perlita em aços eutetóides. Adaptado de Krauss, 2005. | 10 |
| Figura 3.4 – Diagramas de transformação em resfriamento contínuo comparando aços eutetóides sem adição de elementos de liga e com adição de cromo (a), com ambos resfriados ao ar e (b) comparando aços eutetóides sem adição de elementos de liga submetidos à diferentes taxas de resfriamento. Adaptado de Boer e Masumoto, 2001. | 11 |
| Figura 3.5 – Caracterização em microscópio óptico e MEV de aços para trilhos do tipo <i>super-premium</i> . (a), (b) e (c) análise de inclusões em MEV-EDS, (d) e (e) destaque da presença de cementita pró-eutetóide em contornos de grão austeníticos prévios. Fonte: Olivares <i>et al.</i> , 2011. | 14 |
| Figura 3.6 – Distribuição de tensões em vias permanentes, representação esquemática. Fonte: Klinevicius, 2011. | 15 |
| Figura 3.7 – Forças atuantes no trilho devido à passagem de uma roda. Adaptado de Zerbst <i>et al.</i> , 2009. | 15 |
| Figura 3.8 – Contato por rolamento de uma roda em um trilho continuamente soldado, tensões proveniente do contato e tensões longitudinais. Adaptado de Zerbst <i>et al.</i> , 2009 (a). | 16 |
| Figura 3.9 – Tensão de flexão reversa no boleto do trilho em função da passagem de uma roda (a). Carregamento lateral e vertical do trilho (b). Adaptado de Zerbst <i>et al.</i> , 2009. | 17 |
| Figura 3.10 – Aceleração centrífuga devido à passagem de um eixo com velocidade v sobre uma curva ferroviária com raio R . Adaptado de Esveld (2001). | 18 |
| Figura 3.11 – Representação esquemática de forças quase estáticas sobre trilhos ferroviários em uma curva. Adaptado de Esveld (2001). | 19 |
| Figura 3.12 – Representação esquemática de forças de contato entre roda de composição ferroviária e trilho externo em curva com ponto único de contato. Adaptado de Marquis e Greif (2011). | 21 |
| Figura 3.13 – Relações entre inspeção, condições de uso, soldagem e falhas por fadiga em trilhos ferroviários. Adaptado de Patra <i>et al.</i> , 2010. | 22 |
| Figura 3.14 – Estilhamento do canto do boleto devido à presença de <i>head checkings</i> . Adaptado de Zerbst <i>et al.</i> , 2009 (a). | 22 |
| Figura 3.15 – Trinca tipo <i>shelling</i> no canto do boleto (a) e boleto apresentando arrancamento de fragmentos devido à propagação de trincas tipo <i>shelling</i> (b). Fonte: (a) Zerbst <i>et al.</i> , 2009 (a) e (b) Magel, 2011. | 23 |
| Figura 3.16 – Depressão na superfície de rolamento de trilho (<i>squat</i>) (a). Detalhe do defeito tipo <i>squat</i> como origem de fratura por fadiga (b). Estágio inicial de propagação de trinca a partir de um defeito do tipo <i>squat</i> no sentido longitudinal (c). Fontes: (a) e (b) - Patra <i>et al.</i> , 2010; (c) - Zerbst <i>et al.</i> , 2009 (a). | 24 |
| Figura 3.17 – Trinca transversal em trilho. Adaptado de Garnham e Davis, 2009. | 24 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.18 – Estágios de propagação de trinca por fadiga a partir de um defeito do tipo <i>squat</i> . Adaptado de Zerbst <i>et al.</i> , 2009 (a)..... | 25 |
| Figura 3.19 – Princípios do processo de soldagem elétrica por centelhamento (<i>Flash Butt Welding</i>). Estágio de centelhamento (a), estágio de forjamento (b) e junta soldada acabada (c). Fonte: Samardžić <i>et al.</i> , 2011; ASM HANDBOOK VOL. 6, 1993..... | 27 |
| Figura 3.20 – Parâmetros obtidos na soldagem elétrica por centelhamento de trilho. Adaptado de Ma <i>et al.</i> (2015)..... | 27 |
| Figura 3.21 – Caracterização de junta soldada por centelhamento em trilho ferroviário perlítico. (a) linha central; (b) região de crescimento de grão; (c) região de refino de grão; (d) Região de transformação parcial; (e) metal base. Fonte: Adaptado de Jilabi (2015)..... | 28 |
| Figura 3.22 – Dureza Vickers em função da distância da linha de fusão de juntas soldadas de trilhos pelo processo de soldagem elétrica por centelhamento. Fonte: Iwano <i>et al.</i> , 2006. | 29 |
| Figura 3.23 – Microestrutura em MEV de junta soldada no boleto de trilho ferroviário. (a) Região de crescimento de grão, 5mm da linha central; (b) Esferoidização parcial, 7mm da linha central; (c) Esferoidização total, 12mm da linha central; (d) Metal base, 20mm da linha central. Fonte: Adaptado de Mutton <i>et al.</i> , 2016..... | 29 |
| Figura 3.24 – Trilho instrumentado para monitoramento dos ciclos térmicos durante soldagem elétrica por centelhamento (a). Resultados dos ciclos térmicos obtidos a 2mm da interface, com P_11, P_21 e P_31 correspondendo ao boleto, alma e patim, respectivamente. Adaptado de Weingrill <i>et al.</i> (2017)..... | 31 |
| Figura 3.25 – Fratura em juntas de trilhos soldadas por centelhamento elétrico. Adaptado de Farhangi e Mousavizadeh, 2007..... | 32 |
| Figura 3.26 – Tensões residuais em junta de trilho soldado por FBW, simulação numérica. Adaptado de Skyttebol <i>et al.</i> , 2005. | 32 |
| Figura 3.27 – Mecanismo de falha por fadiga em junta de trilho ferroviário soldado por centelhamento. Adaptado de Godefroid <i>et al.</i> (2015)..... | 33 |
| Figura 3.28 – Requisitos de acabamento superficial na região de junta soldada de trilho por centelhamento após a remoção de rebarba a quente ao final da soldagem por centelhamento elétrico. Dimensões em mm, valores máximos de altura de rebarba permitida. Adaptado de EN 14587-1 (2005)..... | 34 |
| Figura 3.29 – Efeito da potência empregada em tratamentos térmicos pós-soldagem na magnitude das tensões residuais nas direções (a) vertical e (b) longitudinal através da linha de fusão de uma junta soldada de trilho. Adaptado de Tawfik <i>et al.</i> , 2006..... | 37 |
| Figura 3.30 – Efeito da potência empregada em tratamentos térmicos pós-soldagem na magnitude das tensões residuais nas direções (a) vertical e (b) longitudinal observadas na altura da linha neutra do trilho em função da distância da linha de fusão de uma junta soldada. Adaptado de Tawfik <i>et al.</i> , 2006. | 38 |
| Figura 3.31 – Esquema de desenvolvimento de tensões de tração na alma do trilho devido ao carregamento lateral ou vertical excêntrico ambos impostos pela roda do veículo ferroviário. Adaptado de Farhangi e Mousavizadeh (2007)..... | 39 |
| Figura 3.32 – Defeitos do tipo <i>squat</i> em juntas soldadas de trilho obtidas pelo processo de soldagem elétrica por centelhamento. Fonte: (a) Steenbergen e Dollevoet, 2013; (b) Steenbergen, 2008. | 39 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.33 – (a) Deformação plástica e trincas por fadiga de contato por rolamento em boleto de trilho soldado por centelhamento. (b) Macrografias de soldas por centelhamento em trilhos ferroviários indicando a nucleação e rápido crescimento de trincas por fadiga nas regiões esferoidizadas da ZTA. Adaptado de Mutton <i>et al.</i> , 2016. | 40 |
| Figura 3.34 – (a) Modelo simétrico de elementos finitos para simulação de soldagem elétrica por centelhamento, destaca-se a malha mais refinada na região da interface. (b) Modelo elasto-plástico do tipo bilinear em função da temperatura para modelar o desenvolvimento de tensões residuais durante a soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário. Adaptado de Haibatollahi e Tehrani, 2013. | 41 |
| Figura 3.35 – Resultados de simulação numérica e medidas experimentais de tensões residuais longitudinais em trilho ferroviário soldado por centelhamento (técnica do furo). Adaptado de Haibatollahi e Tehrani, 2013. | 42 |
| Figura 3.36 – Resultados de simulação numérica e medidas experimentais de ciclos térmicos na ZTA de trilhos ferroviários soldados por centelhamento. Adaptado de Weingrill <i>et al.</i> , 2017. | 43 |
| Figura 3.37 – Resultados de simulação numérica de transformações de fases após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. M-Martensita; P-Perlita. Fonte: Cai <i>et al.</i> , 2011. | 44 |
| Figura 3.38 – Resultados de simulação numérica de tensões residuais longitudinais (eixo Z) após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Fonte: Cai <i>et al.</i> , 2011. ... | 45 |
| Figura 3.39 – Comparação entre medidas experimentais e resultados de simulação numérica de tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Cai <i>et al.</i> , 2011. | 45 |
| Figura 3.40 – Modelo com simetria e condições de contorno para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. ... | 46 |
| Figura 3.41 – Fontes de calor avaliadas para para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. | 47 |
| Figura 3.42 – Diagrama de transformação de fases em resfriamento contínuo (TRC) de um aço com composição semelhante ao U71Mn empregado em trilhos. Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. | 47 |
| Figura 3.43 – Resultados de simulação numérica mostrando o campo de temperatura no final da soldagem por centelhamento (a) e as taxas de resfriamento em diversos pontos de trilho U71Mn (b). Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. | 48 |
| Figura 3.44 – Resultados de simulação numérica indicando tensões residuais longitudinais após soldagem elétrica por centelhamento de trilho U71Mn sem consideração de transformações de fases (a) e considerando as transformações de fases (b). Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. | 48 |
| Figura 3.45 – Resultados de simulação numérica indicando tensões residuais longitudinais após soldagem elétrica por centelhamento de trilho U71Mn com e sem consideração de transformações de fases. Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015. | 49 |
| Figura 3.46 – Processo de evolução de danos por fadiga em estruturas. Adaptado de Milella, 2013. | 50 |
| Figura 3.47 – Representação esquemática de equipamento requerido para homologação de procedimento de soldagem elétrica por centelhamento de trilhos ferroviários em relação à fadiga. Adaptado de EN 14587-1, 2005. | 52 |

| | |
|---|----|
| Figura 3.48 – Exemplo de clases de fadiga para juntas soldadas do tipo T baseadas em tensão nominal. Adaptado de Eurocode 3, 2005. | 53 |
| Figura 3.49 – Curvas S-N para projeto de juntas soldadas: amplitude de tensões nominais admissível em aços estruturais com probabilidade de falha igual a 2,3% (a); diferentes classes e detalhes estruturais (b). Adaptado de RADAJ <i>et al.</i> , 2006. | 54 |
| Figura 3.50 – Definição do conceito de tensão estrutural para a metodologia de avaliação de juntas soldadas em relação à fadiga. Adaptado de Hobbacher, 2009. | 54 |
| Figura 3.51 – Representação esquemática de metodologia para obtenção de tensão de <i>hot spot</i> por extrapolação em junta soldada. Adaptado de IIW, 2008. | 55 |
| Figura 3.52 – Representação esquemática de metodologia para obtenção de tensão de entalhe por simulação de elementos finitos em junta soldada considerando-se entalhes com 1mm de raio em diversas posições. Adaptado de IIW, 2008. | 56 |
| Figura 3.53 – Recomendações de uso de elementos finitos para obter tensão de entalhe em juntas soldadas visando avaliação de fadiga. Adaptado de Fricke, 2012. | 56 |
| Figura 3.54 – Simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária. (a) Detalhe da malha e ponto de contato; (b) condições de contorno: A e C - planos de simetria; B – suporte fixo na base do trilho. Adaptado de Kumar <i>et al.</i> , 2016. | 58 |
| Figura 3.55 – Resultados de simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária. (a) Tensões equivalentes de von-Mises (MPa); (b) vida em fadiga do componente. Adaptado de Kumar <i>et al.</i> , 2016. | 59 |
| Figura 3.56 – Simulações por elementos finitos de união do tipo tala-parafuso em trilhos ferroviários. (a) Condições de contorno e carregamento; (b) resultados de distribuição de tensões equivalentes de von-Mises. Adaptado de Patel <i>et al.</i> , 2013. | 60 |
| Figura 3.57 – Resultados de simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária, vida em fadiga do componente. Adaptado de Patel <i>et al.</i> , 2013. | 60 |
| Figura 4.1 – Fluxograma da parte experimental e numérica da tese. | 62 |
| Figura 4.2 – Perfil do trilho TR-57, dimensões em milímetros. Fonte: AREMA, 2013. | 63 |
| Figura 4.3 – Máquina de soldagem elétrica por centelhamento marca Schlatter de propriedade da Empresa VLI. (a) Flash durante a soldagem; (b) Junta soldada após o corte automático de rebarbas. | 64 |
| Figura 4.4 – Registro de parâmetros principais de soldagem elétrica por centelhamento do trilho TR-57, aço intermediário no estaleiro da Empresa VLI. 1 – intensidade e duração do <i>flash</i> inicial; 2 – Número de pulsos de corrente de pré-aquecimento e duração dos pulsos; 3 – Intensidade dos pulsos de pré-aquecimento; 4 – Intensidade da força durante os pulsos de pré-aquecimento; 5 – Intensidade e duração do <i>flash</i> final; 6 – Intensidade da força de recalque; 7 – Curso total após recalque. | 65 |
| Figura 4.5 – Amostras das juntas soldadas por centelhamento e do metal base dos trilhos de aço DHH 340, tipo intermediário e com perfil TR 57. | 66 |
| Figura 4.6 – Esquema dos planos para análise macrográfica. (a) plano perpendicular à superfície de rolamento. Planos paralelos à superfície de rolamento (b) na altura do boleto e 10mm abaixo da superfície de rolamento e (c) na altura da linha neutra (alma). | 67 |
| Figura 4.7 – Corpo de prova de dilatometria (tracejado) usinado a partir de aço de trilho com termopar do tipo K soldado na superfície. | 70 |

| | |
|--|----|
| Figura 4.8 – Ciclos térmicos aplicados em corpos de prova do metal base em ensaios de dilatométrica, aço perlítico para trilhos. (i) Austenitização a 900°C (60s), usado para obter o diagrama TRC do metal base. (ii) Austenitização a 1300°C (1s), usado para avaliar o efeito do tamanho de grão austenítico na transformação de fases (ZTA)..... | 70 |
| Figura 4.9 – Ciclos térmicos aplicados em corpos de prova do metal base em ensaios de dilatométrica visando simular a região de esferoidização parcial e a influência de resfriamento acelerado no boleto e o tempo de residência entre A_{c1} e A_{c3} sobre a morfologia e as propriedades da perlita..... | 72 |
| Figura 4.10 – (a) Esquema de regiões para medidas de tensões residuais em junta de trilho ferroviário soldado por centelhamento (b) Esquema de posicionamento dos <i>strain gages</i> em relação ao local em que se usina o furo para medições de tensões residuais superficiais. Fonte: ASTM E 837 (2013)..... | 73 |
| Figura 4.11 – (a) Aparato experimental para execução de furo para estimar tensões residuais. (b) Detalhe de extensômetro ligado aos terminais para registro, broca e turbina a ar comprimido. | 73 |
| Figura 4.12 – Perfis de dureza obtidos conforme a Norma AREMA (2013), no boleto do trilho (metal base). Dimensões em mm. | 75 |
| Figura 4.13 – Dimensões em milímetros dos corpos de prova para os ensaios de tração do metal base e das juntas soldadas de trilhos ferroviários. Seção circular e cabeças com roscas..... | 76 |
| Figura 4.14 – Corpos de prova para ensaios de fadiga referentes à solda, evidenciando-se a ZTA revelada por Nital 2%..... | 77 |
| Figura 4.15 – Corpos de prova para ensaios de fadiga referentes à solda com entalhe na região de transformação parcial da ZTA..... | 78 |
| Figura 4.16 – Modelo em CAD de trilho ferroviário com perfil TR 57 para simulações por Elementos Finitos..... | 79 |
| Figura 4.17 – Estratégia de simulação numérica para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2015..... | 80 |
| Figura 4.18 – Propriedades térmicas do material (a) condutividade e (b) capacidade térmica em função da temperatura. Adaptado de Cai <i>et al.</i> (2011)..... | 80 |
| Figura 4.19 – Modelo bilinear de plasticidade de aço ferroviário em função da temperatura. Adaptado de Haibatollahi e Tehrani (2013)..... | 81 |
| Figura 4.20 – Condições de contorno do modelo térmico para simulação de soldagem por centelhamento de trilho TR57 no Ansys® Workbench®. A, D, E – Fontes de calor perpendiculares à interface para o boleto, patim e alma; B e C – Superfícies de convecção e que emitem calor por radiação (todo o trilho exceto os planos em XY). | 83 |
| Figura 4.21 – Coeficiente de convecção em função da temperatura para a simulação térmica transiente no Ansys® Workbench®. Adaptado de Ma <i>et al.</i> (2015). | 83 |
| Figura 4.22 – Fluxograma de projeto com as diferentes etapas de simulação termo-mecânica no <i>software</i> Ansys®. | 84 |
| Figura 4.23 – Condições de contorno para simulação estática estrutural do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho TR57. A – Vértice com deslocamentos em X, Y e Z iguais a zero; B – Superfícies dos planos X-Y com deslocamentos iguais a zero na direção Z e Y..... | 85 |

| | |
|--|----|
| Figura 4.24 – Malha de elementos finitos utilizada para as simulações termo mecânicas do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário com perfil TR-57..... | 85 |
| Figura 4.25 – Exemplo das condições de contorno utilizadas em segunda etapa de simulações estáticas estruturais do componente soldado. A: nós com restrição de deslocamento em todos os graus de liberdade. B: região de aplicação da força. | 87 |
| Figura 5.1 – Macrografias de junta soldada em trilho de aço intermediário. Ataque Nital 2%. | 90 |
| Figura 5.2 – Variação da largura da ZTA nas três regiões de trilho intermediário soldado por centelhamento, seção (a) da Figura 4.6. | 90 |
| Figura 5.3 – (a) Concentrador de tensão na alma de trilho soldado por centelhamento no final do corte de rebarba. (b) Padrão de deformação devido ao processo de soldagem na alma e no boleto (setas), retivo de iodo. Seção (b) da Figura 4.6..... | 91 |
| Figura 5.4 – Micrografia de junta soldada de trilho intermediário atacado com Nital 2%, região central do boleto, 10mm abaixo da superfície, seção (b) da Figura 4.6. (a) Metal Base, com destaque para ferrita pró-eutetóide; (b) MB/Refino de Grão; (c) Refino de Grão; (d) Crescimento de grão com linha central descarbonetada. Aumento original de 500x (a) e 100x (b, c e d)..... | 92 |
| Figura 5.5 – Montagem a partir de micrografias de junta soldada por FBW em trilho ferroviário intermediário. Boleto, 10mm sob a superfície de rolamento, seção (b) da Figura 4.6, Nital 2%. Aumento original: 100x. | 93 |
| Figura 5.6 – Microestruturas obtidas em MEV de todas as regiões de junta soldada por FBW em trilho intermediário, boleto 10mm sob a superfície de rolamento, seção (b) da Figura 4.6. (a) Crescimento de grão, 2mm da linha central. (b) Refino de grão, 8mm da linha central. (c) Transformação parcial, 12mm da linha central. (d) Metal base, 18mm da linha central. Ataque Nital 2%, aumento original: 20.000X. | 94 |
| Figura 5.7 – Microestruturas obtidas em MFA de todas as regiões de junta soldada por FBW em trilho intermediário, boleto 10mm sob a superfície de rolamento. (a) Crescimento de grão, 2mm da linha central. (b) Refino de grão, 8mm da linha central. (c) Transformação parcial, 12mm da linha central. (d) Metal base, 18mm da linha central. Ataque Nital 2%. | 95 |
| Figura 5.8 – Análise de inclusões alinhadas no metal base no sentido de laminação (a) e na junta soldada com realinhamento das inclusões devido à deformação no final da soldagem (b), região central da alma, sem ataque. Aumento original de 100x. (c) Espectro obtido por MEV/EDS em inclusões de sulfeto de manganês..... | 96 |
| Figura 5.9 – Microestrutura da região de crescimento de grãos na ZTA em boleto de trilho soldado por centelhamento, em destaque perfil linear perpendicular às lamelas para medida do espaçamento interlamelar perlítico. MFA, aço perlítico intermediário para trilhos ferroviários. | 97 |
| Figura 5.10 – Resultados de diferentes ataques na região de crescimento de grão na ZTA em trilho intermediário soldado por centelhamento: (a) Nital 2%; (b) oxidação parcial a 700°C em forno com atmosfera controlada (baixa pressão parcial de oxigênio). Região do boleto a 10mm da superfície, aumento original de 200x. | 98 |
| Figura 5.11 – Microestrutura da região de refino de grão evidenciando-se o tamanho dos grãos por diferentes colorações (a), 200x. Distribuição de frequência dos tamanhos de colônias de perlita (número de grão ASTM) na região de refino de grão de um aço de trilho intermediário soldado por centelhamento (b), região do boleto a 10mm abaixo da superfície. | 98 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.12 – Figura esquemática relacionando as temperaturas de pico (a) com as microestruturas, morfologias perlíticas, tamanho de colônias, espaçamento interlamelar e microdureza Vickers em junta soldada por FBW na região do boleto de trilho intermediário. (b) Ataque térmico; (c) MEV..... | 100 |
| Figura 5.13 – (a) Exemplo de aplicação da técnica do desvio mínimo em dados de ensaio dilatométrico para determinação das temperaturas críticas Ac1 e Ac3 no aquecimento a 5°C/s do aço intermediário para trilhos. (b) Média e desvio padrão dos valores obtidos..... | 101 |
| Figura 5.14 – Diagrama de transformação sob resfriamento contínuo do metal base, aço perlítico intermediário para trilhos. Temperatura de austenitização igual a 900°C. | 102 |
| Figura 5.15 – Micrografias obtidas em microscópio óptico de amostras de dilatométrica do metal base para diferentes taxas de resfriamento. Aumento original de 500x, Nital 2%. | 103 |
| Figura 5.16 – Micrografias de amostra de dilatométrica resfriada a 150°C/s do metal base. (a) Aumento de 1000x, visão geral da matriz martensítica. (b) Aumento de 10000x, detalhe de bainita em contorno de grão austenítico prévio. Ataque: Nital 2%. | 104 |
| Figura 5.17 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 900 °C e temperada a 150°C /s. (a) Microestrutura martensítica, Nital 2%. (b) Ataque com picrato de sódio para revelar o tamanho de grão austenítico prévio. Aumento original igual a 200x..... | 105 |
| Figura 5.18 – Diagramas de transformação sob resfriamento contínuo do metal base, aço perlítico intermediário para trilhos comparando duas diferentes temperaturas de austenitização e diferentes tamanhos de grão austenítico prévio. Apresentam-se ainda valores de microdureza Vickers. | 106 |
| Figura 5.19 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 900°C e resfriada 1°C /s. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após oxidação. Aumento original de 200x. | 107 |
| Figura 5.20 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 1300°C (1s) e resfriada 1°C /s. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após oxidação. Aumento original de 200x. | 107 |
| Figura 5.21 – Microestrutura na região de crescimento de grãos em boleto de aço perlítico para trilhos ferroviários soldado por centelhamento. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após a oxidação. Aumento original igual a 200x..... | 107 |
| Figura 5.22 – Morfologia perlítica, tamanho de grão austenítico prévio e microdureza Vickers em amostras de dilatométrica resfriadas a 1°C/s e austenitizadas a diferentes temperaturas: (a) 900°C e (b) 1300°C. (c) Morfologia perlítica e microdureza Vickers da região de crescimento de grãos da ZTA..... | 108 |
| Figura 5.23 – Morfologia perlítica e microdureza na região de transformação parcial em junta obtida por FBW em comparação a amostras de dilatométrica que simularam diferentes taxas de resfriamento pós-soldagem. Superior: microscopia óptica; intermediário: MEV; inferior: microdureza Vickers. | 110 |
| Figura 5.24 – Exemplos de micrografias obtidas em MEV com segmentação manual para definir proporção de área com cementita esferoidizada. (a) Região de transformação parcial da ZTA em trilho perlítico soldado por FBW, 10mm da linha central; (b) Amostra de dilatométrica “esferoidização 3”. As regiões circuladas correspondem a colônias perlíticas com significativa esferoidização da cementita. | 111 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.25 – Ajuste linear entre os valores de microdureza Vickers e a proporção de esferoidização da cementita em amostras de dilatométrica e da região de transformação parcial na ZTA de aço intermediário soldado por centelhamento. | 111 |
| Figura 5.26 – (a) Valores de tensões residuais normais (MPa) obtidos a partir da técnica do furo em trilhos ferroviários do tipo intermediário soldados por FBW, direções em X, Y e Z. (b) Pontos de medida de tensões residuais na alma (1, 2, 3) e boleto (4) dos trilhos. | 113 |
| Figura 5.27 – Exemplo de avaliação de tendência dos dados de microdeformação em função da profundidade do furo, <i>software</i> H-Drill. (a) Furo validado; (b) furo não validado segundo os critérios da Norma ASTM E837 (2013)..... | 114 |
| Figura 5.28 – Plotagem de resultados de simulação de tensões residuais longitudinais em solda FBW de trilho ferroviário. (a) Pós-soldagem, sem passagem de composições; (b) após a passagem de 30 toneladas métricas; (c) após a passagem de 35 toneladas métricas. Adaptado de Skittebol <i>et al.</i> (2005). | 115 |
| Figura 5.29 – Média da variação de dureza Brinell em função da distância à superfície do boleto no metal base. Aço de trilho intermediário. L1, L2 e L3 conforme Figura 4.12. | 117 |
| Figura 5.30 – Perfil de dureza Brinell no boleto de trilho intermediário soldado por centelhamento elétrico. 10mm abaixo da superfície de rolamento. | 118 |
| Figura 5.31 – Perfil de dureza Brinell em junta de trilho intermediário soldado por centelhamento elétrico. Perfil vertical, 3mm da linha central. | 118 |
| Figura 5.32 – (a) Perfil de microdureza Vickers de junta soldada no boleto do trilho, 10mm abaixo da superfície. CG – Crescimento de Grão; RF – Recristalizada com Refino de grão; TP – Transformação Parcial; MB – Metal Base. (b) Ajuste entre os valores de microdureza e a média de espaçamento interlamelar perlítico segundo Hall-Petch (b). | 119 |
| Figura 5.33 – Perfil de microdureza Vickers de junta soldada na linha central da alma do trilho. CG – Crescimento de Grão; RF – Recristalizada com Refino de grão; TP – Transformação Parcial; MB – Metal Base. | 119 |
| Figura 5.34 – Corpo de prova ensaiado em tração de junta obtida por FBW em aço de trilho intermediário. Em destaque a deformação localizada e a fratura na região de transformação parcial da junta. | 121 |
| Figura 5.35 – Curvas tensão – deformação de Engenharia obtidas a partir de ensaios de tração do metal base e de juntas soldadas com e sem entalhe. Aço para trilho ferroviário intermediário soldado por centelhamento elétrico. | 121 |
| Figura 5.36 – Fotomicrografias em MEV de superfícies fratura em corpos de prova de tração referentes ao metal base de um aço de trilho intermediário. | 123 |
| Figura 5.37 – Fotomicrografias em MEV de superfícies fratura em corpos de prova de tração referentes a juntas soldadas por FBW em um aço de trilho intermediário. | 124 |
| Figura 5.38 – Efeitos da redução da dureza superficial em boletos soldados por FBW nos mecanismos de falha por RCF. (a) Deformação superficial em região da ZTA; (b) macrografias de juntas indicando a nucleação e crescimento de trincas de fadiga na região de esferoidização parcial da ZTA; (c) micrografia de região de esferoidização indicando intensa deformação plástica e nucleação de trincas por fadiga; (d) exemplo de falha em junta soldada por FBW. Fonte: Mutton <i>et al.</i> (2016). | 125 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.39 – Curvas de Wöhler ou S-N para vida infinita do aço intermediário para trilhos ferroviários nas três condições avaliadas: metal base, junta soldada por FBW e junta solda por FBW com entalhe no final da ZTA. | 126 |
| Figura 5.40 – Curvas de Wöhler ou S-N obtidas por flexão em trilhos ferroviários perlíticos em diferentes condições: metal base, juntas soldadas por FBW e aluminotermia, juntas soldadas por FBW com ZTA estreita e juntas soldadas por FBW com ZTA estreita e lixadas. Adaptado de Ekberg e Paulsson (2010). | 127 |
| Figura 5.41 – Curvas de Wöhler ou S-N obtidas a partir de juntas soldadas por centelhamento elétrico em aço perlítico para trilhos ferroviários. Processo de soldagem I: 13MPa de pressão; Processo de soldagem II: 25MPa de pressão. Adaptado de Zhao <i>et al.</i> (2015). | 128 |
| Figura 5.42 – Fotografias ilustrando a região de fratura por fadiga em corpos de prova de aço perlítico para trilhos ferroviários soldado por FBW. | 129 |
| Figura 5.43 – Fotografias ilustrando a região de fratura por fadiga em corpos de prova de aço perlítico para trilhos ferroviários correspondentes a regime de alto ciclo. (a) Metal base, tensão máxima equivalente a 60% do limite de resistência (314MPa de amplitude); (b) junta soldada, tensão máxima equivalente a 60% do limite de resistência (261MPa de amplitude); (c) junta soldada com entalhe na ZTA, tensão máxima equivalente a 40% do limite de resistência (167MPa de amplitude). | 130 |
| Figura 5.44 – Fotomicrografias em MEV de superfície fratura em corpo de prova de fadiga referente ao metal base de um aço de trilho intermediário (314MPa de amplitude de tensão). (a) e (b): nucleação de trinca; (c): região de crescimento estável; (d): fratura final. | 131 |
| Figura 5.45 – Fotomicrografias em MEV de superfície fratura em corpo de prova de fadiga referente a juntas soldadas por FBW em um aço de trilho intermediário (261MPa de amplitude de tensão). (a) e (b): nucleação de trinca; (c): região de crescimento estável; (d): fratura final. | 132 |
| Figura 5.46 – Resultados de distribuição de temperatura máxima em junta soldada em simulação numérica pelo MEF. | 134 |
| Figura 5.47 – Representação em CAD de geometria para as simulações numéricas do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário. Em destaque um corpo intermediário com 30mm que foi utilizado como elemento de aquecimento volumétrico. ... | 135 |
| Figura 5.48 – Resultados de distribuição de temperatura máxima na região do boleto (a) e alma (b) em simulação numérica pelo MEF do processo FBW em trilhos ferroviários. Fonte de calor volumétrica no elemento de aquecimento central. | 136 |
| Figura 5.49 – Resultados preliminares de tensões residuais normais longitudinais devido aos ciclos do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilhos ferroviários (a). (b) Resultados publicados por Ma <i>et al.</i> (2015). Simulações pelo MEF. | 136 |
| Figura 5.50 – Fonte de calor superficial suplementar no elemento de aquecimento central de modo a obter um perfil de temperatura superfície-centro nas simulações pelo MEF mais próximo ao experimental. | 137 |
| Figura 5.51 – Resultados de distribuição de temperatura máxima em junta soldada em simulação numérica pelo MEF, modelo térmico final. (a) visão geral; (b) corte longitudinal. | 138 |
| Figura 5.52 – Ciclos térmicos simulados pelo MEF na superfície superior do boleto, superfície central da alma e superfície inferior do patim. Simulação do processo de soldagem elétrica por centelhamento em trilho ferroviário intermediário. Modelo térmico final. | 139 |

| | |
|---|-----|
| Figura 5.53 – Resultados de distribuição de temperatura na região da alma durante a temperatura máxima simulada pelo MEF. Os pontos marcados são próximos à temperatura A_{c1} do aço. Modelo térmico final, simulação da soldagem por centelhamento elétrico de trilhos ferroviários. | 140 |
| Figura 5.54 – Comparação entre ciclos térmicos medidos experimentalmente e simulados pelo MEF na superfície de boleto durante a soldagem elétrica por centelhamento de trilhos ferroviários. Adaptado de Weingrill <i>et al.</i> (2017). | 140 |
| Figura 5.55 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA nas três regiões do trilho. | 141 |
| Figura 5.56 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA em corte a 10mm abaixo da superfície de rolamento do boleto. | 141 |
| Figura 5.57 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA em corte na região central do patim. | 142 |
| Figura 5.58 – Distribuição de temperatura inicial segundo curva exponencial para simulação do processo de soldagem FBW de trilhos ferroviários. Temperatura máxima igual a 1400°C em toda a linha central e igual a 720°C na região equivalente ao final da ZTA, 25mm da linha central. Adaptado de Tawfik <i>et al.</i> (2006). | 142 |
| Figura 5.59 – Resultados de tensões residuais normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário. | 143 |
| Figura 5.60 – Resultados de tensões residuais normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte longitudinal (a) e corte transversal (b). | 144 |
| Figura 5.61 – Resultados de tensões residuais normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário. | 145 |
| Figura 5.62 – Resultados de tensões residuais normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte transversal. | 145 |
| Figura 5.63 – Resultados de tensões residuais normais na direção transversal (Eixo X) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte transversal. | 146 |
| Figura 5.64 – Comparação entre os valores de tensões residuais normais decorrentes da soldagem elétrica por centelhamento em trilhos ferroviários obtidos por simulação (MEF) e experimentais obtidos pela técnica do furo, região da alma. (a) Tensões verticais, eixo Y; (b) tensões longitudinais, eixo Z. | 147 |
| Figura 5.65 – Comparação entre os valores de tensões residuais normais decorrentes da soldagem elétrica por centelhamento em trilhos ferroviários obtidos por simulação (MEF) e experimentais obtidos pela técnica do furo, região do boleto. Tensões normais longitudinais (eixo Z) e transversais (eixo X). Os valores negativos correspondem a tensões de compressão. | 147 |

| | |
|--|-----|
| Figura 5.66 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 150 |
| Figura 5.67 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 150 |
| Figura 5.68 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 151 |
| Figura 5.69 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 151 |
| Figura 5.70 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 152 |
| Figura 5.71 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 153 |
| Figura 5.72 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 154 |
| Figura 5.73 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 154 |
| Figura 5.74 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se o metal base com carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e sem tensões residuais. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 155 |
| Figura 5.75 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 156 |
| Figura 5.76 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova sem entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 156 |
| Figura 5.77 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 20t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 157 |
| Figura 5.78 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 20t/eixo e curva S- | |

| | |
|---|-----|
| N correspondente a corpos de prova sem entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 157 |
| Figura 5.79 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada sem tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 158 |
| Figura 5.80 – Resultados de vida mínima em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se os diferentes cenários tratados no <i>software</i> Ansys®. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57. | 158 |
| Figura 5.81 – Análise de falha de fratura por fadiga em junta soldada de trilho ferroviário obtida for FBW. Adaptado de Godefroid <i>et al.</i> (2015). | 159 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|---|-----|
| Tabela 3.1 – Características gerais dos principais aços para trilhos. Fonte: Boer e Masumoto (2001). | 8 |
| Tabela 3.2 – Valores dos coeficientes para cálculo do fator de incremento dinâmico. Fonte: Klinevivičius, 2011. | 20 |
| Tabela 3.3 – Resultados de tensões residuais após a soldagem por centelhamento em trilhos ferroviários. Adaptado de Cai <i>et al.</i> , 2011. | 35 |
| Tabela 3.4 – Parâmetros que controlam o processo de nucleação de trincas por fadiga. Adaptado de Radaj <i>et al.</i> , 2006. | 50 |
| Tabela 3.5 – Elementos de um código de projeto de juntas soldadas. Adaptado de Hobbacher, 2009. | 51 |
| Tabela 3.6 – Abordagens de fadiga em juntas soldadas segundo o Instituto Internacional de Soldagem (IIW). Adaptado de Hobbacher, 2009. | 52 |
| Tabela 4.1 – Especificação de composição química nominal (% em massa) do aço para trilhos intermediário. Fonte: AREMA, 2013. | 63 |
| Tabela 4.2 – Especificações de propriedades mecânicas para trilhos intermediários. Adaptado de AREMA (2013). | 64 |
| Tabela 4.3 – Parâmetros de soldagem elétrica por centelhamento aplicados no trilho de aço intermediário TR-57. | 65 |
| Tabela 4.4 – Condições de simulação de vida em fadiga para junta soldada de trilho intermediário. | 88 |
| Tabela 5.1 – Resultados de análise química do metal base, aço para trilhos intermediário. ... | 89 |
| Tabela 5.2 – Medidas de espaçamento interlamelar perlítico na região central do boleto em junta de trilho intermediário, MEV. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, MB – metal base). | 97 |
| Tabela 5.3 – Medidas de espaçamento interlamelar perlítico na região central do boleto em junta de trilho intermediário, AFM. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, MB – metal base). | 97 |
| Tabela 5.4 – Medidas de tamanho médio de colônias perlíticas na região central do boleto em junta soldada, 10mm abaixo da superfície. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, TP – transformação parcial e MB – metal base). | 99 |
| Tabela 5.5 – Resultados de microdureza Vickers em corpos de prova de dilatométrica do metal base (austenitização a 900°C). Aço perlítico para trilhos ferroviários. | 104 |
| Tabela 5.6 – Resultados de proporção de esferoidização da cementita e microdureza Vickers na região de transformação parcial de juntas soldadas por FBW em comparação a amostras de dilatométrica que simularam diferentes taxas de resfriamento pós-soldagem. | 110 |
| Tabela 5.7 – Resultados experimentais de tensões residuais normais em juntas soldadas por centelhamento elétrico em trilho ferroviário intermediário. Sistema de referência na Figura 5.26. | 114 |
| Tabela 5.8 – Resultados de dureza Brinell de boletos do metal base conforme a Figura 4.12, média de três amostras. Requisitos AREMA (2013). Aço intermediário para trilhos ferroviários. | 116 |

Tabela 5.9 – Resultados de ensaios de tração do metal base e de juntas soldadas com e sem entalhe. Aço para trilho ferroviário intermediário soldado por centelhamento elétrico. 120

LISTA DE NOTAÇÕES, ABREVIACÕES E SÍMBOLOS

| | |
|------------|---|
| A | Ampere |
| a_d | Aceleração centrífuga não compensada pela superelevação (m/s^2) |
| AREMA | <i>American Railway Engineering and Maintenance-of-Way Association</i> (Associação Americana de Engenharia e Manutenção de Ferrovias) |
| ASM | <i>American Society of Materials</i> (Sociedade Americana de Materiais) |
| ASTM | <i>American Society for Testing and Materials</i> (Sociedade Americana de Testes e Materiais) |
| c | Coefficiente para cálculo do fator de incremento dinâmico, região de aplicação |
| CAD | <i>Computer Aided Design</i> (Design Assistido por Computador) |
| CAE | <i>Computer Aided Engineering</i> (Engenharia Assistida por Computador) |
| CDTN | Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear |
| d | Tamanho de grão austenítico prévio |
| E | Módulo de Elasticidade |
| EM | <i>European Standard</i> (Padrão Europeu) |
| FAT | <i>Fatigue Class</i> (Classe de fadiga de juntas soldadas para análise por tensão nominal) |
| FBW | <i>Flash Butt Welding</i> (Soldagem Elétrica por Centelhamento) |
| FD | Fator de descarrilamento ou fator limite de Nadal |
| FID | Fator de incremento dinâmico para velocidade de composição até 60km/h |
| F_L | Força Lateral |
| F_{Lmax} | Força quase estática lateral máxima no trilho externo em curva |
| F_{tan} | Força de fricção sobre a roda |
| F_v | Força Vertical |
| F_{Vmax} | Força quase estática vertical máxima no trilho externo em curva |
| g | Aceleração da gravidade ($9,81 m/s^2$) |
| G | Peso por eixo |
| h | Superelevação (mm) |
| h_d | Aceleração lateral não compensada por superelevação |
| HSW | <i>Horizontal Split Web</i> (Fratura por Fadiga que se inicia na alma de trilhos ferroviários) |
| H_w | Força resultante de ventos laterais |
| I | Corrente Elétrica |

| | |
|----------------|---|
| IHHA | <i>International Heavy Haul Association</i> (Associação Internacional de Ferrovias Pesadas) |
| IIW | <i>International Institute of Welding</i> (Instituto Internacional de Soldagem) |
| J | Joule |
| JWRIAN | Código de Elementos Finitos não comercial |
| kN | Quilonewton |
| kW | Quilowatts |
| LDD | <i>Laser Dynamic Deflectometer</i> (Defletor a laser) |
| MEF | Método dos Elementos Finitos |
| MEV | Microscópio Eletrônico de Varredura |
| MFA | Microscópio de Força Atômica |
| MFEL | Mecânica de Fratura Elástica Linear |
| MPa | Mega Pascal |
| N | Força de reação normal sobre a roda |
| P | Tamanho das colônias perlíticas |
| pc | Distância ao centro de gravidade |
| pw | Distância à resultante de força lateral |
| q | Coefficiente para cálculo do fator de incremento dinâmico, condições da via; |
| Q _e | Força vertical atuante em trilho correspondente ao raio interno de curva |
| Q _i | Força vertical atuante em trilho correspondente ao raio externo de curva |
| R | Raio da curva (m) |
| r | Razão entre tensões cíclicas mínimas e máximas |
| RCF | <i>Rolling Contact Fatigue</i> (Fadiga de contato por rolamento) |
| s | Bitola da linha (mm) |
| S | Espaçamento interlamelar da perlita |
| TLS | Trilhos longos soldados |
| TRC | Diagrama de Transformação sob Resfriamento Contínuo |
| v | Velocidade da composição (m/s) |
| VLI | Valor da Logística Integrada |
| x | Distância de um ponto do trilho até o local de contato com a roda |
| x ₀ | Distância entre o ponto de contato da roda com o trilho e o local onde se observa tensão de tração máxima |

| | |
|---------------|--|
| Y_e | Reação lateral de trilho correspondente ao raio externo em curvas |
| Y_i | Reação lateral de trilho correspondente ao raio interno em curvas |
| ZTA | Zona Termicamente Afetada |
| δ | Ângulo de contato entre o flange da roda e o trilho |
| λ_v | Coefficiente de geometria e de rigidez da fundação da ferrovia |
| σ_N | Tensão limite de resistência em tração do corpo de prova com entalhe |
| σ_T | Tensão limite de resistência em tração do corpo de prova sem entalhe |
| σ_{ys} | Tensão limite de escoamento em tração de corpo de prova sem entalhe |

RESUMO

As ferrovias são submetidas a condições operacionais que exigem cada vez mais dos materiais, uma vez que o volume de cargas, a velocidade das composições e o fluxo sobre os trilhos têm crescido para atender ao aumento de demanda por transportes. Para a construção das vias, se destaca o processo de soldagem elétrica por centelhamento (*Flash Butt Welding* - FBW), devido à maior facilidade para controle e obtenção de juntas com qualidade aceitável. No entanto, as alterações estruturais e mecânicas decorrentes dos ciclos térmicos do processo e a introdução de tensões residuais têm sido associadas a falhas prematuras por fadiga em juntas soldadas de trilhos de aço perlíticos. Apesar do problema de redução localizada de dureza ser bem conhecido na literatura, não há trabalhos que aplicam dilatometria para descrever a formação da Zona Termicamente Afetada (ZTA), tendo essa notável lacuna de conhecimento dificultado a evolução do processo FBW. Além disso, dois fatores têm sido descritos como chave para falhas por fadiga na região da alma: tensões residuais e a presença de concentradores de tensão devido ao mau acabamento superficial, não havendo trabalhos que quantifiquem ou comparem os efeitos na vida em fadiga do componente. Neste contexto, detalhada caracterização mecânica e estrutural foi realizada em aço para trilhos ferroviários soldado por centelhamento, juntamente com ensaios de dilatometria para descrever a evolução microestrutural de toda a ZTA e suas correlações com as propriedades. Medidas de tensões residuais superficiais foram obtidas e ensaios de fadiga foram realizados considerando os efeitos das alterações estruturais e de concentração de tensão, dados que alimentaram modelos numéricos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) para quantificar os efeitos destas variáveis de modo comparativo na vida em fadiga do componente real. Os resultados apresentados permitem compreender os mecanismos das alterações morfológicas da perlita em toda a ZTA em termos de transformações de fases e podem ser utilizados para sistematicamente orientar mudanças nos parâmetros do processo ou controlar a taxa de resfriamento de modo a obter melhores condições metalúrgicas/mecânicas. Os resultados de ensaios mecânicos, fadiga e simulações numéricas mostram que há grande potencial de melhoria no comportamento do componente a partir da adoção de medidas de baixo custo relativo, por exemplo, esmerilhamento de todo o perfil soldado, com quantificação relativa dos efeitos das variáveis sobre a vida do componente por fadiga. Os resultados de fadiga obtidos por simulação mostram ainda que o elevado nível de tensões residuais normais no sentido vertical na alma é o fator mais crítico do ponto de vista da vida do componente soldado.

ABSTRACT

The growth in demand for rail transport implies higher speed of compositions, higher number of wagons and higher flow over the rails. Flash Butt Welding is the main process used to build railroads because it allows better control on the welding parameters and, therefore better welding quality. But, welded joints represent a discontinuity on microstructure and in mechanical properties of the railroad besides the introduction of high residual tensile stresses that have been associated with premature fatigue failures. The structural changes resulting from the Flash Butt Welding (FBW) of pearlitic rails have been associated with wear/premature failures due to local hardness variation, despite this, there are no studies applying dilatometry to correlate the welding thermal cycles with the microstructural development of such material. There is a knowledge lack on the mechanisms that control the microstructure development and it has hindered the setting of FBW process parameters in order to improve weld performance. In addition, two variables have been described as key to fatigue failures in the web; residual tensile stresses and stress concentrators due to poor surface finish, however, there are no works that quantify or compare its effects on the fatigue life of the component. In this context, detailed structural and mechanical characterizations of flash butt welded rails were performed, along with dilatometry tests in order to describe the structural evolution of the HAZ regions and correlate them with the properties. Surface residual stress measurements were obtained and fatigue tests were conducted considering the effects of structural changes and stress concentration, the obtained data fed numerical models by the finite element method to quantify the effects of these variables in a comparative way on the fatigue life of the real component. The results allow understanding, in detail, how the pearlite morphology is affected in terms of phase transformations by the weld thermal cycles of the FBW process and its relation with the properties and some failure modes. In addition, the dilatometric results presented have the potential to provide systematic guidance for turning FBW parameters and/or applying controlled accelerated cooling to achieve improved metallurgical features. The results of mechanical tests, fatigue and numerical simulations show that there is great potential for improvement in the mechanical behavior of the component by the adoption of low-cost measures, for example, grinding of the entire welded profile, with relative quantification of the variables effects on the fatigue life. The fatigue life of the welded component is mainly affected by the high level of vertical normal residual stresses at the web of the joint, as obtained by FEM.

1. INTRODUÇÃO

Transporte de cargas por grandes distâncias representam custos que podem definir se um país é competitivo ou não. Além dos custos diretos, podem-se citar outros fatores como a segurança, a eficiência no cumprimento de prazos e a confiabilidade dos serviços.

O aumento crescente na demanda pelo transporte ferroviário tem imposto às ferrovias, condições cada vez mais severas de solicitação. A necessidade de aumentar o tráfego de composições, a velocidade e a carga por eixo, impulsiona o desenvolvimento de tecnologias específicas para a construção das linhas férreas (PLU *et al.*, 2009). Um exemplo é a utilização de trilhos longos soldados (TLS) na construção de ferrovias continuamente soldadas de modo a reduzir o número de uniões mecânicas e melhorar o comportamento dinâmico do sistema roda-trilho.

A soldagem de trilhos pode ser realizada de dois modos principais: (i) soldagem por centelhamento em máquina estacionária ou móvel, chamada de processo *flash butt welding*, (ii) soldagem por aluminotermia, um processo de soldagem-fundição que geralmente é realizado em campo. Estima-se que o primeiro responde por cerca de 90% da soldagem em trilhos longos soldados no mundo (FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007). Trata-se de um processo de união no estado sólido que emprega a resistência à passagem de corrente elétrica entre as duas superfícies dos trilhos para promover pré-aquecimento e fusão superficial, além do calor proveniente de arcos entre os componentes. Uma vez atingida a temperatura de forjamento, aplica-se pressão que expulsa os líquidos formados e os óxidos, o que produz uma solda com qualidade geralmente superior àquela obtida por aluminotermia (MANSOURI e MONSHI, 2004; MICENKO *et al.*, 2013).

Cannon *et al.* (2003) reportam que os trilhos ferroviários, quando em serviço, estão frequentemente submetidos a elevadas tensões, desgaste mecânico, variações climáticas, danos resultantes do contato roda-trilho e até mesmo corrosão, além de flutuações de tensões e vibrações associadas à fadiga. A combinação destes fatores pode resultar na fratura dos mesmos. A falha pode causar catastróficos descarrilamentos de veículos, cujas consequências podem incluir morte, lesões, custos e perda da confiança do público.

Avanços têm sido alcançados na prevenção de falhas em trilhos por meio do aprofundamento do conhecimento dos mecanismos de fadiga, fenômeno responsável pela causa da maioria das fraturas nestes componentes. Para aumentar a vida útil das ferrovias são utilizados na fabricação de trilhos ferroviários aços modernos com alta limpidez e controle microestrutural. Além disso,

tratamentos térmicos são empregados após a laminação a quente para conferir aos trilhos alta resistência mecânica e ao desgaste.

Apesar de suas características desejáveis, a prática de união de trilhos por soldagem introduz na ferrovia pontos susceptíveis à nucleação e propagação de trincas por fadiga, por representarem uma descontinuidade microestrutural com diminuição da dureza, da resistência mecânica e da resistência ao desgaste (MUTTON *et al.*, 2016). Além da introdução de tensões residuais, que também aceleram os processos de degradação por fadiga (ZERBST *et al.*, 2009 (b); TAWFIK *et al.*, 2008; MANSOURI e MONCHI, 2004) a soldagem pelo processo FBW pode ainda introduzir descontinuidades estruturais, por exemplo, bolsões de líquidos aprisionados, falta de fusão, inclusões, dentre outras.

Os problemas relacionados à variação de dureza na superfície de rolamento dos trilhos devido à soldagem por centelhamento elétrico são bem conhecidos e relacionados a falhas prematuras devido à fadiga de contato por rolamento. Apesar do problema ser amplamente conhecido e reportado na literatura técnica, é notável a ausência de estudos fundamentais que relacionem os ciclos térmicos do processo de soldagem com a evolução estrutural de modo a ajustar os parâmetros do processo ou promover melhor seleção dos materiais. Em outras palavras, há uma lacuna no conhecimento metalúrgico sobre a evolução estrutural de trilhos de aços perlíticos submetidos à soldagem elétrica por centelhamento, como reportado por Micenko *et al.* (2013) e Nishikawa e Goldenstein (2018).

Por outro lado, a introdução de tensões residuais trativas na região da alma é associada a falhas por fadiga do tipo *horizontal split web* (HSW). Há ampla discussão na literatura sobre as relações entre o estado de tensões residuais associado ao carregamento e ao mau acabamento superficial com as falhas por fadiga iniciadas na alma. No entanto, nenhum estudo quantitativo sobre esses efeitos foi apresentado até o momento.

Além das questões mencionadas acima sobre integridade de aços para ferrovias, as empresas brasileiras deste setor convivem com o fato de que as siderúrgicas nacionais não produzem trilhos desde o final da década de noventa do século passado. Este fato impõe a estas empresas a necessidade de importar trilhos para manutenção e expansão de suas ferrovias. Os trilhos são adquiridos de diversos fornecedores de diferentes países e apresentam variações de composição química, microestrutura e desempenho quanto à soldabilidade e, conseqüentemente, se observam significativas flutuações na resistência à fadiga das juntas soldadas.

Neste contexto, juntas de trilhos ferroviários de um aço perlítico foram obtidas por processo de soldagem elétrica por centelhamento (FBW) e passaram por detalhada caracterização estrutural e mecânica. A partir de ensaios de dilatométrica foi possível simular os ciclos térmicos aplicados e descrever a evolução estrutural da zona termicamente afetada em termos de fundamentos de transformações de fases, resultados inéditos para o material e que têm potencial para sistematicamente ajustar os parâmetros do processo de soldagem e/ou taxa de resfriamento. Ensaios de fadiga e medidas de tensões residuais foram utilizados para fornecer dados que alimentaram modelos numéricos pelo Método dos Elementos Finitos e permitiram avaliar, comparativamente, os efeitos das tensões residuais e do acabamento superficial na vida por fadiga do componente soldado. Deste modo, apresenta-se, de um modo global, como as alterações microestruturais e mecânicas se relacionam com os modos de falha prematuras em juntas de trilhos de aços perlíticos soldadas por centelhamento, além de possibilidades de melhorias no processo.

Este trabalho está inserido em uma parceria de desenvolvimento tecnológico firmado entre a Empresa VLI e o Grupo de Estudos Sobre Fratura de Materiais (GEsFraM), que tem sido desenvolvida nos últimos anos nos Laboratórios do DEMET/EM/UFOP.

2. OBJETIVOS

A seguir apresentam-se os objetivos gerais e específicos desta tese de doutorado.

2.1. Objetivo Geral

O principal objetivo desta tese foi executar uma avaliação global dos efeitos da soldagem elétrica por centelhamento em um aço perlítico para trilhos ferroviários sobre a microestrutura e as propriedades mecânicas do componente, incluindo descrição da evolução estrutural, estimativa de tensões residuais e efeitos de concentração de tensão na vida por fadiga.

2.2. Objetivos Específicos

- Identificar as principais alterações microestruturais oriundas do processo de soldagem responsáveis por eventuais alterações no comportamento por fadiga do trilho;
- Avaliar os efeitos dos ciclos térmicos de soldagem na microestrutura das diferentes regiões da Zona Termicamente Afetada (ZTA) a partir da correlação com resultados de ensaios de dilatométrica;
- Medir tensões residuais superficiais em juntas de trilhos obtidas por centelhamento elétrico;
- Realizar ensaios de fadiga com controle de carga em corpos de prova extraídos no metal base e em juntas soldadas, incluindo o efeito de concentradores de tensão semelhantes àqueles presentes na região da alma das juntas devido a mau acabamento em rebarbas;
- Realizar simulações numéricas computacionais termomecânicas e estruturais para estimar os estados de tensões residuais decorrentes do processo de soldagem; e,
- Realizar simulações numéricas computacionais de fadiga de modo a quantificar, comparativamente, os efeitos de tensões residuais e do acabamento superficial na vida por fadiga do componente soldado.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo apresenta uma revisão da bibliografia sobre o tema em estudo.

3.1. Trilhos Ferroviários

De acordo com Zerbst *et al.* (2009 (a)), uma ferrovia é tipicamente constituída de trilhos, placas de apoio, dormentes, fixadores e lastro. Os trilhos são elementos da ferrovia sobre o qual trafegam e são guiadas as locomotivas e vagões. Eles funcionam como vigas contínuas e transferem as solicitações impostas pelas rodas para os dormentes (SCHNEIDER, 2005). No entanto, Esveld (2001) afirma que as maiores tensões que ocorrem durante a passagem de uma composição se localizam na superfície de rodagem do trilho onde as tensões de contato podem atingir valores da ordem de 1500MPa quando um vagão com carga de 25ton por eixo está trafegando. Olivares *et al.* (2011) citam que os trilhos são os itens de maior valor presentes em uma ferrovia e que o custo anual de reparo e substituição de trilhos nas vias férreas Norte Americanas era de aproximadamente 2,6 bilhões de dólares naquele ano.

Quanto à sua forma, os trilhos atualmente utilizados são chamados de perfil Vignole, nome do engenheiro que os idealizou. A Figura 3.1 ilustra a seção transversal de um trilho Vignole TR 68 (aproximadamente 68 quilos por metro).

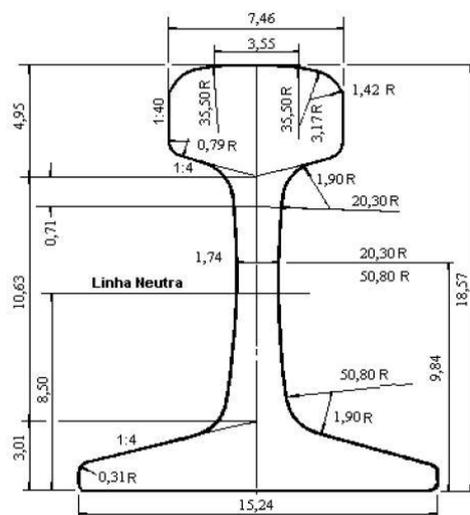


Figura 3.1 – Perfil do trilho TR 68, dimensões em centímetros. Fonte: Schneider, 2005.

O perfil destes trilhos aumenta a resistência à flexão uma vez que sua massa está concentrada nas extremidades. O trilho é constituído basicamente de três partes: (i) o boleto é a parte superior, possui largura e altura relativamente expressiva; (ii) a alma é a parte mais fina e encontra-se no centro do trilho e; (iii) o patim é a parte inferior que é assentada sobre os dormentes da via.

De acordo com Schneider (2005), Boer e Masumoto (2011) as características mecânicas desejáveis de trilhos são altos limites de escoamento e de resistência à tração combinados com boa resistência ao desgaste, alta dureza e resistência à fadiga, boa tenacidade à fratura e soldabilidade adequada.

Schneider (2005) ainda afirma que a *International Heavy Haul Association* – IHHA adota o seguinte critério para classificação de trilhos:

- Trilhos *super premium*: São tratados termicamente e possuem constituição que inclui elementos de liga especiais. Sua dureza superficial é superior a 388HB.
- Trilhos *premium*: São tratados termicamente e ou fabricados a partir de composições que incluem a presença de elementos de liga especiais. A dureza superficial destes trilhos varia entre 341HB e 388HB.
- Trilhos *standard*: aço-carbono apresentam dureza superficial entre 300 e 340HB.

Já a AREMA (2013) inclui uma classe denominada intermediária: são trilhos de aço-carbono e tratados termicamente. Sua dureza mínima superficial é igual a 325HB.

No entanto, Boer e Masumoto (2001) apresentam um sistema para classificação de trilhos que leva em conta a sua resistência à tração, apresentado na Tabela 3.1. Os autores afirmam que a resistência ao desgaste é diretamente relacionada à resistência a tração, portanto, o limite de resistência seria um critério fácil de ser checado e certificado.

Tabela 3.1 – Características gerais dos principais aços para trilhos. Fonte: Boer e Masumoto (2001).

| Aços para trilhos | Comp. Química (% em massa) | | | Limite min. de Resistência à Tração (MPa) | Microestrutura |
|---------------------------------------|----------------------------|-----|-----|---|---|
| | C | Mn | Cr | | |
| Grau 700 | 0,5 | 1,0 | - | 700 | 30% de ferrita + 70% de perlita grosseira |
| Grau 900 | 0,75 | 1,0 | - | 900 | 100% perlita grosseira |
| Grau 1100 | 0,75 | 1,1 | 0,9 | 1100 | 100% perlita fina |
| HH 1100 (tratado termicamente) | 0,75 | 1,0 | - | 1100 | 100% perlita fina |

3.1.1. Aspectos microestruturais e metalúrgicos de aços para trilhos

A microestrutura mais importante no desenvolvimento de aços para trilhos é a perlita, pois é uma microestrutura que possui boa resistência ao desgaste e baixo custo, uma vez que a maioria dos aços possui como principais elementos de liga o carbono e o manganês (BOER e MASUMOTO, 2001).

Boer e Masumoto (2001) apresentam a evolução histórica da microestrutura de aços para trilhos, Figura 3.2. O grau 700 foi usado como ponto de partida, uma vez que era o aço mais difundido na década de 40 do século XX. Este aço possui cerca de 30% de ferrita e 70% de perlita em sua microestrutura, além disso, em função das pequenas taxas de resfriamento durante a sua fabricação, a perlita era relativamente grosseira, tanto do ponto de vista do tamanho das colônias quanto do espaçamento interlamelar.

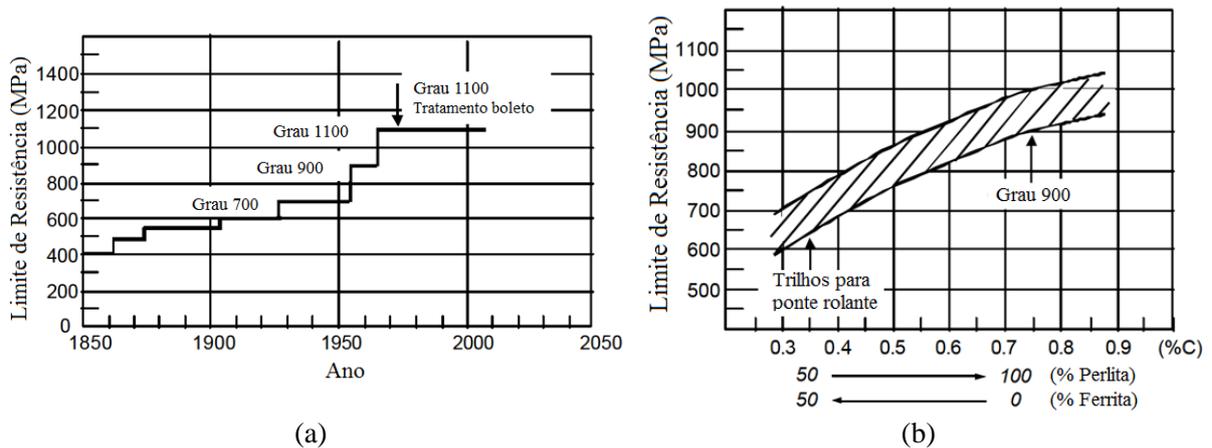


Figura 3.2 – Evolução dos aços para trilhos ferroviários (a) e relação entre o teor de carbono, limite de resistência e microestrutura (b). Adaptado de Boer e Masumoto (2001).

O aumento da proporção de perlita e a obtenção de colônias menores e com reduzido espaçamento interlamelar foi o caminho de desenvolvimento metalúrgico das ligas para trilhos ferroviários. A partir dos anos 50 do século XX, trilhos de aços grau 900 e a união por soldagem tornaram-se o padrão das principais linhas férreas na Europa, Estados Unidos e Japão, em substituição aos trilhos grau 700 unidos por tala-parafusos (BOER e MASUMOTO, 2001).

Estudos em aços com microestrutura completamente perlítica têm mostrado que a redução do espaçamento interlamelar aumenta a dureza e a tensão limite de escoamento (TOMOTA *et al.*, 2003; GRAY *et al.*, 1985; HYZAK e BERNSTREIN, 1976). A Equação 3.1, sugerida por Hyzak e Bernstrein (1976), relaciona os efeitos do espaçamento interlamelar da perlita (S), o tamanho das colônias perlíticas (P) e o tamanho de grão austenítico prévio (d) na tensão limite de escoamento (σ_{ys}).

$$\sigma_{ys} (MPa) = 2,18 \left(S^{-\frac{1}{2}} \right) - 0,40 \left(P^{-\frac{1}{2}} \right) - 2,88 \left(d^{-\frac{1}{2}} \right) + 52,30 \quad (3.1)$$

A Equação 3.1 indica que o espaçamento interlamelar possui efeito mais significativo do que o tamanho das colônias perlíticas e o tamanho do grão austenítico prévio. O aumento do tamanho de grão austenítico prévio aumenta a tensão limite de escoamento, isto ocorre porque um maior

tamanho de grão austenítico retarda a transformação desta em perlita no resfriamento contínuo, portanto, a formação de perlita ocorrerá em temperaturas menores e resultará em menores espaçamentos interlamelares (KRAUSS, 2005). Logo, os efeitos negativos do aumento do tamanho de grão austenítico na resistência mecânica são compensados pelos benefícios do mecanismo de aumento de resistência obtido pela redução do espaçamento interlamelar (GARNHAM e DAVIS, 2009). A Figura 3.3 ilustra resultados de relações entre espaçamento interlamelar da perlita e tamanho de grão austenítico sobre a dureza e a tensão limite de escoamento de aços perlíticos.

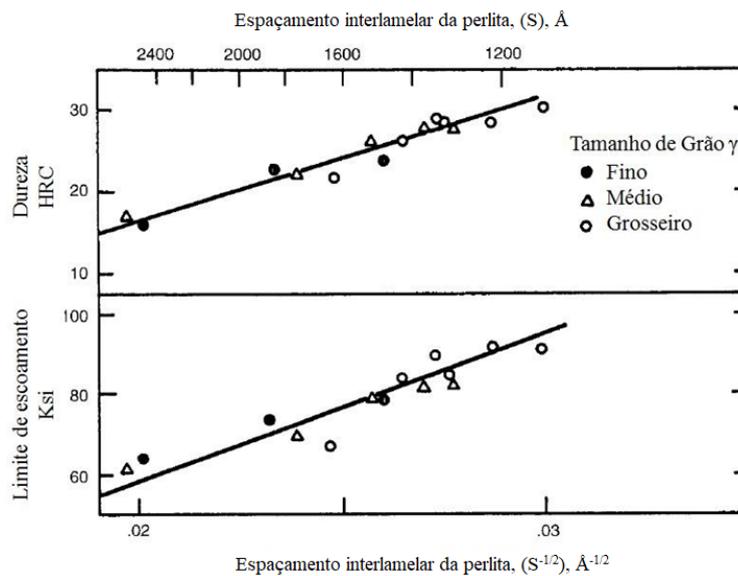


Figura 3.3 – Dureza e tensão limite de escoamento em função do espaçamento interlamelar da perlita em aços eutetóides. Adaptado de Krauss, 2005.

Além de indicar o aumento da dureza e da tensão limite de escoamento em função da diminuição do espaçamento interlamelar, a Figura 3.3 permite observar que grãos mais finos de austenita deram origem a uma microestrutura perlítica mais grosseira do ponto de vista de espaçamento interlamelar. Na medida em que os grãos de austenita aumentam em tamanho, originam microestruturas perlíticas com espaçamentos menores considerando a mesma taxa de resfriamento.

Outra equação clássica correlaciona os parâmetros microestruturais de aços perlíticos com a resistência à fratura frágil, temperatura de transição dúctil-frágil, Equação 3.2 (KRAUSS, 2005):

$$Temp. de Transição(^{\circ}C) = -0,83 \left(P^{-\frac{1}{2}} \right) - 2,98 \left(d^{-\frac{1}{2}} \right) + 217,84 \quad (3.2)$$

A partir da Equação 3.2, pode-se perceber que a temperatura de transição de aços perlíticos é sempre positiva, independente dos aspectos estruturais da perlita, uma vez que o termo positivo

independente é muito grande. Portanto, estes aços possuem baixa resistência à fratura por clivagem (KRAUSS, 2005).

Uma das maneiras de se obter microestruturas perlíticas mais finas é com a adição de elementos de liga, como o cromo em concentração da ordem de 1% em massa e o vanádio em concentrações inferiores a 0,1% em massa. O efeito da adição de cromo é deslocar as curvas de início e término de transformação perlítica no resfriamento contínuo para a direita. Assim, a transformação em perlita acontece em temperaturas mais baixas mesmo adotando resfriamento ao ar, com taxa de aproximadamente $0,7^{\circ}\text{C/s}$, como ilustrado na Figura 3.4 (a). O vanádio, por sua vez, proporciona um endurecimento adicional por precipitação. Mas, além de apresentar um custo elevado, estas classes de aços para trilhos possuem problemas de soldabilidade (GARNHAM e DAVIS, 2009; IWANO *et al.*, 2006; BOER e MASUMOTO, 2001).

Um caso que merece ser citado é o desenvolvimento de um aço para trilhos no Brasil denominado Niobras-200 e que foi fabricado pela Companhia Siderúrgica Nacional para uso em linhas de alta carga por eixo para transporte de minério de ferro. A composição em massa é 0,75% de carbono, 0,8% de Si, 1,0% de Mn e 0,02% de Nb. O nióbio atua como refinador de grão, o que resultou em colônias perlíticas refinadas e com boa soldabilidade. O aço Niobras-200 foi uma liga de alta resistência mecânica (cerca de 1100MPa de limite de escoamento) que foi desenvolvido especificamente para a realidade brasileira e se provou adequado para as linhas de transporte de minério de ferro. No entanto, o Brasil não produz mais trilhos ferroviários (BOER e MASUMOTO, 2001).

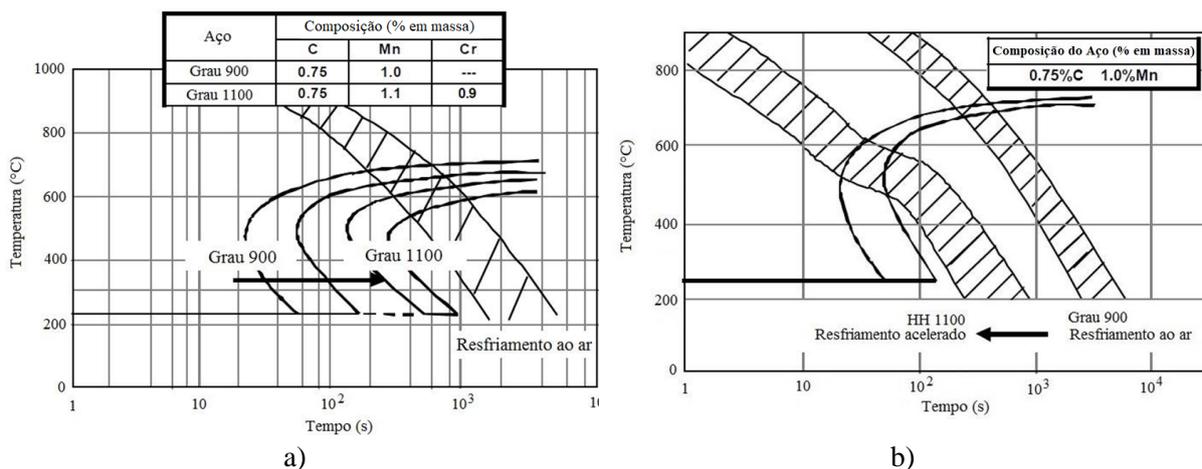


Figura 3.4 – Diagramas de transformação em resfriamento contínuo comparando aços eutetóides sem adição de elementos de liga e com adição de cromo (a), com ambos resfriados ao ar e (b) comparando aços eutetóides sem adição de elementos de liga submetidos à diferentes taxas de resfriamento.

Adaptado de Boer e Masumoto, 2001.

Uma solução de melhor custo benefício foi o desenvolvimento de trilhos com maior resistência ao desgaste com o tratamento térmico do boleto, a fim de se obter microestrutura perlítica com reduzido espaçamento interlamelar. Com o resfriamento acelerado (entre 4°C/s e 6°C/s) a transformação austenita-perlita também ocorre em temperaturas mais baixas (Figura 3.4 (b)), conseqüentemente, a microestrutura perlítica produzida terá reduzido espaçamento interlamelar sem a necessidade de adição de elementos de liga, mas acrescentando ao processo uma linha de tratamentos térmicos. Esta etapa ocorre após o processo de laminação a quente (Iwano *et al.*, 2006) ou empregando posterior reaquecimento. Em seguida o boleto do trilho sofre resfriamento acelerado com o auxílio de ar forçado, água pulverizada ou óleo. A utilização de ar forçado permite controlar de maneira estável a dureza de diferentes trilhos por meio do controle de fluxo durante o resfriamento (GARNHAM e DAVIS, 2009; IWANO *et al.*, 2006; KRAUSS, 2005; BOER e MASUMOTO, 2001).

Faria *et al.* (2016) realizaram a caracterização química, estrutural e dilatométrica de dois aços de aplicação ferroviária, sendo um da classe *premium* (P: 0,79% de Carbono e 0,88% de Mn) e outro da classe *standard* (S: 0,72% de C e 1,24% de Mn). Os resultados de caracterização estrutural revelaram que os dois aços apresentaram estrutura perlítica e que o aço *premium* possuía tamanho de colônia e espaçamento interlamelar perlítico muito mais refinado que o *standard*. A partir de análise dilatométrica e estudo da cinética de transformação de fases, os autores concluíram que as curvas de transformação em resfriamento contínuo (TRC) do aço P eram deslocadas para a esquerda em relação ao aço S, devido ao menor teor de Mn no primeiro. O fato da curva de início de transformação perlítica do aço P ser mais deslocada para a esquerda e para baixo, em relação ao aço S, permite que ele seja resfriado a taxas mais altas em seu processo de fabricação sem que haja transformação martensítica. Neste contexto, o elevado grau de superesfriamento foi apontado pelos autores como a principal causa do refino da estrutura no estado de entrega (FARIA *et al.*, 2016).

Em trabalho recente, Godefroid *et al.* (2019), avaliaram os efeitos da composição química e da microestrutura sobre o crescimento de trincas por fadiga em dois aços de aplicação ferroviária: um mais simples, sem elementos microligantes e um segundo aço de composição mais cara, com presença de microligantes. Os autores concluíram que os dois aços possuem propriedades mecânicas semelhantes, incluindo limites de escoamento e resistência a tração e tenacidade à fratura, apesar de possuírem diferentes graus de refino na estrutura em função da composição. Além disso na região I e III de crescimento de trinca por fadiga, o aço mais simples apresentou maior resistência, por outro lado, na região II, os resultados foram semelhantes.

Por outro lado, ao comparar outros dois aços perlíticos utilizados em ferrovias brasileiras, sendo um C-Mn-Si e outro microligado ao Nb-V, Souza *et al.* (2019 (a) e (b)) demonstraram que o aço microligado possui maior resistência à propagação de trincas por fadiga, sobretudo na região de iniciação de trinca (Região I ou *threshold*).

Desenvolvimentos metalúrgicos recentes de aços para trilhos *super-premium* incluem o uso de aços hipereutetóides tratados termicamente para obtenção de microestrutura totalmente perlítica com dureza superior a 400HB no boleto (OLIVARES *et al.*, 2011; GIRSCH *et al.*, 2009). Alguns resultados de caracterização de um trilho obtidos por Olivares *et al.* (2011) são apresentados na Figura 3.5. Os resultados obtidos em testes laboratoriais envolvendo desgaste e fadiga de contato por rolamento (RFC – *Rolling Contact Fatigue*) indicaram que a presença de inclusões de alta dureza, por exemplo, Al₂O₃ e óxidos complexos, e cementita pró-eutetóide nos contornos de grão austeníticos prévios são os principais fatores que aumentam a ocorrência de RFC nos trilhos *super-premium* avaliados (Olivares *et al.*, 2011).

Estudos têm demonstrado que a microestrutura perlítica se deforma por meio de um mecanismo que consiste na aproximação das lamelas de cementita devido à deformação da ferrita na superfície do boleto. Em um segundo estágio, ocorre o alinhamento, a flexão, a fratura e a acomodação das lamelas de cementita (GERSHTEYN *et al.*, 2011; BUONO *et al.*, 1997). O efeito deste mecanismo é formar na superfície de rolamento dos trilhos de aços perlíticos uma maior fração de cementita que proporciona maior resistência ao desgaste, superando inclusive as resistências ao desgaste observadas em trilhos martensíticos ou bainíticos (GARNHAM e DAVIS, 2009; FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007).

Apesar das propriedades desejáveis quanto à resistência mecânica e ao desgaste de aços com microestrutura perlítica, seu melhoramento tem esbarrado nos limites físicos para refino da perlita e aumento da concentração de carbono sem perda de tenacidade. Este fato tem estimulado o desenvolvimento de aços com diferentes microestruturas, principalmente bainíticas (SAMOILOVICH, 2012; AGLAN, 2011; ALLIE *et al.*, 2011; BOER e MASUMOTO, 2001; PAVLOV *et al.*, 2007; IWANO *et al.*, 2006). Este assunto não será abordado nesta revisão, uma vez que aços bainíticos não serão utilizados no trabalho e a grande maioria dos trilhos ferroviários ainda é de aços perlíticos.

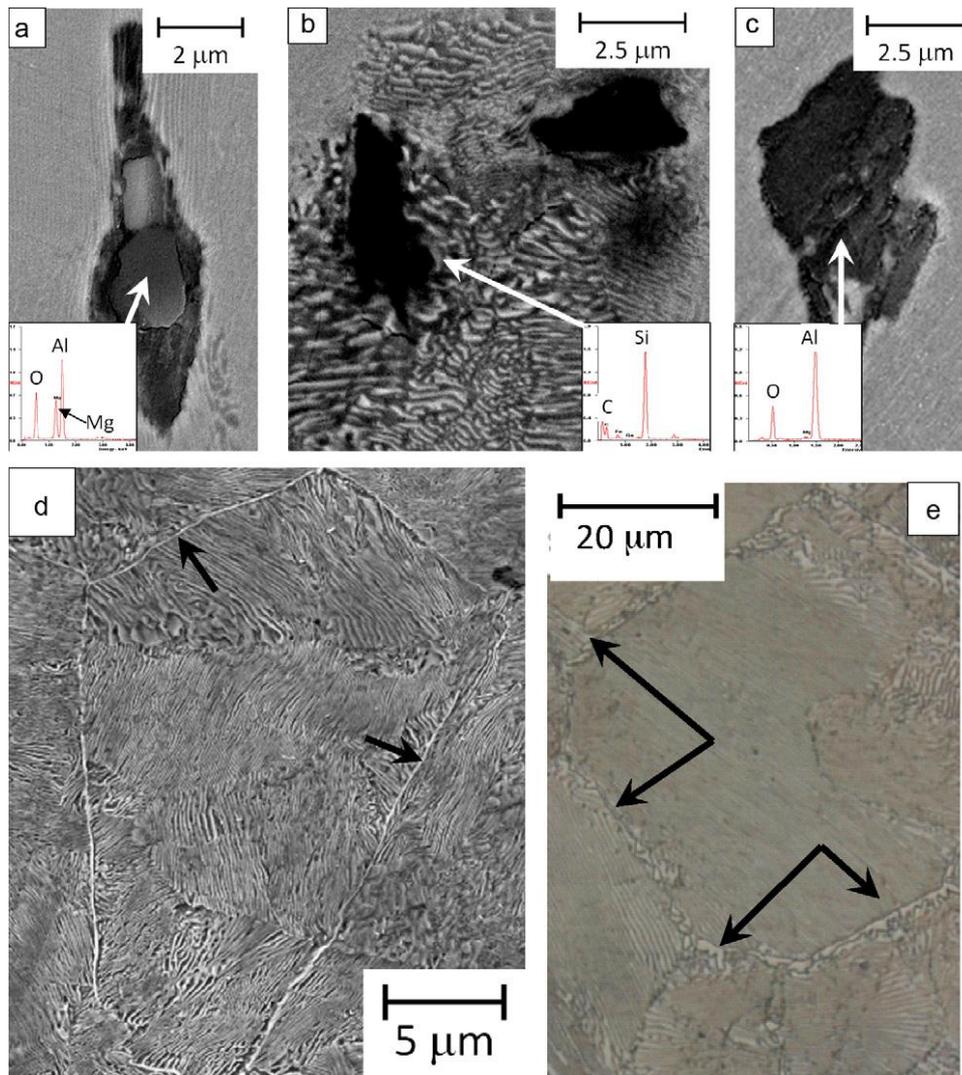


Figura 3.5 – Caracterização em microscópio óptico e MEV de aços para trilhos do tipo *super-premium*. (a), (b) e (c) análise de inclusões em MEV-EDS, (d) e (e) destaque da presença de cementita pró-eutetóide em contornos de grão austeníticos prévios. Fonte: Olivares *et al.*, 2011.

3.1.2. Solicitações mecânicas e estado de tensões em trilhos ferroviários

Os elementos que constituem a via permanente possibilitam a transferência das cargas verticais oriundas da passagem dos veículos para a fundação, Figura 3.6. Os trilhos são os componentes ferroviários mais susceptíveis à falha, principalmente devido aos fatores: alta pressão de contato das rodas em carregamento cíclico, existência de tensões residuais causadas por deformações plásticas superficiais, tensões residuais devido à soldagem, variações térmicas na linha que causam tensões longitudinais (ESVELD, 2001).

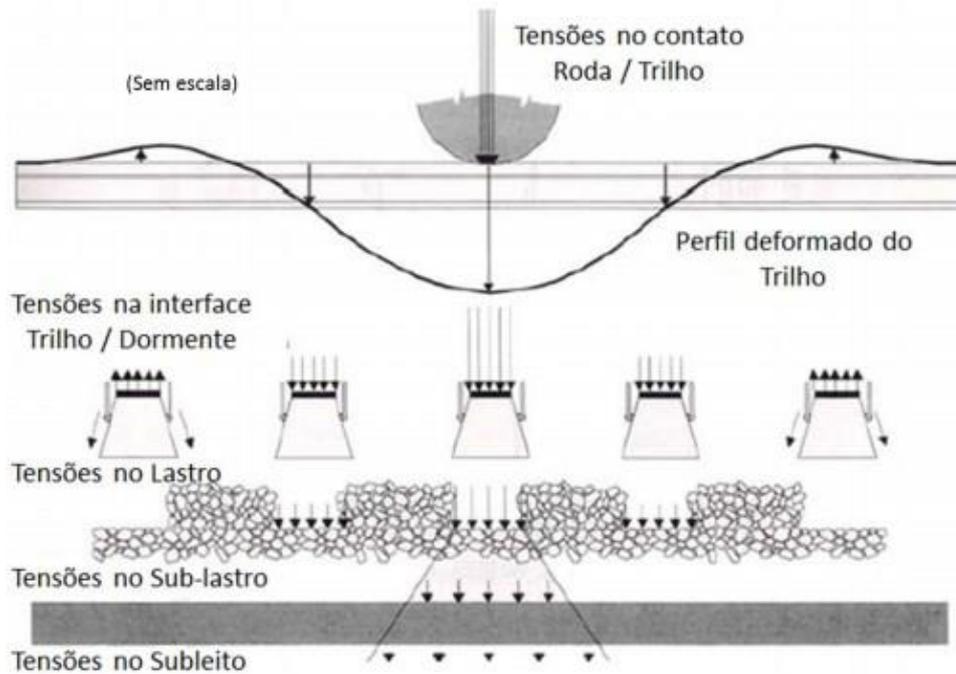


Figura 3.6 – Distribuição de tensões em vias permanentes, representação esquemática. Fonte: Klincevicus, 2011.

As forças atuantes sobre o trilho durante a passagem de uma roda são forças verticais, forças longitudinais e forças laterais (Figura 3.7). As tensões resultantes da atuação das rodas sobre os trilhos são chamadas tensões de contato e podem atingir valores da ordem de 1500MPa quando um vagão com carga de 25 toneladas por eixo está trafegando (Zerbst *et al.*, 2009 (a)); Rice, 1994).

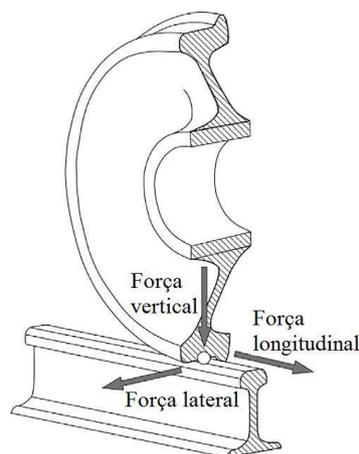


Figura 3.7 – Forças atuantes no trilho devido à passagem de uma roda. Adaptado de Zerbst *et al.*, 2009.

A Figura 3.8 ilustra as tensões presentes no trilho sob diversas condições, inclusive tensões em trincas superficiais localizadas no boleto.

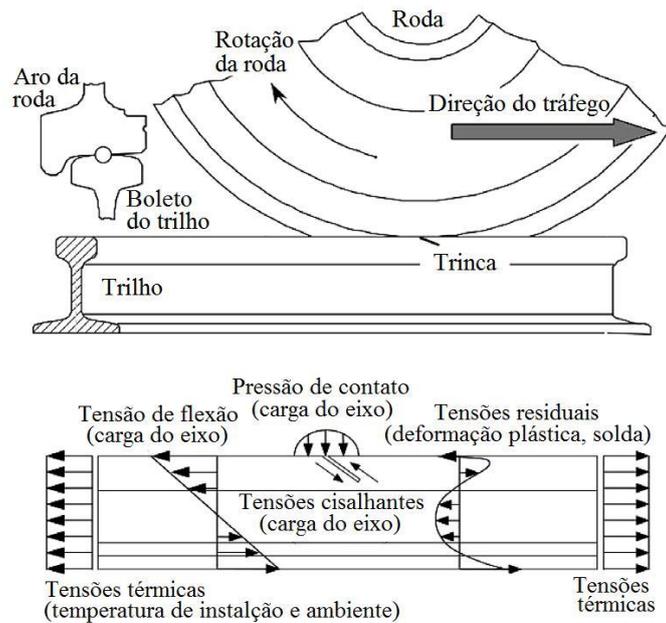


Figura 3.8 – Contato por rolamento de uma roda em um trilho continuamente soldado, tensões proveniente do contato e tensões longitudinais. Adaptado de Zerbst *et al.*, 2009 (a).

As tensões residuais são aquelas observadas no componente quando este não está sob carregamento externo. No caso de trilhos, tensões residuais são observadas quando não está passando uma composição sobre o mesmo. Trilhos longos soldados normalmente são montados na via em condições de tensão de tração. Este estado de tensões inibe a flambagem da via em dias muito quentes. À medida que o trilho é exposto ao uso, a camada superficial do boleto é deformada plasticamente em decorrência da passagem das rodas induzindo tensões residuais de compressão nesta região. O metal do interior do boleto age restringindo a deformação plástica na superfície, logo um estado de tensões residuais de tração é observado em uma camada subsuperficial do boleto (ZERBST *et al.*, 2009 (b); LIMBERGER, 2000; RICE, 1994).

As tensões de flexão no trilho são decorrentes da ação simultânea das forças laterais e verticais. Zimmermann (1888) aplicou a teoria de viga elástica para o plano de flexão em trilhos e demonstrou que tensões de tração no sentido longitudinal se desenvolvem no trilho a uma distância x do ponto de contato com a roda. A tensão máxima de tração no trilho é observada no ponto x_0 . A Figura 3.9 ilustra o ciclo de tensões longitudinais que se desenvolvem no trilho devido à pressão imposta pela passagem de uma roda.

Como pode ser observado na equação para x_0 apresentada na Figura 3.9, esta distância é função inversa do termo λv que depende da geometria do trilho e da rigidez vertical da fundação da via. A Figura 3.9 também esclarece que o trilho está sob um estado de tensões cíclicas quando

ocorre o tráfego de composições. A magnitude destas tensões, principalmente de tração, pode ser aumentada devido às contribuições de tensões residuais e térmicas.

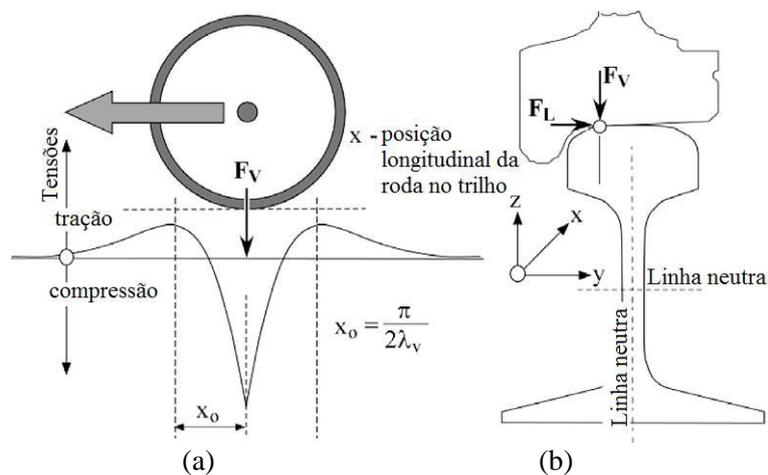


Figura 3.9 – Tensão de flexão reversa no bolete do trilho em função da passagem de uma roda (a). Carregamento lateral e vertical do trilho (b). Adaptado de Zerbst *et al.*, 2009.

Esveld (2001) dedica um capítulo de seu livro para tratar de carregamento em trilhos ferroviários. Segundo o autor, as forças atuantes nos trilhos são difíceis de quantificar e, segundo sua natureza, podem ser divididas em:

- Quase estáticas decorrentes da carga dos vagões, força centrífuga e de centro em curvas;
- Dinâmicas causadas por irregularidades na via, variações de rigidez devido à deformação e assentamento dos dormentes e lastro, descontinuidades em soldas, corrugações superficiais, defeitos nas rodas e frequências naturais de vibração dos trilhos.

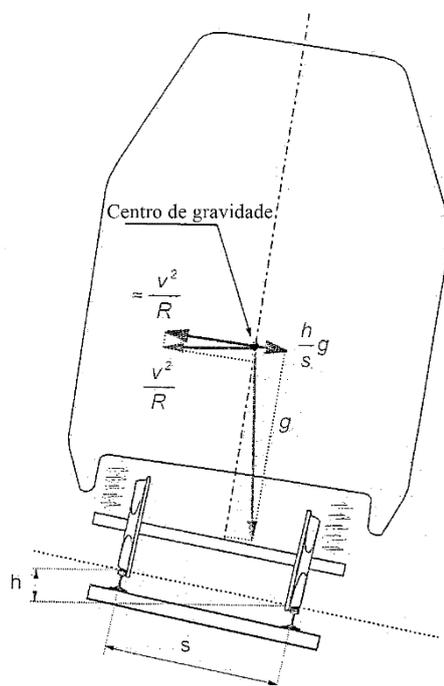
Além disso, Esveld (2001) ressalta que nos casos de TLS (Trilhos Longos Soldados) tensões longitudinais consideráveis se desenvolvem devido às variações de temperatura.

Paiva *et al.* (2007) avaliaram os efeitos do aumento de carga de 20t/eixo (200kN/eixo) para 30t/eixo (300kN/eixo) sobre a estrutura da via permanente, considerando velocidades de até 50km/h em ferrovia Brasileira operada pela Empresa MRS Logística. A linha analisada possui as seguintes características: dormentes de madeira 170mm x 240mm x 2800mm, espaçados a 540mm (de centro a centro), fixação por cliques elásticos, lastro de granito e bitola de 1600mm, trilho TR57. Foi utilizado um equipamento a “laser” (LDD – *Laser Dynamic Deflectometer*) para medir deslocamentos na via. Os resultados apresentados pelos autores estão relacionados à existência de *gaps* entre os elementos da via, sobretudo entre os dormentes e o lastro e como tais características influenciam o comportamento dinâmico da via permanente.

Carregamento em curvas

Segundo Esveld (2001), a interação roda-trilho em curvas de linhas ferroviárias pode se dar em um ponto único ou dois pontos de contato, o que vai depender do perfil das rodas e dos trilhos utilizados e se o trânsito ocorre em curvas ou linhas retas.

Esveld (2001) apresenta um diagrama de forças quase estáticas verticais e laterais atuando sobre os trilhos ferroviários durante a passagem de um eixo de vagão com velocidade v em uma curva com raio R , Figura 3.10. O autor lembra que uma aceleração centrífuga igual a v^2/R atua lateralmente no sistema. Para compensar total ou parcialmente este efeito lateral, uma superelevação ou desnível entre o trilho externo e interno h é geralmente utilizada.



Onde:
 R = raio da curva
 v = velocidade da composição
 g = aceleração da gravidade
 s = bitola da via
 h = superelevação

Figura 3.10 – Aceleração centrífuga devido à passagem de um eixo com velocidade v sobre uma curva ferroviária com raio R . Adaptado de Esveld (2001).

A aceleração centrífuga não compensada é dada pela Equação 3.3 (ESVELD, 2001):

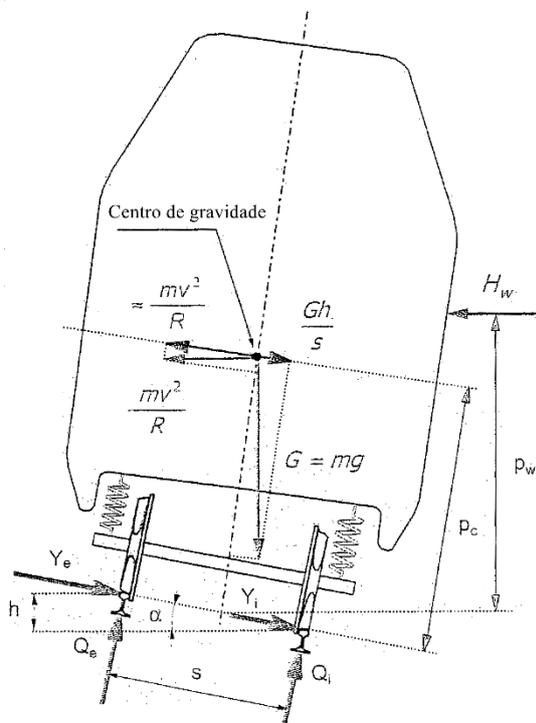
$$a_d = \frac{v^2}{R} - \frac{gh}{s} \quad (3.3)$$

Na Equação 3.3, tem-se:

a_d = aceleração centrífuga não compensada pela superelevação (m/s^2);
 v = velocidade da composição (m/s);
 R = raio da curva (m);
 g = aceleração da gravidade ($9,81 m/s^2$);
 h = superelevação (mm);
 s = bitola da linha (mm).

A aceleração centrífuga não compensada provoca uma força lateral quase estática no trilho externo igual à carga por eixo vezes a aceleração. Como exemplo, uma aceleração não compensada igual a 1m/s^2 , que pode ser considerada um limite internacional, associada a uma carga por eixo igual a $22,5\text{t}$ provoca uma força lateral no trilho externo igual a $22,5\text{kN}$ por eixo (ESVELD, 2011).

Ainda segundo Esveld (2001), um resumo das forças quase estáticas atuando em uma curva de raio R é apresentado na Figura 3.11, quando se considera uma superelevação pequena (h ou α). As forças verticais atuantes nos trilhos são Q_i e Q_e , correspondentes ao raio interno e externo, respectivamente. A componente lateral H_w é a resultante de ventos laterais no vagão. As reações laterais Y_e e Y_i são devidas a ação de aceleração centrífuga não compensada e ventos.



Onde:
 G = peso por eixo
 R = raio da curva
 H_w = força resultante de ventos laterais
 v = velocidade da composição
 g = aceleração da gravidade
 s = bitola da via
 h = superelevação
 p_c = distância ao centro de gravidade
 p_w = distância à resultante de força lateral

Figura 3.11 – Representação esquemática de forças quase estáticas sobre trilhos ferroviários em uma curva. Adaptado de Esveld (2001).

A força quase estática vertical máxima geralmente ocorre sobre o trilho externo, Esveld (2001), e é igual a:

$$F_{V_{emax}} = 1/2G + G \frac{p_c h_d}{s^2} + H_w \frac{p_w}{s} \quad (3.4)$$

Onde h_d é dado pela Equação 3.5:

$$h_d = \frac{s v^2}{g R} - h \quad (3.5)$$

Do ponto de vista de força lateral, Esveld (2001) mostra que o maior valor quase estático também ocorre sobre o trilho externo e é dado pela Equação 3.6:

$$F_{Lmax} = G \frac{h_d}{s} + H_W \quad (3.6)$$

Os valores apresentados anteriormente correspondem a solicitações quase estáticas nos trilhos ferroviários; no entanto, o movimento das composições é um fenômeno dinâmico. O aumento de carga devido aos fenômenos dinâmicos pode ser considerado a partir do chamado “fator de incremento dinâmico”, um coeficiente a ser multiplicado pelas solicitações quase estáticas, detalhes podem ser obtidos em Klinevicius (2011) e Esveld (2001). Segundo Klinevicius (2011), para ferrovias com velocidade de até 60km/h na via, a Equação 3.7 pode ser utilizada para o cálculo do fator de incremento dinâmico:

$$FID = 1 + cq \quad (3.7)$$

O valor do coeficiente c depende da região da via à qual se aplica o cálculo, Tabela 3.2. Já os valores de q dependem da qualidade da via permanente, geometria, nivelamento e outros (KLINCEVICIUS, 2011).

Tabela 3.2 – Valores dos coeficientes para cálculo do fator de incremento dinâmico. Fonte: Klinevicius, 2011.

| Aplicação | c |
|------------------------------|----------|
| Subleito | 1 |
| Força lateral, lastro | 2 |
| Trilhos, fixações e suportes | 3 |
| Condições da via | q |
| Muito boa | 0,1 |
| Boa | 0,2 |
| Ruim | 0,3 |

Outros detalhes como tensões de Hertz na interface roda-trilho não serão tratados nesta revisão, uma vez que não fazem parte dos objetivos da tese, sugere-se consultar Esveld (2001).

Uma análise mais simples e muito aplicada no comportamento dinâmico do sistema ferroviário em curvas é o fator de descarrilamento ou fator limite de Nadal (ESVELD, 2001; MARQUIS e GREIF, 2011), Figura 3.12. Neste critério, considera-se a relação entre a força lateral e força vertical no trilho externo em curvas, Equação 3.8:

$$FD = \frac{F_L}{F_V} \quad (3.8)$$

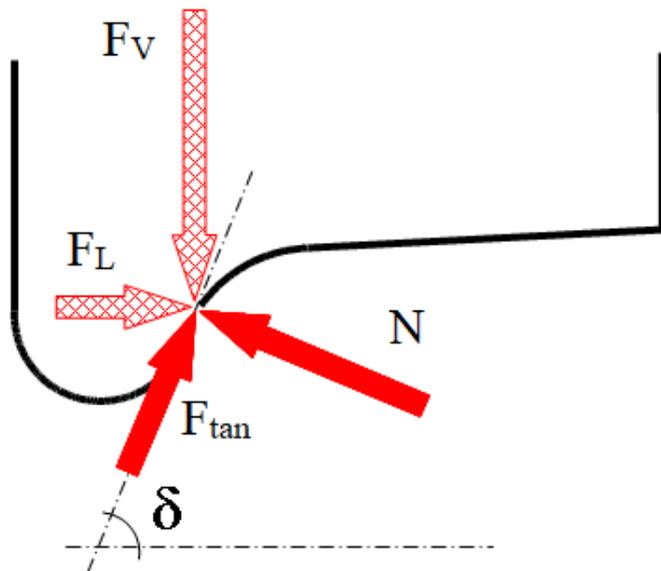
Na Equação 3.8 tem-se:

F_D = Fator de descarrilamento;

F_L = Força lateral sobre o trilho externo em curva;

F_V = Força vertical sobre o trilho externo em curva.

Segundo UIC-Leaflet-518 (2009), o máximo fator de descarrilamento admitido é igual a 0,8, valor encontrado também em outras publicações (MARQUIS e GREIF, 2011; IVORRA *et al.* 2016).



Onde:
 F_V = Força vertical sobre o trilho
 F_L = Força lateral sobre o trilho
 N = Força de reação normal sobre a roda
 F_{tan} = Força de fricção sobre a roda
 δ = Ângulo de contato entre o flange da roda e o trilho

Figura 3.12 – Representação esquemática de forças de contato entre roda de composição ferroviária e trilho externo em curva com ponto único de contato. Adaptado de Marquis e Greif (2011).

3.2. Fadiga em Trilhos

Fadiga de contato por rolamento *Rolling Contact Fatigue* (RCF) é a principal causa de falhas em trilhos ferroviários e se manifesta a partir da nucleação de discontinuidades superficiais e subsuperficiais em decorrência da combinação de alta tensão normal e tangencial no contato roda-trilho (DANG VAN *et al.*, 2009). As discontinuidades nucleadas na superfície, subsuperfície e decorrentes de soldagem têm potencial para provocar fraturas nos trilhos e descarrilamentos. Um resumo do desenvolvimento de falhas por fadiga, suas relações com soldagem e inspeções é apresentado na Figura 3.13 (PATRA *et al.*, 2010), sem considerar, neste caso, os efeitos do lastro e condições de tráfego.

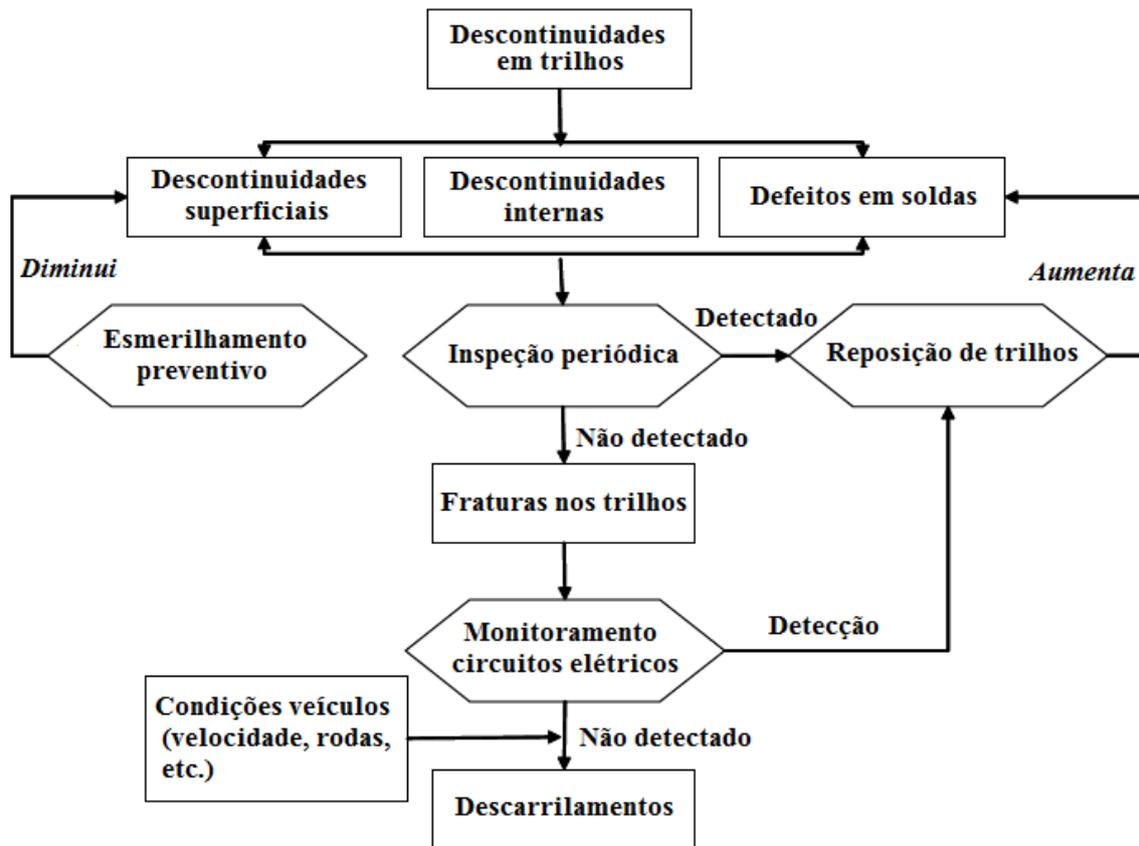


Figura 3.13 – Relações entre inspeção, condições de uso, soldagem e falhas por fadiga em trilhos ferroviários. Adaptado de Patra *et al.*, 2010.

Os principais “defeitos” causados por fenômenos de fadiga na superfície de rolamento de trilhos são trincas (*head checkings*) e depressões (*squats* ou *dark spots*) (ZERBST *et al.*, 2009 (a)). As *head checkings* são trincas capilares de pequena extensão que se manifestam transversalmente ao boleto. Resultados de pesquisas indicam que *head checkings* são mais propensas a se formarem em condições secas e de alto atrito. Mas o seu crescimento é favorecido pela presença de fluídos como água ou óleo. À medida que as *head checkings* evoluem, pode ocorrer a comunicação interna entre elas, levando ao “estilhamento” de fragmentos no canto do boleto (*spalling*) (MAGEL, 2011; SCHNEIDER, 2005). A Figura 3.14 ilustra um trilho onde ocorreu o estilhamento do canto do boleto devido à formação de *head checkings*.

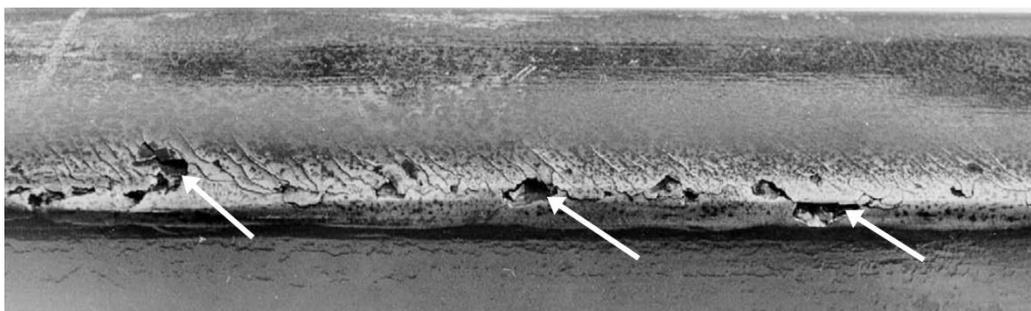


Figura 3.14 – Estilhamento do canto do boleto devido à presença de *head checkings*. Adaptado de Zerbst *et al.*, 2009 (a).

De acordo com Rice (1994), se trincas se propagam no interior do trilho no sentido longitudinal a partir de trincas do tipo *head checking* e alcançam extensões relativamente grandes, pode ocorrer o desprendimento do canto do boleto. Este defeito é chamado de *shelling*. A Figura 3.15 (a) ilustra uma trinca do tipo *shelling* se propagando abaixo da superfície de rolamento no canto do boleto do trilho e a Figura 3.15 (b) ilustra a quina de um boleto apresentando “arrancamento” de fragmentos devido à evolução de trincas deste tipo.

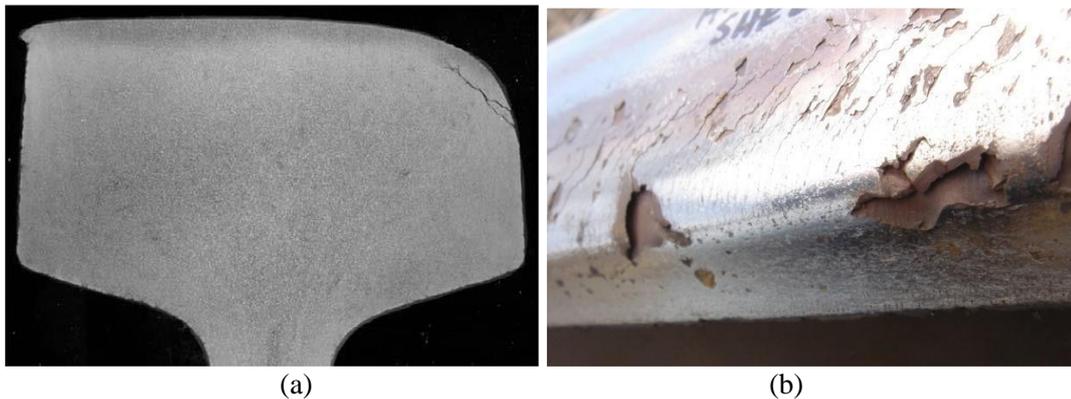


Figura 3.15 – Trinca tipo *shelling* no canto do boleto (a) e boleto apresentando arrancamento de fragmentos devido à propagação de trincas tipo *shelling* (b). Fonte: (a) Zerbst *et al.*, 2009 (a) e (b) Magel, 2011.

Outros defeitos chamados de depressões (*squats*) ocorrem sobre a superfície de rolamento dos trilhos e pontos da via retos ou suavemente curvados. *Squats* e *head checking* possuem como característica em comum o fato de que ambos não estão associados a defeitos metalúrgicos, mas são causados pela intensa deformação plástica que ocorre na superfície dos trilhos. A Figura 3.16 (a) ilustra uma região de depressão em um trilho (MAGEL, 2011; ZERBST *et al.*, 2009 (a); SCHNEIDER, 2005). A Figura 3.16 (b) ilustra em detalhes esta região e permite observar a formação de trincas superficiais e a Figura 3.16 (c) ilustra a propagação no interior do trilho de trincas a partir de defeitos do tipo *squat*. Vale ressaltar, como será apresentado na próxima seção, que a soldagem elétrica por centelhamento reduz a dureza na região de transformação parcial da ZTA dos trilhos e assim pode aumentar a ocorrência de defeitos do tipo *squat*.

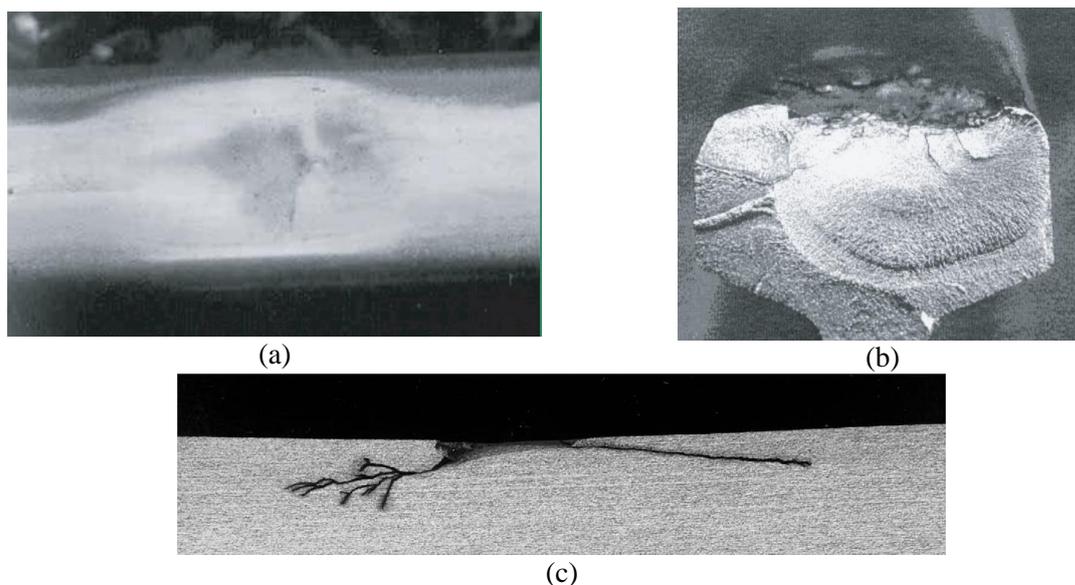


Figura 3.16 – Depressão na superfície de rolamento de trilho (*squat*) (a). Detalhe do defeito tipo *squat* como origem de fratura por fadiga (b). Estágio inicial de propagação de trinca a partir de um defeito do tipo *squat* no sentido longitudinal (c). Fontes: (a) e (b) - Patra *et al.*, 2010; (c) - Zerbst *et al.*, 2009 (a).

Os defeitos apresentados até aqui não são responsáveis diretos pela ruptura da seção do trilho, mas são pontos de nucleação de trincas transversais (*detail fractures*) que se propagam no interior do boleto no sentido transversal do trilho e, se não forem detectadas, conduzem à sua fratura catastrófica (RICE, 1994). A Figura 3.17 ilustra a seção de um trilho fraturado devido à propagação até um tamanho crítico de uma trinca transversal (*detail fracture*).

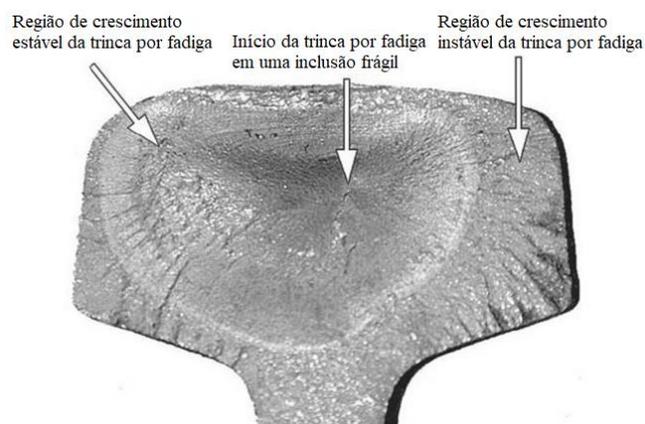


Figura 3.17 – Trinca transversal em trilho. Adaptado de Garnham e Davis, 2009.

A evolução de defeitos, por exemplo, do tipo *squat* para trincas do tipo *detail fracture* ocorre em três estágios distintos e cada um deles é controlado por um mecanismo diferente. A Figura 3.18 ilustra, esquematicamente, as relações entre os três estágios de propagação de trinca, os mecanismos dominantes e as respectivas taxas propagação.

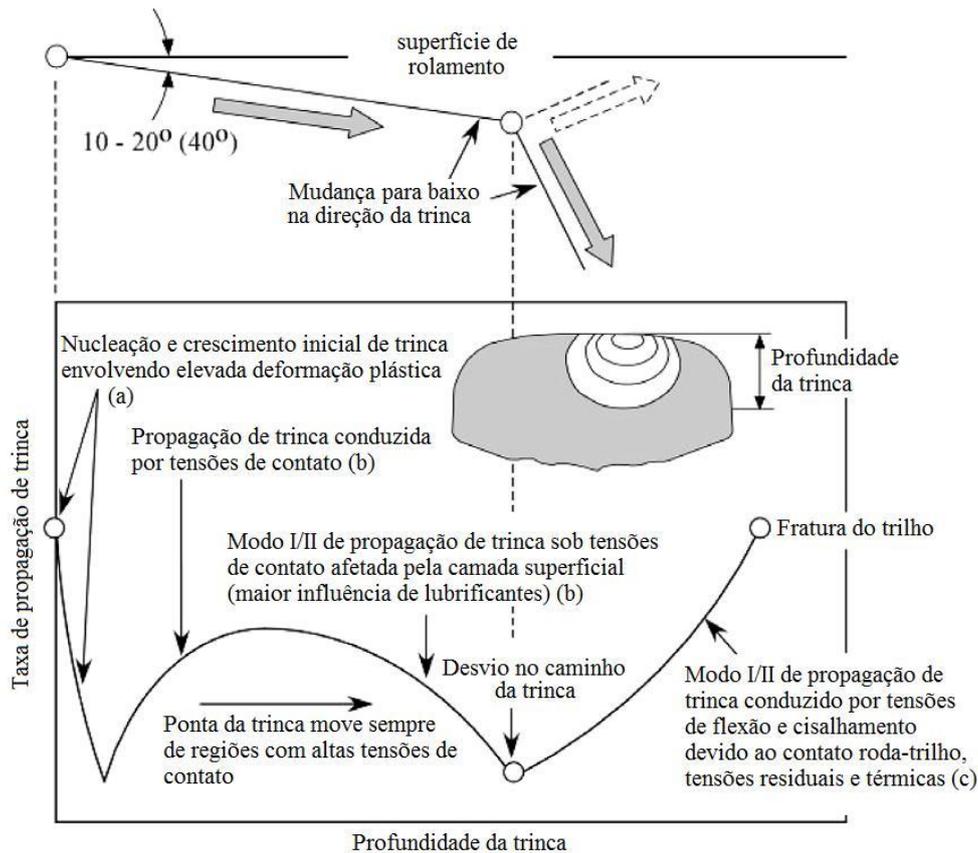


Figura 3.18 – Estágios de propagação de trinca por fadiga a partir de um defeito do tipo *squat*. Adaptado de Zerbst *et al.*, 2009 (a).

Conforme pode ser observado pela Figura 3.18, no primeiro estágio as trincas superficiais iniciam devido ao acúmulo de deformação plástica sob carregamento cíclico de contato. Durante esta etapa inicial a taxa de crescimento de trinca diminui continuamente, provavelmente devido ao desenvolvimento de um mecanismo de fechamento de trinca inexistente no início. O próprio desgaste do trilho remove pequenas trincas superficiais e este fato pode funcionar como um mecanismo de contenção do crescimento destas trincas. No entanto, os trilhos modernos são altamente resistentes ao desgaste e, por este motivo, não contam com este mecanismo.

Após alcançar certa profundidade, o crescimento da trinca acelera novamente, mas quando a trinca se torna maior, a taxa de crescimento diminui novamente devido ao fato de se propagar em regiões sob maiores tensões. A trinca se propaga por um mecanismo combinado de abertura (modo I) e deslizamento (modo II). Este estágio de propagação de trinca é ainda conduzido pelas tensões de contato roda-trilho e é fortemente afetado pela presença de fluidos aprisionados.

Nos dois primeiros estágios a trinca se propaga inclinada aproximadamente entre 10° e 20° em relação à superfície de rolamento.

O último estágio de propagação de trinca por fadiga inicia após a sua bifurcação. Agora a trinca irá se propagar para o interior do boleto num ângulo entre 60° e 80°. A propagação continua sob um mecanismo combinado, embora o modo I se torne mais importante neste estágio do que nos anteriores. O crescimento da trinca é exclusivamente conduzido por tensões de flexão e cisalhantes oriundas do contato roda-trilho que são ampliadas pelo efeito de tensões residuais e térmicas (ZERBST *et al.*, 2009 (a)).

3.3. Soldagem Elétrica por Centelhamento (*Flash Butt Welding*)

Skyttebol *et al.* (2005) informam que a soldagem por centelhamento é realizada com a aplicação de um potencial elétrico entre duas peças de metal em uma junta de topo. Isto gera uma corrente elétrica que passa através do circuito formado, suficiente para produzir uma ação de centelhamento. O metal é aquecido até a fusão incipiente da interface e a solda é finalizada aplicando-se uma força compressiva. A operação consiste em três etapas: pré-aquecimento, centelhamento e o forjamento da duas peças sendo soldadas. O pré-aquecimento é feito pressionando-se em conjunto os dois trilhos enquanto uma corrente elétrica passa através da interface. Na segunda etapa, as bordas são ligeiramente afastadas e uma baixa tensão é aplicada entre as extremidades causando o arco de *flash*. As superfícies são limpas e uniformemente aquecidas durante esse passo. Na terceira e última etapa, uma força é rapidamente aplicada, resultando no forjamento das duas superfícies em contato e na expulsão do metal fundido entre as extremidades, portanto, o processo pode ser considerado uma soldagem no estado sólido. A Figura 3.19 ilustra esquematicamente o princípio de funcionamento do processo de soldagem elétrica por centelhamento.

Os principais parâmetros controlados durante a soldagem elétrica por centelhamento de trilhos são: intensidade e duração do *flash* inicial, número de pulsos de corrente de pré-aquecimento e intensidade dos pulsos, intensidade da força durante os pulsos de pré-aquecimento, intensidade e duração do *flash* final, intensidade da força de recalque final, deslocamento total (MA *et al.*, 2015). Um exemplo de registro de parâmetros obtidos na soldagem de trilho U71Mn é apresentado na Figura 3.20.

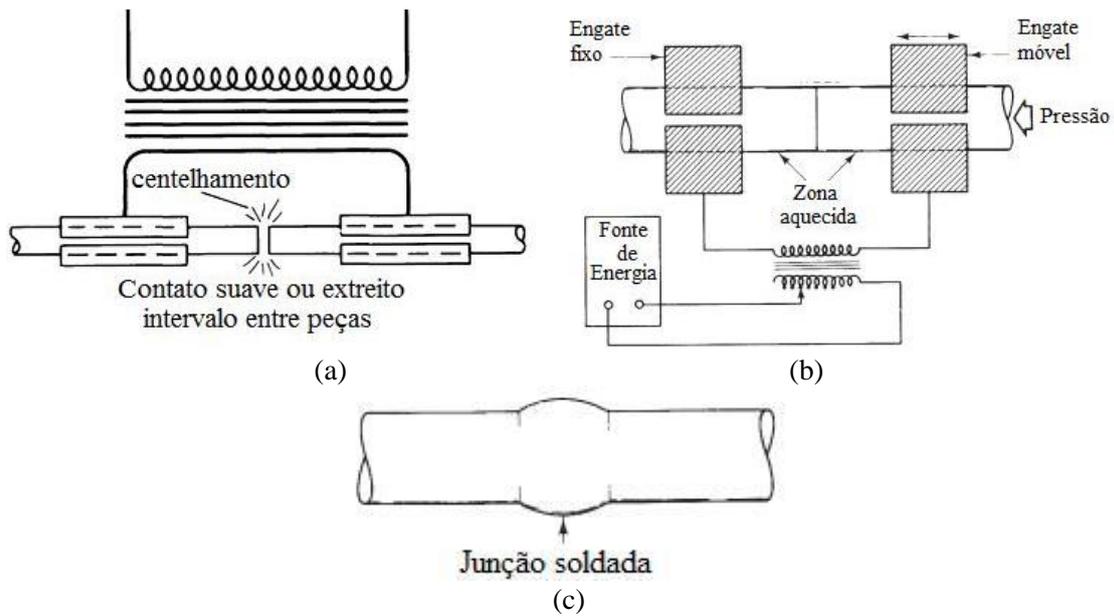


Figura 3.19 – Princípios do processo de soldagem elétrica por centelhamento (*Flash Butt Welding*). Estágio de centelhamento (a), estágio de forjamento (b) e junta soldada acabada (c). Fonte: Samardžić *et al.*, 2011; ASM HANDBOOK VOL. 6, 1993.

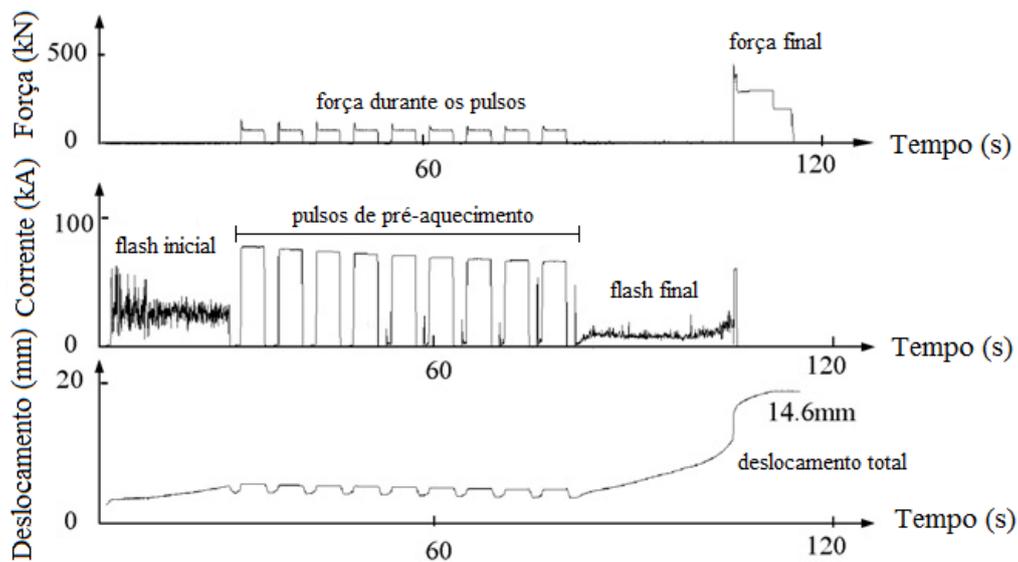


Figura 3.20 – Parâmetros obtidos na soldagem elétrica por centelhamento de trilho. Adaptado de Ma *et al.* (2015).

Uma união soldada por centelhamento pode ser superior a uma união por parafuso em resistência mecânica estática, porém juntas soldadas ainda apresentam descontinuidades na estrutura dos trilhos devido a variações na microestrutura, propriedades mecânicas e tensões residuais (TAWFIK *et al.*, 2008).

A microestrutura típica da região soldada é perlítica, além disso não há presença de zona fundida e as taxas de resfriamento são relativamente lentas (MANSOURI e MONSHI, 2004; MICENKO *et al.*, 2013). Jilabi (2015) e Mansouri e Monshi (2004) apresentaram estudo de

caracterização metalográfica detalhado de juntas de trilhos de aços perlíticos soldados por centelhamento, sendo identificadas cinco regiões: linha central com descarbonetação, região de crescimento de grão, região de refino de grão, região de transformação parcial, metal base, Figura 3.21. Segundo Mansouri e Monshi (2004), ocorre recristalização dinâmica na ZTA ao final da soldagem por centelhamento, uma vez que o processo envolve deformação. A região de crescimento de grão corresponde àquela que possui temperatura de pico suficientemente para promover o crescimento de grão austenítico após a recristalização, tal crescimento diminui à medida que se afasta da linha central até que uma região de grãos austeníticos recristalizados dá origem à perlita mais refinada, zona de refino de grão na Figura 3.21.

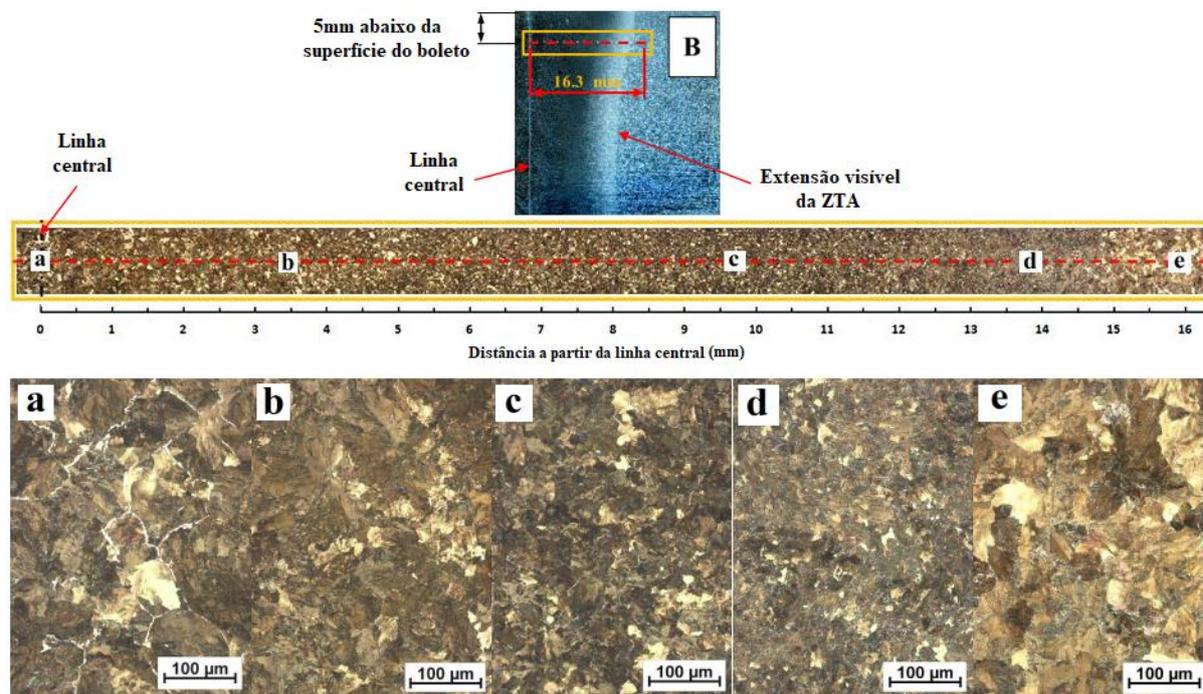


Figura 3.21 – Caracterização de junta soldada por centelhamento em trilho ferroviário perlítico. (a) linha central; (b) região de crescimento de grão; (c) região de refino de grão; (d) Região de transformação parcial; (e) metal base. Fonte: Adaptado de Jilabi (2015).

A modificação da morfologia da perlita em função do ciclo termo-mecânico da soldagem por centelhamento a sua consequente implicação nos valores de dureza (como apresentado na Figura 3.22) é um dos grandes desafios tecnológicos para os fabricantes de trilhos e para as ferrovias (MICENKO *et al.*, 2013). A queda de dureza na região de transição entre ZTA e metal base é atribuída à esferoidização parcial da cementita na perlita e às mudanças no seu espaçamento interlamelar, Figura 3.23 (MUTTON *et al.*, 2016). Ressalta-se também o conhecimento incipiente sobre os mecanismos cinéticos que controlam a esferoidização da cementita na região de transformação parcial, bem como a modificação do espaçamento

interlamelar nas diversas regiões das juntas soldadas de aços perlíticos para trilhos (MICENKO *et al.*, 2013; INNTRACK, 2008; ZERBST *et al.*, 2009 (a); JILABI, 2015).

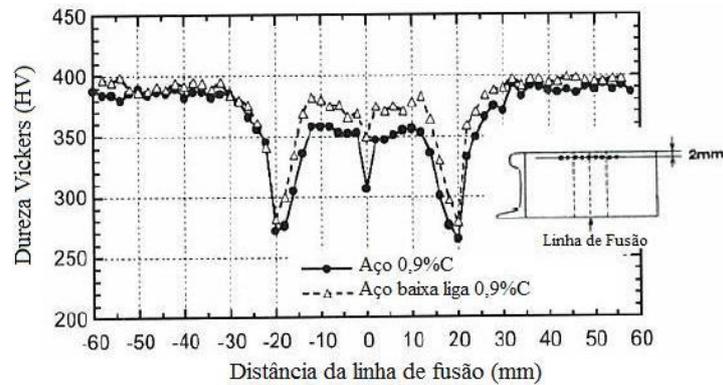


Figura 3.22 – Dureza Vickers em função da distância da linha de fusão de juntas soldadas de trilhos pelo processo de soldagem elétrica por centelhação. Fonte: Iwano *et al.*, 2006.

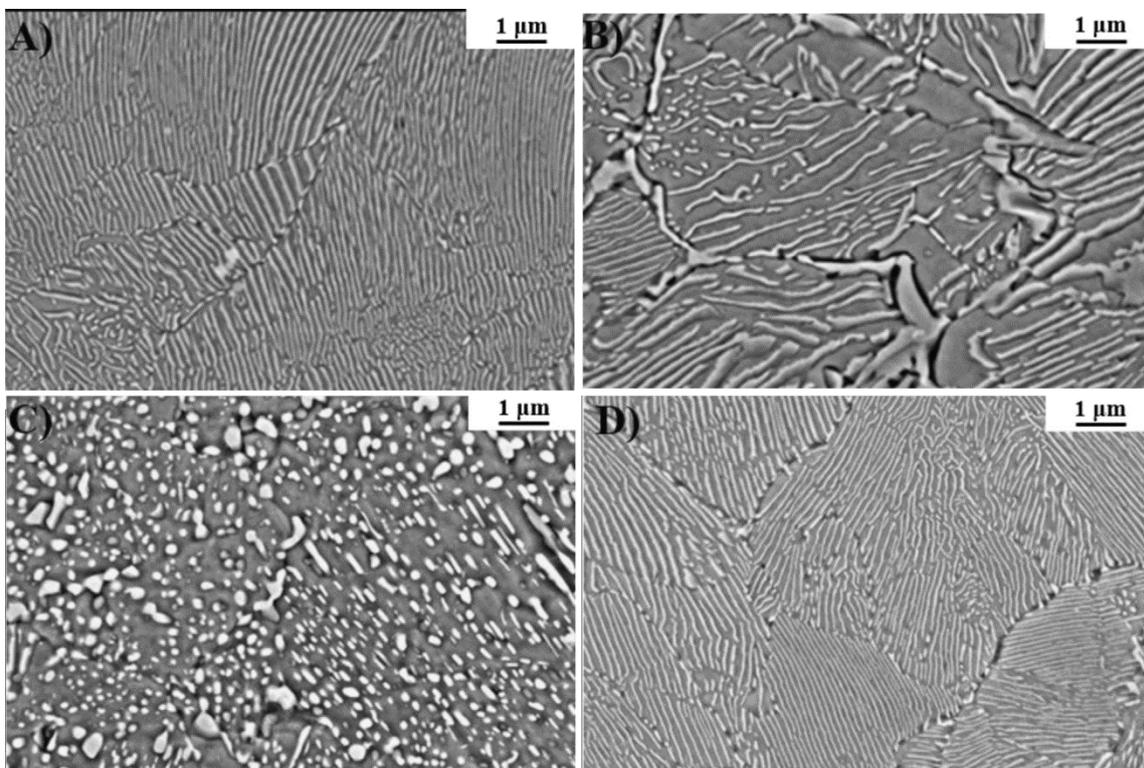


Figura 3.23 – Microestrutura em MEV de junta soldada no boleto de trilho ferroviário. (a) Região de crescimento de grão, 5mm da linha central; (b) Esferoidização parcial, 7mm da linha central; (c) Esferoidização total, 12mm da linha central; (d) Metal base, 20mm da linha central. Fonte: Adaptado de Mutton *et al.*, 2016.

A redução de dureza na superfície de rolamento devido à esferoidização parcial da cementita na perlita e/ou modificação no seu espaçamento interlamelar pode provocar desgaste localizado no boleto e aumentar as chances de falha prematura por fadiga (FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007). Li *et al.* (2011) mostraram que a redução localizada de dureza devido às modificações na morfologia perlítica pode levar à formação de irregularidades

superficiais no boleto (*squats*) que, por sua vez, aumentam as cargas dinâmicas entre as rodas e os trilhos ferroviários, estimulando o desenvolvimento/crescimento de trincas por fadiga.

Nishikawa e Goldenstein (2018) avaliaram os mecanismos de esferoidização em trilhos ferroviários perlíticos de diferentes classes/composições a partir de ensaios de dilatométrica. Os autores concluíram que a esferoidização destes aços durante o processo de soldagem elétrica por centelhamento ocorre devido à formação do eutetóide divorciado (*divorced eutectoid transformation*). Segundo este mecanismo, parte da cementita não é dissolvida durante a austenitização e funciona como núcleo para o crescimento de esferas durante o resfriamento, ao invés de lamelas como ocorre no eutetóide clássico. Concluíram ainda que o aumento do teor dos elementos de liga, sobretudo carbono, facilita a esferoidização segundo o mecanismo proposto. Nos resultados obtidos, o aço com menor teor de carbono apresentou a menor proporção de esferoidização.

Outro ponto de grande interesse na avaliação de integridade estrutural em juntas de trilhos obtidas por centelhamento elétrico é a presença de tensões residuais (MANSOURI e MONSHI, 2004; FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007; CAI *et al.*, 2011; MA *et al.*, 2015; HAIBATOLLAHI e TEHRANI, 2013; SKYTTEBOL *et al.*, 2005; WEINGRILL *et al.*, 2017; JILABI, 2015). Após a soldagem, a distribuição das tensões residuais é complexa, segundo Cai *et al.* (2011); no boleto e no patim do trilho, as tensões residuais normais longitudinais produzidas pelo processo de soldagem são compressivas, as quais podem contribuir para evitar a nucleação e a propagação de trincas por fadiga. Na região da alma, no entanto, tanto as componentes longitudinais quanto verticais das tensões residuais normais são trativas, o que pode aumentar a possibilidade de nucleação e propagação de trincas, podendo resultar em fratura.

Das três regiões que compõem o trilho, a alma é a que possui a menor espessura. Por isso, a densidade de corrente nesta região é maior do que nas demais durante o processo de soldagem elétrica por centelhamento (*skin effect*), o que resulta em um maior aporte térmico por unidade de área (MANSOURI e MONSHI, 2004). Esta maior densidade de corrente é responsável pela ZTA da alma ser maior do que a das outras regiões e se relaciona com as tensões residuais, como reportado por Mansouri e Monshi (2004) e Jilabi (2015). As maiores temperaturas de pico observadas na alma durante o processo de soldagem causam uma maior contração desta região durante o resfriamento, resultando no desenvolvimento de tensões residuais trativas, hipótese defendida por Mansouri e Monshi (2004). Em trabalho recente, Weingrill *et al.* (2017) monitoraram, do ponto de vista térmico, a soldagem elétrica por centelhamento de trilhos com

perfil equivalente a 60kg/m por meio de termopares em diversas posições, Figura 3.24 (a). Os resultados experimentais inéditos para esse tipo de soldagem indicaram que a alma apresentou temperatura superior a 1400°C enquanto o boleto e patim não ultrapassaram os 1355°C (Figura 3.24 (b)), fato que corrobora a hipótese de Mansouri e Monshi (2004). Weingrill *et al.* (2017) reportaram ainda um $\Delta t_{800/500}$ da ordem de 250s para o boleto e 225s para a alma.

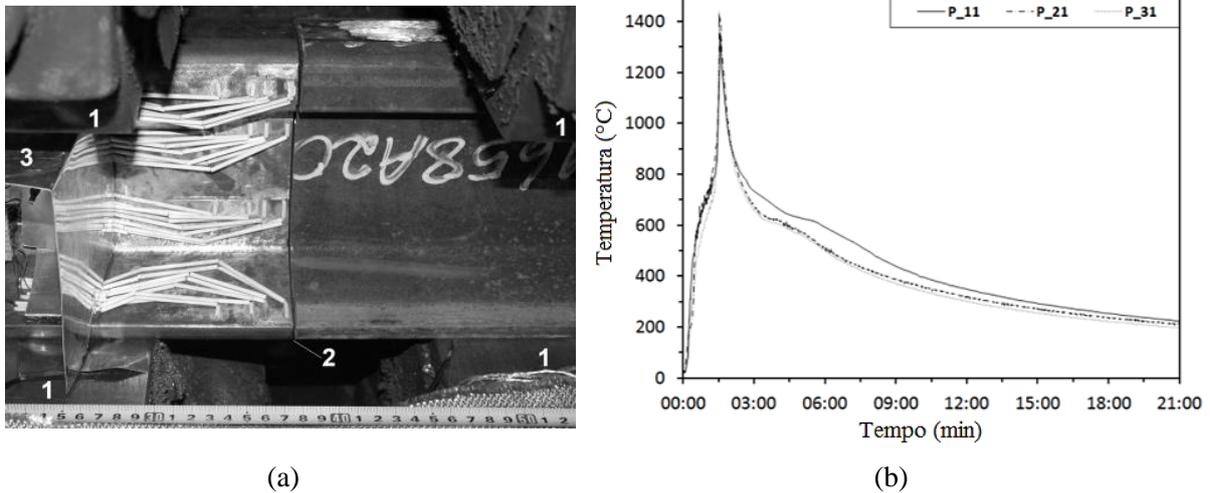
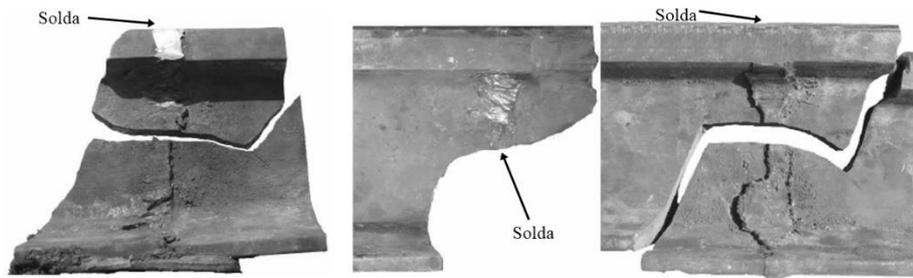


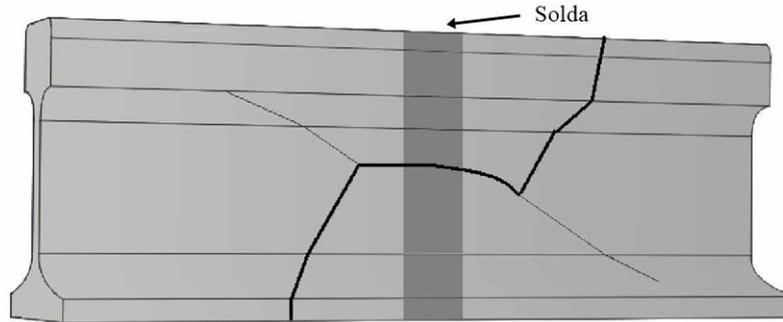
Figura 3.24 – Trilho instrumentado para monitoramento dos ciclos térmicos durante soldagem elétrica por centelhamento (a). Resultados dos ciclos térmicos obtidos a 2mm da interface, com P_11, P_21 e P_31 correspondendo ao boleto, alma e patim, respectivamente. Adaptado de Weingrill *et al.* (2017).

3.3.1. Principais modos de falhas em trilhos soldados por FBW

Em análise de falha de três fraturas ocorridas em juntas soldadas por FBW, Farhangi e Mousavizadeh (2007) identificaram um padrão macroscópico de trincamento que se inicia na região soldada da alma do trilho, cresce paralelamente à superfície de rolamento e posteriormente avança na direção do boleto e do patim em um ângulo de aproximadamente 45° denominado *Horizontal Split-Web* (HSW), Figura 3.25, fenômeno também descrito por Desimone e Beretta (2006). A partir de análises metalográficas, os autores concluíram que a causa de todas as fraturas foi a nucleação de trincas por fadiga na região da alma e, uma vez que a tenacidade à fratura do aço empregado nos trilhos de aços perlíticos é baixa e o carregamento é elevado, uma fratura frágil levou ao colapso dos trilhos. A concentração de tensão devido às rebarbas na alma dos trilhos soldados e inclusões de óxidos inseridas pela ferramenta rebarbadora foram considerados pelos autores como os responsáveis pela nucleação precoce das trincas por fadiga. Outro ponto levantado é a presença de tensões residuais trativas na alma das juntas devido ao processo de soldagem, Figura 3.26.



(a) Trilhos soldados por FBW fraturados



(b) Padrão de evolução de fratura em juntas soldadas por FBW

Figura 3.25 – Fratura em juntas de trilhos soldadas por centelhamento elétrico. Adaptado de Farhangi e Mousavizadeh, 2007.

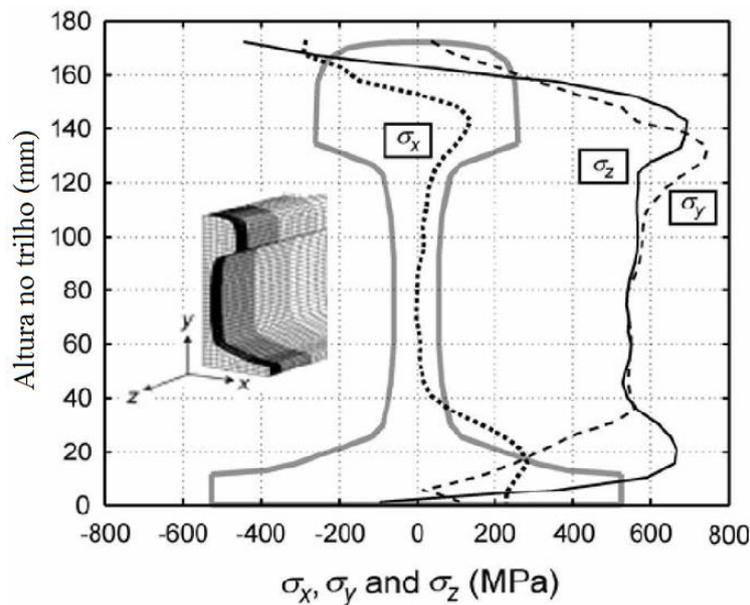


Figura 3.26 – Tensões residuais em junta de trilho soldado por FBW, simulação numérica. Adaptado de Skyttebol *et al.*, 2005.

Godefroid *et al.* (2015) apresentam estudos detalhados de análises de falhas recorrentes em juntas de trilhos soldadas por centelhamento em ferrovias brasileiras. Os autores atribuem as falhas à fadiga, com nucleação de trincas em concentradores de tensão devido ao rebarbamento inadequado na região da alma e no patim das juntas, Figura 3.27. Ressaltam ainda que a fratura foi nucleada do lado interno da junta, região de maior carregamento cíclico. Além disso,

alterações na microestrutura do material decorrentes dos ciclos térmicos de soldagem, sobretudo descarbonetação e esferoidização parcial da cementita, também são apontados como responsáveis por facilitar a nucleação precoce de trincas por fadiga. Os autores recomendam que critérios mais rigorosos de remoção de rebarba e acabamento superficial sejam adotados na região da alma e do patim dos trilhos soldados por centelhamento.

Estes trabalhos anteriormente citados indicam que, de um modo geral, diferentemente do metal base que geralmente apresenta fratura por fadiga iniciada no boleto, o mecanismo de fratura por fadiga nas juntas soldadas frequentemente ocorre na região da alma.

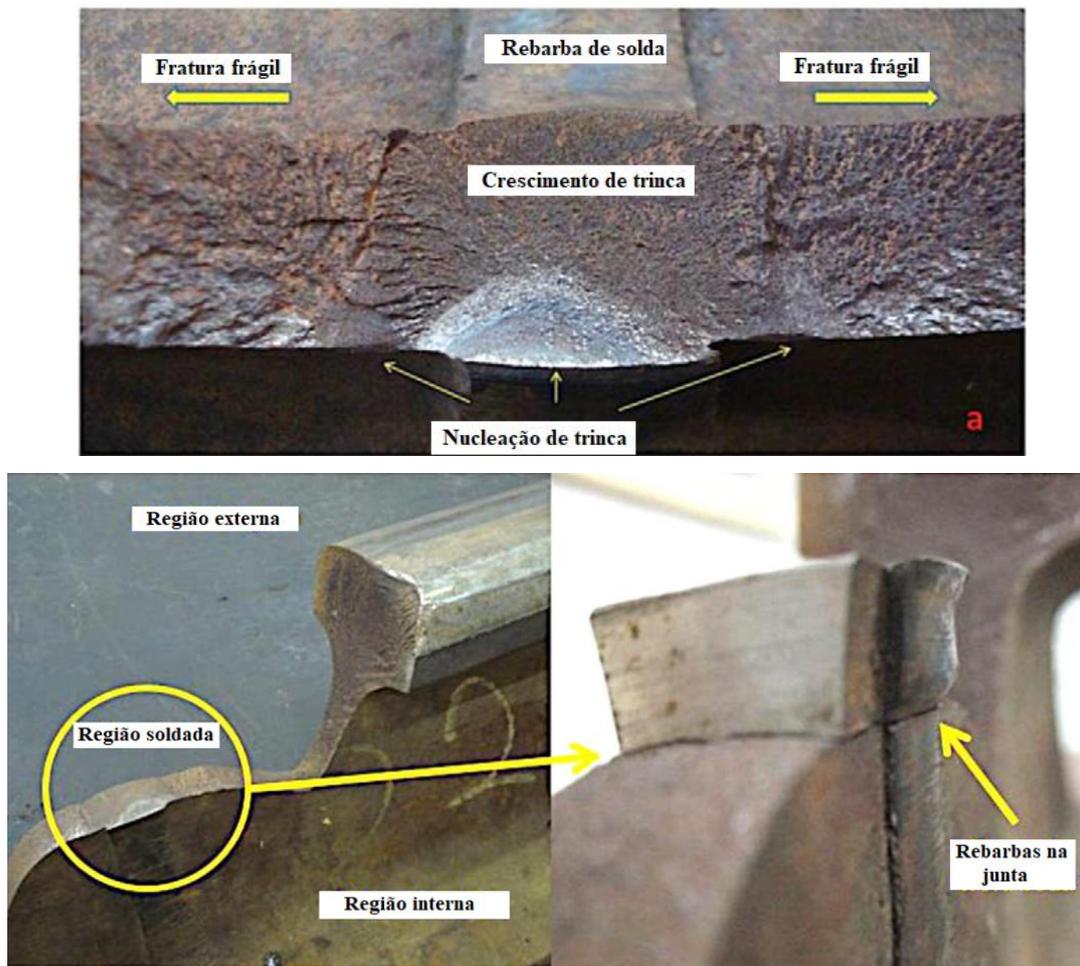


Figura 3.27 – Mecnismo de falha por fadiga em junta de trilho ferroviário soldado por centelhamento. Adaptado de Godefroid *et al.* (2015).

Os requisitos de acabamento superficial após a remoção de rebarba pelo equipamento de soldagem por FBW presentes na Norma EN 14587-1 (2005) são apresentados na Figura 3.28 (altura máxima da rebarba final em mm). A prática comum em estaleiros de soldagem ferroviários é realizar o esmerilhamento a frio do boleto para remoção completa da rebarba, uma vez que nesta região ocorre a passagem das composições, além de esmerilhamento parcial

da superfície inferior do patim. As outras regiões, incluindo a alma, não recebem acabamento superficial além daquele realizado pela ferramenta de corte rebarbadora da máquina de soldagem.

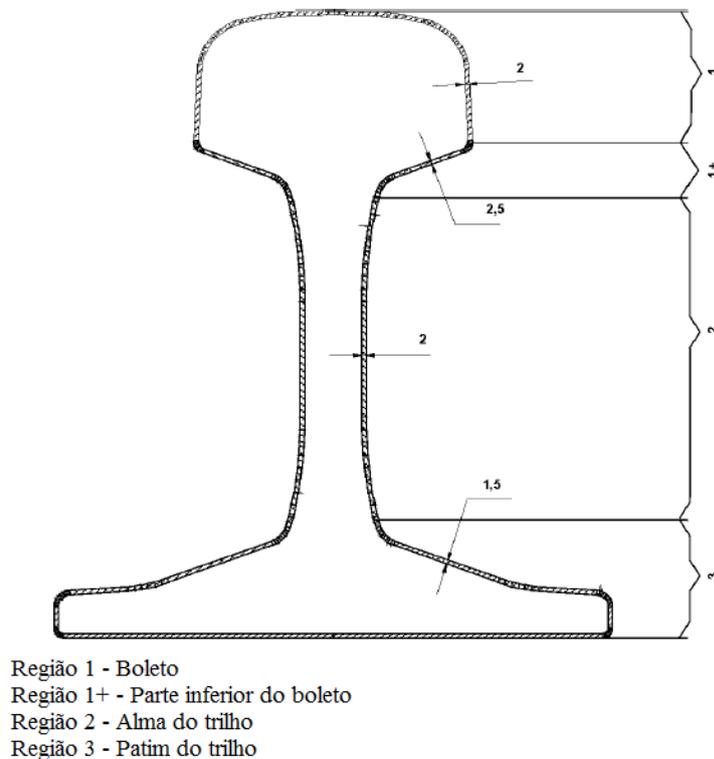


Figura 3.28 – Requisitos de acabamento superficial na região de junta soldada de trilho por centelhamento após a remoção de rebarba a quente ao final da soldagem por centelhamento elétrico. Dimensões em mm, valores máximos de altura de rebarba permitida. Adaptado de EN 14587-1 (2005).

Mutton (2014) também recomendou que o processo de esmerilhamento para acabamento superficial do boleto após a soldagem FBW em trilhos ferroviários seja estendido para toda a seção do trilho de modo a aumentar a vida em fadiga do componente. O autor defende ainda que rápidos tratamentos térmicos pós-soldagem sejam aplicados para reduzir o nível de tensões residuais.

Cai *et al.* (2011) realizaram medidas de tensões residuais por extensometria utilizando a técnica do furo cego em juntas soldadas por centelhamento de trilhos do tipo U71Mn. Os resultados obtidos experimentalmente são apresentados na Tabela 3.3 para o centro do boleto, linha neutra da alma e centro do patim. Pode-se observar que as tensões residuais trativas na alma no sentido longitudinal foram da ordem de 200MPa. No entanto, Tawfik *et al.* (2008), obtiveram valores mais elevados de tensões normais verticais (acima de 400MPa) que longitudinais em juntas de trilho soldadas por centelhamento a partir de extensometria. Jilabi (2015) também reportou

maiores valores de tensões residuais verticais que no sentido longitudinal a partir de medidas por difração de raios-X.

Tabela 3.3 – Resultados de tensões residuais após a soldagem por centelhamento em trilhos ferroviários. Adaptado de Cai *et al.*, 2011.

| Posição (sobre a linha central) | | | | | | |
|---------------------------------|--------|---------|-------|---------|-------|---------|
| | Boleto | | Alma | | Patim | |
| | Long. | Transv. | Long. | Transv. | Long. | Transv. |
| Média (MPa) | -215 | 19 | 205 | 64 | -55 | 38 |
| Desvio Padrão (MPa) | 52,6 | 35,3 | 33,8 | 39,8 | 39,2 | 41,9 |

De acordo com Tawfik *et al.* (2006), reduzindo-se a magnitude das tensões residuais de tração observadas na alma do trilho, por exemplo, pela modificação das condições de soldagem ou aplicando tratamentos térmicos pós-soldagem, diminui-se os riscos de falha nesta região, no entanto, dados quantitativos não foram apresentados. Tratamentos térmicos convencionais para alívio de tensões não são adequados para aplicação em juntas soldadas de trilhos, uma vez que demandam prolongado tempo para sua execução, elevando os custos do processo (MANSOURI *et al.*, 2004). Uma alternativa é a realização de localizados e rápidos tratamentos térmicos pós-soldagem para alterar as condições de resfriamento, aliviando as tensões residuais sem deixar de ser economicamente adequado ao processo.

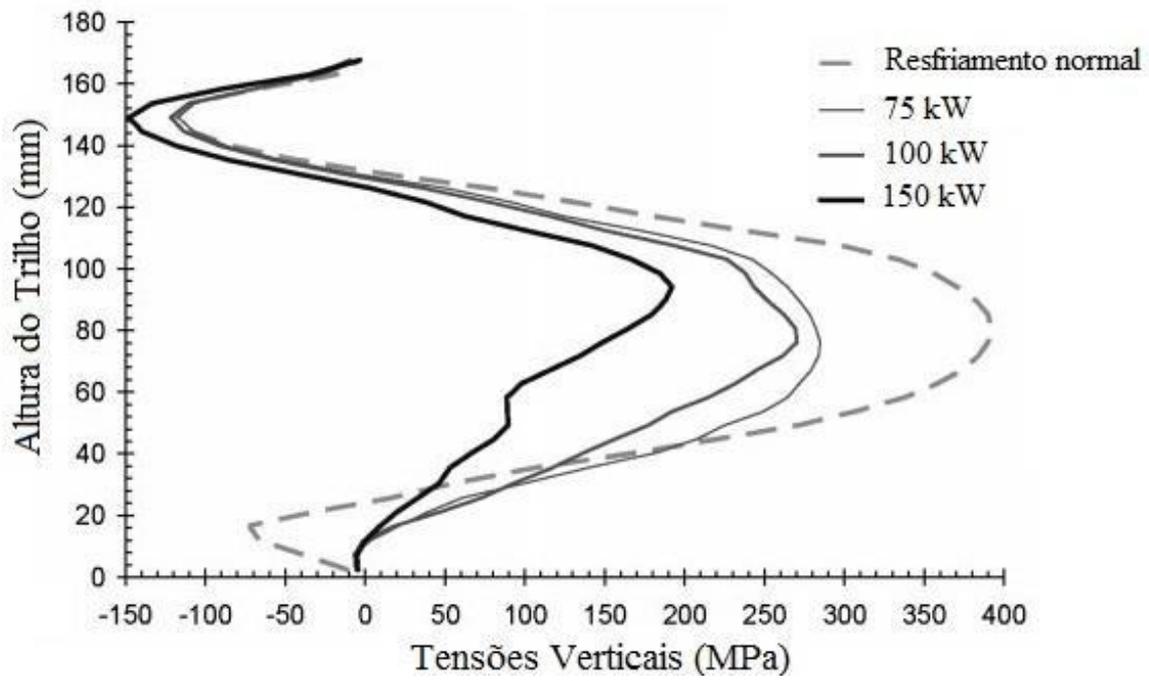
Mansouri *et al.* (2004) realizaram simulações numéricas para investigar os efeitos de tratamentos térmicos pós-soldagem nas tensões residuais de tração na região da alma do trilho. Neste trabalho foi simulado o aquecimento localizado da alma por indução eletromagnética até a temperatura de 850°C. Os resultados indicaram que tensões residuais de tração surgem devido à restrição da contração da região aquecida pelas regiões adjacentes em temperaturas mais baixas. As simulações mostraram que o tratamento térmico sugerido somente seria eficiente se mais altas taxas de resfriamento fossem adotadas conduzindo à transformação da austenita em bainita ou martensita. Os autores chegaram a esta conclusão observando resultados de ensaios de dilatométrica, que mostraram que corpos de prova com microestrutura original perlítica, aquecidos até a austenitização e posteriormente resfriados com intuito de se obter microestrutura bainítica ou martensítica tiveram seus comprimentos originais aumentados. Portanto, o efeito deste tratamento térmico seria o aumento em volume da região da alma do trilho (mudança de densidade) se altas taxas de resfriamento fossem adotadas e isto aliviaria as tensões residuais de tração. É importante mencionar que os autores não investigaram os efeitos destes constituintes na resistência à fadiga do aço, em condições de carregamento similares às sofridas por trilhos.

Tawfik *et al.* (2006) também investigaram os efeitos de tratamentos térmicos pós-soldagem nas tensões residuais em juntas de trilhos obtidas pelo processo FBW. No referido trabalho foi simulado numericamente o aquecimento da superfície inferior do trilho utilizando-se queimadores de gás de alta pressão. Também foi simulado o aquecimento em outros pontos do trilho e os parâmetros avaliados foram: o fluxo de calor, o tempo de tratamento térmico e a região do trilho exposta ao aquecimento. Os resultados indicaram que a magnitude das tensões residuais de tração observadas na alma da junta, tanto na direção vertical quanto na direção longitudinal, diminuiu com o aquecimento embaixo do patim. Também foi observado que esta diminuição da magnitude das tensões residuais foi maior com o aumento do fluxo de calor, conforme está ilustrado nas Figuras 3.29 e 3.30.

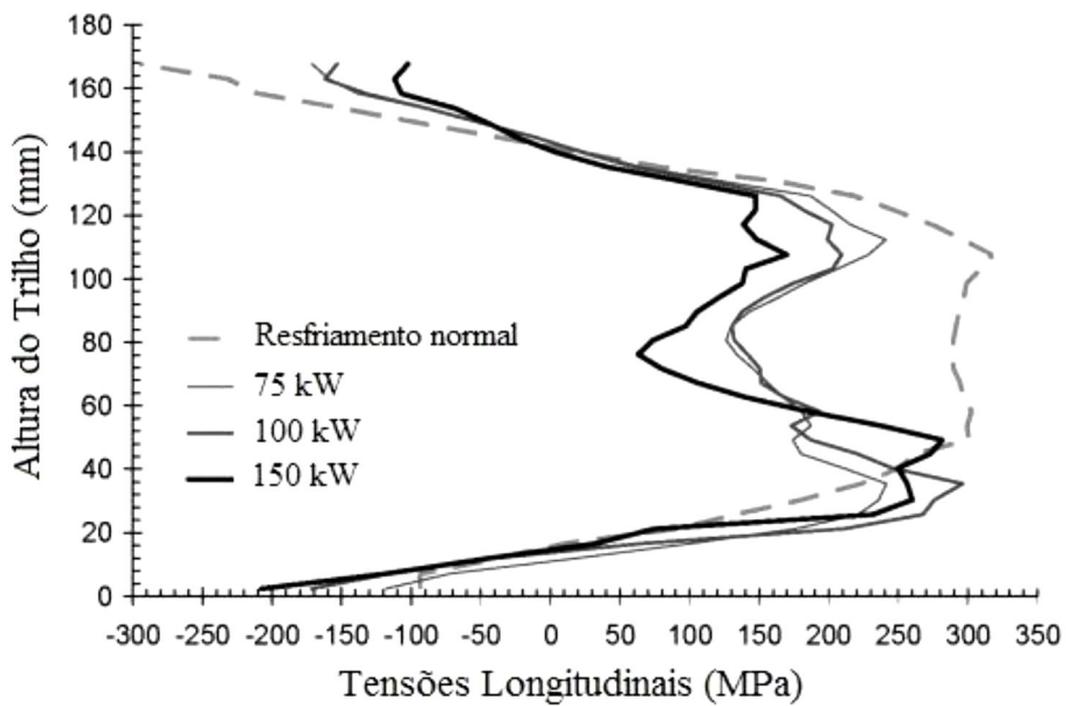
A Figura 3.29 ilustra ainda o efeito da potência utilizada em tratamentos térmicos pós-soldagem na magnitude das tensões residuais na direção vertical (Figura 3.29 (a)) e na direção longitudinal (Figura 3.29 (b)) observadas sobre a linha de fusão da junta soldada do trilho. Conforme pode ser observado na Figura 3.29, a magnitude das tensões residuais de tração observadas na altura da alma do trilho diminuiu com o aumento na potência empregada no tratamento térmico.

A Figura 3.30 ilustra a variação das tensões residuais simuladas na altura da linha neutra do trilho, em função da distância da linha central da junta soldada, bem como o efeito da potência utilizada nos tratamentos térmicos pós-soldagem. Mais uma vez, observa-se que a magnitude das tensões residuais de tração observada na altura da linha neutra diminuiu com o aumento da potência empregada no tratamento térmico, conforme ilustram ambas as Figuras 3.30 (a e b).

Segundo Farhangi e Mousavizadeh (2007) e Tawfik *et al.* (2008), a combinação de tensões residuais com o carregamento cíclico imposto pela passagem de veículos, com ponto de apoio excêntrico ou na lateral do trilho, induz a ocorrência de flutuação de tensões de tração em uma das superfícies da alma deste, conforme está ilustrado esquematicamente na Figura 3.31. Esta simplificada análise do estado de tensões na alma do trilho explica a nucleação e propagação de trincas paralelamente à superfície de rolamento como normalmente observado.

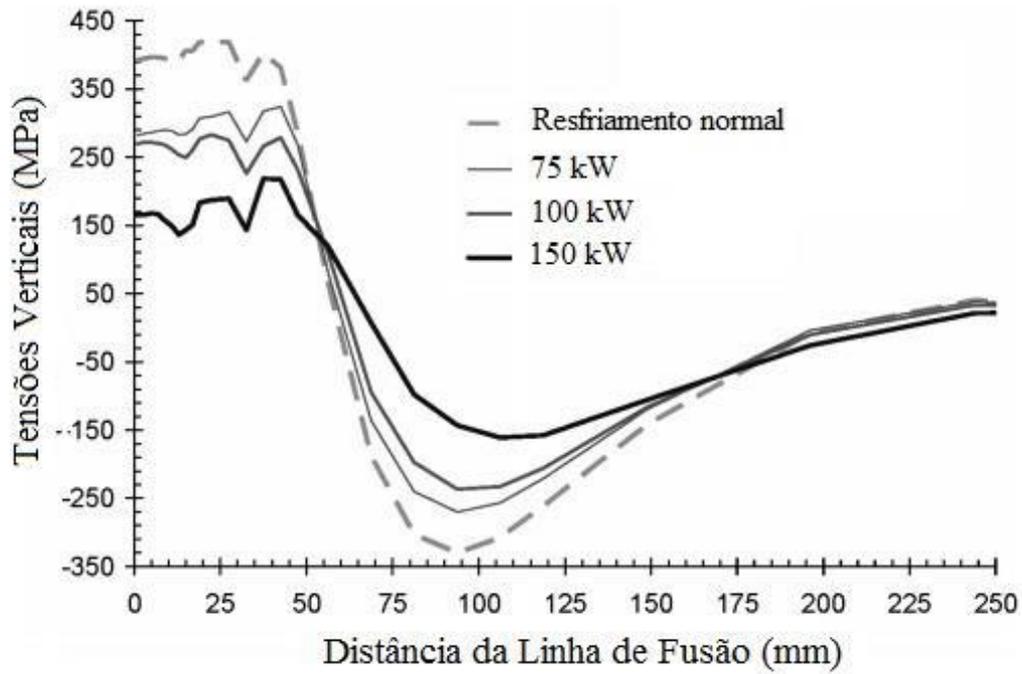


(a)

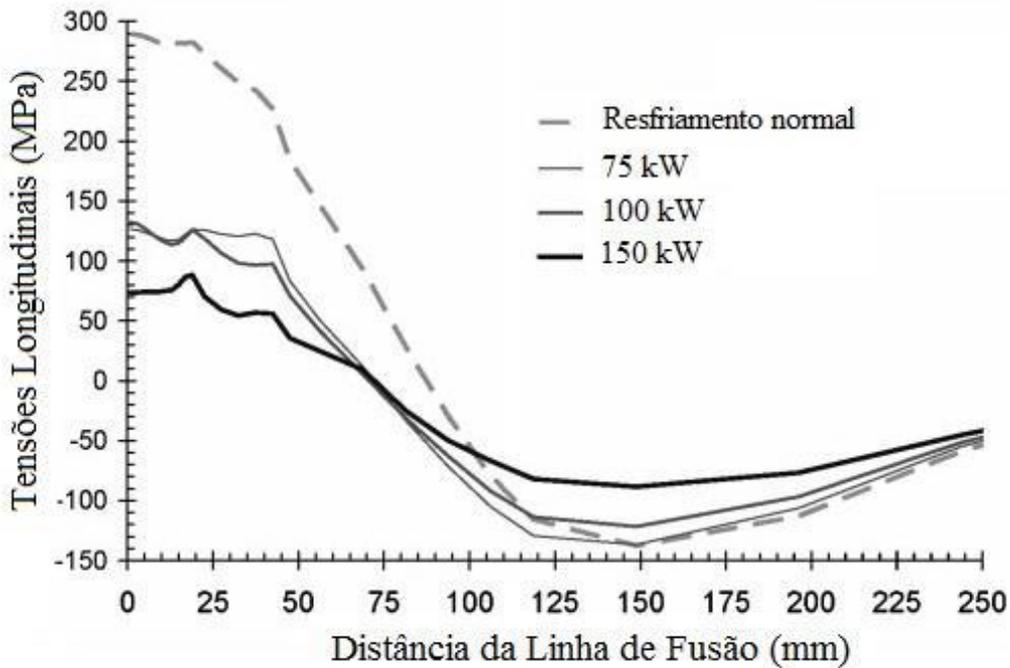


(b)

Figura 3.29 – Efeito da potência empregada em tratamentos térmicos pós-soldagem na magnitude das tensões residuais nas direções (a) vertical e (b) longitudinal através da linha de fusão de uma junta soldada de trilho. Adaptado de Tawfik *et al.*, 2006.



(a)



(b)

Figura 3.30 – Efeito da potência empregada em tratamentos térmicos pós-soldagem na magnitude das tensões residuais nas direções (a) vertical e (b) longitudinal observadas na altura da linha neutra do trilho em função da distância da linha de fusão de uma junta soldada. Adaptado de Tawfik *et al.*, 2006.

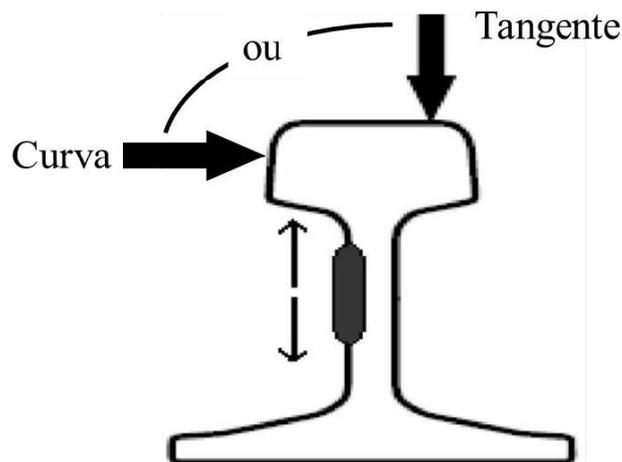


Figura 3.31 – Esquema de desenvolvimento de tensões de tração na alma do trilho devido ao carregamento lateral ou vertical excêntrico ambos impostos pela roda do veículo ferroviário. Adaptado de Farhangi e Mousavizadeh (2007).

Além de tensões residuais e concentração de tensão devido à presença de rebarbas, a soldagem elétrica por centelhamento também promove a variação da estrutura e propriedades na ZTA dos trilhos, o que pode levar a desgastes localizados e à formação de defeitos do tipo *squat* (STEENBERGEN e DOLLEVOET, 2013; SKYTTEBOL *et al.*, 2005; STEENBERGEN, 2008). Exemplos de *squat* em boletos de juntas soldadas por centelhamento devido às variações de dureza são apresentadas na Figura 3.32.

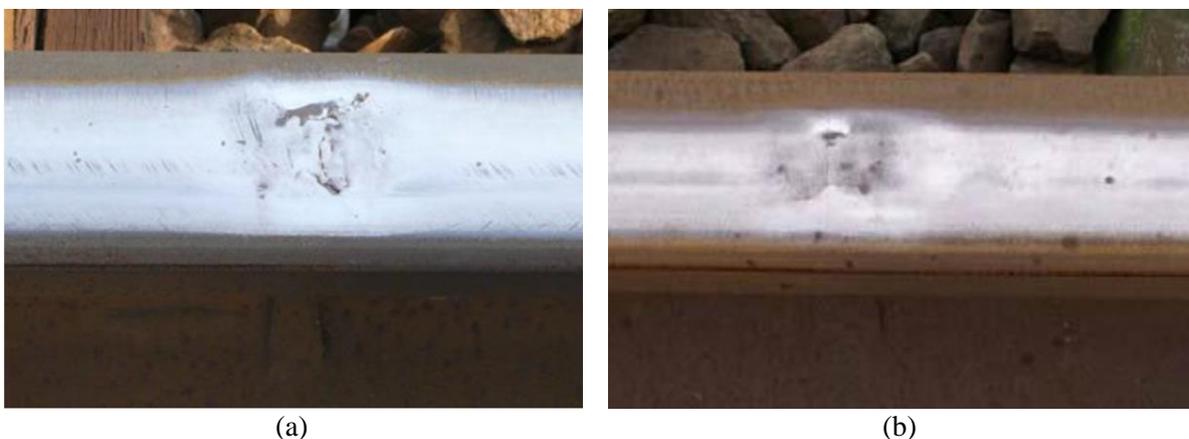


Figura 3.32 – Defeitos do tipo *squat* em juntas soldadas de trilho obtidas pelo processo de soldagem elétrica por centelhamento. Fonte: (a) Steenbergen e Dollevoet, 2013; (b) Steenbergen, 2008.

Em um trabalho recente, Mutton *et al.* (2016), avaliaram a influência da microestrutura no desenvolvimento de fadiga de contato por rolamento (RCF) em juntas soldadas de trilhos de aços perlíticos. Os autores reportaram que trincas por fadiga se desenvolveram prematuramente em boletos, nas bandas de esferoidização dos dois lados das juntas soldadas e, além disso, a propagação de trincas por RCF foi mais rápida nas regiões esferoidizadas, Figura 3.33. Deformação plástica severa nas regiões de menor dureza foi apontada como responsável pela

nucleação das trincas, sobretudo nos cantos da bitola em curvas. Os autores alertaram que a esferoidização é responsável por facilitar a nucleação de trincas por RCF, reduzir a resistência do material ao crescimento das trincas em direção ao interior do bolete e, portanto, promover fraturas verticais. Sugeriram ainda que estudos sobre a cinética de esferoidização e sua relação com o processo e a composição dos trilhos deveria ser avaliada para minimizar o problema.

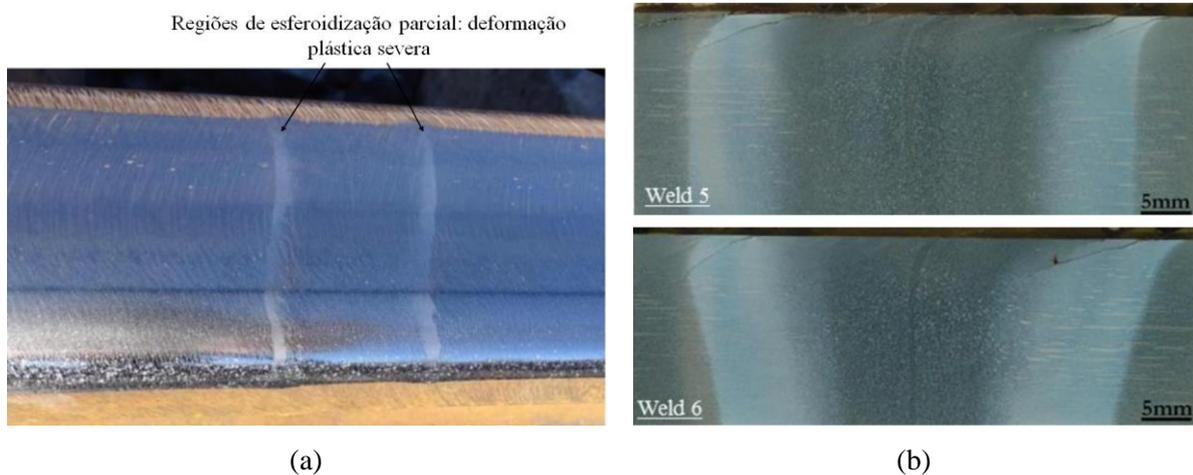


Figura 3.33 – (a) Deformação plástica e trincas por fadiga de contato por rolamento em bolete de trilho soldado por centelhamento. (b) Macrografias de soldas por centelhamento em trilhos ferroviários indicando a nucleação e rápido crescimento de trincas por fadiga nas regiões esferoidizadas da ZTA. Adaptado de Mutton *et al.*, 2016.

3.3.2. Simulação da soldagem elétrica de trilhos por elementos finitos

A simulação do processo de soldagem por centelhamento de trilhos ferroviários, incluindo os ciclos térmicos desenvolvidos, as transformações de fases e tensões residuais tem sido tema de interesse para pesquisa, sobretudo nas últimas duas décadas. Devido aos complexos fenômenos envolvidos e a inerente característica “multifísica” do problema (eletromagnetismo, condução de calor, transformação de fases, plasticidade, etc.) estudos experimentais são de difícil execução e modelos analíticos têm aplicabilidade limitada. Têm-se destacado os trabalhos que envolvem simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) como uma abordagem de Engenharia e com objetivos específicos, por exemplo, modelar o nível de tensões residuais em função dos parâmetros de soldagem e/ou prever as microestruturas resultantes após a soldagem.

Os trabalhos de simulação numérica sobre a soldagem elétrica por centelhamento encontrados na literatura podem ser classificados em dois tipos: (i) simulação eletro-termo-mecânica (HAIBATOLLAHI e TEHRANI, 2013; SKYTTEBOL e JOSEFSON, 2004; WEINGRILL *et al.*, 2017) e (ii) simulação termo-mecânica (Tawfik *et al.*, 2006; CAI *et al.*, 2011; MA *et al.*, 2015). No primeiro tipo de abordagem, tenta-se uma simulação completa do fenômeno,

incluindo-se, no modelo eletrotérmico transiente, a geração de calor por efeito Joule. Os valores nodais de temperatura no modelo são posteriormente utilizados como dados de entrada em um modelo mecânico com objetivo de simular o desenvolvimento de tensões residuais. No segundo tipo (simulação termo-mecânica), um *input* de calor genérico equivalente àquele gerado durante a soldagem por centelhamento é aplicado como condição de contorno em uma simulação térmica transiente, sendo os valores de temperatura nos nós do modelo, em cada passo de tempo, posteriormente utilizados em um modelo mecânico para avaliar o desenvolvimento de tensões residuais.

Haibatollahi e Tehrani (2013) simularam a soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário pelo MEF no *software* Ansys® com o objetivo de estimar as tensões residuais na junta. Os autores utilizaram um modelo reduzido devido à simetria do problema, Figura 3.34 (a). Um modelo elétrico foi acoplado a um modelo térmico e a distribuição de temperatura em função do tempo foi então utilizada para simular o desenvolvimento de tensões residuais em simulação mecânica não linear. Os autores não levaram em conta as alterações de volume devido às transformações de fases existentes e as propriedades físicas do material foram estimadas a partir de dados da literatura para um aço ABNT 1080, um modelo de plasticidade bilinear em função da temperatura foi adotado, Figura 3.34 (b). Os parâmetros de convecção, radiação e temperatura ambiente foram estimados pelos autores, no entanto, os valores não foram informados.

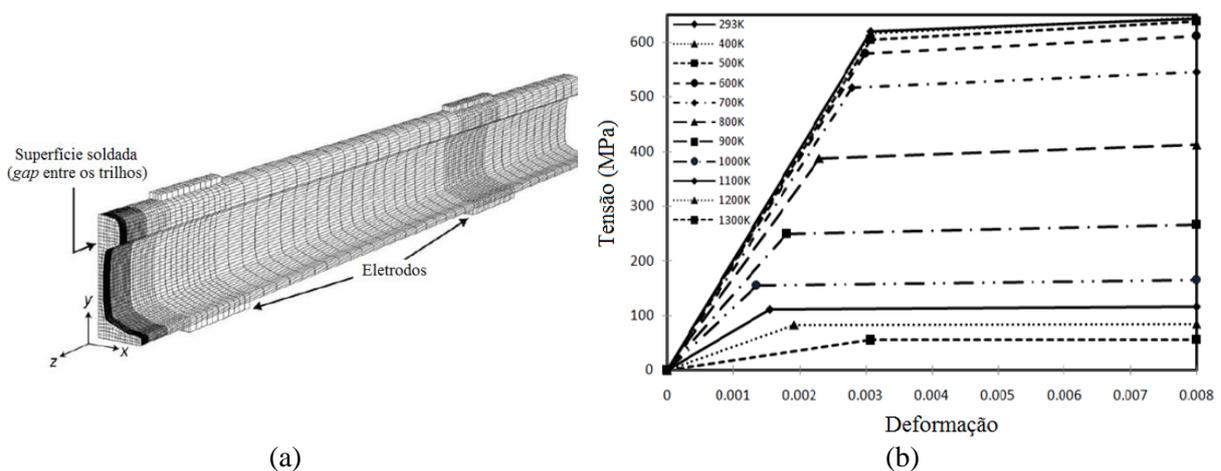


Figura 3.34 – (a) Modelo simétrico de elementos finitos para simulação de soldagem elétrica por centelhamento, destaca-se a malha mais refinada na região da interface. (b) Modelo elasto-plástico do tipo bilinear em função da temperatura para modelar o desenvolvimento de tensões residuais durante a soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário. Adaptado de Haibatollahi e Tehrani, 2013.

Os resultados de tensões residuais longitudinais nas simulações em comparação a valores medidos por extensometria são apresentados na Figura 3.35. Os autores não apresentaram os

ciclos térmicos desenvolvidos e também não discutiram por que a região da alma apresenta tensões residuais trativas em contraste ao boleto e patim (HAIBATOLLAHI e TEHRANI, 2013). Apesar de não considerar transformações de fases, pode-se observar na Figura 3.35 que os resultados de simulação de tensões residuais longitudinais foram próximos aos experimentais obtidos pela técnica do furo cego com extensometria.

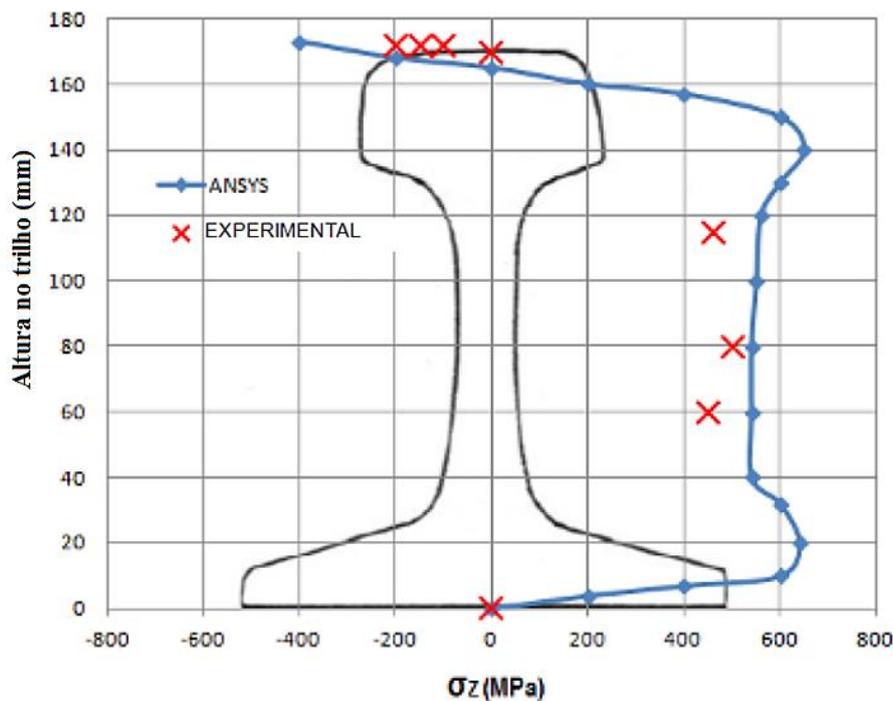


Figura 3.35 – Resultados de simulação numérica e medidas experimentais de tensões residuais longitudinais em trilho ferroviário soldado por centelhamento (técnica do furo). Adaptado de Haibatollahi e Tehrani, 2013.

Weingrill *et al.* (2017) também simularam o processo de soldagem elétrica por centelhamento por meio de elementos finitos. Os autores utilizaram um modelo termo-elétrico no *software* Sysweld® e aplicaram uma diferença de potencial de 6V e uma resistência elétrica dependente da temperatura na interface dos trilhos. O objetivo foi obter ciclos térmicos nas três regiões (boleto, alma e patim) e compará-los a valores medidos por termopares. Os resultados comparativos entre os valores calculados e medidos em função do tempo são apresentados na Figura 3.36. Pode-se observar que o modelo numérico foi capaz de simular com boa aproximação os valores de temperatura de pico atingidos, no entanto, as taxas de resfriamento apresentaram discrepâncias significativas. Não foram incluídas transformações de fases no estudo e os autores não apresentam os valores dos parâmetros utilizados para o modelo térmico (condutividade térmica do aço, convecção e radiação).

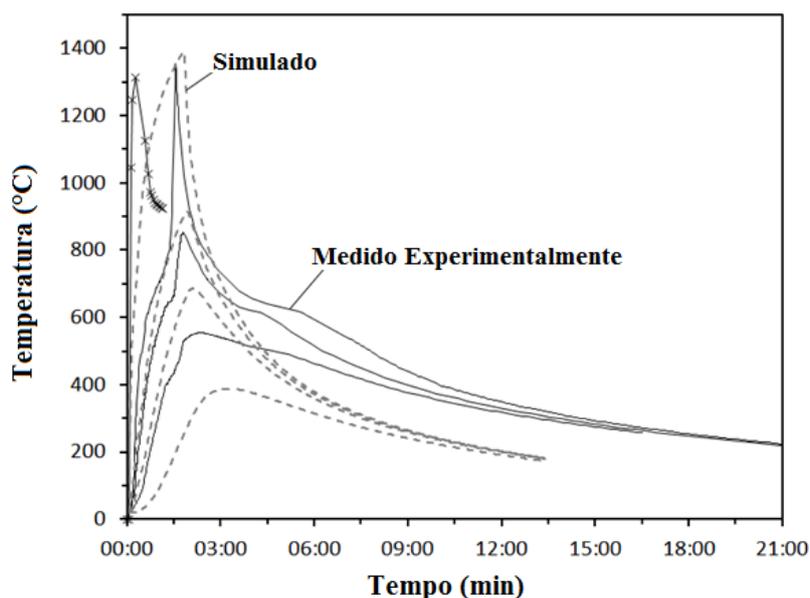


Figura 3.36 – Resultados de simulação numérica e medidas experimentais de ciclos térmicos na ZTA de trilhos ferroviários soldados por centelhamento. Adaptado de Weingrill *et al.*, 2017.

Os estudos de simulação mais completos encontrados nesta revisão da literatura são aqueles do segundo tipo, ou seja, simulações termomecânicas que consideram uma fonte de calor equivalente genérica. Cai *et al.* (2011) utilizaram um código de elementos finitos desenvolvido na Universidade de Osaka (JWRIAN) para simulação térmica elasto-plástica da soldagem por centelhamento de trilhos ferroviários de um aço U71Mn (0,67% a 0,74% em massa de Carbono e 1,3% a 1,4% em massa de Manganês). O modelo considerou transformações de fases. Medidas de tensões residuais foram obtidas experimentalmente por extensometria (técnica do furo cego) e comparadas aos valores simulados. O modelo de elementos finitos utilizou malha com 34320 elementos e 39556 nós, com o menor elemento da ordem de 2mm próximo à interface. As propriedades dos materiais foram consideradas em função da temperatura e, no caso do limite de escoamento em tração, também em função da microestrutura.

Para considerar os efeitos das transformações de fases na simulação, os autores utilizaram um diagrama TRC de outro aço com composição semelhante. Para a simulação térmica a seguinte estratégia foi adotada: (i) o deslocamento total após a soldagem foi igual a 14,6mm, o que os autores consideraram como região fundida, (ii) como o modelo numérico é simétrico, um aporte térmico superficial suficiente para produzir uma região com 7,3mm com temperatura superior a 1500°C foi aplicado e ajustado. Segundo os autores, estas considerações resultaram na aplicação de uma fonte de calor volumétrica com 105J/s durante 5s nos elementos próximos à linha central.

Os resultados dos ciclos térmicos simulados obtidos por Cai *et al.* (2011) indicaram taxas de resfriamento média superiores a 10°C/s na linha central da solda nas três regiões do trilho (boleto, alma e patim) entre 800°C e 500°C. As simulações de transformações de fases resultaram em uma fração próxima a 100% de martensita em uma faixa de 10mm da linha central, Figura 3.37. Os autores não realizaram caracterização estrutural de trilhos soldados para comparar aos resultados da simulação de transformação de fases, portanto, não validaram o trabalho numérico do ponto de vista microestrutural.

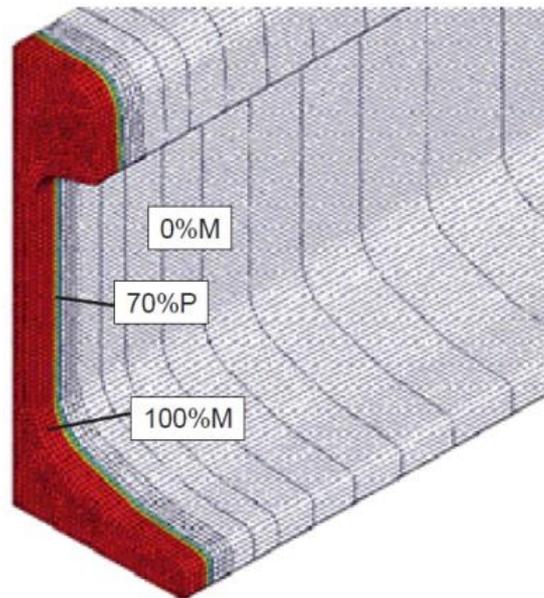
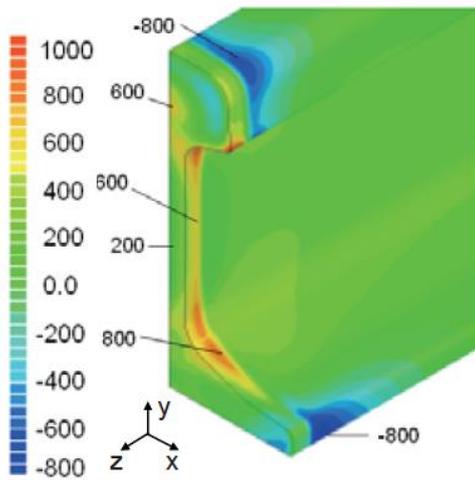
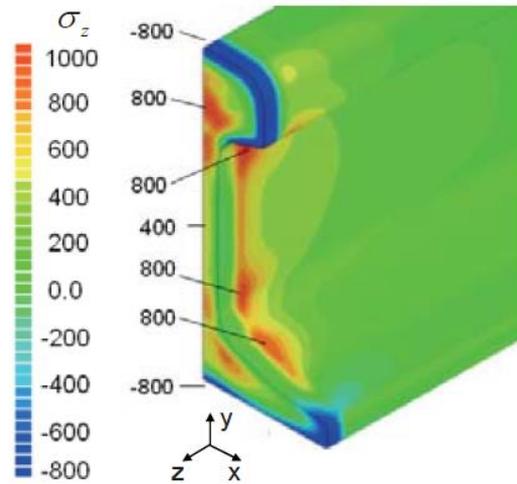


Figura 3.37 – Resultados de simulação numérica de transformações de fases após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. M-Martensita; P-Perlita. Fonte: Cai *et al.*, 2011.

Os resultados de simulação de tensões residuais longitudinais são apresentados na forma de contorno de cores nas Figuras 3.38 (a) e (b), considerando-se e não considerando-se transformações de fases, respectivamente. Comparações entre os valores de tensões residuais longitudinais obtidos por simulação no bolete, alma e patim e aqueles medidos em dois pontos na superfície do bolete, linha central da alma e patim são apresentados na Figura 3.39. Pode-se observar que a consideração ou não de transformações de fases teve grande influência nos valores simulados de tensões residuais e que, apesar do modelo sofisticado do ponto de vista numérico adotado pelos autores, as simulações divergiram significativamente do obtido experimentalmente, sobretudo na alma do trilho. Os resultados de simulação de tensões residuais que mais se aproximaram dos medidos experimentalmente foram as tensões verticais na alma da junta com consideração de transformação de fases, Figura 3.39 (d).

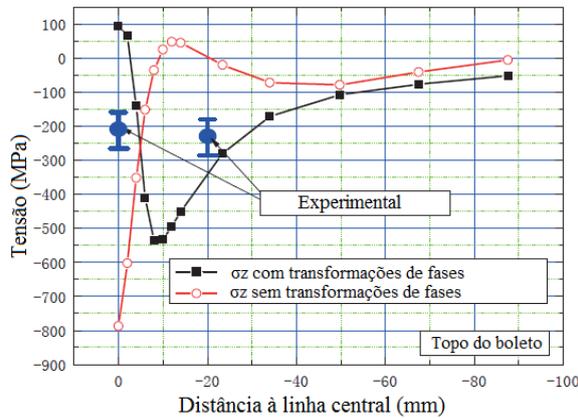


(a) Com transformações de fases

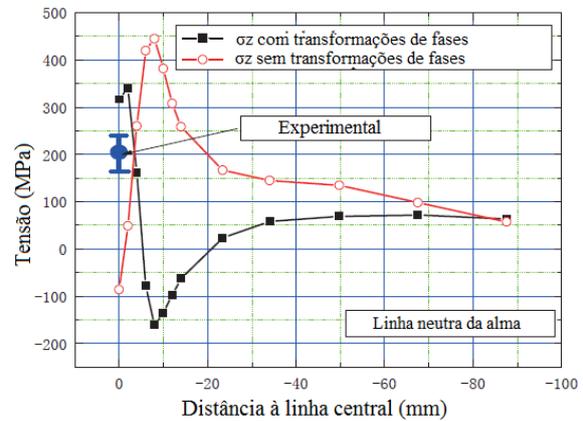


(b) Sem transformações de fases

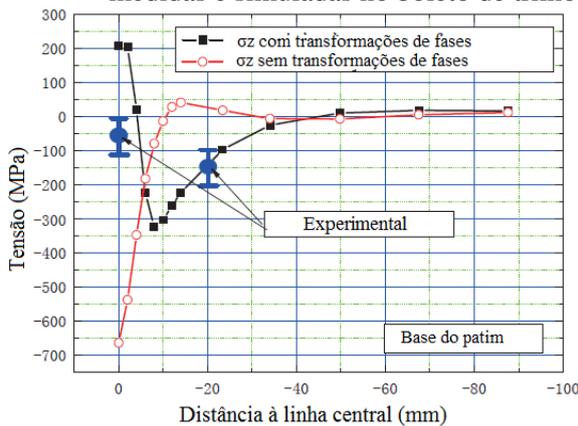
Figura 3.38 – Resultados de simulação numérica de tensões residuais longitudinais (eixo Z) após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Fonte: Cai *et al.*, 2011.



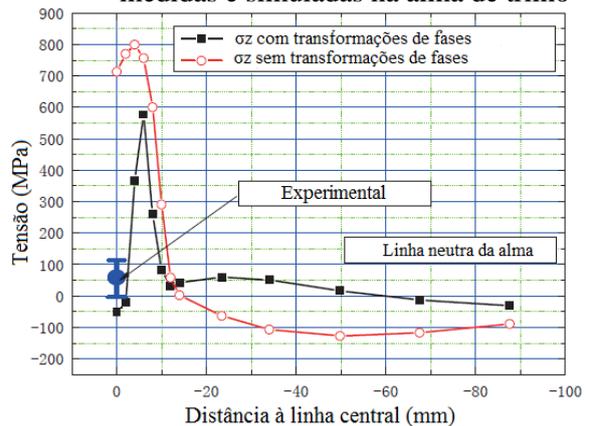
(a) Comparação entre tensões longitudinais medidas e simuladas no boleto de trilho



(b) Comparação entre tensões longitudinais medidas e simuladas na alma de trilho



(c) Comparação entre tensões longitudinais medidas e simuladas no patim de trilho



(d) Comparação entre tensões verticais medidas e simuladas na alma de trilho

Figura 3.39 – Comparação entre medidas experimentais e resultados de simulação numérica de tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Cai *et al.*, 2011.

Em trabalho mais recente sobre simulação numérica de soldagem de trilhos por centelhamento visando previsão de tensões residuais, Ma *et al.* (2015) utilizaram o mesmo código desenvolvido por Cai *et al.* (2011). Os autores fizeram melhorias na metodologia de simulações e no algoritmo de modo a obter resultados mais próximos dos obtidos experimentalmente para tensões residuais do trilho U71Mn, soldado nas mesmas condições do trabalho anterior.

O modelo numérico construído pelos autores e as condições de contorno e simetria são apresentadas na Figura 3.40. O aporte de calor correspondente ao arco elétrico/resistência do processo de soldagem FBW foi simulado como uma fonte de calor volumétrica simples e com densidade de potência uniforme entre as três regiões do trilho. Para a definição dos parâmetros térmicos da fonte (potência e tempo de atuação) os autores realizaram uma série de testes numéricos exploratórios até que a espessura da região aquecida acima de 1450°C fosse equivalente ao deslocamento final na soldagem e as taxas de resfriamento fossem mais próximas àquelas reportadas na literatura, Figura 3.41. Foi definido então uma potência igual a 12600W aplicada perpendicularmente à interface do trilho por 80s.

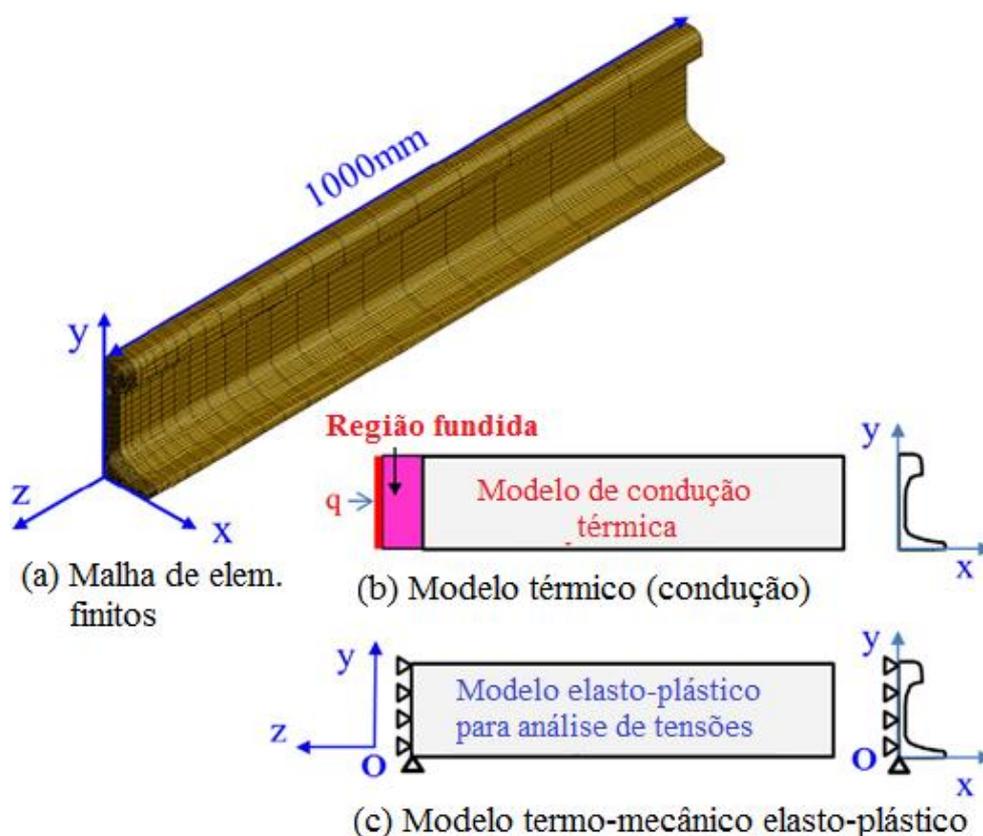
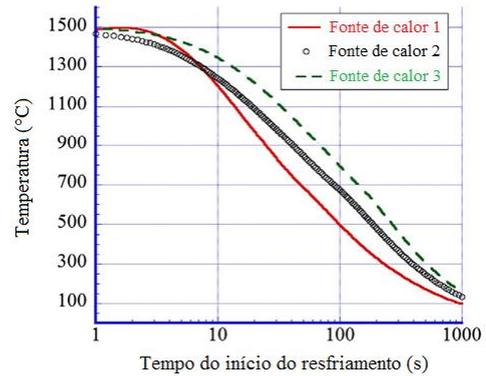
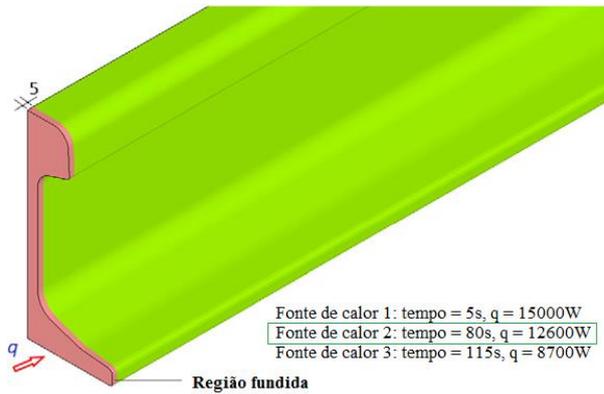


Figura 3.40 – Modelo com simetria e condições de contorno para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma *et al.*, 2015.



(a) Fontes testadas no modelo numérico

(b) Taxas de resfriamento na interface

Figura 3.41 – Fontes de calor avaliadas para para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma *et al.*, 2015.

Ainda no modelo térmico, a transferência de calor foi considerada por condução, convecção e as perdas de calor por radiação foram modeladas pela Lei de Stefan–Boltzman. As outras propriedades físicas e mecânicas em função da temperatura foram as mesmas do trabalho de Cai *et al.* (2011) e o diagrama de transformação em resfriamento contínuo para previsão das transformações de fases foi de um aço com composição semelhante, Figura 3.42.

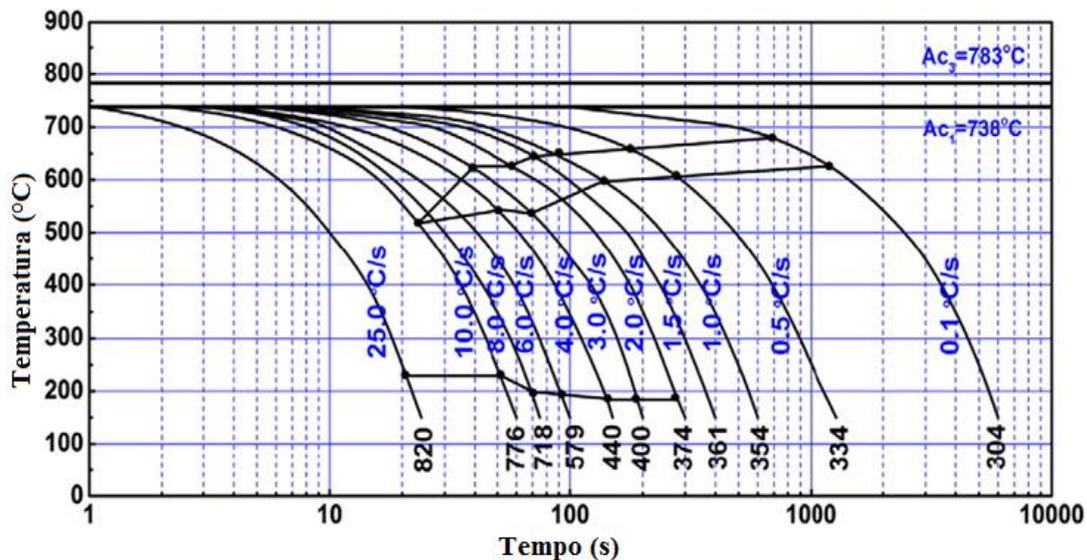


Figura 3.42 – Diagrama de transformação de fases em resfriamento contínuo (TRC) de um aço com composição semelhante ao U71Mn empregado em trilhos. Adaptado de Ma *et al.*, 2015.

Os resultados da análise térmica obtidos nas simulações são apresentados na Figura 3.43 (a) na qual é possível perceber que a temperatura máxima foi da ordem de 2000°C , e é a mesma nas três regiões do trilho. Os autores não discutem os resultados em relação a trabalhos anteriores que indicaram temperaturas de pico superiores na alma. Do ponto de vista de taxas de resfriamento, Figura 3.43 (b), os valores obtidos foram utilizados para as simulações das transformações de fases a partir do diagrama TRC, Figura 3.42.

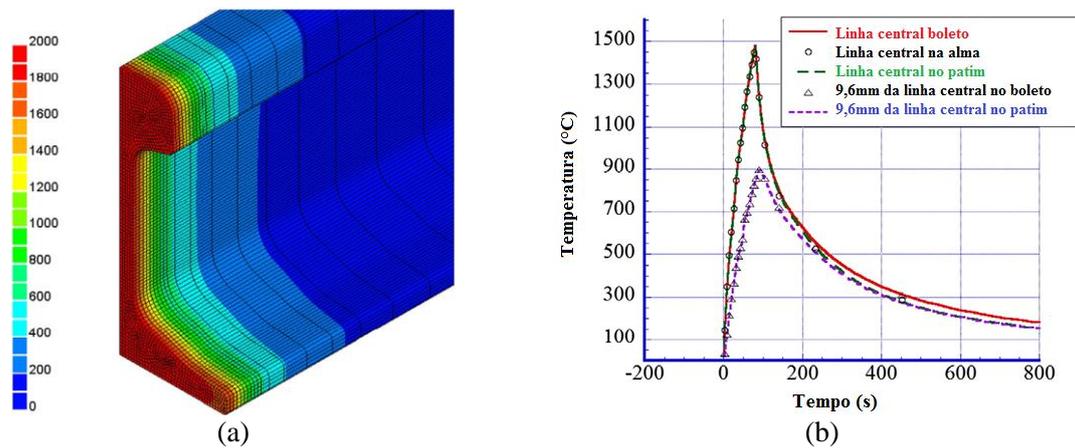


Figura 3.43 – Resultados de simulação numérica mostrando o campo de temperatura no final da soldagem por centelhamento (a) e as taxas de resfriamento em diversos pontos de trilho U71Mn (b). Adaptado de Ma *et al.*, 2015.

Segundo os autores, a média de perlita na região soldada é aproximadamente igual a 70% e o restante seria composto por martensita. Entretanto, os autores não realizaram ou discutiram análises microestruturais em trilhos soldados por centelhamento, que indicam ausência de martensita na ZTA, além dos requisitos em normas aplicáveis que proíbem martensita não revenida.

Resultados de tensões residuais longitudinais obtidos nas simulações não considerando e considerando as transformações de fases são apresentados nas Figuras 3.44 (a) e (b), respectivamente. Na Figura 3.45 são apresentados os resultados de tensões residuais longitudinais na superfície do bolet (a) e na alma (b) em comparação às medidas experimentais por extensometria. Os autores discutem que as transformações de fases são fundamentais em simulações dessa natureza, uma vez que os resultados que consideraram o fenômeno foram mais próximos dos obtidos experimentalmente, no entanto, há poucas discussões sobre a origem das tensões residuais e as discrepâncias entre os valores medidos e simulados.

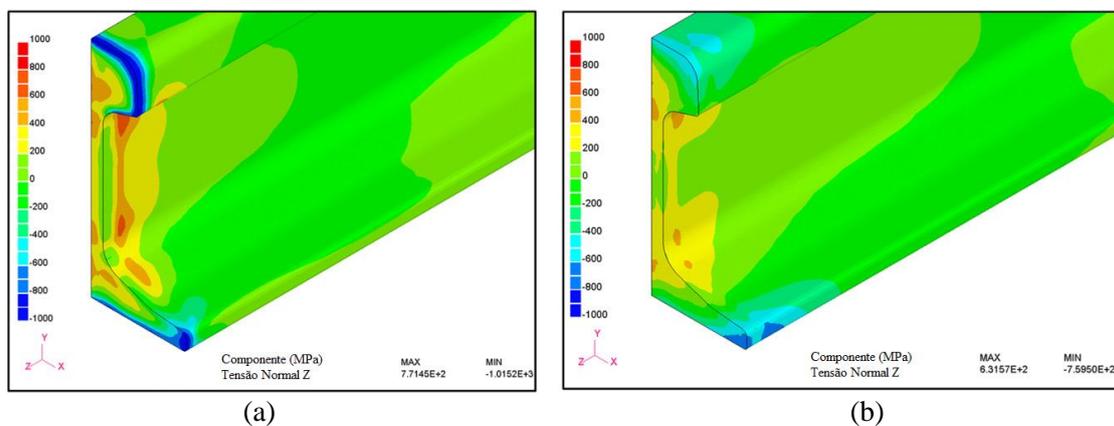
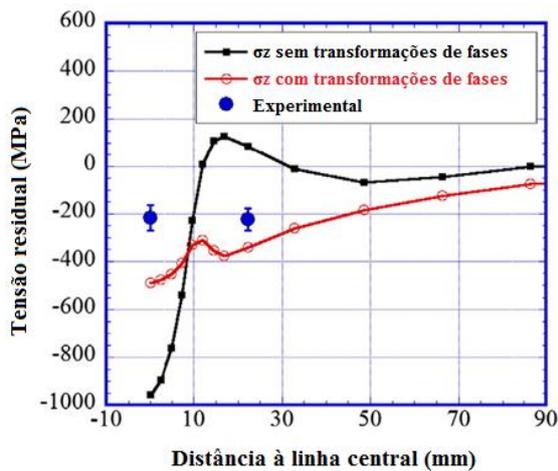
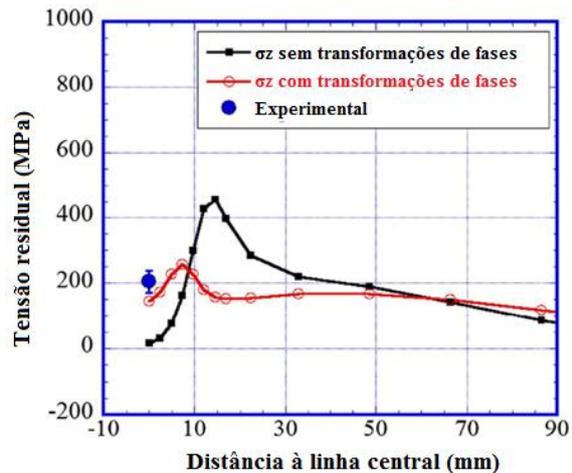


Figura 3.44 – Resultados de simulação numérica indicando tensões residuais longitudinais após soldagem elétrica por centelhamento de trilho U71Mn sem consideração de transformações de fases (a) e considerando as transformações de fases (b). Adaptado de Ma *et al.*, 2015.



(a) Tensões longitudinais na superfície do bolete



(b) Tensões longitudinais no centro da alma

Figura 3.45 – Resultados de simulação numérica indicando tensões residuais longitudinais após soldagem elétrica por centelhamento de trilho U71Mn com e sem consideração de transformações de fases. Adaptado de Ma *et al.*, 2015.

3.4. Considerações sobre Fadiga em Projetos de Juntas Soldadas

Na etapa de *design* de estruturas e componentes de aço, o fenômeno de fadiga representa um fator fundamental naqueles em que há carregamentos cíclicos, por exemplo, componentes ferroviários, pontes, componentes automotivos, estruturas navais, entre outros. Fadiga é um processo de evolução de danos tempo-dependente que pode levar à falha e se divide entre nucleação e propagação de trincas, Figura 3.46 (MILELLA, 2013). Geralmente, quando um componente estrutural é submetido a carregamento cíclico, o processo de nucleação de trincas pode ocorrer mesmo para um nível de carregamento geral inferior ao limite de escoamento por tração do material, como resultado de deformação plástica irreversível em concentradores de tensão (SCHIJVE, 2009). Apesar de os processos de nucleação e crescimento de trincas serem subsequentes, os seus mecanismos são diferentes. O processo de nucleação é altamente dependente das propriedades do material, sua microestrutura e presença/tipo de concentradores de tensão (Tabela 3.4), enquanto a propagação das trincas por fadiga é altamente dependente do estado de tensão, além da forma e o caminho de propagação (RADAJ *et al.*, 2006).

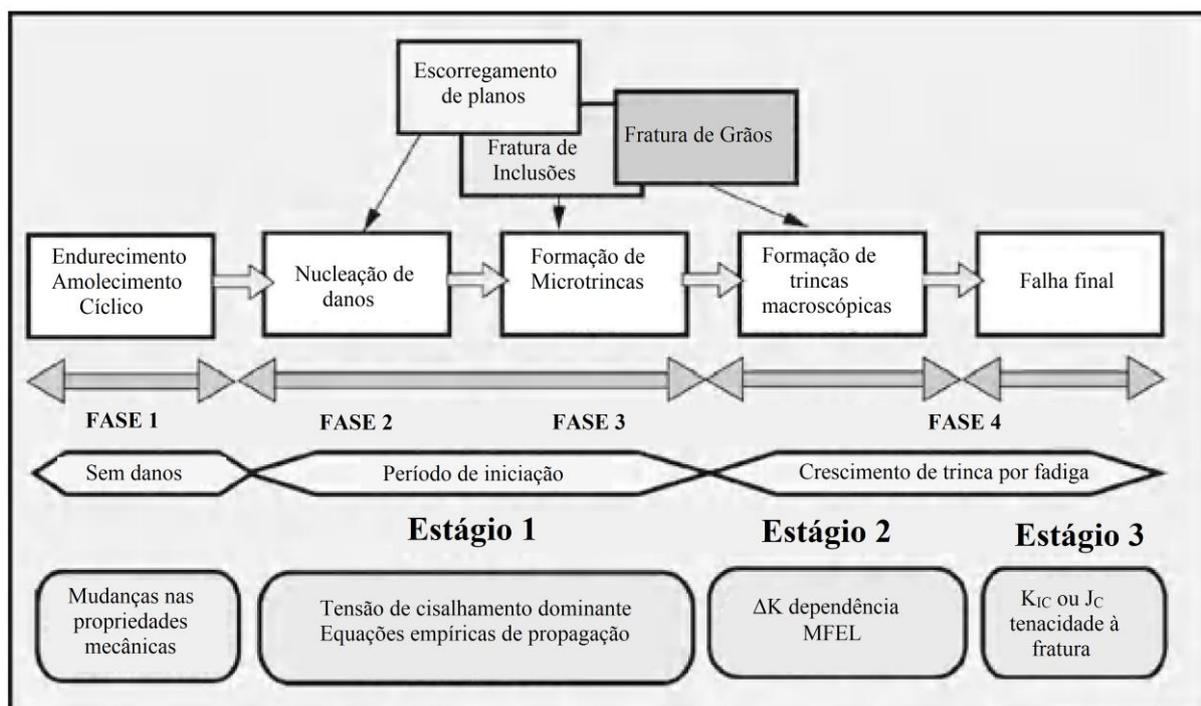


Figura 3.46 – Processo de evolução de danos por fadiga em estruturas. Adaptado de Milella, 2013.

Tabela 3.4 – Parâmetros que controlam o processo de nucleação de trincas por fadiga. Adaptado de Radaj *et al.*, 2006.

| Elemento Estrutural | Superfície | Material |
|--|-------------------------|----------------|
| Forma | Rugosidade | Tipo |
| Tamanho | Dureza | Liga |
| Dimensões | Tensões residuais | Microestrutura |
| Tipo de carregamento | Caminho do carregamento | Ambiente |
| Amplitude de tensão | Espectro de amplitude | Temperatura |
| Tensão média incluindo tensão residual | Sequência | Corrosão |
| Multiaxialidade incluindo fase | Períodos de descanso | |

Fadiga em juntas soldadas é um processo ainda mais complexo que sofre influência do campo de tensões/deformações na região de desenvolvimento de danos. Em estruturas soldadas, dependendo do tipo da junta, concentradores de tensão podem estar associados a campos intensos de tensões residuais em pontos críticos para o fenômeno de fadiga devido à grande variação de rigidez. Além disso, a soldagem pode introduzir uma série de discontinuidades geométricas como trincas, inclusões e porosidades, além de alterações estruturais.

Do ponto de vista de carregamento, as estruturas soldadas podem ser solicitadas por tensões cíclicas diversas oriundas de tráfego, diferenças de temperatura, vibrações, variações de pressão, etc. Geralmente as tensões cíclicas são variáveis e estocásticas, ou seja, apresentam

cargas de amplitude variável e são difíceis de modelar. Para possibilitar a manipulação matemática desses históricos complexos de carregamento, sobretudo nas etapas de projeto de estruturas/componentes em relação à fadiga, é comum representar as tensões cíclicas como uma sequência de carregamentos com amplitude constante. Teorias de acúmulo de danos como Palmgren-Miner podem ser utilizadas para esse fim (AYGÜL, 2013).

Carregamento de fadiga com amplitude constante é aquele que possui ciclos de carga com média e amplitude constantes (SCHIJVE, 2009). O parâmetro de maior influência na vida em fadiga é a amplitude de tensões, que indica a contribuição de cada ciclo no acúmulo de danos no processo de fadiga (AYGÜL, 2013). Segundo Aygül (2013), o efeito da tensão média pode ser ignorado na etapa de projeto de componentes soldados devido à presença de tensões residuais oriundas da soldagem. No entanto, os efeitos da tensão média são fundamentais em estruturas soldadas que passaram por tratamentos de alívio de tensões.

3.4.1. Abordagens de fadiga

Do ponto de vista de projeto, os códigos/normas geralmente possuem os elementos apresentados na Tabela 3.5 em relação à fadiga (HOBACHER, 2009). As ações de fadiga podem ser representadas por forças no componente soldado, tensões nominais em uma determinada seção, tensões estruturais em *hot spots* devido à solda, tensão real de entalhe na solda ou um fator de intensidade de tensões na ponta de uma trinca. A definição ou obtenção do carregamento real é uma das fontes de incertezas em análises de fadiga, por exemplo, as recomendações de *design* do *International Institute of Welding IIW* (2008) não incluem o carregamento.

Tabela 3.5 – Elementos de um código de projeto de juntas soldadas. Adaptado de Hobbacher, 2009.

| Histórico de carregamento | Resistência à fadiga |
|--|----------------------|
| Procedimentos de avaliação Considerações de segurança | |

As formas de abordagem de fadiga em componentes soldados são apresentadas na Tabela 3.6. Com exceção das metodologias de teste de componentes e mecânica de fratura, todas as outras são baseadas em curvas S-N.

Tabela 3.6 – Abordagens de fadiga em juntas soldadas segundo o Instituto Internacional de Soldagem (IIW). Adaptado de Hobbacher, 2009.

| Abordagem | Tipo de ação de fadiga | Informações |
|-----------------------|--------------------------------|---------------------------|
| Teste do componente | Carregamento componente | Não necessário |
| Curva S-N da classe | Tensão nominal | Classe da solda |
| Curva S-N da solda | Tensão <i>hot spot</i> | Tipo de solda |
| Curva S-N do material | Tensão de entalhe | Tensão de entalhe efetiva |
| Equação de Paris | Fator de intensidade de tensão | Parâmetros do material |

Ensaio com o componente real: o melhor e mais seguro modo de avaliar um componente soldado em relação à fadiga é ensaiando o mesmo. O problema é que as cargas em serviço e durante os ensaios deveriam ser o mais próximo possível, além disso, nos casos em que o tempo é um fator importante, como aqueles que envolvem corrosão, os resultados de ensaios acelerados podem ser não realísticos (HOBACHER, 2009).

A Norma EN 14587-1 (2005) possui um anexo relacionado à homologação de fadiga do procedimento de soldagem de trilhos por centelhamento. Neste caso, ensaios de fadiga por flexão em 4 pontos do componente real são requeridos, Figura 3.47. Há duas possibilidades de avaliação: método *staircase* que requer 10 juntas soldadas e o método *past-the-post* que requer 3 juntas soldadas. Em ambos os casos, um limite mínimo de fadiga deverá ser especificado pelo cliente em função do grau do aço para ensaios com até 5 milhões de ciclos. Os procedimentos de avaliação são simples e maiores detalhes podem ser obtidos na Norma EN 14587-1 (2005).

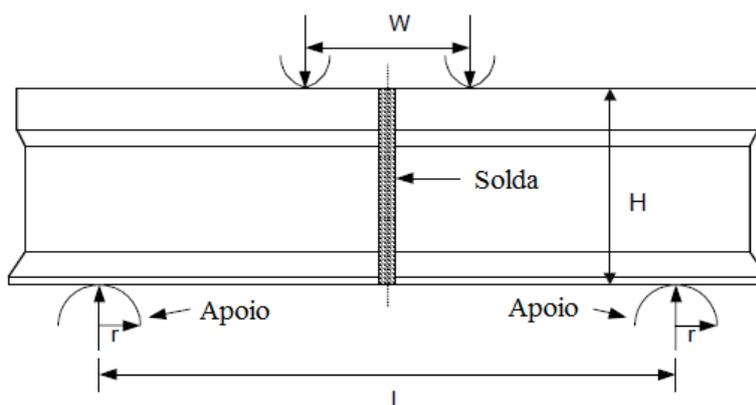


Figura 3.47 – Representação esquemática de equipamento requerido para homologação de procedimento de soldagem elétrica por centelhamento de trilhos ferroviários em relação à fadiga. Adaptado de EN 14587-1, 2005.

Tensão nominal: é a abordagem básica global para a avaliação de fadiga em várias áreas estruturais e mecânicas, dentre as quais pode-se citar a construção de pontes, guindastes, vasos de pressão, dutos, estruturas navais, veículos/vias ferroviárias. Esta abordagem é apresentada

em vários códigos de projeto. Como exemplo, têm-se as classes da Norma Eurocode 3 (2005) e as curvas S-N correspondentes na Figura 3.48. Somente áreas da Engenharia que requerem estruturas excepcionalmente leves e que aplicam a filosofia de tolerância de danos não utilizam essa abordagem, nestes casos, são mais comuns as abordagens locais: indústria automotiva e aeronáutica (RADAJ *et al.*, 2006).

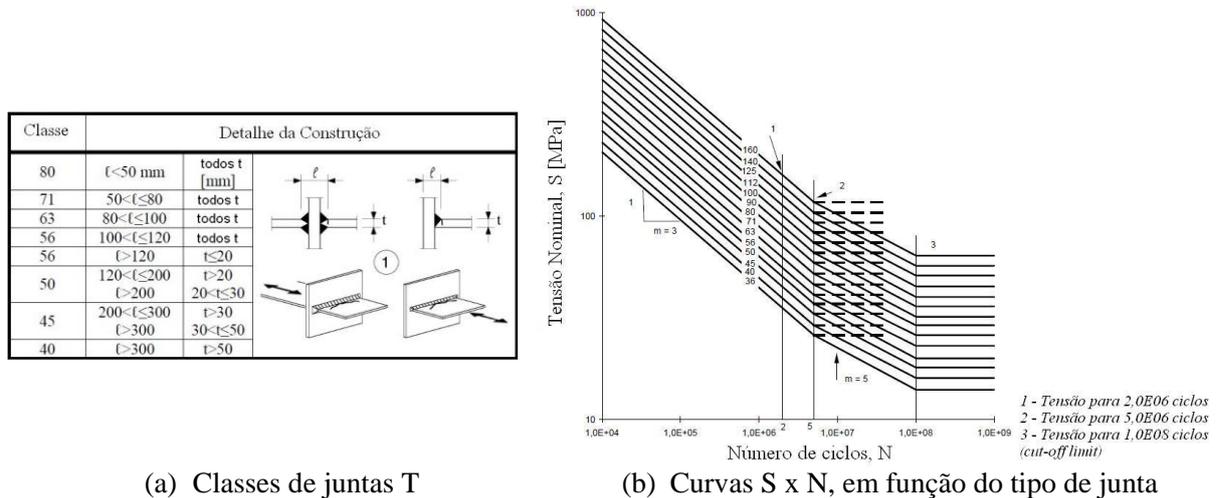


Figura 3.48 – Exemplo de classes de fadiga para juntas soldadas do tipo T baseadas em tensão nominal. Adaptado de Eurocode 3, 2005.

Hobbacher (2009) discute que a abordagem da tensão nominal exige dados experimentais de fadiga para cada detalhe estrutural, incluindo variações dimensionais de soldas, procedimentos de soldagem, entre outros. Uma vez que os dados geralmente não estão disponíveis devido aos altos custos dos ensaios e muitas variáveis envolvidas, a consequência é a grande dispersão observada nos resultados desta metodologia.

Na análise por tensão nominal, a junta soldada é classificada em tipo (*fatigue class* FAT) e as curvas para cada classe são agrupadas em diagramas S-N como o da Figura 3.49 (RADAJ *et al.*, 2006). Em função da classe da junta, a amplitude máxima de carregamento pode ser determinada para uma vida predeterminada a uma certa probabilidade de falha. No caso de carregamento com amplitude variável, geralmente aplica-se a regra de Palmgren-Miner (IIW, 2008; RADAJ *et al.*, 2006; HOBACHER, 2009).

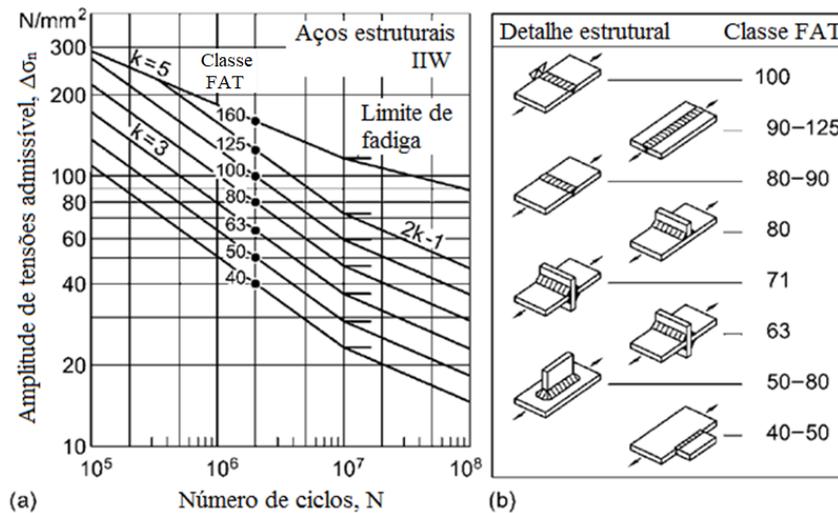


Figura 3.49 – Curvas S-N para projeto de juntas soldadas: amplitude de tensões nominais admissível em aços estruturais com probabilidade de falha igual a 2,3% (a); diferentes classes e detalhes estruturais (b). Adaptado de RADAJ *et al.*, 2006.

A análise deveria incluir as variações de tensão devido ao efeito geométrico de detalhes da solda ou mesmo a presença de descontinuidades como mordeduras, falta de penetração, entre outros. Hobbacher (2009) discute que a distinção entre quais concentradores de tensão devem ser considerados e como proceder não é sempre clara. Além disso, a tendência recente de que o *design* de estruturas seja auxiliado por modelos de elementos finitos permite, cada vez mais, definir o fator de concentração de tensão em componentes soldados. Outra crítica à metodologia é a não consideração das propriedades do aço estrutural empregado nos códigos em contraste ao desenvolvimento de aços de alta resistência mecânica das últimas décadas (TREMARIN e PRAVIA, 2017).

Tensão estrutural (*Hot spot*): nesta metodologia, incluída em detalhes na recomendação do IIW (2008), a distribuição de tensões ao longo de uma junta soldada é separada nos componentes lineares (membrana e flexão) e no componente não linear devido à geometria, Figura 3.50. A tensão de *hot spot* difere-se da tensão nominal por considerar o efeito da presença da solda na estrutura sem, no entanto, considerar o efeito de entalhe do perfil de solda (HOBBACHER, 2009).

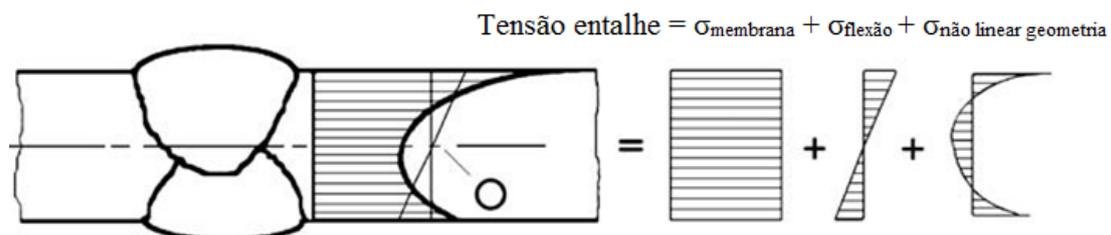


Figura 3.50 – Definição do conceito de tensão estrutural para a metodologia de avaliação de juntas soldadas em relação à fadiga. Adaptado de Hobbacher, 2009.

A tensão de *hot spot* refere-se à tensão estrutural no ponto crítico da estrutura soldada, onde espera-se que a falha por fadiga se inicie devido à descontinuidade gerada pelo próprio processo de soldagem. Na Figura 3.51, por exemplo, o *hot spot* localiza-se na margem do cordão de solda e não inclui o pico de tensão não linear causado pelo entalhe. Os pontos de medida são distâncias indicadas no guia do IIW (2008) para obtenção das tensões de referência, que serão extrapoladas para obter a tensão de *hot spot* ou estrutural na Figura 3.51.

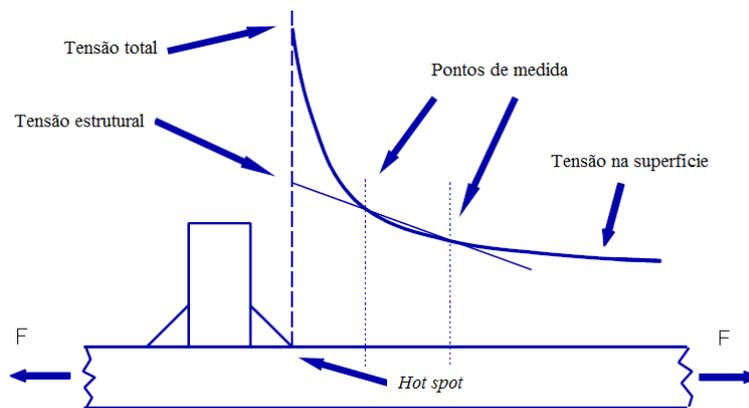


Figura 3.51 – Representação esquemática de metodologia para obtenção de tensão de *hot spot* por extrapolação em junta soldada. Adaptado de IIW, 2008.

As tensões nos pontos de referência para a extrapolação podem ser obtidas por extensometria ou, mais comumente, por análise de elementos finitos. O guia mais recente do IIW (2008) e documentos complementares posteriores (IIW, 2010; FRICKE, 2013) dão recomendações para os tipos de elementos e malhas mais apropriadas. A avaliação da vida em fadiga é finalizada por comparação direta com curvas do tipo S-N de juntas soldadas de referência (IIW, 2008; HOBACHER, 2009). Tensões residuais de soldagem e pequenos desalinhamentos dentro das especificações de códigos de construção são levados em consideração na construção das curvas de referência (IIW, 2008).

Hobbacher (2009) discute que a principal desvantagem do método é a sua limitação à previsão de nucleação de trincas superficiais e a incerteza do procedimento de extrapolação. O autor alerta que há possibilidade de falha iniciada em descontinuidades na raiz da solda ou outras descontinuidades internas. A resistência mecânica do metal base e do metal de adição também não são levados em consideração nesta metodologia (TREMARIN e PRAVIA, 2017).

Tensão de entalhe (*notch*): a obtenção de tensão efetiva ou concentração de tensão em entalhes como sugerido nas Regras de Neuber são difíceis para juntas soldadas em função das irregularidades e da grande variabilidade de perfis presentes. Trabalhos recentes, no entanto, demonstraram que a substituição do entalhe incerto devido à soldagem por um entalhe efetivo

com raio igual a 1mm (Figura 3.52) geralmente resulta em concentração de tensão consistente com a variabilidade de juntas soldadas (HOBBACHER, 2009; IIW, 2008). Além disso, a obtenção da tensão efetiva no entalhe considera que o material seja elástico-linear, portanto, o entalhe efetivo igual a 1mm evita a singularidade matemática no modelo de elementos finitos.

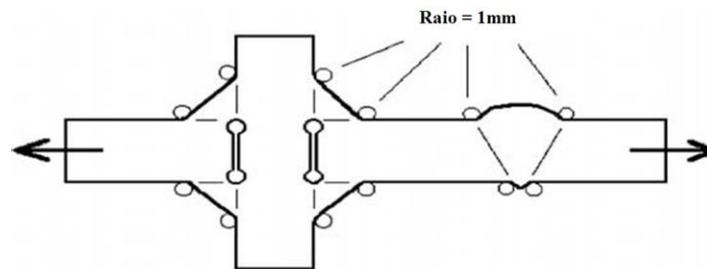


Figura 3.52 – Representação esquemática de metodologia para obtenção de tensão de entalhe por simulação de elementos finitos em junta soldada considerando-se entalhes com 1mm de raio em diversas posições. Adaptado de IIW, 2008.

A tensão efetiva no entalhe é obtida por meio de simulações por elementos finitos ou elementos de contorno, as quais podem ainda incluir efeitos geométricos da solda como ângulos e comprimento das pernas, mordeduras, falta de penetração, dentre outros. Para chapas relativamente finas com menos de 5mm de espessura, por exemplo, em juntas soldadas por resistência elétrica, um entalhe efetivo com raio igual a 0,05mm tem sido usado. Exemplos de aplicação de elementos finitos são apresentados na Figura 3.53. Nos documentos IIW (2008) e Fricke (2013) há muitos exemplos de seleção de elementos, comparação de casos e utilização de submodelagem por elementos finitos para reduzir o custo computacional e obter resultados mais precisos nos entalhes.

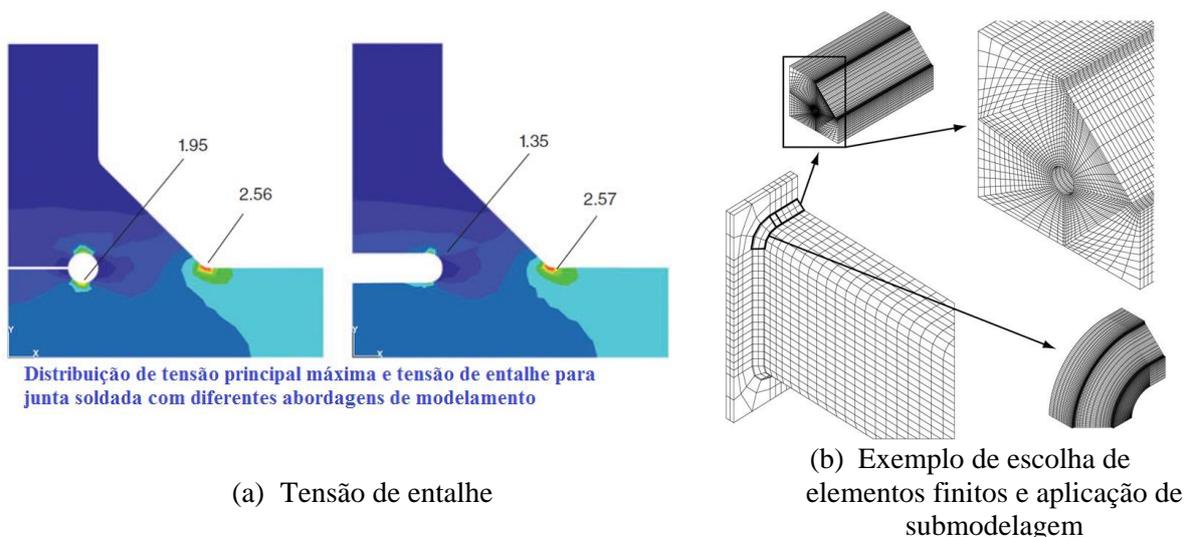


Figura 3.53 – Recomendações de uso de elementos finitos para obter tensão de entalhe em juntas soldadas visando avaliação de fadiga. Adaptado de Fricke, 2012.

As classes de FAT para definir as curvas S-N a serem usadas com a metodologia da tensão de entalhe foram obtidas a partir de análises estatísticas baseadas na avaliação de tensões principais pelo grupo de trabalho do IIW. Para o caso de aços estruturais, a classe FAT recomendada é a 225. Fricke (2013) indica a redução de uma classe nos casos em que a tensão equivalente de von-Mises é usada na análise.

Dentre as vantagens que podem ser levantadas em relação a essa metodologia em relação àquela das tensões estruturais (*hot spot*), pode-se citar a possibilidade de incluir trincamento na raiz e em soldas de filete. No entanto, esta metodologia não é aplicável nos casos em que o carregamento apresenta componentes significativos paralelos à solda, para os quais a metodologia de tensão nominal é mais apropriada (AYGÜL, 2013).

Segundo Hobbacher (2009), o efeito de tensões residuais inerentes à soldagem na vida em fadiga é coberto pelas classes FAT definidas em todas as metodologias apresentadas até aqui. Nos casos em que a junta foi submetida a tratamentos para alívio de tensões ou há outros motivos para considerar os valores de tensões residuais desprezíveis, um “bônus” pode ser aplicado nos valores de resistência à fadiga após uma análise pelo projetista.

Mecânica de fratura: a abordagem pela Mecânica de Fratura Elástica Linear (MFEL) é muito útil para análise de trincas ou outras descontinuidades semelhantes. A simplicidade e a clareza da teoria não têm se refletido nas dificuldades de aplicações práticas. No entanto, Hobbacher (2009), líder de grupo de desenvolvimento de metodologias do IIW discute que o crescimento do poder computacional, o uso crescente de ferramentas de análise por elementos finitos aliados à simplicidade do método, certamente conduzirão ao seu uso generalizado, sobretudo para componentes de parede espessa e geometrias soldadas complexas.

A base do método é a propagação de trinca e a MFEL, uma vez que a zona plástica na ponta da trinca é geralmente muito pequena para propagação por fadiga, o que tem sido verificado para aços de alta resistência mecânica. A filosofia da Mecânica de Fratura para análise de fadiga considera as relações entre a geometria da descontinuidade, as propriedades do material e o carregamento. A fratura por fadiga irá ocorrer em uma combinação crítica desses parâmetros. Além disso, a filosofia da mecânica de fratura considera que o estado de tensão na ponta da trinca em um membro estrutural pode ser determinado por um único parâmetro, o fator de intensidade de tensão (SCHIJVE, 2009; AYGÜL, 2013).

Melhorias na junta em relação à soldagem: o guia do IIW (2008) também fornece informações sobre medidas que podem ser realizadas nas juntas soldadas de modo a aumentar

a vida em fadiga. As ações são divididas em três classes: (i) melhoria na forma da junta; (ii) redução de tensões residuais, e (iii) melhorias das condições superficiais. Há tabelas no documento IIW (2008) que especificam fatores mínimos das melhorias sugeridas (martelamento, *needle peening*, esmerilhamento no pé do cordão e preenchimento com o processo TIG no pé do cordão), para outras ações aplicadas, ensaios de componentes em condições comparativas devem ser realizados (HOBACHER, 2009).

3.4.2. Análise de fadiga por simulação em componentes ferroviários

Kumar *et al.* (2016) utilizaram simulações numéricas no pacote Ansys® para estimar a vida em fadiga de sistema roda-trilho em ferrovias. Os autores utilizaram um modelo com simetria para os cálculos por elementos finitos, Figura 3.54 (a). Para os cálculos de distribuição de tensões no modelo estrutural, as condições de contorno mostradas na Figura 3.54 (b) foram aplicadas: 146,2 kN no eixo da roda (ou seja, somente carga estática), superfície B com restrição de todos os graus de liberdade (movimento nos três eixos igual a zero) e superfícies C e A correspondentes a planos de simetria. Para simplificar as análises, os autores consideraram um ponto de contato único entre a roda e o trilho. Poucos detalhes sobre o modelo de plasticidade dos materiais foram fornecidos, em relação aos dados de fadiga, uma curva S-N típica de material forjado foi utilizada pelos autores, no entanto, os valores não foram apresentados.

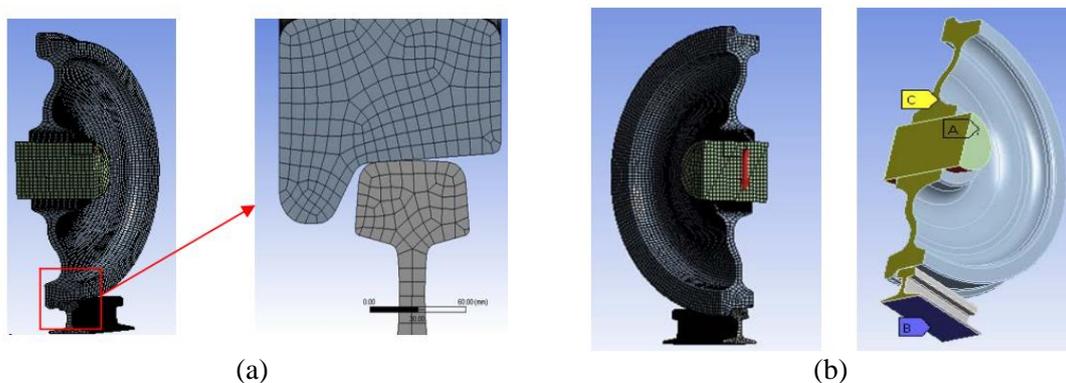


Figura 3.54 – Simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária. (a) Detalhe da malha e ponto de contato; (b) condições de contorno: A e C - planos de simetria; B – suporte fixo na base do trilho. Adaptado de Kumar *et al.*, 2016.

Resultados de tensão de contato equivalente de von-Mises são apresentados na Figura 3.55 (a), com o máximo superando os 530MPa. Os autores apresentaram diversas curvas do tipo ϵ -N que foram utilizadas como informação de material para o trilho e a roda ferroviária, no entanto, não há informações sobre a origem dos dados. Finalmente, os autores apresentaram dados de “vida” do conjunto simulado, Figura 3.55 (b). Kumar *et al.* (2016) concluem afirmando que a

distribuição de tensões e vida em fadiga obtidas por simulação foram realísticas, no entanto, não há discussões com outros trabalhos da literatura.

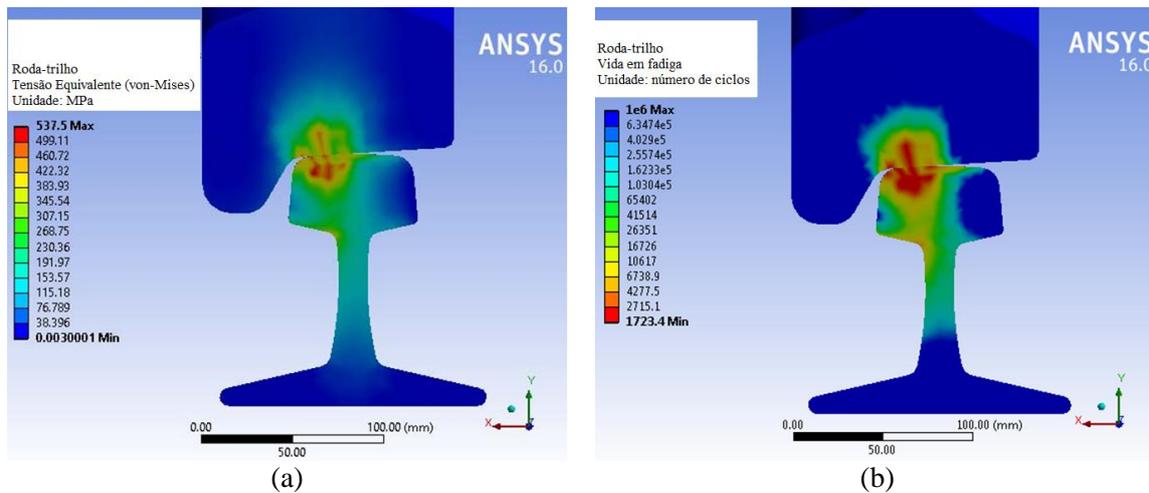
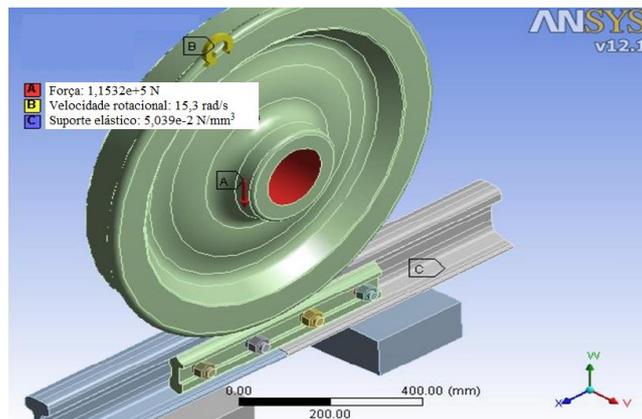


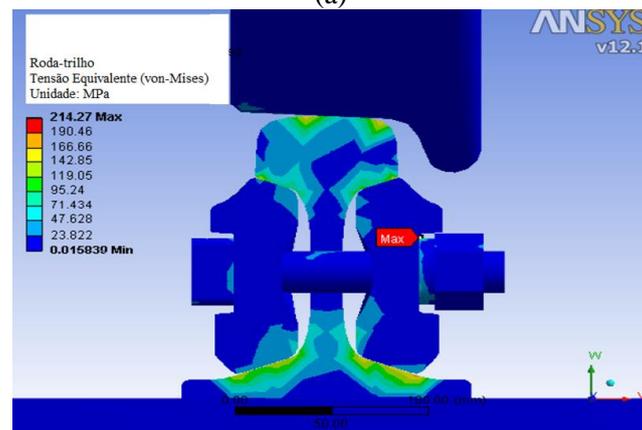
Figura 3.55 – Resultados de simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária. (a) Tensões equivalentes de von-Mises (MPa); (b) vida em fadiga do componente. Adaptado de Kumar *et al.*, 2016.

Lee *et al.* (2014) utilizaram simulação numérica para avaliar os efeitos de tensões residuais na superfície de boletos de trilhos ferroviários submetidos a soldagem de reparo sobre a vida em fadiga. Os autores utilizaram modelos termomecânicos no pacote comercial ABAQUS® para simular as tensões residuais decorrentes de diferentes procedimentos de soldagem de reparo ao arco elétrico na superfície de boletos. Os estados de tensões residuais mais críticos decorrentes da soldagem foram sobrepostos às tensões de contato roda-trilho por meio de *software* denominado “raildoctor”. A partir de então, análises de fadiga baseados em curva S-N do aço do trilho (dados de literatura) foram realizadas e revelaram que, na condição mais crítica, o componente teria vida da ordem 2×10^7 ciclos.

Patel *et al.* (2013) utilizaram simulações por elementos finitos no *software* Ansys® para análise de fadiga em juntas do tipo tala-parafuso em linhas ferroviárias. Os autores não forneceram dados sobre modelos de plasticidade dos materiais empregados. As condições de contorno das simulações estáticas são mostradas na Figura 3.56 (a). Não foi explicado como as condições de contorno foram obtidas e como os efeitos dinâmicos mostrados (velocidade de rotação da roda) foram levados em consideração nas simulações. Os resultados do estado de tensão equivalente de von-Mises obtido nas simulações estáticas é mostrado na Figura 3.56 (b), ressalta-se que os campos de tensão parecem muito dependentes da malha utilizada e que os autores não informaram a densidade da malha e tipos de elementos utilizados.



(a)



(b)

Figura 3.56 – Simulações por elementos finitos de união do tipo tala-parafuso em trilhos ferroviários. (a) Condições de contorno e carregamento; (b) resultados de distribuição de tensões equivalentes de von-Mises. Adaptado de Patel *et al.*, 2013.

A análise de vida em fadiga realizada com o pós-processador do Ansys[®] é apresentada na Figura 3.57, no entanto, os autores não informaram sobre a origem da curva S-N empregada na análise. Portanto, apesar de existirem muitos códigos para cálculos de fadiga a partir do MEF, ainda são raros os trabalhos aplicando-os em componentes ferroviários.

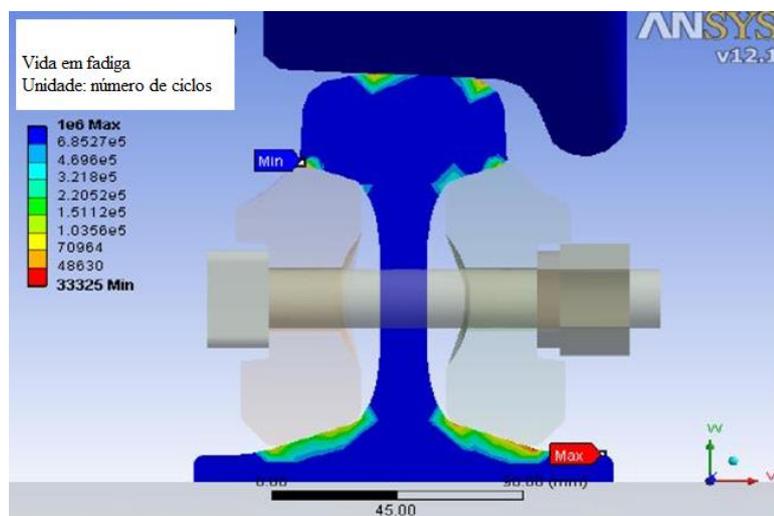


Figura 3.57 – Resultados de simulações por elementos finitos do contato roda-trilho em linha ferroviária, vida em fadiga do componente. Adaptado de Patel *et al.*, 2013.

De um modo geral, a partir da revisão bibliográfica, é possível definir os maiores desafios da soldagem elétrica por centelhamento sob o ponto de vista do comportamento de juntas de trilhos de aço perlítico:

- As variações de propriedades na região da ZTA e, sobretudo a perda de dureza na região de transformação parcial/esferoidização associam-se a desgaste localizado na superfície do boleto e são pontos para nucleação e crescimento de trincas por fadiga do tipo RCF;
- Não há, até a publicação deste documento, estudos que relacionem os ciclos térmicos do processo FBW com a evolução estrutural da perlita e propriedades mecânicas nas diferentes regiões da ZTA. Este fato tem dificultado a otimização de parâmetros de soldagem e seleção mais adequada de materiais;
- A introdução de tensões residuais trativas e a presença de concentradores de tensão oriundos de rebarbas do processo FBW na alma das juntas tem sido associados a falhas por fadiga do tipo HSW. No entanto, estudos quantitativos que avaliem os efeitos destas variáveis na vida em fadiga do componente também não estão disponíveis na literatura.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo serão apresentados os materiais e métodos utilizados para o desenvolvimento do trabalho.

O trabalho se dividiu em três partes de modo a atender aos objetivos: (i) caracterização metalográfica e mecânica detalhada de juntas soldadas de um tipo de trilha intermediário obtidas por centelhamento, incluindo comportamento por fadiga e tensões residuais; (ii) estudos de dilatométrica e transformações de fases do aço de modo a compreender a evolução estrutural durante o processo de soldagem; (iii) análises numéricas em *software* comercial de modo a avaliar quantitativamente o efeito das seguintes variáveis na vida em fadiga: alterações estruturais devido à soldagem, tensões residuais e acabamento superficial. O fluxograma apresentado na Figura 4.1 é um resumo destas três etapas.

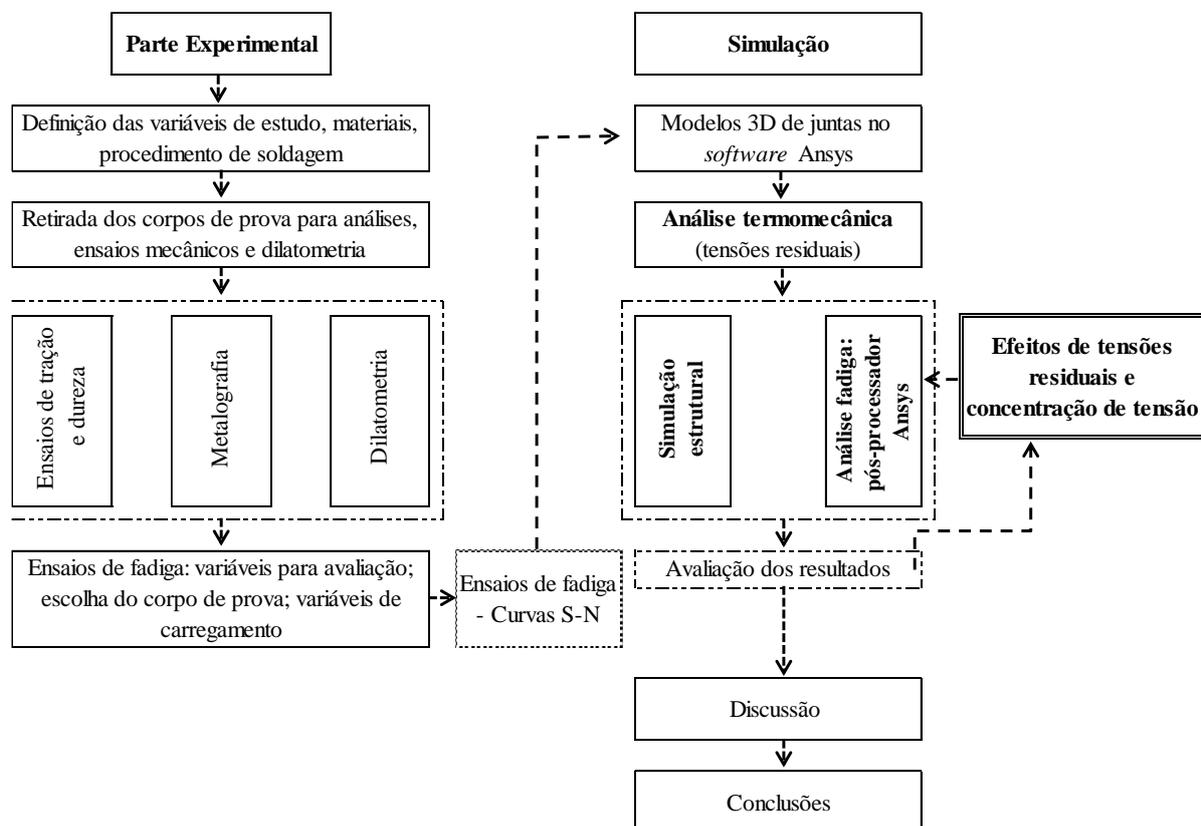


Figura 4.1 – Fluxograma da parte experimental e numérica da tese.

4.1. Materiais

Foram analisados trilhos de um aço do tipo intermediário com perfil TR 57, fornecido pela Empresa VLI. Na Figura 4.2 apresenta-se uma representação esquemática do trilha TR 57, com suas respectivas dimensões em mm. Segundo a Norma AREMA (2013), cada metro do trilha TR 57 pesa 56,90kg.

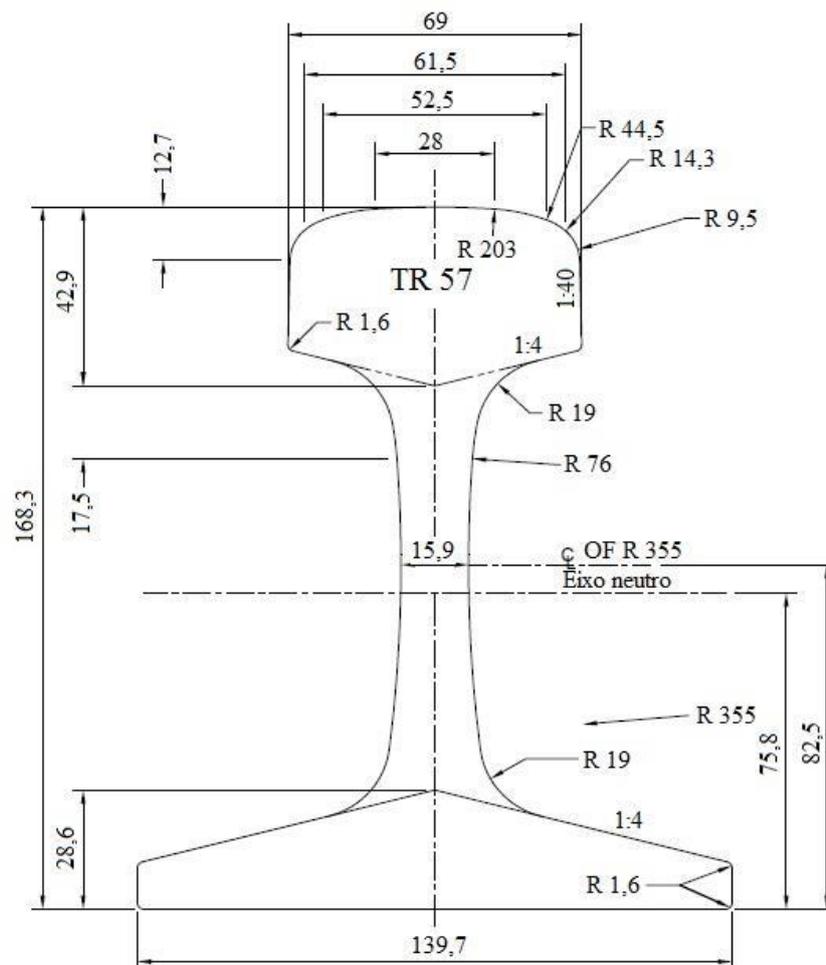


Figura 4.2 – Perfil do trilho TR-57, dimensões em milímetros. Fonte: AREMA, 2013.

Na Tabela 4.1 apresenta-se a especificação de composição química deste aço segundo a Norma AREMA (2013).

Tabela 4.1 – Especificação de composição química nominal (% em massa) do aço para trilhos intermediário. Fonte: AREMA, 2013.

| C | Mn | P | S | Si | Cr | V |
|----------|-----------|----------|----------|-----------|-----------|----------|
| 0,72 | 0,70 | < 0,03 | <0,02 | 0,1 | <0,2 | <0,01 |
| - | - | | | - | | |
| 0,82 | 1,10 | | | 0,55 | | |

Durante a fabricação, o trilho é laminado a quente e passa por um tratamento térmico de resfriamento superficial a partir da fase austenita que lhe confere dureza superior a 325HB e pode ser classificado como intermediário segundo a Norma AREMA (2013). As propriedades mecânicas básicas exigidas pela Norma AREMA (2013) são apresentadas na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Especificações de propriedades mecânicas para trilhos intermediários. Adaptado de AREMA (2013).

| Propriedade | Valor mínimo requerido |
|---------------------------------------|------------------------|
| Dureza superficial (HB) | 325 |
| Limite de escoamento em tração (MPa) | 551 |
| Limite de resistência em tração (MPa) | 1013 |
| Alongamento em tração (%) | 8 |

As juntas soldadas foram produzidas em uma máquina de soldagem elétrica por centelhamento estacionária da marca Schlatter, de propriedade da Empresa VLI, instalada e operando no “estaleiro” de soldagem de trilhos da Empresa e localizado na cidade de Pedro Leopoldo, Minas Gerais. Esta máquina possui potência máxima de 665kW e capacidade para forjamento dos trilhos durante a soldagem, exercendo força de até 800kN. A Figura 4.3 ilustra a máquina de soldagem.

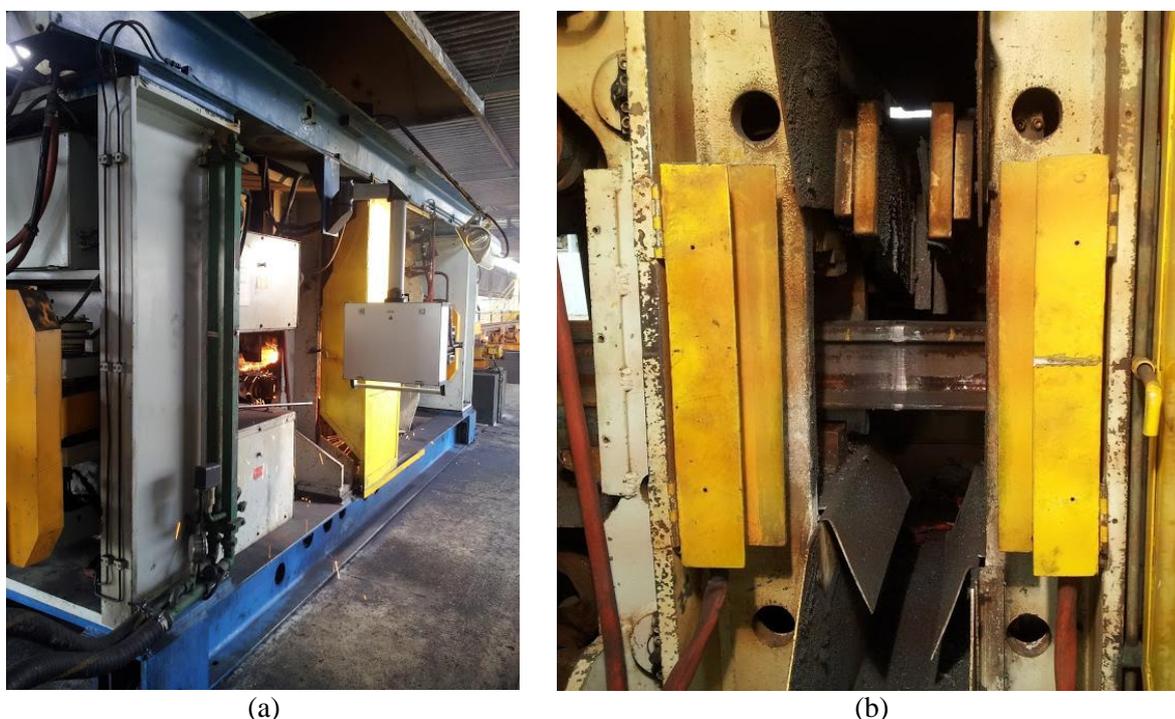


Figura 4.3 – Máquina de soldagem elétrica por centelhamento marca Schlatter de propriedade da Empresa VLI. (a) Flash durante a soldagem; (b) Junta soldada após o corte automático de rebarbas.

Os parâmetros controlados na soldagem dos trilhos amostrados são apresentados na Figura 4.4 e na Tabela 4.3. Tratam-se de parâmetros definidos pelo “estaleiro” de soldagem da Empresa VLI, segundo recomendações do fabricante e homologados para aplicação na via permanente. Antes da soldagem, as superfícies dos trilhos passam por lixamento mecânico de modo a remover eventuais camadas de óxidos. Após a soldagem, todas as juntas passaram por corte a quente de rebarbas realizado por ferramenta automática integrada à máquina de soldagem.

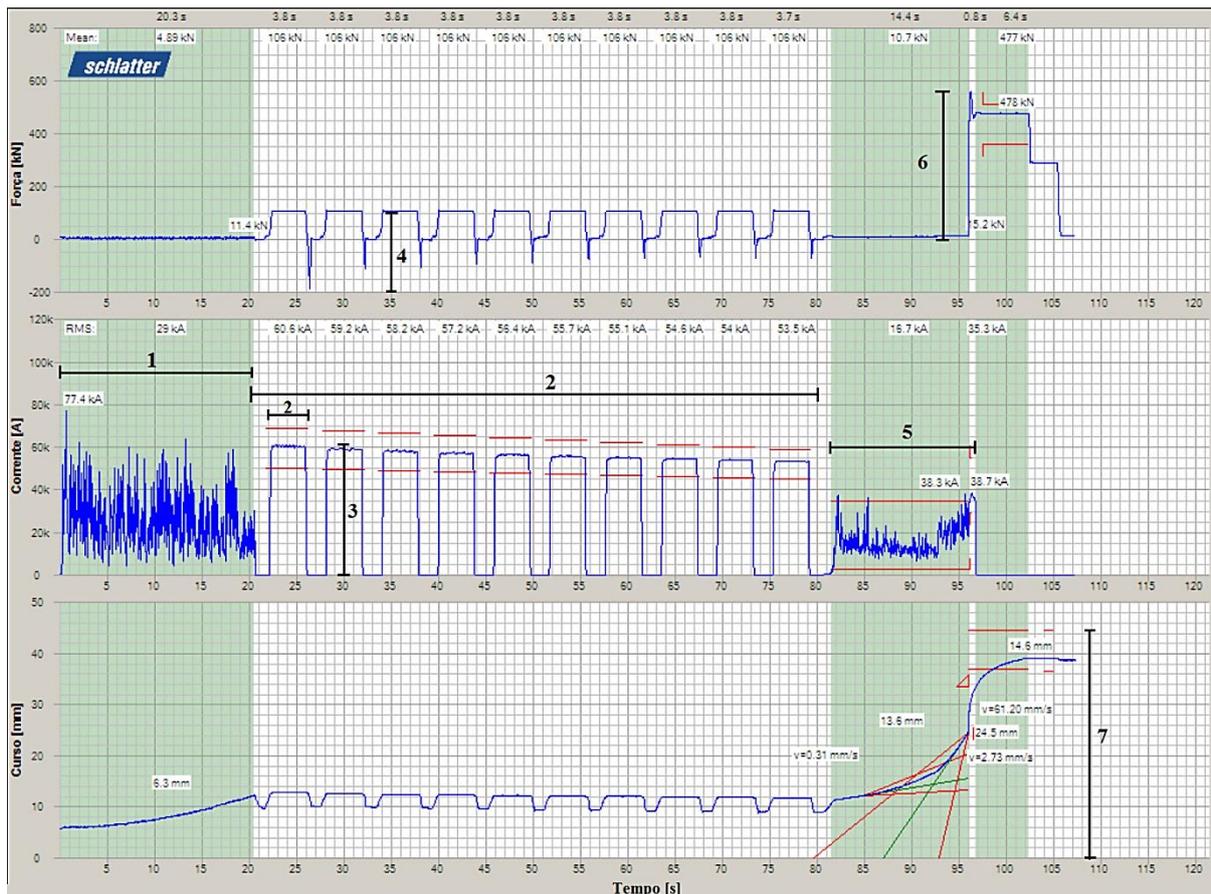
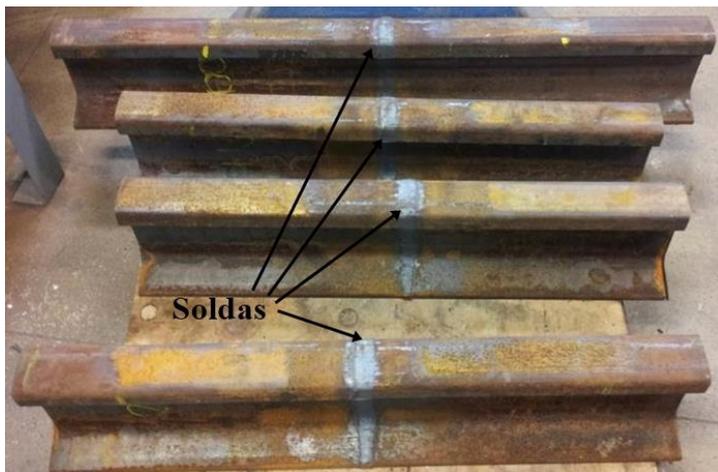


Figura 4.4 – Registro de parâmetros principais de soldagem elétrica por centelhamento do trilho TR-57, aço intermediário no estaleiro da Empresa VLI. 1 – intensidade e duração do *flash* inicial; 2 – Número de pulsos de corrente de pré-aquecimento e duração dos pulsos; 3 – Intensidade dos pulsos de pré-aquecimento; 4 – Intensidade da força durante os pulsos de pré-aquecimento; 5 – Intensidade e duração do *flash* final; 6 – Intensidade da força de recalque; 7 – Curso total após recalque.

Tabela 4.3 – Parâmetros de soldagem elétrica por centelhamento aplicados no trilho de aço intermediário TR-57.

| Parâmetro controlado na soldagem | Valores | |
|--|------------|-------|
| Intensidade e duração do <i>flash</i> inicial | 77,4kA | 20s |
| Número de pulsos de corrente de pré-aquecimento e duração dos pulsos | 10unidades | 3,8s |
| Intensidade dos pulsos de pré-aquecimento | 45-70kA | - |
| Intensidade da força durante os pulsos de pré-aquecimento | 106kN | - |
| Intensidade e duração do <i>flash</i> final | 38,3kA | 14,4s |
| Intensidade da força de recalque | 477kN | - |
| Curso total após recalque | 37-45mm | - |

A Figura 4.5 (a) ilustra algumas juntas soldadas que fizeram parte da etapa inicial de amostragem e utilizadas para realização da caracterização estrutural e para medição de tensões residuais superficiais. Na Figura 4.5 (b) são apresentadas amostras de metal base do trilho para caracterização mecânica, estrutural e dilatométrica.



(a) Amostras com solda



(b) Amostras sem solda

Figura 4.5 – Amostras das juntas soldadas por centelhamento e do metal base dos trilhos de aço DHH 340, tipo intermediário e com perfil TR 57.

4.2. Técnicas Experimentais

Na sequência, segue a descrição das técnicas utilizadas na caracterização microestrutural do aço avaliado, a relação de ensaios mecânicos e ensaios dilatométricos realizados.

Para fins de confirmação das informações disponibilizadas pelo fabricante do trilho, a análise da composição química foi realizada pelo método de espectrometria de emissão óptica.

4.2.1. Caracterização estrutural

A caracterização estrutural do aço estudado e das juntas soldadas foi realizada empregando-se as seguintes técnicas:

Análise Macrográfica

Foram feitas análises macrográficas de juntas soldadas do trilho em seções longitudinais à direção de rolamento. Uma destas seções foi no plano perpendicular à superfície de rolamento do trilho e permitiu visualizar a ZTA da junta soldada ao longo de toda a sua altura. Os outros dois planos foram paralelos à superfície de rolamento, sendo um na altura do boleto (10mm abaixo da superfície de rolamento para evitar a região endurecida) e outro na linha neutra da alma. A Figura 4.6 ilustra os planos em que foram realizadas as análises macrográficas.

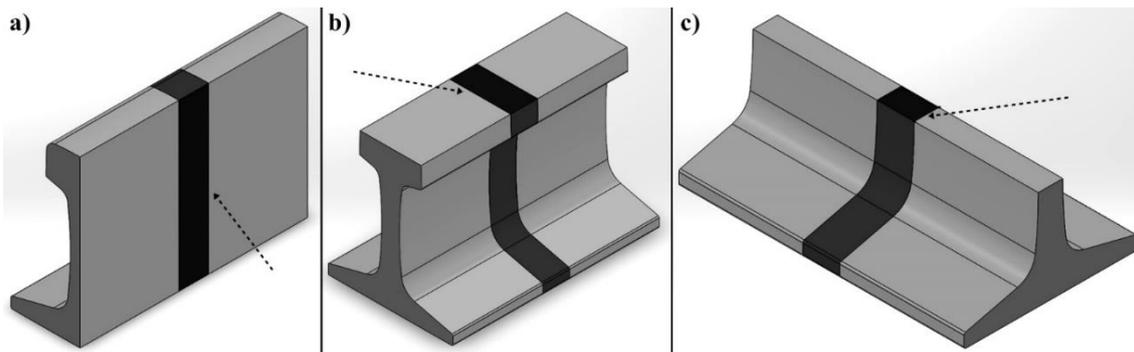


Figura 4.6 – Esquema dos planos para análise macrográfica. (a) plano perpendicular à superfície de rolamento. Planos paralelos à superfície de rolamento (b) na altura do boleto e 10mm abaixo da superfície de rolamento e (c) na altura da linha neutra (alma).

As amostras para análise macrográfica foram cortadas com 100mm de largura para que fosse possível visualizar toda extensão da ZTA e mais uma porção do metal base. Após o corte das amostras, os planos de análise foram retificados e em seguida lixados até a lixa 1000#. Em seguida realizou-se ataque químico com Nital, concentração de 2%. O registro das imagens foi feito por fotografia e o objetivo principal foi identificar as diferentes regiões da ZTA e determinar a sua largura, conforme foi realizado por Mansouri e Monchi (2004). A largura da ZTA nas três regiões que compõem o trilho (boleto, alma e patim) foi medida a partir de processamento de imagens da macrografia representada pela Figura 4.6 (a) com auxílio do *software* ImageJ e posteriormente confirmadas na análise micrográfica. Informações sobre a largura da ZTA permitem avaliar questões sobre o aporte térmico sofrido nas diferentes partes do trilho durante a soldagem.

Tanto a preparação das amostras quanto a aquisição de imagens da ZTA das juntas soldadas foram realizadas no Laboratório de Tratamentos Térmicos e Microscopia Óptica (LTM/UFOP) do DEMET/EM/UFOP.

Microscopia Óptica

A microscopia óptica foi utilizada como técnica de análise preliminar para identificação das fases e dos constituintes microestruturais do aço do trilho e alterações em seus aspectos na ZTA. Para este fim, amostras foram retiradas no metal base e na ZTA em plano paralelo à superfície de rolamento do trilho (Figura 4.6 (b)). A preparação seguiu o procedimento padrão para este fim (ASTM E3, 2017), seguido de ataque químico com Nital 2%. As amostras foram analisadas em um microscópio óptico da marca Leica equipado com sistema digital de aquisição e processamento de imagens. Para comparar o padrão de deformação na região central da alma e do boleto (Figura 4.6 (b) e (c)), utilizou-se reativo de iodo.

Para evitar a região endurecida pelo tratamento térmico superficial do trilho, o plano de análise metalográfico do boleto representado pela Figura 4.6 (b) foi cortado a 10mm abaixo da superfície. Além do boleto, a análise microestrutural em microscópio óptico também foi realizada na altura da linha neutra da alma, Figura 4.6 (c).

Outro objetivo da análise microestrutural da ZTA no boleto dos trilhos soldados foi a obtenção dos tamanhos de colônias perlíticas. Para este fim, amostras do boleto soldado obtidas a 10mm da superfície foram tratadas em forno com atmosfera controlada do LTM/UFOP até que a temperatura atingisse 690°C e em baixa pressão parcial de oxigênio, com vazão de argônio igual a 5L/min. Depois de atingida a temperatura, as amostras permaneceram 10 minutos dentro do forno, o que correspondeu a um ataque térmico por oxidação preferencial sem austenitização. Foram obtidas cinco imagens de cada campo de interesse para a medida do tamanho das colônias perlíticas em três regiões, que foram: a 2mm da linha central (região de crescimento de grão), a 8mm da linha central (refino de grão) e no metal base. As imagens foram processadas pelo *software* LAZ, Leica versão 4.6, segundo a Norma ASTM E1382 (2015).

Também foram analisados com auxílio da microscopia óptica os corpos de prova dos ensaios de dilatométrica, incluindo-se o ataque térmico por oxidação para medidas de tamanho de colônias perlíticas.

Microscopia Eletrônica de Varredura

A microscopia eletrônica de varredura foi empregada como ferramenta de análise complementar à microscopia óptica no que diz respeito à investigação microestrutural na ZTA e no metal de base do trilho. Portanto, todas as amostras do metal base do trilho, da junta soldada e dos corpos de prova dos ensaios de dilatométrica, previamente analisados por microscopia óptica, também foram analisados por microscopia eletrônica de varredura. A preparação das amostras para ambas as técnicas seguiu os mesmos critérios. Buscou-se identificar alterações na morfologia da perlita nas diferentes regiões da ZTA, por exemplo, esferoidização parcial e/ou mudanças no espaçamento interlamelar.

Para se analisar a microestrutura e medir o espaçamento interlamelar perlítico em Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), a seção representada por (b) na Figura 4.6 foi atacada com Nital 2%. As medições de espaçamento interlamelar foram executadas em quatro diferentes regiões, que foram: a 2mm da linha central da solda, que corresponde à região de crescimento de grão; a 8mm da linha central, região de refino de grão; a 10mm da linha central, região de transformação parcial; finalmente, a 18mm da linha central, no metal base. O espaçamento

interlamelar foi obtido a partir de medições realizadas em 20 campos distintos registrados em MEV com ampliação original de 20.000 vezes em cada região. Em cada campo, com auxílio do *software* ImageJ, linhas perpendiculares às lamelas de perlita foram traçadas e o número de lamelas de cementita interceptados por unidade de comprimento foi determinado para a obtenção da média de espaçamento. Os campos para as medidas foram aqueles que apresentaram, para cada posição de interesse, o menor espaçamento interlamelar, o que garante, segundo Krauss (2005), que o plano de corte metalográfico foi perpendicular às lamelas.

Análise semelhante de medida de espaçamento interlamelar foi realizada em corpos de prova de dilatométrica que simularam os ciclos térmicos aplicados na soldagem por centelhamento elétrico no material.

Além da análise microestrutural, a microscopia eletrônica de varredura também foi empregada na investigação fractográfica dos corpos de prova de tração e de alguns corpos de prova de fadiga previamente selecionados. O objetivo desta segunda etapa foi investigar a influência do processo de soldagem por centelhamento nos mecanismos de falha por fadiga e por tração do aço para trilhos.

As análises por microscopia eletrônica de varredura foram realizadas em um MEV da marca TESCAN do NANOLAB REDEMAT/EM/UFOP.

Microscopia de Força Atômica

Microscopia de Força Atômica (MFA) foi utilizada como técnica complementar para a medição do espaçamento interlamelar perlítico em todas as regiões da ZTA: a 2mm da linha central (região de crescimento de grão); a 8mm da linha central (região de refino de grão); a 18mm da linha central (metal base). O equipamento pertence ao IFMG *campus* Ouro Preto. Foram utilizados 15 campos diferentes em cada região para medidas de espaçamento em grãos com corte metalográfico coincidente com o plano transversal das lamelas perlíticas. As medidas de espaçamento a partir das imagens topográficas obtidas por MFA foram realizadas com auxílio do *software* Gwyddion.

4.2.2. Ensaio de dilatométrica

Os corpos de prova para dilatométrica foram usinados no metal base, sentido longitudinal do trilho e a 10mm abaixo da superfície de rolamento do boleto. Os corpos de prova possuem seção cilíndrica com 3mm de diâmetro e 10mm de comprimento, conforme ilustrado na Figura 4.7, na qual pode-se observar também um termopar do tipo K soldado na sua superfície.

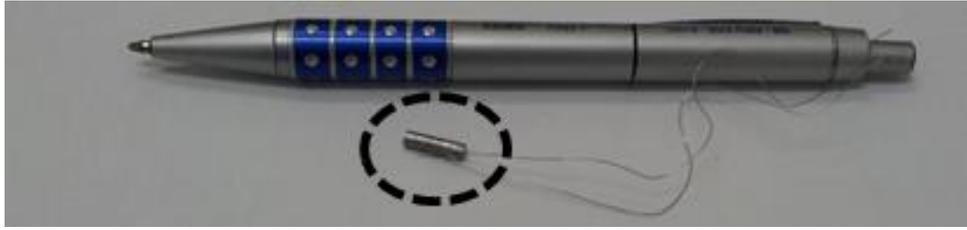


Figura 4.7 – Corpo de prova de dilatométrica (tracejado) usinado a partir de aço de trilho com termopar do tipo K soldado na superfície.

Os ensaios foram realizados em um dilatômetro R.I.T.A. L78 do LTM/UFOP, com aquecimento por indução e fluxo de gás hélio. A partir dos resultados da caracterização estrutural relacionados ao tamanho de colônias perlíticas e espaçamento interlamelar, além do trabalho de Weingrill *et al.* (2017), dois grupos de ensaios de dilatométrica foram realizados, Figura 4.8. Grupo (i): temperatura de austenitização igual a 900°C por 60s, usado para obter o diagrama de transformação em resfriamento contínuo (TRC) do metal base, uma vez que a temperatura e o tempo de austenitização não permitiram crescimento de grão. Grupo (ii): temperatura de austenitização igual a 1300°C por 1s (definido após ensaios exploratórios), usado para simular a região de crescimento de grãos da ZTA e obter o diagrama TRC com maior tamanho de grão austenítico. Nos dois casos, a temperatura inicial de resfriamento para decomposição da austenita foi igual a 900°C e as taxas de resfriamento podem ser observadas na Figura 4.8. Termopares do tipo K foram empregados no primeiro grupo e do tipo S no segundo grupo, em função das suas faixas de temperatura de trabalho.

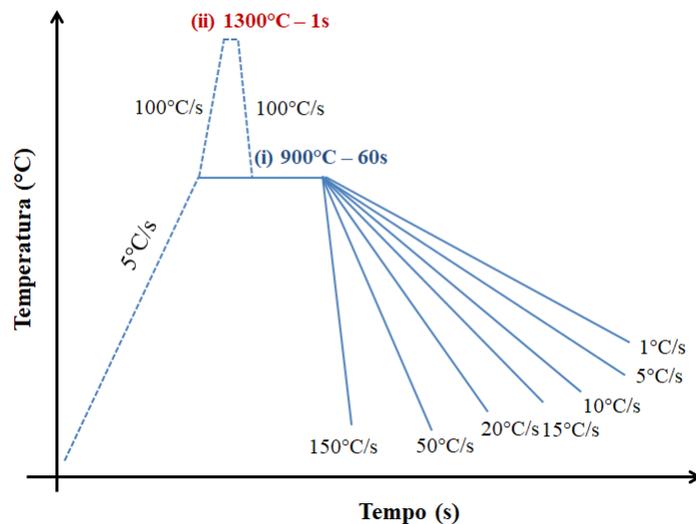


Figura 4.8 – Ciclos térmicos aplicados em corpos de prova do metal base em ensaios de dilatométrica, aço perlítico para trilhos. (i) Austenitização a 900°C (60s), usado para obter o diagrama TRC do metal base. (ii) Austenitização a 1300°C (1s), usado para avaliar o efeito do tamanho de grão austenítico na transformação de fases (ZTA).

Os dados obtidos nos ensaios de dilatométrica foram tratados no *software* Origin® para determinação das temperaturas críticas no aquecimento e resfriamento, a metodologia empregada foi o método do desvio mínimo (FARIA, 2016).

Os corpos de prova de dilatométrica submetidos à têmpera (150°C/s) foram utilizados para medida de tamanho de grão austenítico prévio a partir de ataque com os reativos Teepol e Picrato de Sódio. As análises foram realizadas em microscópio óptico Leica do LTM/UFOP e o processamento das imagens foi realizado no *software* LAZ, Leica versão 4.6, segundo a Norma ASTM E1382 (2015).

Os corpos de prova resfriados em taxas semelhantes ao reportado na literatura para a soldagem elétrica por centelhamento (cerca de 1°C/s em toda a ZTA) foram caracterizados em relação à morfologia da perlita (tamanho de colônias e espaçamento interlamelar) para as duas temperaturas de pico simuladas, 900°C e 1300°C. Com isso, pôde-se demonstrar como o tamanho de grão austenítico prévio influencia a morfologia e as propriedades mecânicas em diferentes regiões da ZTA de trilhos soldados por centelhamento.

Um outro grupo de ensaios foi realizado para simular a região de transformação parcial/esferoidização da ZTA, Figura 4.9. As três condições mostradas foram baseadas em medidas de temperaturas por Weingrill *et al.* (2017) e em medidas por pirômetro óptico realizadas no estaleiro de soldagem da VLI. Partiu-se das seguintes premissas para definir o tempo de permanência entre A_{c1} e A_{c3} : o tempo total de soldagem monitorado no estaleiro; tempo total do material acima de 700°C reportado por Weingrill *et al.* (2017) para a soldagem de trilho com perfil semelhante e considerando que, na soldagem do trilho intermediário, o número de pulsos de pré-aquecimento foi 25% maior; por último, considerou-se que o tempo de corte de rebarbas após o final da soldagem leva cerca de 20s. A partir dessas premissas, na configuração atual de soldagem praticada para o trilho intermediário e, considerando um possível resfriamento acelerado no boleto a partir do final do corte de rebarbas, os tempos de permanência foram calculados em função das taxas de resfriamento visadas (Figura 4.9).

As amostras de dilatométrica foram aquecidas entre A_{c1} e A_{c3} , 740°C, de modo a evitar a completa austenitização das mesmas. A amostra “esferoidização 1” na Figura 4.9 simulou as condições reais de soldagem aplicadas no trilho intermediário, com resfriamento natural pós-soldagem (cerca de 1°C/s). As amostras “esferoidização 2” e “esferoidização 3” foram utilizadas para simular e avaliar o efeito da aplicação de maiores taxas de resfriamento, 3°C/s e 5°C/s, e dos consequentes menores tempos de residência entre A_{c1} e A_{c3} na morfologia da perlita e sua microdureza. A partir de micrografias obtidas em MEV, as amostras que simularam

a esferoidização parcial foram analisadas no *Software* ImageJ para quantificar a fração de esferoidização da cementita.

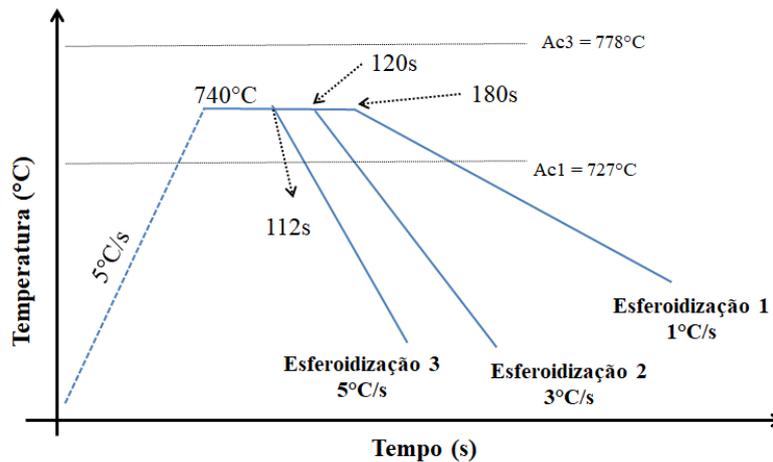


Figura 4.9 – Ciclos térmicos aplicados em corpos de prova do metal base em ensaios de dilatométrica visando simular a região de esferoidização parcial e a influência de resfriamento acelerado no bolete e o tempo de residência entre A_{c1} e A_{c3} sobre a morfologia e as propriedades da perlita.

4.2.3. Tensões residuais superficiais

Foram realizadas medidas de tensões residuais superficiais em juntas soldadas de trilhos utilizando o método do furo cego central, segundo a Norma ASTM E 837 (2013).

No método do furo cego central, três *strain gages* são fixados na superfície em que se deseja medir as tensões residuais e um furo é usinado entre eles, a uma distância x de cada *strain gage*. Na borda do furo as tensões residuais tendem a relaxar completamente. Na distância x do furo, uma fração das tensões residuais irá relaxar promovendo deformação que é medida pelos extensômetros. A deformação medida está relacionada matematicamente com o nível de tensões residuais do componente, portanto, estas tensões residuais podem ser calculadas (VISHAY PRECISION GROUP, 2010).

Neste trabalho foram medidas as tensões residuais em quatro pontos sobre a linha central da junta soldada, Figura 4.10 (a). Três pontos foram na alma: um na altura da linha neutra e dois afastados 20mm, além de um ponto no centro do bolete. A Figura 4.10 (b) ilustra esquematicamente o posicionamento dos *strain gages* em relação ao furo que é usinado entre eles (diâmetro da broca igual a 1,6mm). O procedimento foi realizado em três juntas soldadas de modo a obter a média e o desvio-padrão nos furos validados, segundo os critérios da Norma ASTM E837 (2013).

Para a preparação superficial das regiões onde os extensômetros foram colados, foi utilizada uma retífica manual de alta rotação para remover o restante da rebarba decorrente do processo

de soldagem. De modo a reduzir os efeitos da retificação no estado de tensão original do material, um ataque profundo com Nital a 5% foi realizado sobre a superfície preparada, como recomendado na Norma ASTM E 837 (2013). Este ataque visou remover quimicamente uma camada eventualmente encruada sobre a superfície devido ao contato com a retífica.

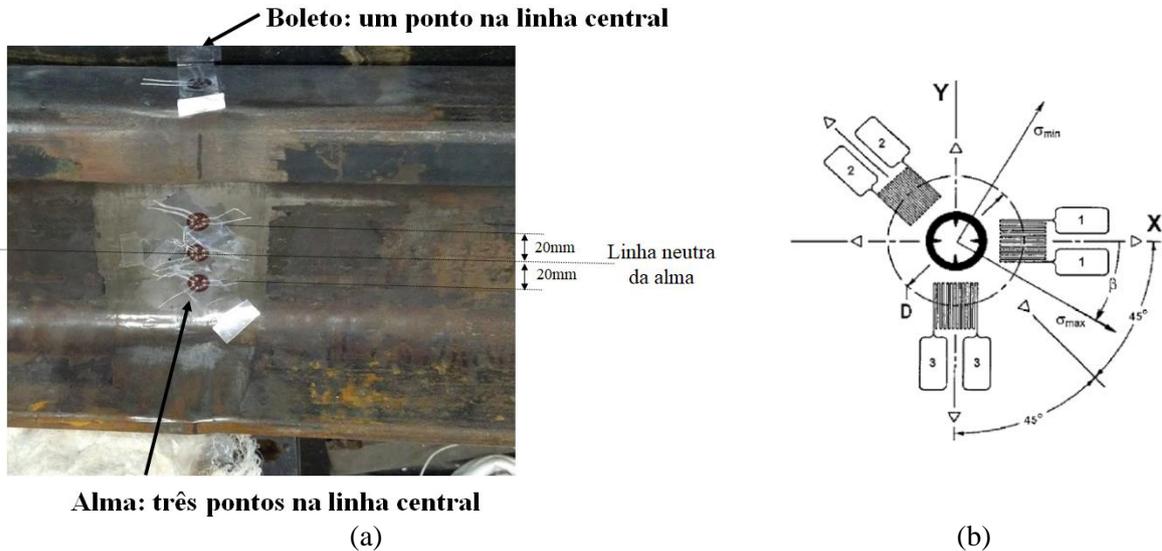


Figura 4.10 – (a) Esquema de regiões para medidas de tensões residuais em junta de trilho ferroviário soldado por centelhamento (b) Esquema de posicionamento dos *strain gages* em relação ao local em que se usina o furo para medições de tensões residuais superficiais. Fonte: ASTM E 837 (2013).

Os ensaios para medição das tensões residuais superficiais foram realizados no Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN), situado no *campus* da UFMG, em Belo Horizonte. Na Figura 4.11 (a) pode-se observar o aparato montado antes da execução de um furo. Na Figura 4.11 (b) há o detalhe de um *strain gage* ligado aos terminais da unidade de registro das resistências elétricas, além de broca cônica odontológica e turbina a ar comprimido.

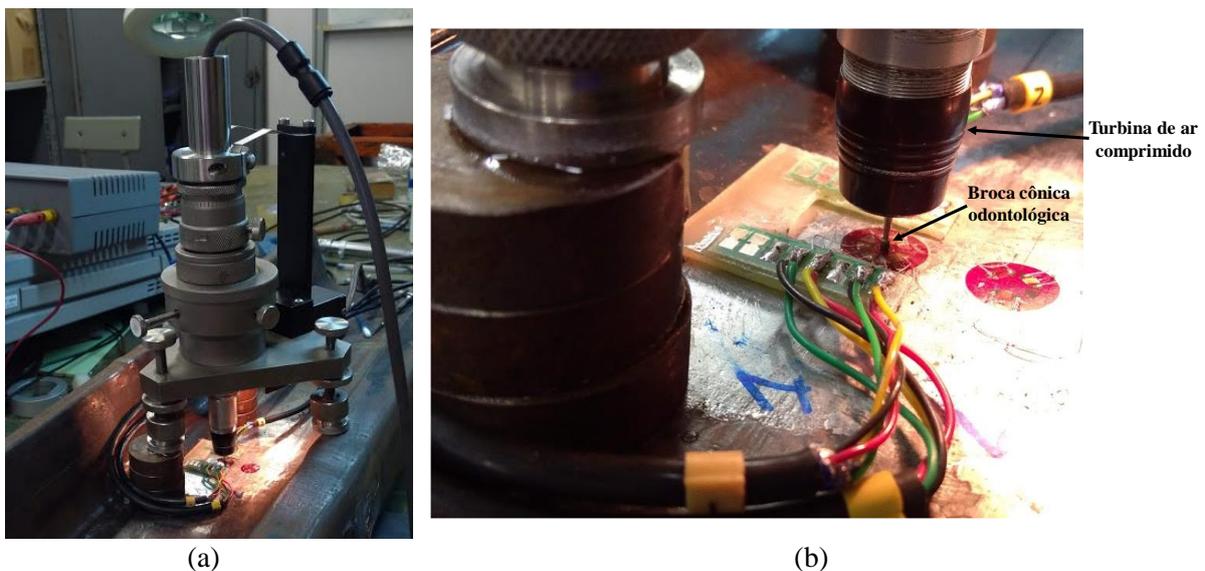


Figura 4.11 – (a) Aparato experimental para execução de furo para estimar tensões residuais. (b) Detalhe de extensômetro ligado aos terminais para registro, broca e turbina a ar comprimido.

Para análise dos dados obtidos, verificação da validade dos furos/medidas e estimativa de tensões residuais segundo a Norma ASTM E 837 (2013), foi utilizado o *software* H-Drill®. Para os cálculos, considerou-se um módulo de elasticidade igual a 208GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3 para o aço. O limite de escoamento foi obtido em ensaios de tração das juntas soldadas.

4.2.4. Inspeção por ultrassom

As juntas soldadas que foram preparadas para medidas de tensões residuais, ou seja, que tiveram as rebarbas removidas por retífica manual passaram por inspeção não destrutiva utilizando ultrassom.

A inspeção foi realizada segundo a técnica pulso-eco, por meio de um aparelho portátil do fabricante Huatec e modelo FD201. Utilizou-se um transdutor normal de 4MHz, sendo a calibração realizada em bloco do tipo V1 (ASTM E114, 2015). Glicerina líquida foi utilizada como acoplante. Os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensaios Mecânicos do DEMET/EM/UFOP.

Realizou-se inspeção por meio da técnica *A-Scan* com varredura manual sobre toda a superfície da junta: boleto, alma e patim.

4.2.5. Ensaios mecânicos

Para obtenção das propriedades mecânicas básicas do material visando sua simulação pelo Método dos Elementos Finitos, além da avaliação dos efeitos do processo de soldagem elétrica por centelhamento no comportamento mecânico do trilho estudado, os seguintes ensaios mecânicos foram realizados:

Dureza

O perfil de dureza do metal base foi traçado na seção transversal do boleto, como indicam os pontos pretos com dimensões na Figura 4.12, que correspondem aos parâmetros de qualificação da Norma AREMA (2013).

Segundo a Norma AREMA (2013), para determinar a dureza superficial do trilho, as medições podem ser realizadas tanto na superfície de rolamento do trilho ou em uma seção transversal devidamente preparada. Se as medições de dureza forem realizadas em seção transversal, estas devem ser conduzidas a uma distância de, no máximo, 9,5mm da superfície.

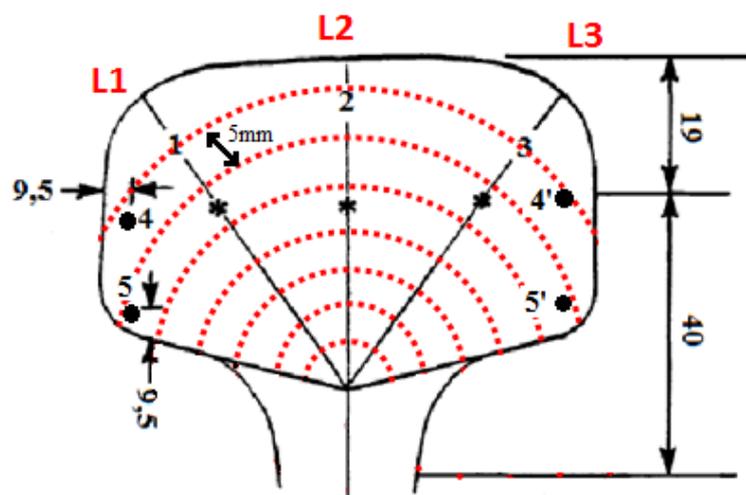


Figura 4.12 – Perfis de dureza obtidos conforme a Norma AREMA (2013), no bolete do trilho (metal base). Dimensões em mm.

Além dos pontos pretos indicados na Figura 4.12, traçaram-se perfis de dureza a partir do centro do bolete segundo os semicírculos em vermelho, com distância entre endentações igual a 5mm e segundo as linhas L1, L2 e L3. As medidas foram obtidas em durômetro universal Otto Wolpert-Werke do Laboratório de Ensaios Mecânicos do DEMET/EM/UFOP em escala Brinell, com esfera de 2,5mm de diâmetro e carga de 187,5kgf, tempo de penetração de 15 segundos, segundo a Norma ASTM E10 (2009).

Para avaliar a influência da soldagem na dureza em todo o perfil do trilho e compará-lo com o metal base, foi feito um corte conforme a seção (a) da Figura 4.6. Um perfil de dureza Brinell (esfera de 2,5mm e carga igual a 187,5kgf) foi traçado na horizontal, a 10mm abaixo da superfície de rolamento para se evitar a região endurecida do bolete, com distância entre pontos igual a 3mm, a linha central da ZTA foi tomada como referência.

Ainda conforme a ilustração (a) da Figura 4.6, foi traçado um outro perfil de dureza Brinell, no sentido vertical, com a finalidade de se observar eventuais variações da dureza ao longo das 3 regiões do trilho. Este perfil foi traçado a 3mm de distância da linha central da ZTA, com distâncias entre os pontos igual a 5mm.

Para a análise de microdureza na junta soldada foi utilizada a seção (b) da Figura 4.6, a 10mm abaixo da superfície do bolete e a seção (c), linha neutra da alma. Utilizou-se a microdureza Vickers, em microdurômetro Pantec, do LTM/UFOP, com a carga de 200gf e tempo de penetração de 10 segundos. O perfil de microdureza foi traçado na horizontal, a cada 0,5mm, de forma a abranger todas as regiões da junta: metal base, transformação parcial, refino de grão, crescimento de grão e linha central.

Ensaaios de microdureza Vickers nas mesmas condições daquelas realizadas nas juntas soldadas foram aplicadas na região central de corpos de prova obtidos de ensaios de dilatométrica, sendo obtidas 15 medidas para cada condição avaliada.

Ensaaios de tração

Para os ensaios de tração foram empregados corpos de prova recomendados pela Norma ASTM E8M (2008) e levando-se em consideração o comprimento total da ZTA e capacidade da máquina de ensaios (Figura 4.13). Foram utilizados nove corpos de prova para os ensaios de tração na temperatura ambiente, sendo três do metal base, três de juntas soldadas e três de juntas soldadas com entalhe ao final da ZTA (como será apresentado a seguir). A região útil utilizada foi maior que a largura total da ZTA, cerca de 32mm, com a solda na região central. Todos os corpos de prova foram usinados a partir de boletos, no sentido longitudinal e a 10mm abaixo da superfície de rolamento. Os corpos de prova possuem seção circular e cabeças com rosca, Figura 4.13.

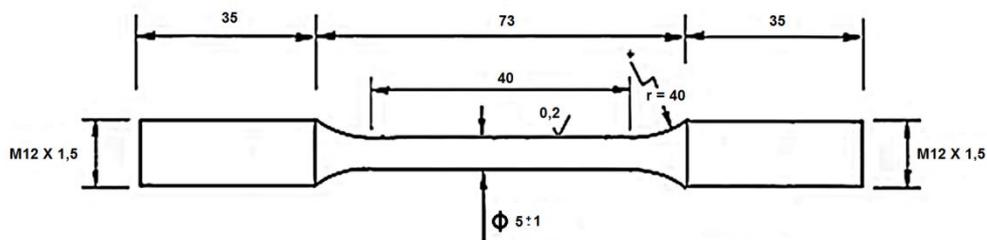


Figura 4.13 – Dimensões em milímetros dos corpos de prova para os ensaios de tração do metal base e das juntas soldadas de trilhos ferroviários. Seção circular e cabeças com rosca.

Os ensaios de tração foram realizados no Laboratório de Ensaaios Mecânicos do DEMET/EM/UFOP.

Ensaaios de fadiga com controle de carga

Para avaliar os efeitos das alterações microestruturais oriundas do processo de soldagem elétrica por centelhamento na resistência à fadiga do aço do trilho, curvas S-N ou de Wöhler foram obtidas utilizando corpos de prova do metal base e de juntas soldadas do trilho. Todos os parâmetros para estes ensaios foram mantidos constantes de forma a destacar alterações devido à diferença de microestrutura.

Para estes ensaios, todos os corpos de prova foram retirados no sentido longitudinal à direção de rolamento, no boleto dos trilhos, a 10mm abaixo da superfície e fabricados segundo a Norma ASTM E 466 (2002), conforme está ilustrado na Figura 4.13.

A Norma ASTM E 466 (2002) recomenda que o diâmetro útil do corpo de prova varie entre 5 e 25mm. Neste trabalho foi considerada a dimensão mínima sugerida pela Norma por questões de proporcionalidade em relação ao diâmetro das cabeças roscadas do mesmo. O comprimento útil foi estipulado em 40mm para que toda extensão da ZTA ficasse compreendida neste espaço. Esta dimensão deveria ser no máximo três vezes o diâmetro útil se a razão entre as tensões mínimas e máximas (r) fosse negativa, mas os ensaios de fadiga com controle de carga considerados neste trabalho não envolveram tensões compressivas, portanto não há riscos quanto à flambagem dos corpos de prova. A escolha por esta geometria de corpo de prova levou em conta a utilização do menor número possível de juntas soldadas de trilhos, maior facilidade para fabricação e da maior estabilidade durante a realização dos ensaios quando se utiliza a fixação destes por rosqueamento.

Os corpos de prova oriundos de juntas soldadas foram atacados com Nital 2% antes dos ensaios de fadiga para destacar a ZTA e facilitar a identificação da região de iniciação de trinca/fratura (Figura 4.14). Para manter uma uniformização em relação à condição superficial, os corpos de prova do metal base foram submetidos ao mesmo ataque.



Figura 4.14 – Corpos de prova para ensaios de fadiga referentes à solda, evidenciando-se a ZTA revelada por Nital 2%.

Uma vez que um dos objetivos do trabalho foi avaliar a influência da condição superficial da junta soldada em relação à vida em fadiga, um terceiro grupo de ensaios de fadiga com controle de carga foi realizado em corpos de prova com solda de modo a avaliar a sensibilidade ao entalhe do aço. Para isso, um entalhe circular com raio igual a 0,8mm e com 0,4mm de profundidade foi usinado no final da ZTA em corpos de prova de fadiga e o limite de fadiga foi comparado àquele do material sem entalhe, Figura 4.15



Figura 4.15 – Corpos de prova para ensaios de fadiga referentes à solda com entalhe na região de transformação parcial da ZTA.

No que diz respeito às demais condições para realização dos ensaios foram adotados os seguintes critérios: as tensões máximas iniciaram a 90% do limite de resistência à tração do material e foram reduzidas em 10% para cada novo conjunto de ensaios até que o número de 10^7 ciclos foi alcançado, quando o ensaio foi interrompido. A frequência empregada foi de 30Hz, razão de tensões r igual a 0,1 e o número de corpos de prova para cada nível de carregamento foi três. Os resultados dos ensaios foram expressos segundo a Norma ASTM E 468 (2004). Os ensaios de fadiga com controle de carga foram realizados em uma máquina servo-hidráulica Instron-25t do Laboratório de Engenharia Civil da Universidade Federal de Itajubá – Campus Itabira.

4.2.6. Análise estatística

Para todos os resultados quantitativos obtidos na caracterização estrutural; tamanho de colônias perlíticas, tamanho de grão austenítico e espaçamento interlamelar; na caracterização mecânica, resultados de ensaios de microdureza, foram realizadas análises de variância (ANOVA). Além disso, testes t de “Student” foram realizados nos dados aos pares para verificar, com 95% de confiança, se as médias são diferentes. As análises foram realizadas no *software* Microsoft Excel® e os testes t de “Student” foram precedidos de testes F para verificar se as variâncias das amostras são iguais ou diferentes.

4.3. Simulações por Elementos Finitos

A simulação numérica pelo Método dos Elementos Finitos foi empregada para avaliar comparativamente a influência de tensões residuais e da condição de acabamento superficial na alma do trilho soldado na vida em fadiga. Nas seções seguintes apresenta-se a metodologia utilizada nos modelos numéricos.

4.3.1. Modelos

Os modelos em CAD (*Computer Aided Design*) foram criados no programa de modelagem tridimensional Ansys® Design Modeler®, versão 17. Na Figura 4.16 apresenta-se o modelo gerado com 260mm de comprimento total. Como pode ser observado na Figura 4.16, o modelo é composto por dois segmentos de trilhos com 130mm cada, representados pelas letras A e B. A interface entre os segmentos representa uma região de continuidade no *software*, conforme será detalhado em seção seguinte.

Todos os detalhes geométricos usados para modelagem do trilho foram obtidos de acordo com a Norma AREMA (2013).

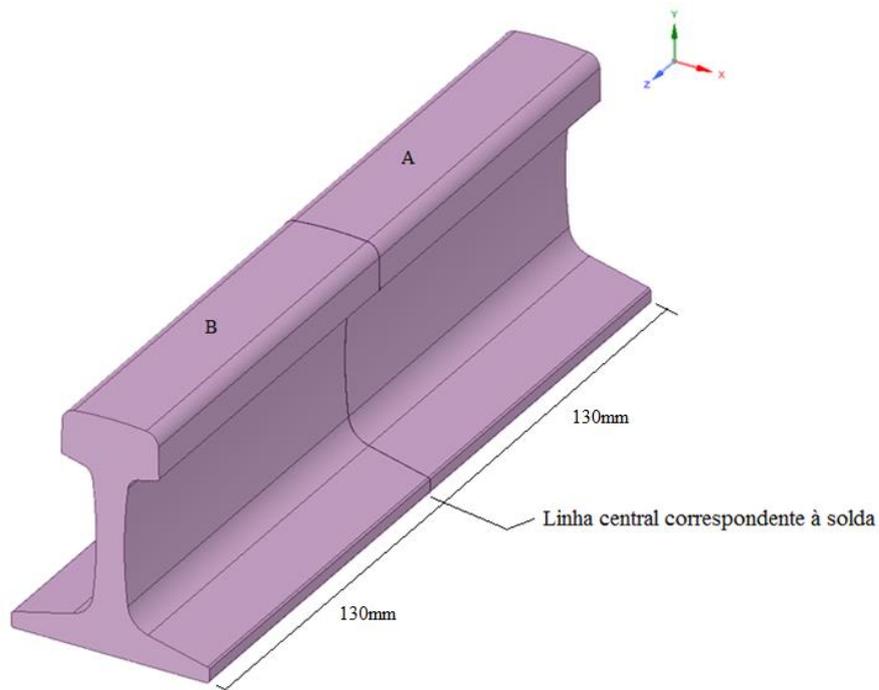


Figura 4.16 – Modelo em CAD de trilho ferroviário com perfil TR 57 para simulações por Elementos Finitos.

4.3.2. Simulação termomecânica

O objetivo da simulação numérica termomecânica foi obter um estado de tensões residuais próximo àquele medido nas juntas do trilho DHH 340 soldadas por centelhamento.

Para a simulação numérica por elementos finitos foi utilizada a ferramenta computacional Ansys® Workbench® versão 17. As geometrias geradas no Design Modeler® foram importadas e a análise se dividiu em simulação térmica transiente e simulação estática estrutural.

As deformações no problema são pequenas e as geometrias de referência não sofrem alterações significativas com as tensões/deformações de origem térmica, portanto, neste caso, a solução mais otimizada do ponto de vista computacional é do tipo desacoplada, ou seja, primeiro resolve-se o problema de transferência de calor e, na sequência, o problema de tensões de origem térmica (BÄKER, 2018). Além disso, as mesmas simplificações adotadas por Ma *et al.* (2015) foram consideradas, Figura 4.17.

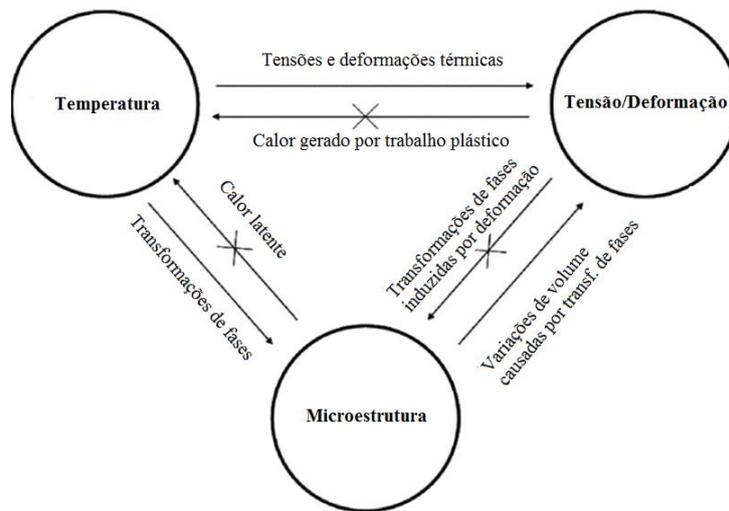


Figura 4.17 – Estratégia de simulação numérica para estimar tensões residuais após a soldagem elétrica por centelhamento de um trilho U71Mn. Adaptado de Ma *et al.*, 2015.

Propriedades do material para simulação

Uma vez definida a geometria, deve-se definir as propriedades do material no Ansys® Workbench®. O estudo termomecânico deve levar em consideração a deformação plástica durante o aquecimento/resfriamento, ou seja, trata-se de um problema não linear. Para uma correta avaliação das tensões e deformações, foi criado um novo material na biblioteca do *software* de simulação. As propriedades físicas do material relacionadas ao modelo térmico, condutividade térmica [J/(m°Cs)] e capacidade térmica [J/(kg°C)] em função da temperatura foram as mesmas utilizadas por Cai *et al.* (2011), Figura 4.18.

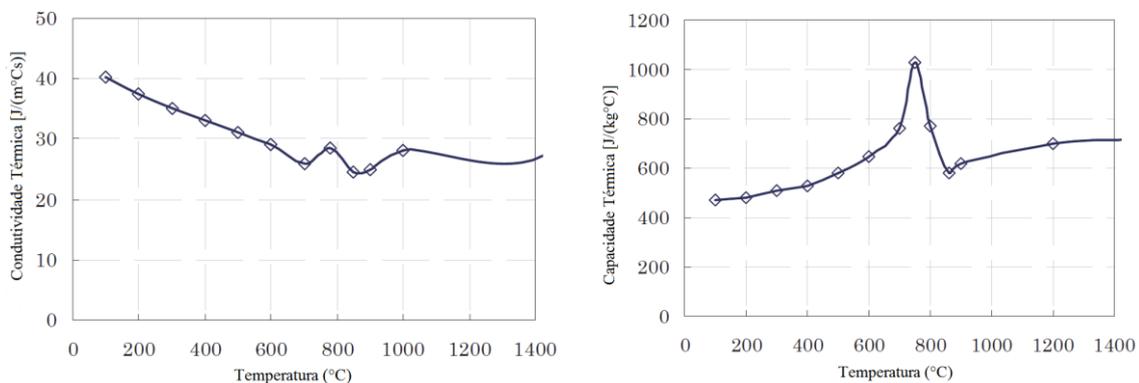


Figura 4.18 – Propriedades térmicas do material (a) condutividade e (b) capacidade térmica em função da temperatura. Adaptado de Cai *et al.* (2011).

Uma vez que o objetivo da simulação termomecânica é obter um estado de tensões residuais próximo ao medido nas juntas e utilizar essa condição em simulações de fadiga, não foram consideradas as transformações de fases durante o aquecimento e resfriamento. Como reportado por Ma *et al.* (2015), as transformações de fases exercem significativa influência sobre o estado final de tensões residuais em juntas de trilhos soldados por FBW, no entanto, aqueles autores consideraram a formação de martensita. Uma vez que a taxa de resfriamento na soldagem é próxima de 1°C/s e somente perlita foi encontrada na caracterização estrutural das juntas, não foi considerado no modelo a transformação martensítica e/ou bainítica. Sendo assim, considerou-se um valor médio igual a $2,5 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$ para o coeficiente de expansão térmica instantâneo, calculado a partir da derivada da deformação relativa em ensaios de dilatométrica (em regiões lineares) e com auxílio do *software* Origin[®] 9 (GRISHIN, 2017).

Para considerar as propriedades mecânicas em função da temperatura foi utilizado o modelo *bilinear isotropic hardening* no Ansys (2016), como exemplificado na Figura 4.19. Os valores do módulo de elasticidade, limite de escoamento e módulo tangente foram os mesmos usados por Haibatollahi e Tehrani (2013), pois o aço utilizado por aqueles autores possui propriedades mecânicas próximas ao tratado nesta tese.

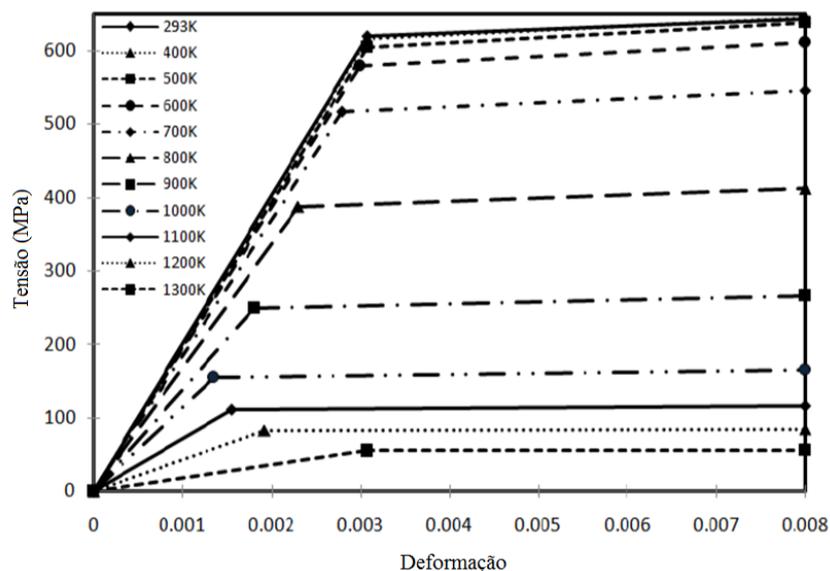


Figura 4.19 – Modelo bilinear de plasticidade de aço ferroviário em função da temperatura. Adaptado de Haibatollahi e Tehrani (2013).

As outras propriedades físicas do aço necessárias para a simulação, por exemplo, coeficiente de Poisson e densidade, foram considerados constantes e os valores utilizados foram aqueles *defaults* na biblioteca equivalentes ao material “aço estrutural”.

Simulação térmica transiente

A simulação térmica foi utilizada para obter a variação de temperatura (ciclo térmico) em cada nó do modelo a partir da introdução de uma fonte de calor superficial genérica na interface dos trilhos, portanto, trata-se da solução de um modelo de transferência de calor.

Para a solução do modelo térmico, elementos finitos não lineares de alta ordem foram definidos a partir da biblioteca do *software* Ansys® Workbench® no módulo *Transient Thermal*. Optou-se pelos elementos do tipo *SOLID 87*, com grau de liberdade único por nó (temperatura) e com 10 nós por elemento (ANSYS, 2016).

A fonte de calor equivalente à soldagem elétrica por centelhamento não precisa ser simulada diretamente em modelos numéricos por Elementos Finitos porque não é conveniente modelar a geração de calor advindo de arco elétrico/resistência elétrica neste caso. Utilizou-se então uma fonte de calor superficial simples de modo semelhante ao adotado por Ma *et al.* (2015). No entanto, diferentemente do realizado por aqueles autores, a fonte de calor superficial equivalente não foi uniformemente distribuída na interface do modelo, pois os trabalhos de Mansouri e Monshi (2004) e Weingrill *et al.* (2017) mostraram que a alma possui as maiores temperaturas de pico durante a soldagem FBW.

Baseado nos parâmetros de soldagem apresentados na Figura 4.4, a fonte de calor superficial foi aplicada no modelo por um tempo igual a 80s. Diferentes valores de potência foram testados para simular de forma aproximada o aporte de calor equivalente ao processo de soldagem FBW. O processo de ajuste da fonte de calor equivalente levou em conta três fatores: (i) largura da região aquecida acima de 727°C da mesma ordem de grandeza das medidas em análises macrográficas; (ii) temperaturas de pico na interface da mesma ordem de grandeza para alma, boleto e patim daqueles reportados por Weingrill *et al.* (2017); (iii) taxa de resfriamento semelhante ao verificado por Weingrill *et al.* (2017) em soldagem de trilho com perfil semelhante, e, a partir das análises dilatométricas que corroboram esta hipótese para o trilho do presente estudo (em torno de 1°C/s entre 800°C e 500°C).

As condições de contorno para o modelo térmico são apresentadas na Figura 4.20. Como o modelo é formado, inicialmente, por duas partes, as mesmas condições de contorno mostradas na Figura 4.20 foram aplicadas no outro segmento (letra B da Figura 4.16). Como condição inicial foi adotada temperatura uniforme igual a 25°C em todo o modelo.

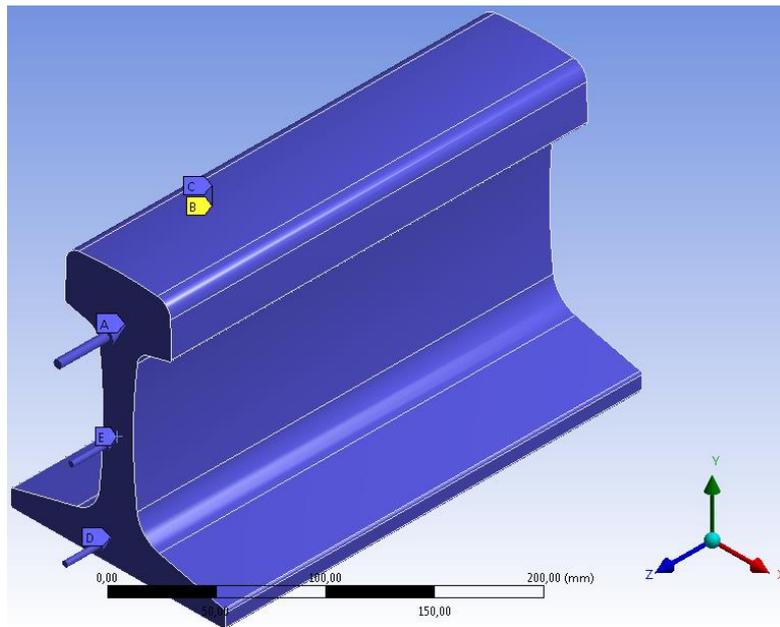


Figura 4.20 – Condições de contorno do modelo térmico para simulação de soldagem por centelhamento de trilho TR57 no Ansys® Workbench®. A, D, E – Fontes de calor perpendiculares à interface para o boleto, patim e alma; B e C – Superfícies de convecção e que emitem calor por radiação (todo o trilho exceto os planos em XY).

Também foram consideradas as perdas térmicas por radiação e convecção, sendo o coeficiente de convecção em função da temperatura apresentado na Figura 4.21, a temperatura ambiente considerada foi igual a 25°C. Um modelo de radiação padrão do *software* foi usado para a simulação de radiação com temperatura ambiente igual a 25°C (ANSYS, 2016).

Nas extremidades do modelo, Figura 4.16, nas superfícies correspondentes a planos YX foram aplicadas condições de contorno do tipo isolamento perfeito, ou seja, não há fluxo de calor através desses planos. Uma vez que a análise não linear depende do histórico durante a solução (FILHO, 2012), incrementos de tempo iguais a 0,1s foram utilizados em todos os modelos térmicos e estáticos estruturais.

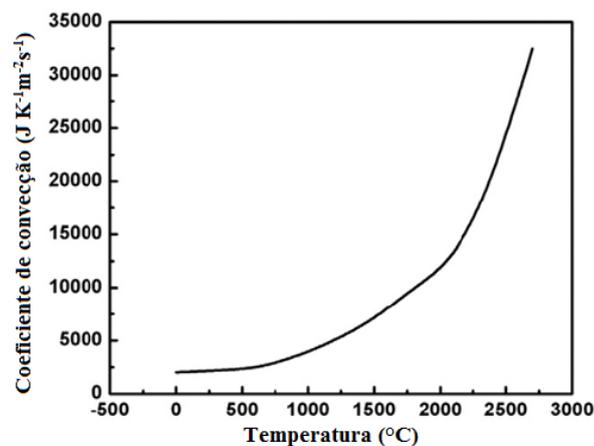


Figura 4.21 – Coeficiente de convecção em função da temperatura para a simulação térmica transiente no Ansys® Workbench®. Adaptado de Ma *et al.* (2015).

Simulação estática estrutural

Os resultados de variação de temperatura em função do tempo em cada nó do modelo térmico foram utilizados como dados de entrada para o modelo mecânico no *software* Ansys® no módulo *Static Structural*, Figura 4.22. O objetivo foi avaliar o desenvolvimento de tensões residuais durante o processo de soldagem elétrica por centelhamento e obter, ao final, um modelo para as simulações de fadiga.

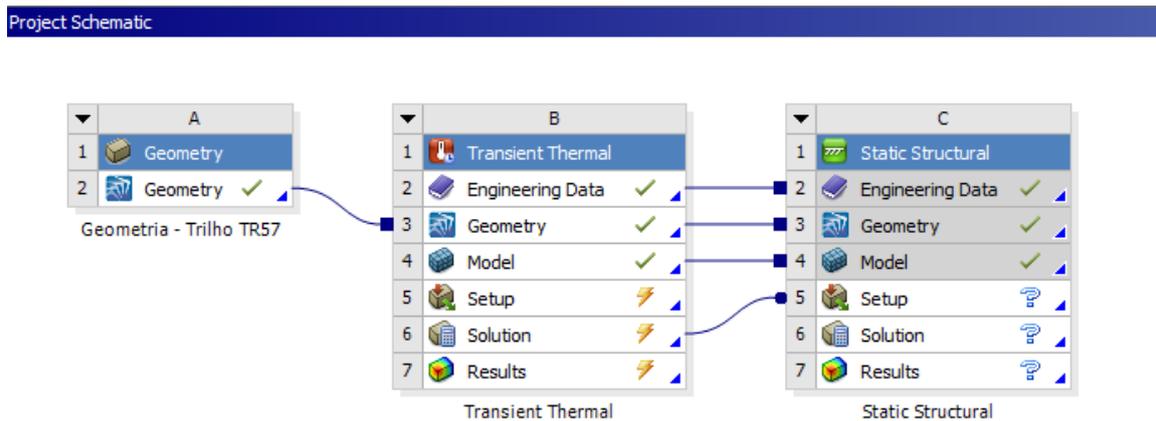


Figura 4.22 – Fluxograma de projeto com as diferentes etapas de simulação termo-mecânica no *software* Ansys®.

As condições de contorno e de restrição equivalentes ao modelo são apresentadas na Figura 4.23. Os deslocamentos de todos os nós do plano X-Y foram restringidos nas direções Z e Y, uma vez que durante a soldagem o eletrodo fixo da máquina impede movimentos do trilho (plano B da Figura 4.23). Para evitar movimentos de corpo rígido, o nó correspondente ao vértice indicado por A na Figura 4.23 foi fixado (deslocamentos em X, Y e Z iguais à zero).

A região de contato indicada na Figura 4.23 foi do tipo *shared topology* (Ansys, 2016), ou seja, do ponto de vista de comportamento mecânico o modelo é tratado como um único corpo composto de partes não separáveis e a malha apresenta continuidade nas interfaces.

Para a solução do modelo estático estrutural, elementos finitos não lineares de alta ordem foram definidos a partir da biblioteca do *software* Ansys® Workbench® no módulo *Static Structural*. Optou-se pelos elementos do tipo *SOLID 187*, com três graus de liberdade por nó (deslocamentos nos três eixos) e com 10 nós por elemento (ANSYS, 2016).

Um estudo de refinamento da malha foi realizado a partir da convergência dos valores de tensões equivalentes de von-Mises e minimização do erro estrutural, resultando em uma malha formada por elementos tetraédricos não estruturada. O tamanho global da malha foi definido como 10mm e na região de interesse correspondente à solda, maior fluxo térmico e gradientes

de tensões, um refinamento igual a 4mm foi utilizado, Figura 4.24. O resultado foi uma malha formada por 51653 nós e 34653 elementos.

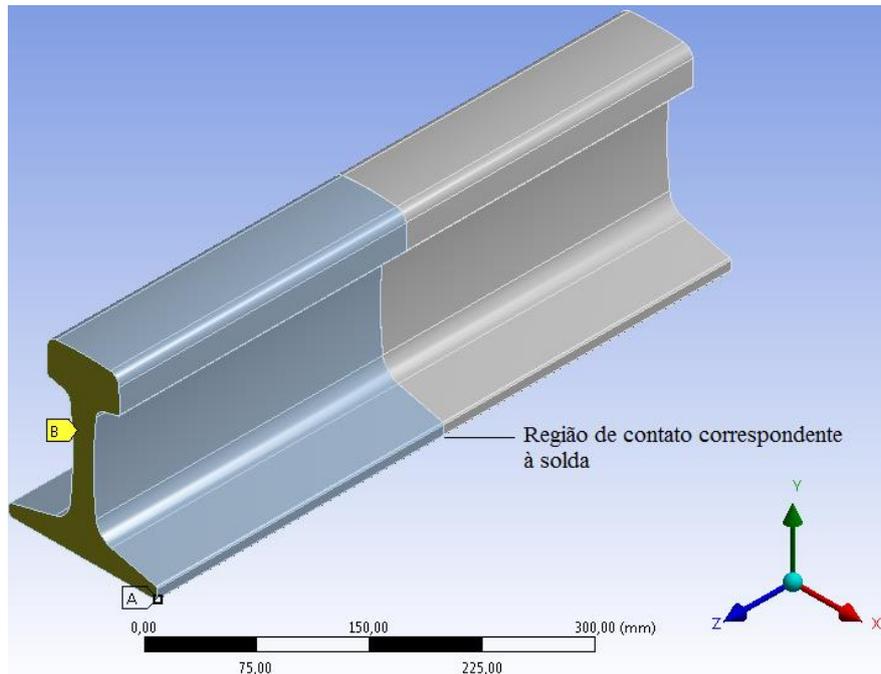


Figura 4.23 – Condições de contorno para simulação estática estrutural do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho TR57. A – Vértice com deslocamentos em X, Y e Z iguais a zero; B – Superfícies dos planos X-Y com deslocamentos iguais a zero na direção Z e Y.

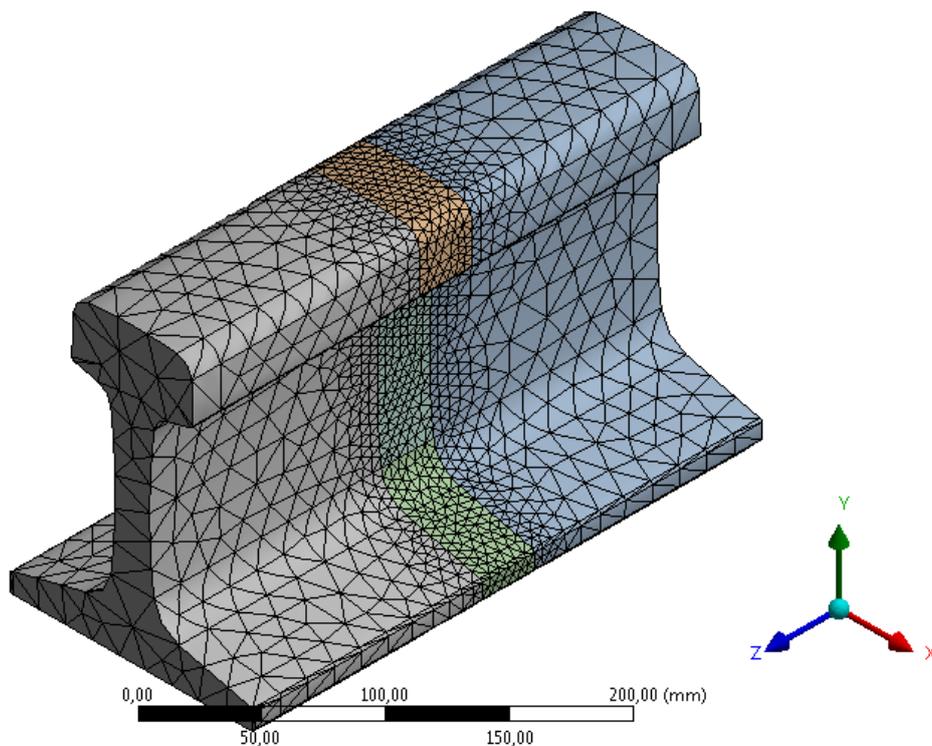


Figura 4.24 – Malha de elementos finitos utilizada para as simulações termo mecânicas do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário com perfil TR-57.

O resultado da primeira simulação estática estrutural é o estado de tensões residuais decorrente dos ciclos térmicos equivalentes ao processo de soldagem elétrica por centelhamento. Os dados obtidos foram comparados aos valores medidos por extensometria para o trilho em estudo, além de outros resultados experimentais publicados na literatura.

Uma segunda simulação do tipo estática estrutural foi realizada no modelo para simular o carregamento durante a passagem de composições com cargas equivalentes a 20t/eixo e 30t/eixo. Para definir o carregamento mais crítico possível do ponto de vista de excentricidade de carga, foi utilizado o conceito de fator crítico de descarrilamento (Equação 3.8) para curvas na linha ferroviária e trabalhos recentes que avaliaram o comportamento de trilhos com perfil TR57 (PAIVA *et al.*, 2007).

Para os cálculos das forças quase estáticas, as seguintes premissas foram adotadas:

- Peso por eixo da composição – 20t e 30t ou 200kN e 300kN (PAIVA *et al.*, 2007).
- Fator crítico de descarrilamento igual a 0,8 na Equação 3.7;
- Não foi considerado o incremento dinâmico.

A partir destas considerações e aplicando-se a Equação 3.8, os valores máximos de força quase estática nas direções vertical e lateral foram calculadas para o trilho externo em curva, desprezando a ação dos ventos laterais:

$F_V = 100\text{kN}$ (20t/eixo) e 150kN (30t/eixo);

$F_L = 80\text{kN}$ (20t/eixo) e 120kN (30t/eixo).

Com isso, as condições de contorno da segunda etapa da simulação estrutural são mostradas na Figura 4.25, a qual inclui a fixação do patim do componente, estratégia similar à adotada por Kumar *et al.*, 2016. Em função do sistema de referência mostrado na Figura 4.25, os valores das forças laterais e verticais são negativos, como exemplificado. Deve-se ressaltar que esta análise é simplificada do ponto de vista do comportamento mecânico da via, sendo utilizada aqui somente para uma avaliação aproximada e comparativa dos efeitos das tensões residuais e da qualidade superficial sobre vida em fadiga do componente soldado, para os casos de alta e baixa carga por eixo (PAIVA, 2016). As forças calculadas foram aplicadas na superfície B indicada na Figura 4.25.

- A** Deslocamento igual a zero (X,Y,Z)
- B** Força: -120kN na direção X e -150kN na direção Y

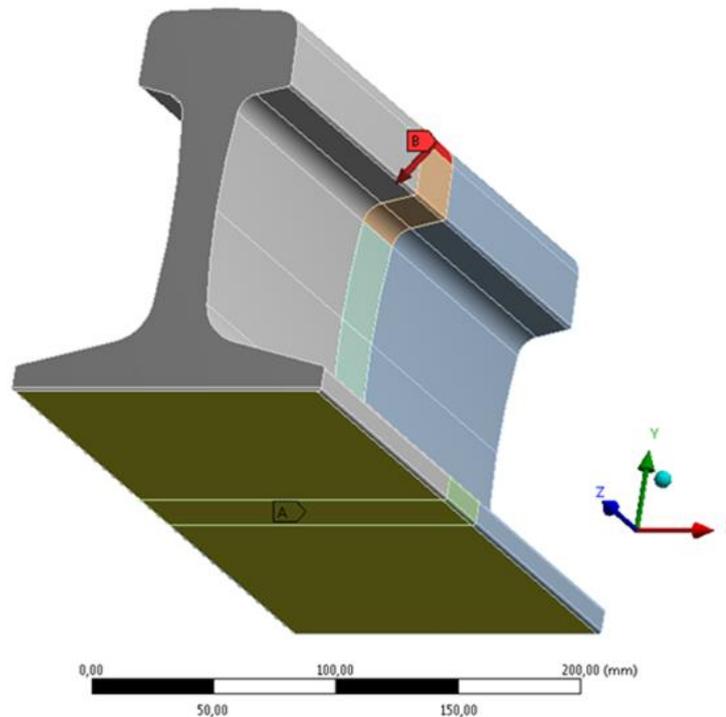


Figura 4.25 – Exemplo das condições de contorno utilizadas em segunda etapa de simulações estáticas estruturais do componente soldado. A: nós com restrição de deslocamento em todos os graus de liberdade. B: região de aplicação da força.

4.3.3. Análise de fadiga por simulação

A análise de fadiga foi realizada com o auxílio do pós-processador do *software* Ansys® versão 17.0, trata-se de um módulo de fadiga que permite avaliação completa de componentes. A análise se divide em duas etapas: (i) simulação estática estrutural, conforme definido no tópico anterior; (ii) simulação de fadiga, os dados de carregamento cíclico do componente são definidos e é realizada uma análise de vida ou outra grandeza de interesse em cada nó (ANSYS, 2016).

Para as análises dos modelos de trilho soldado os dados de entrada foram as propriedades em fadiga do material, ou seja, curvas S-N obtidas na junta soldada com e sem a presença de entalhe. Foram realizadas análises comparativas com carregamento em amplitude constante e proporcional dos seguintes casos (Tabela 4.4): (i) modelo com tensões residuais, carregamentos em curva simulados e propriedades em fadiga do material referentes aos ensaios com entalhe na ZTA, o que corresponde à realidade atual para este tipo de junta; (ii) modelo com tensões residuais, carregamentos em curva simulados e propriedades de fadiga do material referentes às juntas sem entalhe (simulando a usinagem completa do perfil); (iii) modelo sem tensões residuais, carregamentos em curva simulados e propriedades de fadiga do material referentes

aos ensaios de juntas com entalhe, simulando tratamentos térmicos para eliminar as tensões residuais.

Tabela 4.4 – Condições de simulação de vida em fadiga para junta soldada de trilho intermediário.

| Carga Simulada | Condições da junta/vida mínima em fadiga | | |
|----------------|--|-----------------------------|-------------------------------|
| | 20t/eixo | Tensões residuais e entalhe | Tensões residuais sem entalhe |
| 30t/eixo | | | |

Como resultados das simulações foi obtido o parâmetro vida (*life*) que mostra o número de ciclos até a falha devido à fadiga na forma de contornos de cor. Como já discutido na seção anterior, esta análise de fadiga foi apenas aproximada, de modo a comparar os efeitos das tensões residuais e do acabamento superficial na alma sobre a vida do componente soldado. Os resultados não devem ser usados para projeto ou estimativa de vida do componente real, uma vez que o estado de carregamento foi simplificado. No entanto, os resultados comparativos podem indicar as tendências de efeitos das variáveis analisadas.

Para as análises, o seguinte procedimento foi adotado no módulo de fadiga:

- Definido o carregamento a partir do último intervalo de tempo da análise estrutural, ou seja, considerando a sobreposição das tensões residuais (nos casos aplicáveis) com o carregamento imposto. Além disso, a análise foi do tipo *stress ratio* 0,1 (a mesma razão de carregamento dos ensaios de fadiga em corpos de prova).
- O tipo de análise foi definido como tensão-vida (*stress life*).
- A correção da tensão média definida foi a proposta por Gerber, uma vez que geralmente é mais apropriada para materiais com comportamento dúctil sob tensões trativas (SCHIJVE, 2001).
- Utilizaram-se os valores de tensão normal vertical (Eixo Y) como componente de tensão para as análises. Esta opção leva em consideração o fato de que as componentes de tensões residuais trativas na alma somados ao estado de tensão correspondente ao carregamento em curvas controla a nucleação de trincas por fadiga do tipo HSW (FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007; TAWFIK *et al.*, 2008).

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos na caracterização estrutural, dilatométrica, tensões residuais, ensaios mecânicos, ensaios de fadiga e simulações numéricas.

5.1. Análise Química e Caracterização Estrutural

5.1.1. Análise química

A análise química foi realizada em 10 amostras de metal base e os valores são apresentados como média e desvio-padrão na Tabela 5.1. Os resultados obtidos estão de acordo com as especificações da AREMA (2013).

Tabela 5.1 – Resultados de análise química do metal base, aço para trilhos intermediário.

| | Elemento (% em massa) | | | | | | | | | |
|---------------|-----------------------|------|-------|--------|--------|-------|--------|--------|---------|---------|
| | C | Mn | Si | P | S | Cr | Mo | Ni | V | Nb |
| Média | 0,71 | 0,84 | 0,24 | 0,0157 | 0,0085 | 0,078 | 0,0095 | 0,0124 | 0,00219 | 0,00353 |
| Desvio Padrão | 0,006 | 0,01 | 0,009 | 0,0019 | 0,0031 | 0,003 | 0,0017 | 0,0026 | 0,0002 | 0,0002 |

Devido ao teor de carbono relativamente baixo do aço, esperava-se uma maior relação Mn/C, uma vez que o manganês tem como característica a expansão do campo austenítico, com diminuição da composição eutetóide e da temperatura eutetóide, reduzindo a formação de ferrita proeutetóide (KRAUSS, 2005). Em função do teor de Mn relativamente baixo, uma pequena fração de ferrita proeutetóide foi observada no metal base, conforme será apresentado posteriormente.

5.1.2. Macrografia

Os resultados do ataque macrográfico nas seções de juntas soldadas é apresentado na Figura 5.1 e as medidas de largura da ZTA na Figura 5.2.

As camadas superficiais do trilho conduzem corrente elétrica mais facilmente quando comparadas ao volume (efeito superficial) (MANSOURI e MONSHI, 2004). Portanto, os três pontos mais próximos à superfície do boleto na Figura 5.2 não representam o perfil da largura da ZTA do boleto, uma vez que a densidade de corrente na superfície é maior do que a densidade de corrente no interior, fazendo com que o aporte de calor e, em consequência, a largura da região próxima à superfície seja maior. Outras questões que podem estar relacionadas à maior largura da ZTA nas superfícies é o corte de rebarbas e o consequente trabalho mecânico imposto pela ferramenta rebarbadora.

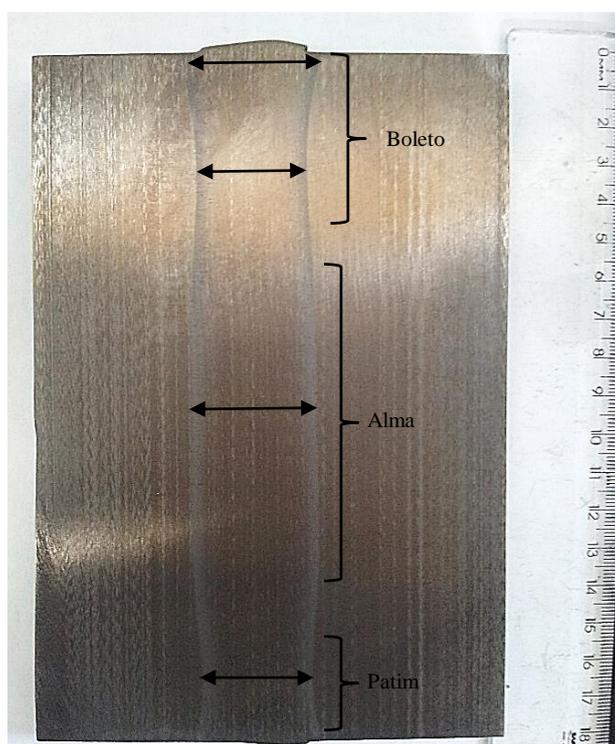


Figura 5.1 – Macrografias de junta soldada em trilho de aço intermediário. Ataque Nital 2%.

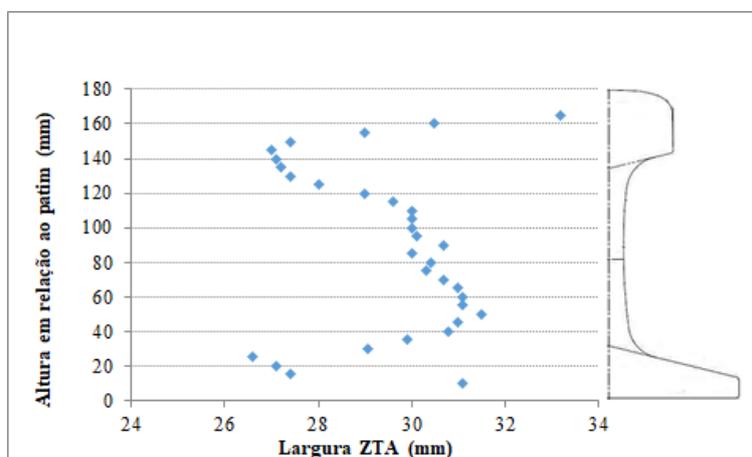


Figura 5.2 – Variação da largura da ZTA nas três regiões de trilho intermediário soldado por centelhamento, seção (a) da Figura 4.6.

Das três regiões que compõem o trilho, a alma é a que possui a menor espessura. Por isso, a densidade de corrente que passa por unidade de área nesta região é maior do que nas demais, o que resulta em um maior aporte térmico por unidade de área. Esta maior densidade de corrente é responsável pela ZTA da alma ser maior do que a das outras regiões. Outros autores (Mansouri e Monshi, 2004) reportaram que a largura da ZTA na alma é maior dentre as três regiões de trilhos soldados por centelhamento elétrico, no entanto, não apresentaram medidas comparativas.

Conforme comentado na revisão bibliográfica, as maiores temperaturas de pico observadas na alma durante o processo de soldagem causam uma maior contração desta região durante o resfriamento, resultando no desenvolvimento de tensões residuais trativas. Portanto, os resultados apresentados na Figura 5.2 corroboram a hipótese levantada por Mansouri e Monshi (2004) e por Weingrill *et al.* (2017) sobre um maior aporte de calor na alma durante o processo de soldagem em relação ao bolete e patim. O maior aporte térmico na alma contribui para o desenvolvimento de tensões residuais normais trativas, sobretudo no sentido vertical do trilho. Tal hipótese será novamente abordada nos resultados de tensões residuais e nos modelos numéricos.

Outro ponto que merece destaque em relação à alma das juntas soldadas pelo processo FBW é a presença de concentradores de tensão oriundos de rebarba, como apresentado na Figura 5.3. Mousavizade e Farhangi (2010) e Godefroid *et al.* (2015) mostraram que concentradores de tensão oriundos do processo FBW podem ser pontos de nucleação de trincas por fadiga ou mesmo fraturas frágeis devido à sobrecarga em linhas continuamente soldadas. Não foram encontradas descontinuidades como trincas, inclusões de óxidos, dentre outras, nas juntas analisadas, como reportado por Micenko *et al.* (2013) e Farhangi e Mousavizadeh (2007).

A comparação entre os resultados do ataque com reativo de iodo apresentado na Figura 5.3 indica, mais uma vez, a maior largura da ZTA na alma em relação ao bolete (10mm abaixo da superfície de rolamento). Além disso, percebe-se grande quantidade de linhas de deformação na alma (setas marcadas), o que pode estar associado à posição na junta e ao maior aporte de calor na alma. Pode-se observar ainda o fluxo de material devido ao corte de rebarbas realizado a quente.

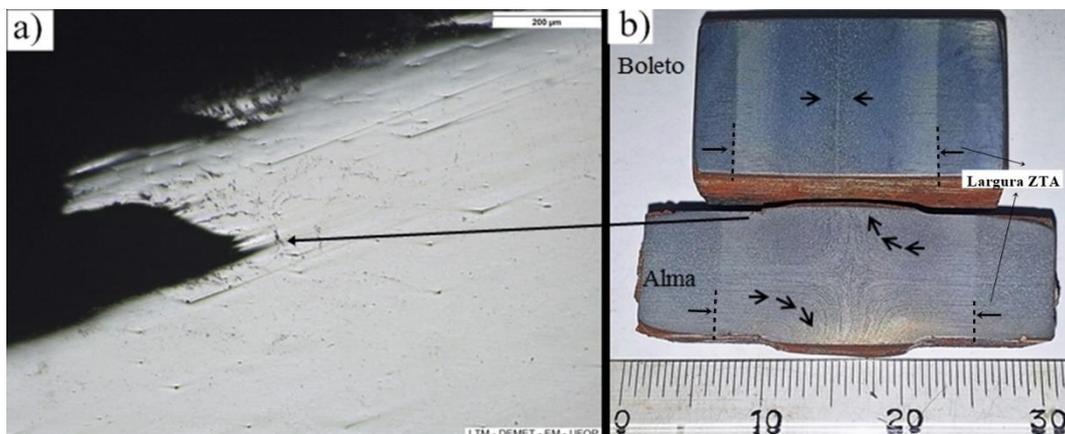


Figura 5.3 – (a) Concentrador de tensão na alma de trilho soldado por centelhamento no final do corte de rebarba. (b) Padrão de deformação devido ao processo de soldagem na alma e no bolete (setas), retivo de iodo. Seção (b) da Figura 4.6.

5.1.3. Micrografia

Os resultados de análise metalográfica de juntas soldadas pelo processo FBW no aço perlítico intermediário são apresentados na Figura 5.4, para plano de corte realizado 10mm abaixo da superfície de rolamento do boleto.

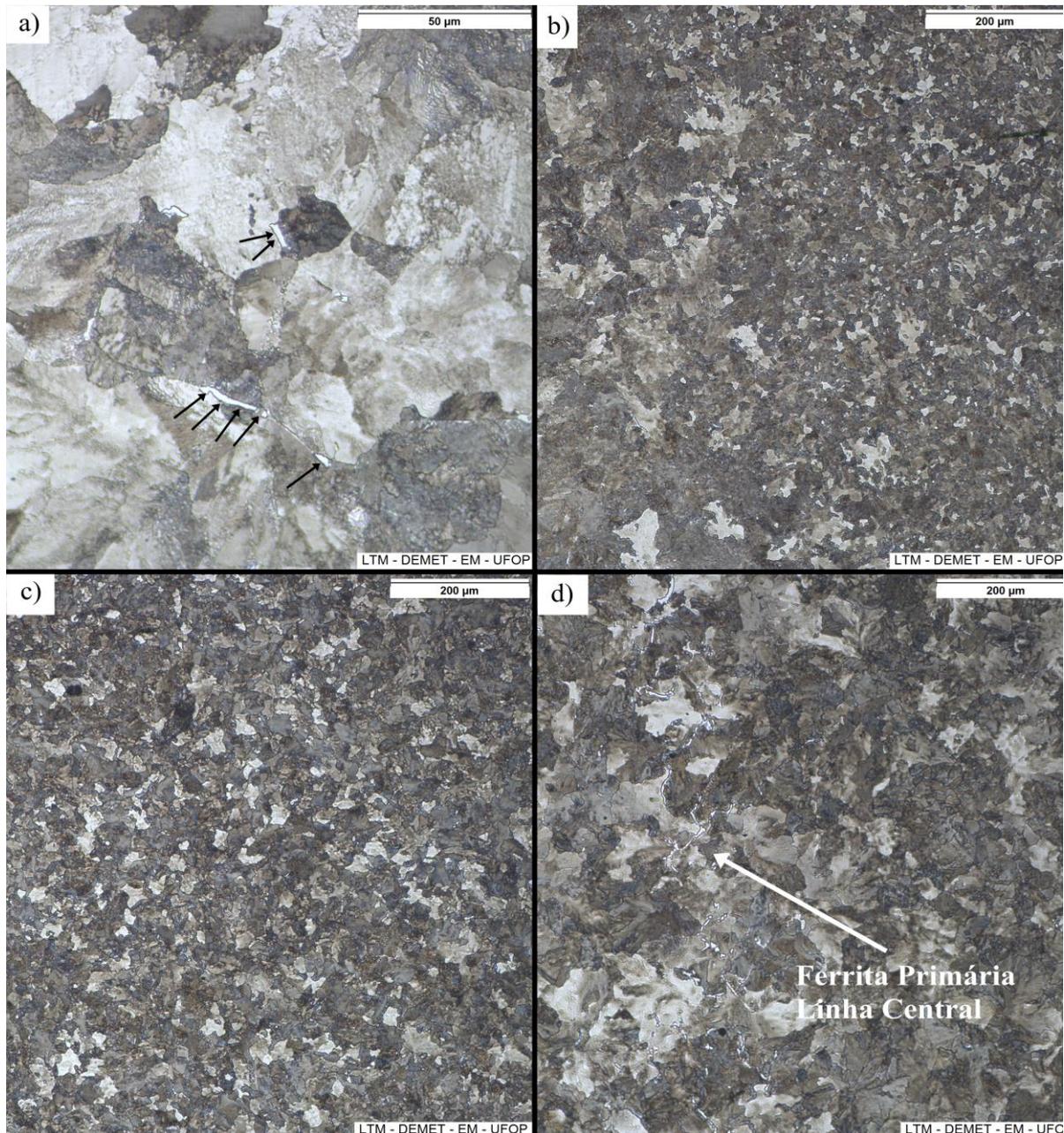


Figura 5.4 – Micrografia de junta soldada de trilho intermediário atacado com Nital 2%, região central do boleto, 10mm abaixo da superfície, seção (b) da Figura 4.6. (a) Metal Base, com destaque para ferrita pró-eutetóide; (b) MB/Refino de Grão; (c) Refino de Grão; (d) Crescimento de grão com linha central decarbonetada. Aumento original de 500x (a) e 100x (b, c e d).

Como comentado na seção anterior, o metal base apresentou pequena fração de ferrita livre (destaque na Figura 5.4 (a)), não sendo, portanto, um aço de composição rigorosamente eutetóide.

Os resultados de caracterização estrutural por microscopia óptica estão sumarizados na Figura 5.5, na qual é possível perceber que toda a extensão da junta na região do boleto é majoritariamente perlítica. A alma e o patim também apresentaram a mesma estrutura, porém com diferentes larguras das regiões em função dos diferentes aportes de calor, como discutido na seção anterior.

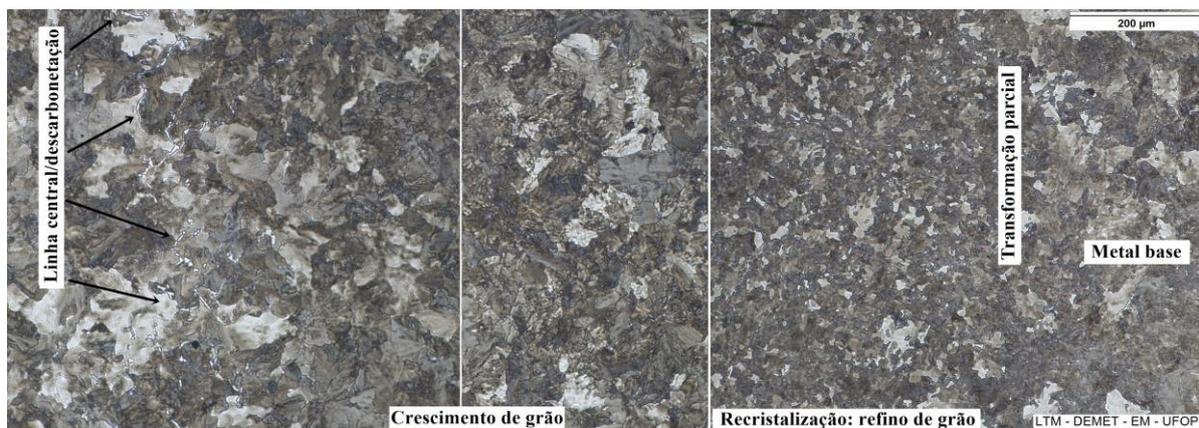


Figura 5.5 – Montagem a partir de micrografias de junta soldada por FBW em trilho ferroviário intermediário. Boleto, 10mm sob a superfície de rolamento, seção (b) da Figura 4.6, Nital 2%. Aumento original: 100x.

Os resultados apresentados nas Figuras 5.4 e 5.5 são semelhantes àqueles reportados na literatura para esse tipo de junta (MANSOURI e MONSHI, 2004; MICENKO *et al.*, 2013; JILABI, 2015; NISHIKAWA e GOLDENSTEIN, 2018). Na linha central ocorreu descarbonetação parcial com a formação de uma “linha” composta por ferrita livre (Figura 5.4(d) e Figura 5.5). Descarbonetação parcial na linha central é comum em aços perlíticos soldados por centelhamento e geralmente não é um problema do ponto de vista de comportamento (MICENKO *et al.*, 2013).

A partir de caracterização de todas as regiões da junta na região do boleto por MEV e MFA, Figuras 5.6 e 5.7, pode-se observar que a morfologia da perlita varia significativamente em toda a extensão da ZTA. Na região de refino de grãos (Figuras 5.6 (b) e 5.7 (b)) e, sobretudo, na região de transformação parcial (Figuras 5.6 (c) e 5.7 (c)), ocorre esferoidização parcial da cementita. A esferoidização parcial da cementita em função dos ciclos termomecânicos da soldagem por centelhamento e a consequente redução da dureza é um dos maiores desafios tecnológicos da soldagem de trilhos, pois é associada à deformação superficial localizada e

nucleação de trincas por fadiga (ZERBST *et al.*, 2009; MICENKO *et al.*, 2013; LI *et al.*, 2011; MUTTON *et al.*, 2016). A morfologia das colônias perlíticas na região de crescimento de grãos (Figuras 5.6 (a) e 5.7 (a)) é a que mais se assemelha ao metal base (Figuras 5.6 (d) e 5.7 (d)), incluindo o espaçamento interlamelar, como será apresentado adiante.

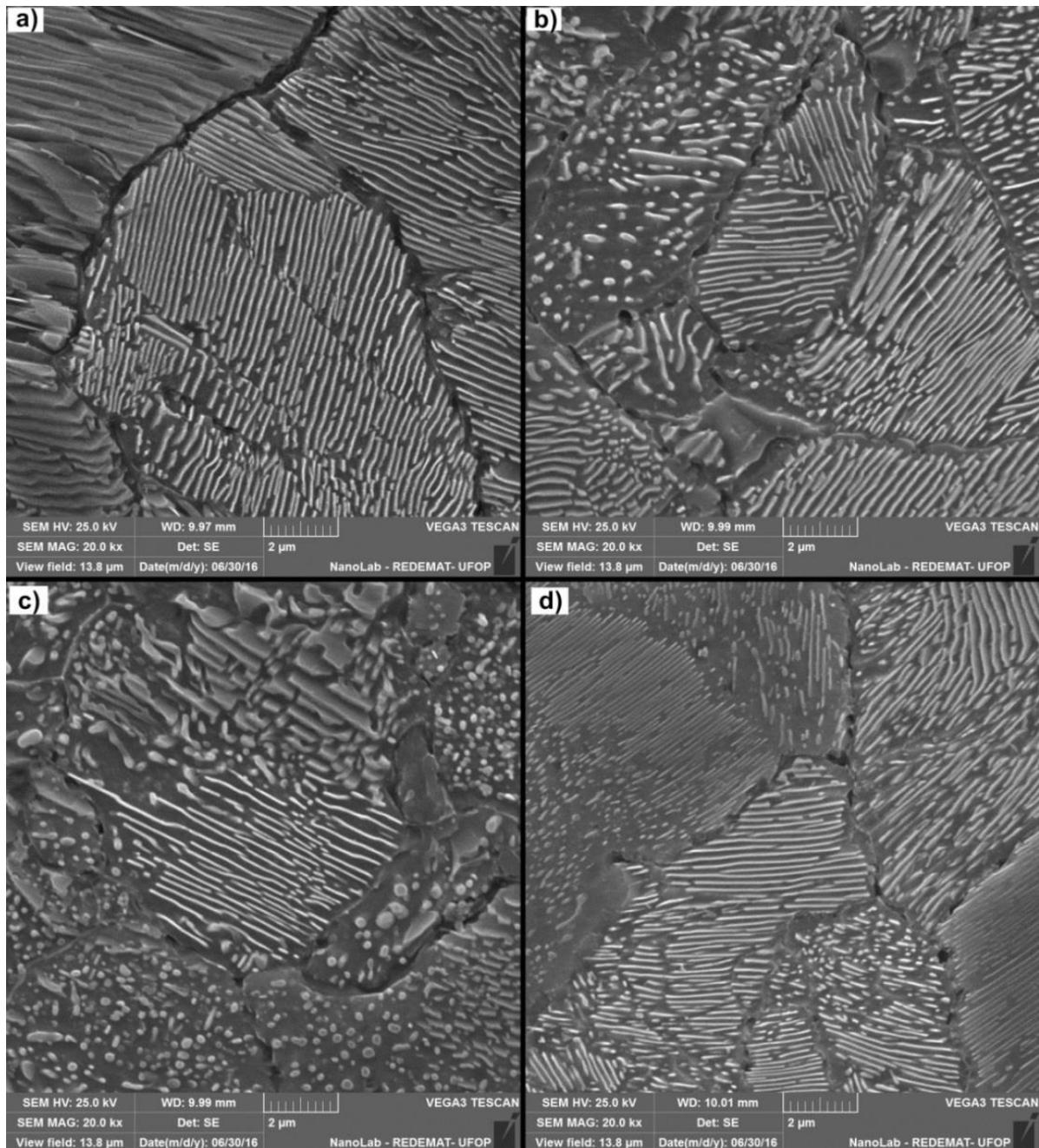


Figura 5.6 – Microestruturas obtidas em MEV de todas as regiões de junta soldada por FBW em trilho intermediário, boleto 10mm sob a superfície de rolamento, seção (b) da Figura 4.6. (a) Crescimento de grão, 2mm da linha central. (b) Refino de grão, 8mm da linha central. (c) Transformação parcial, 12mm da linha central. (d) Metal base, 18mm da linha central. Ataque Nital 2%, aumento original: 20.000X.

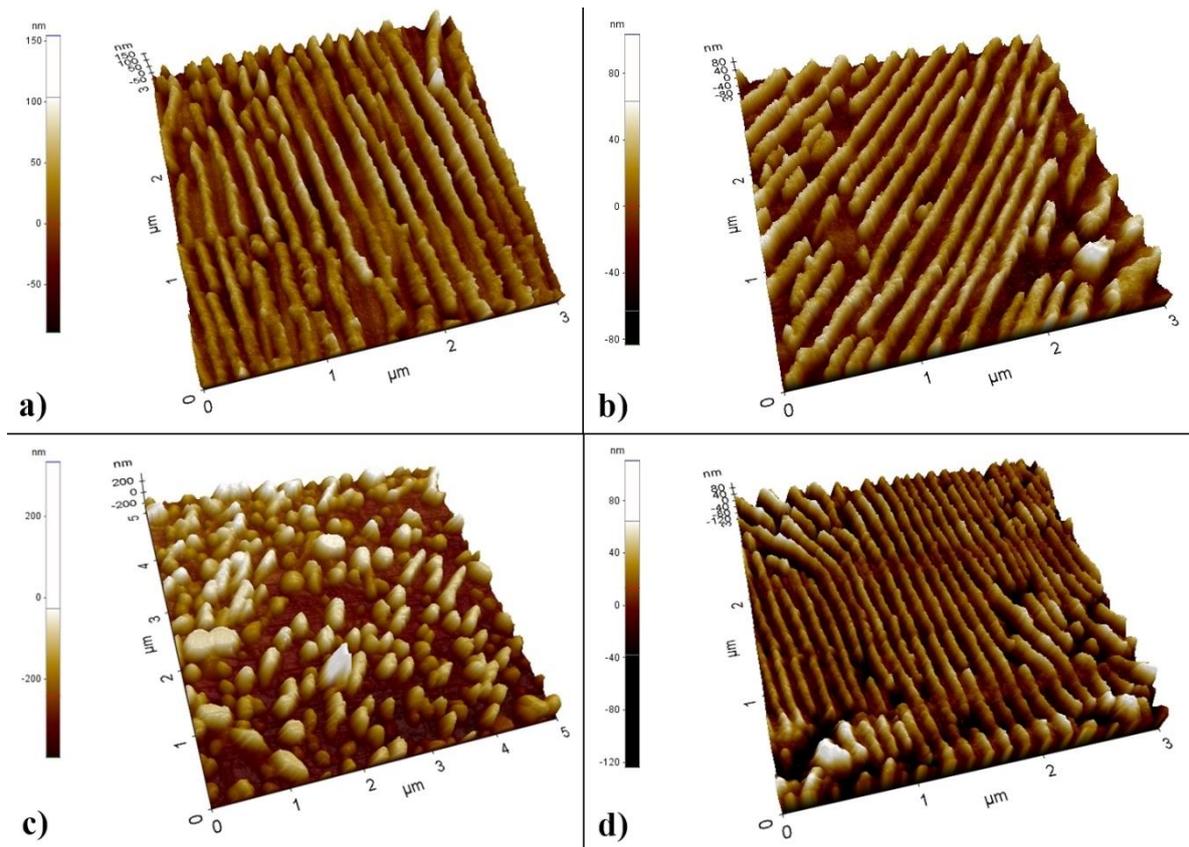


Figura 5.7 – Microestruturas obtidas em MFA de todas as regiões de junta soldada por FBW em trilho intermediário, bolete 10mm sob a superfície de rolamento. (a) Crescimento de grão, 2mm da linha central. (b) Refino de grão, 8mm da linha central. (c) Transformação parcial, 12mm da linha central. (d) Metal base, 18mm da linha central. Ataque Nital 2%.

Foi realizada também uma avaliação de inclusões na região central do bolete e na alma, a partir de amostras polidas e sem ataque, como ilustrado na Figura 5.8. Pode-se observar que o material apresenta inclusões alongadas com aspecto típico de sulfetos de manganês, o que foi confirmado por MEV/EDS (Figura 5.8 (c)). Outra observação que merece destaque é a direção das inclusões na Figura 5.8, alongadas em paralelo ao sentido de laminação do trilho em (a) e realinhadas em (b) devido à deformação a quente no final do processo de soldagem.

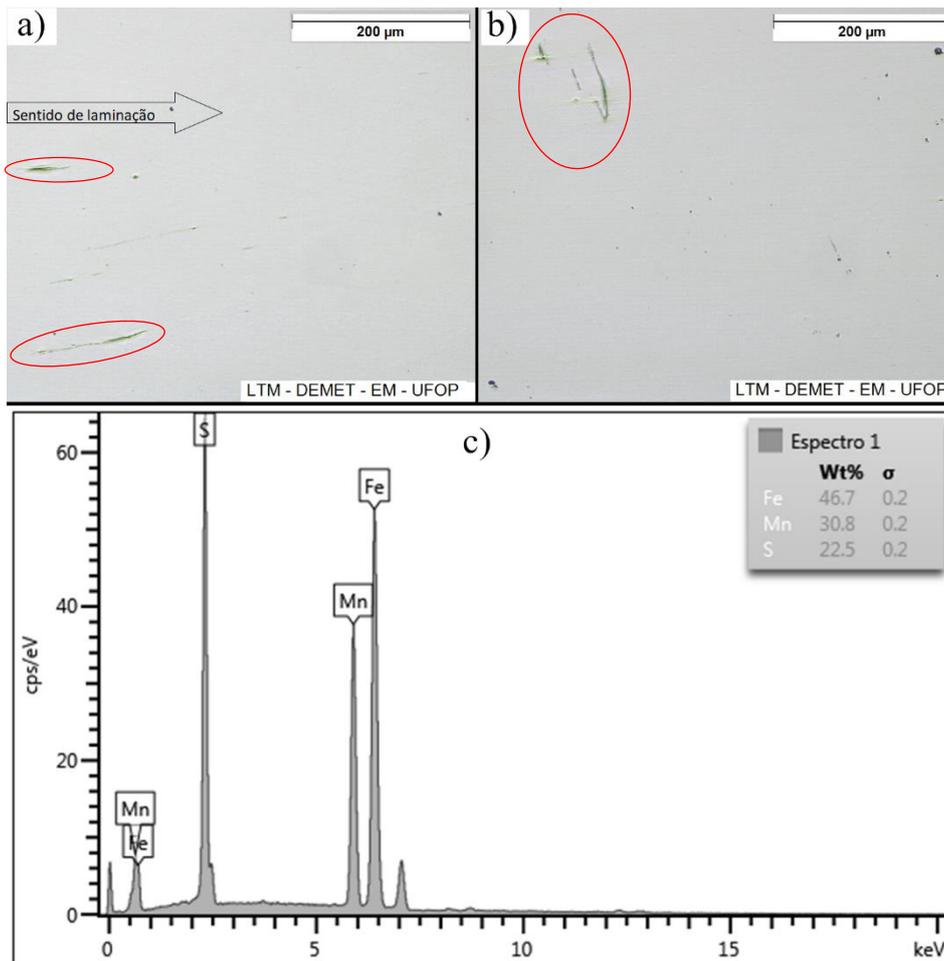


Figura 5.8 – Análise de inclusões alinhadas no metal base no sentido de laminação (a) e na junta soldada com realinhamento das inclusões devido à deformação no final da soldagem (b), região central da alma, sem ataque. Aumento original de 100x. (c) Espectro obtido por MEV/EDS em inclusões de sulfeto de manganês.

Os resultados de espaçamento interlamelar perlítico médio obtidos a partir de imagens selecionadas em MEV e MFA são apresentados nas Tabelas 5.2 e 5.3, respectivamente. Na Figura 5.9, apresenta-se um exemplo da técnica utilizada para as medidas em imagem topográfica obtida por AFM e utilizando-se o *software* Gwyddion. A partir da comparação entre os valores das Tabelas 5.2 e 5.3, percebe-se que os valores obtidos pelas duas técnicas de medição foram muito próximos e seguiram a mesma tendência. No entanto, em razão da maior amostra analisada a partir das imagens em MEV, pelo menos 20 campos diferentes para cada região da junta, as discussões serão limitadas a este caso (Tabela 5.2).

Análise de variância dos valores de medida de espaçamento interlamelar perlítico (Tabela 5.2) indicou que tratam-se de médias diferentes para as quatro regiões, além disso, testes t de “Student” realizados aos pares indicaram que as médias são diferentes entre todas as regiões, com $p < 0,05$.

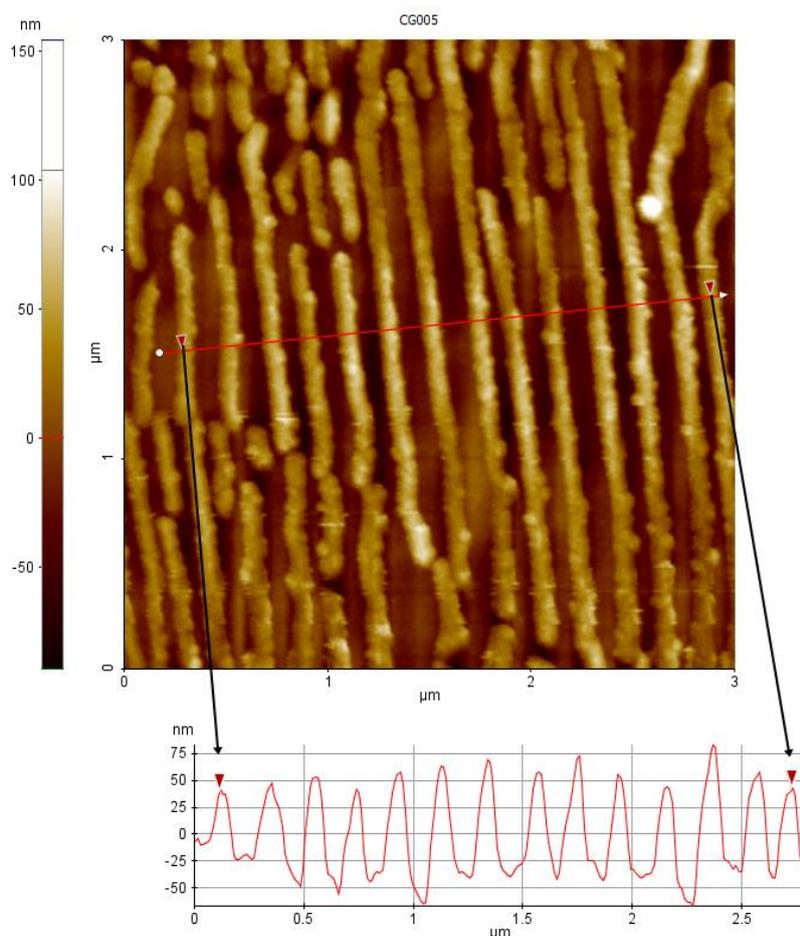


Figura 5.9 – Microestrutura da região de crescimento de grãos na ZTA em boleto de trilho soldado por centelhamento, em destaque perfil linear perpendicular às lamelas para medida do espaçamento interlamelar perlítico. MFA, aço perlítico intermediário para trilhos ferroviários.

Tabela 5.2 – Medidas de espaçamento interlamelar perlítico na região central do boleto em junta de trilho intermediário, MEV. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, MB – metal base).

| Espaçamento (μm) | Região da Junta (distância à linha central) | | | |
|-------------------------------|---|----------|-----------|-----------|
| | CG - 2mm | RG - 8mm | RG - 10mm | MB - 16mm |
| Média | 0,17 | 0,20 | 0,24 | 0,15 |
| Desvio Padrão | 0,03 | 0,02 | 0,05 | 0,02 |

Tabela 5.3 – Medidas de espaçamento interlamelar perlítico na região central do boleto em junta de trilho intermediário, AFM. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, MB – metal base).

| Espaçamento (μm) | Região da Junta (distância à linha central) | | |
|-------------------------------|---|----------|-----------|
| | CG - 2mm | RG - 8mm | MB - 16mm |
| Média | 0,16 | 0,18 | 0,14 |
| Desvio Padrão | 0,01 | 0,02 | 0,02 |

Na Figura 5.10 apresenta-se um exemplo do resultado de oxidação parcial em comparação ao ataque com Nital 2% na região de crescimento de grão da ZTA. A Figura 5.11 (a) ilustra a

microestrutura da região de refino de grão com as colônias de perlita coloridas após processamento de imagem pelo *software* de análise (LAZ, Leica versão 4.6) após ataque térmico para revelar os contornos. A Figura 5.11 (b) retrata a relação entre as cores das colônias com a distribuição dos seus tamanhos, segundo o número de grão ASTM. A mesma análise foi realizada no metal base, na região de crescimento de grão e na região de transformação parcial, os resultados são apresentados na forma de diâmetro circular equivalente na Tabela 5.4. As análises de variância indicaram que os dados obtidos possuem médias diferentes para as três regiões, além disso, testes t de “Student” realizados nos dados aos pares indicaram, com 95% de confiança, que tratam-se de médias diferentes, com $p < 0,05$.

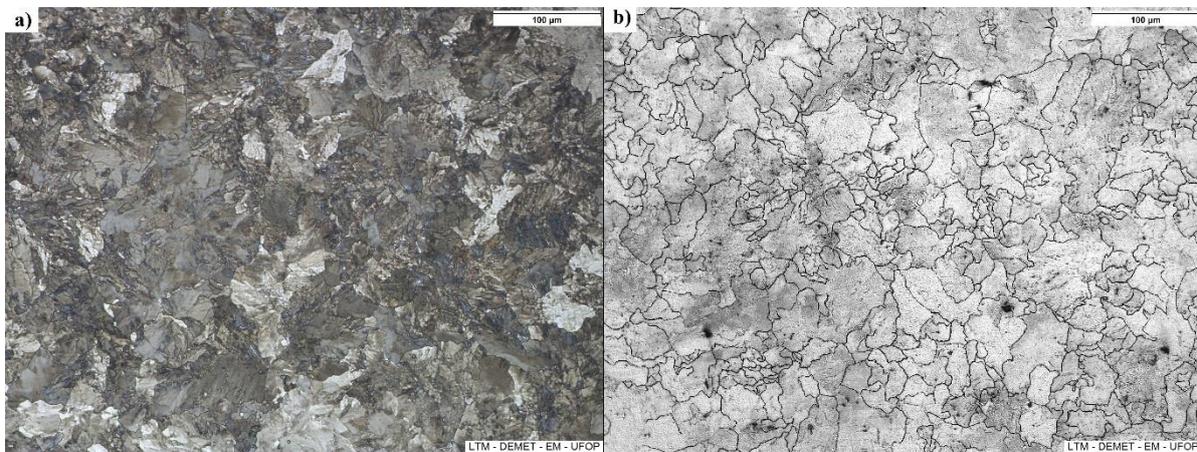


Figura 5.10 – Resultados de diferentes ataques na região de crescimento de grão na ZTA em trilho intermediário soldado por centelhamento: (a) Nital 2%; (b) oxidação parcial a 700°C em forno com atmosfera controlada (baixa pressão parcial de oxigênio). Região do boleta a 10mm da superfície, aumento original de 200x.

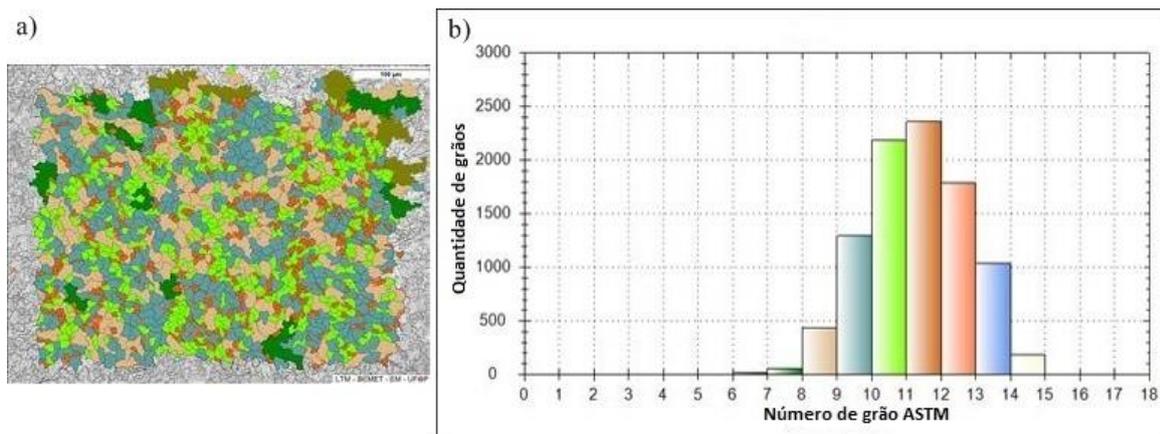


Figura 5.11 – Microestrutura da região de refino de grão evidenciando-se o tamanho dos grãos por diferentes colorações (a), 200x. Distribuição de frequência dos tamanhos de colônias de perlita (número de grão ASTM) na região de refino de grão de um aço de trilho intermediário soldado por centelhamento (b), região do boleta a 10mm abaixo da superfície.

Observa-se na Tabela 5.4 que o tamanho de grão das colônias perlíticas se altera em função da posição desde a linha central da solda até o metal base, por se tratar de estrutura naturalmente

heterogênea do ponto de vista de tamanho de grão (perlita), os valores significativos de desvio padrão apresentados eram esperados, resultados semelhantes de desvio padrão foram obtidos por Jilabi (2015). O tamanho de colônias perlíticas é diretamente (qualitativamente) relacionado ao tamanho de grão austenítico prévio ao final da soldagem (Garnham e Davis, 2009). Devido à deformação ao final do processo de soldagem elétrica por centelhamento, recristalização dinâmica da austenita ocorre na ZTA (Mansouri e Monshi, 2004). O tamanho de grão austenítico prévio e, em consequência, o tamanho das colônias perlíticas em cada região da junta é função da temperatura de pico e deformação: na região de crescimento de grãos a temperatura é suficientemente elevada para permitir o crescimento austenítico e originar a perlita mais grosseira apresentada na Figura 5.5. Por outro lado, na região de refino de grão o tamanho médio das colônias perlíticas é mais refinado porque se originou de uma austenita recristalizada.

Tabela 5.4 – Medidas de tamanho médio de colônias perlíticas na região central do bolete em junta soldada, 10mm abaixo da superfície. (CG – crescimento de grão, RG – refino de grão, TP – transformação parcial e MB – metal base).

| Tamanho de grão (diâmetro circular equivalente μm) | Região da Junta (distância à linha central) | | | |
|--|---|----------|-----------|-----------|
| | CG – 2mm | RG – 8mm | TP – 12mm | MB – 16mm |
| Média | 45 | 9 | 13 | 17 |
| Desvio Padrão | 12 | 5 | 9 | 12 |

A partir de todos os dados de caracterização apresentados até aqui, foi montada uma figura esquemática relacionando a posição na junta, temperatura de pico e a morfologia perlítica, Figura 5.12. Por uma questão didática durante a discussão, esta figura adianta os valores de microdureza Vickers para as regiões da junta. No entanto, propriedades mecânicas serão discutidas com maior profundidade em seção posterior.

Como pode ser observado na Figura 5.12, a região de crescimento de grão da ZTA apresentou um espaçamento interlamelar significativamente menor que a região de refino de grão, com médias iguais a $0,17\mu\text{m}$ e $0,20\mu\text{m}$, respectivamente. A região de crescimento de grão, portanto, possui espaçamento interlamelar e microdureza próximos ao metal base, em contraste, a região de refino de grão apresentou microdureza significativamente menor, redução média de 13% em relação ao metal base. Os resultados apresentados aqui também foram reportados por outros pesquisadores ao caracterizar juntas de trilhos de aços perlíticos obtidas por FBW, exceto os dados de espaçamento interlamelar (JILABI *et al.*, 2015; MICENKO *et al.*, 2013).

Destaca-se também que a região de transformação parcial apresentou significativa mudança na morfologia perlítica, como discutido anteriormente nas Figuras 5.6 e 5.7, o que resultou em uma queda média de 20% na microdureza em relação ao metal base.

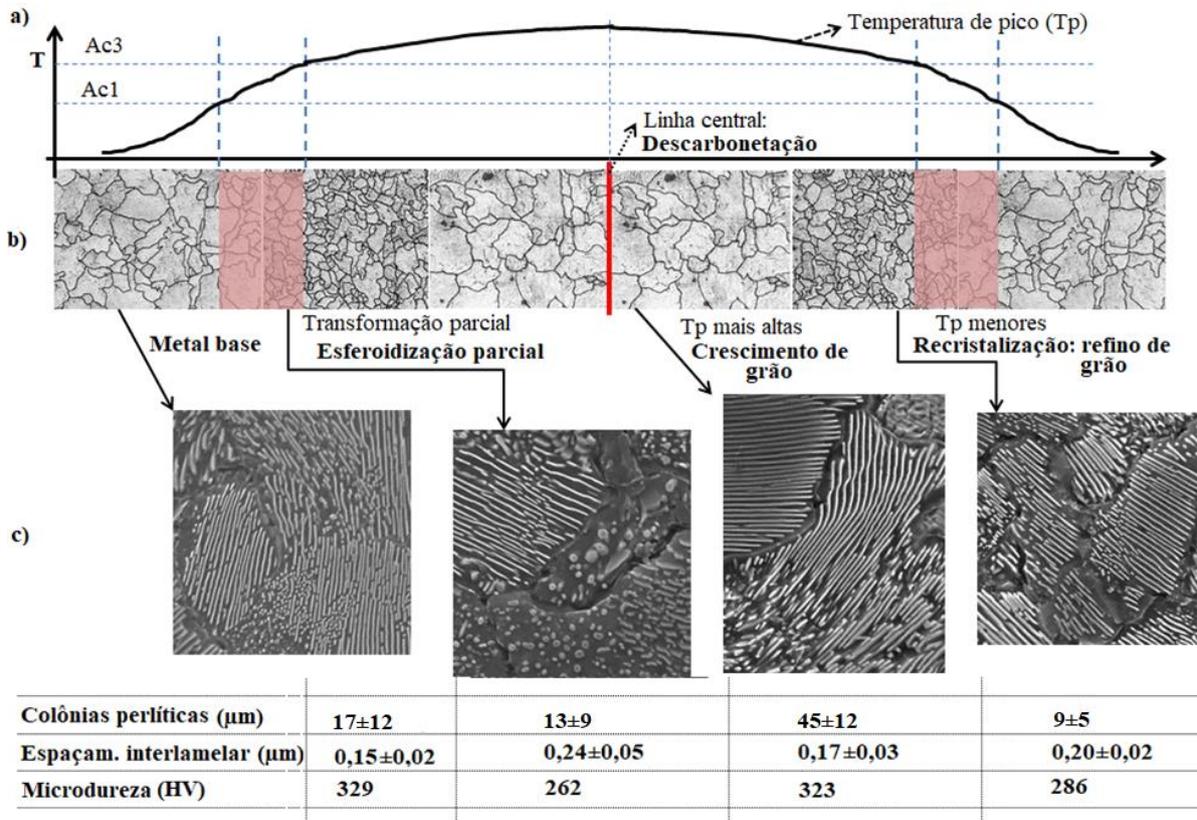


Figura 5.12 – Figura esquemática relacionando as temperaturas de pico (a) com as microestruturas, morfologias perlíticas, tamanho de colônias, espaçamento interlamelar e microdureza Vickers em junta soldada por FBW na região do boleto de trilha intermediário. (b) Ataque térmico; (c) MEV.

A evolução estrutural da perlita em função dos ciclos termomecânicos da soldagem elétrica por centelhamento não foi discutida ainda na literatura técnica, apesar de ser um processo bastante antigo e os problemas relacionados à variação de microdureza, sobretudo no boleto, serem bem conhecidos. Micenko *et al.* (2013) por exemplo, fazem um relatório aprofundado sobre os problemas relacionados à queda de dureza em juntas de trilhos obtidos por FBW e concluem que estudos de dilatométrica poderiam ser usados para entender os mecanismos envolvidos e atuar no processo.

Jilabi (2015), ao caracterizar juntas de trilha de aço perlítico soldadas por centelhamento, não conseguiu explicar o porquê de a região de crescimento de grãos da ZTA apresentar microdureza próxima ao metal base e a região de refino de grão, por outro lado, apresentar redução de dureza. Nishikawa e Goldenstein (2018) apresentam o primeiro trabalho encontrado na literatura técnica utilizando dilatométrica em um esforço para compreender o

desenvolvimento da esferoidização parcial em juntas de trilhos de aços perlíticos soldados por centelhamento, os autores concluíram que o fenômeno de esferoidização na região de transformação parcial deve-se à formação do eutetóide divorciado e que elementos como o carbono aumentam a proporção esferoidizada. No entanto, os autores não avaliaram as outras regiões da ZTA e não simularam os efeitos de alterações de tempo de permanência e/ou taxa de resfriamento, apesar de sugerirem que taxas de resfriamento mais elevadas poderiam ser benéficas em relação à redução da esferoidização parcial.

A partir dos resultados obtidos aqui e considerando-se que as taxas de resfriamento pós-soldagem são aproximadamente iguais e independentes da temperatura de pico, para temperaturas inferiores a 900°C na soldagem de aços (MESSLER, 1999), as diferenças no espaçamento interlamelar poderiam ser atribuídas às mudanças na temperabilidade do material. Em outras palavras, o diagrama TRC da região de crescimento de grãos poderia ser deslocado para a direita devido ao maior tamanho de grão austenítico. Portanto, considerando uma mesma taxa de resfriamento para temperaturas menores que 900°C, a região de crescimento de grão apresentaria transformação austenita-perlita em temperaturas menores que a região de refino de grão. Esta hipótese foi confirmada por meio de ensaios de dilatométrica, como será apresentado na próxima seção.

5.2. Dilatometria

A partir dos dados obtidos nos ensaios de dilatométrica, grupos (i) e (ii) (seção 4.2.2), e utilizando-se a técnica do desvio mínimo (Figura 5.13 (a)), as temperaturas Ac1 e Ac3 foram determinadas para o aço intermediário, Figura 5.13 (b), considerando a taxa de aquecimento igual a 5°C/s que foi aplicada a todas as amostras.

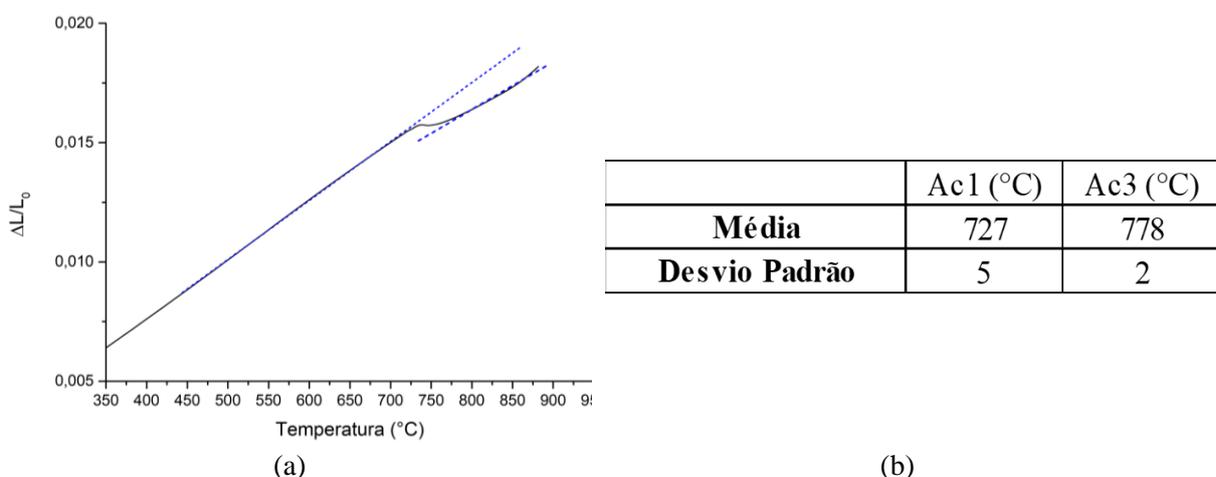


Figura 5.13 – (a) Exemplo de aplicação da técnica do desvio mínimo em dados de ensaio dilatométrico para determinação das temperaturas críticas Ac1 e Ac3 no aquecimento a 5°C/s do aço intermediário para trilhos. (b) Média e desvio padrão dos valores obtidos.

Os resultados dos ensaios de dilatométrica do metal base (grupo (i)) sob diferentes taxas de resfriamento são apresentados na forma de diagrama TRC na Figura 5.14, para temperatura de austenitização igual a 900°C. Ressalta-se que para taxas de resfriamento a partir de 15°C/s há transformação martensítica no aço.

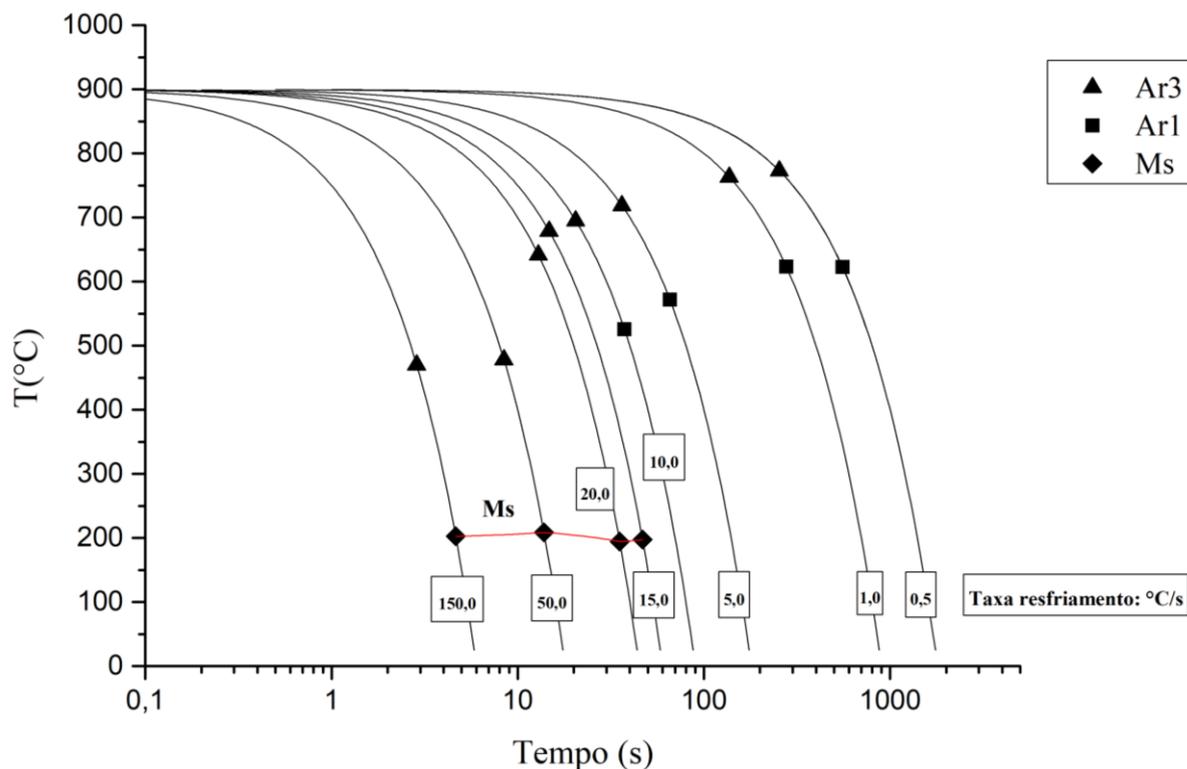


Figura 5.14 – Diagrama de transformação sob resfriamento contínuo do metal base, aço perlítico intermediário para trilhos. Temperatura de austenitização igual a 900°C.

Micrografias de algumas amostras de dilatométrica obtidas em microscópio óptico são apresentadas na Figura 5.15. Pode-se observar que para resfriamentos menores que 15°C/s (Figura 5.15 (a) e (b)), somente perlita foi obtido, com diferentes morfologias, confirmando as indicações dilatométricas. Para taxas de resfriamento a partir de 15°C/s (Figura 5.15 (c)), há início de formação de constituintes com mecanismo displacivo, neste caso, martensita. Para taxas de resfriamento entre 20°C/s e 150°C/s, a proporção de martensita aumenta continuamente nas micrografias, Figuras 5.15 (d) – (f).

A partir da análise do diagrama TRC na Figura 5.14, percebe-se que para taxas de resfriamento iguais a 50°C/s e 150°C/s, um produto de transformação austenítica foi registrado em temperaturas próximas de 480°C. As análises em microscópio óptico apresentadas nas Figura 5.15 (e) e (f) não foram suficientes para determinação desse constituinte. No entanto, como pode ser observado na Figura 5.16, análises em MEV indicaram que trata-se de produto de transformação intermediário, bainita.

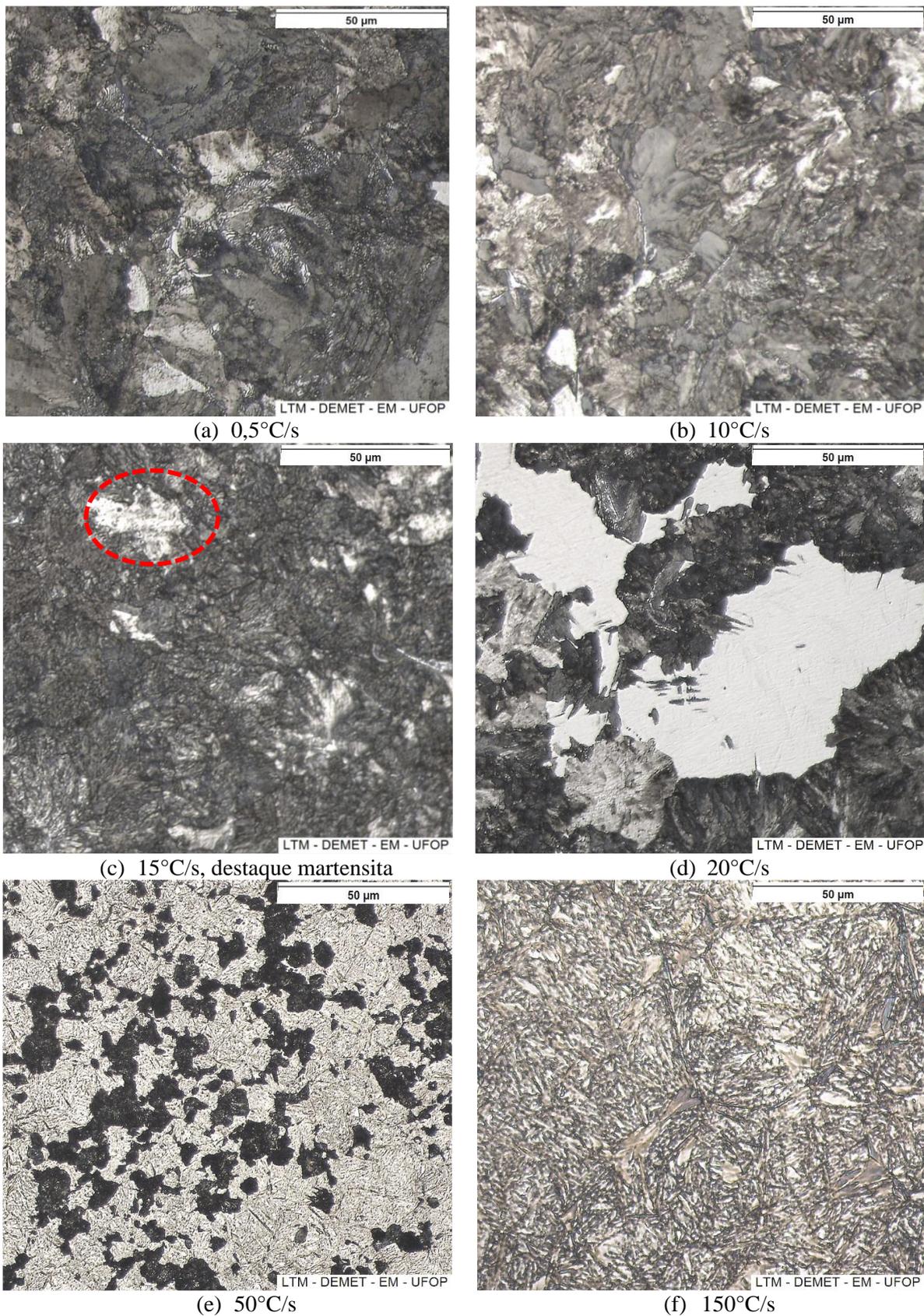


Figura 5.15 – Micrografias obtidas em microscópio óptico de amostras de dilatometria do metal base para diferentes taxas de resfriamento. Aumento original de 500x, Nital 2%.

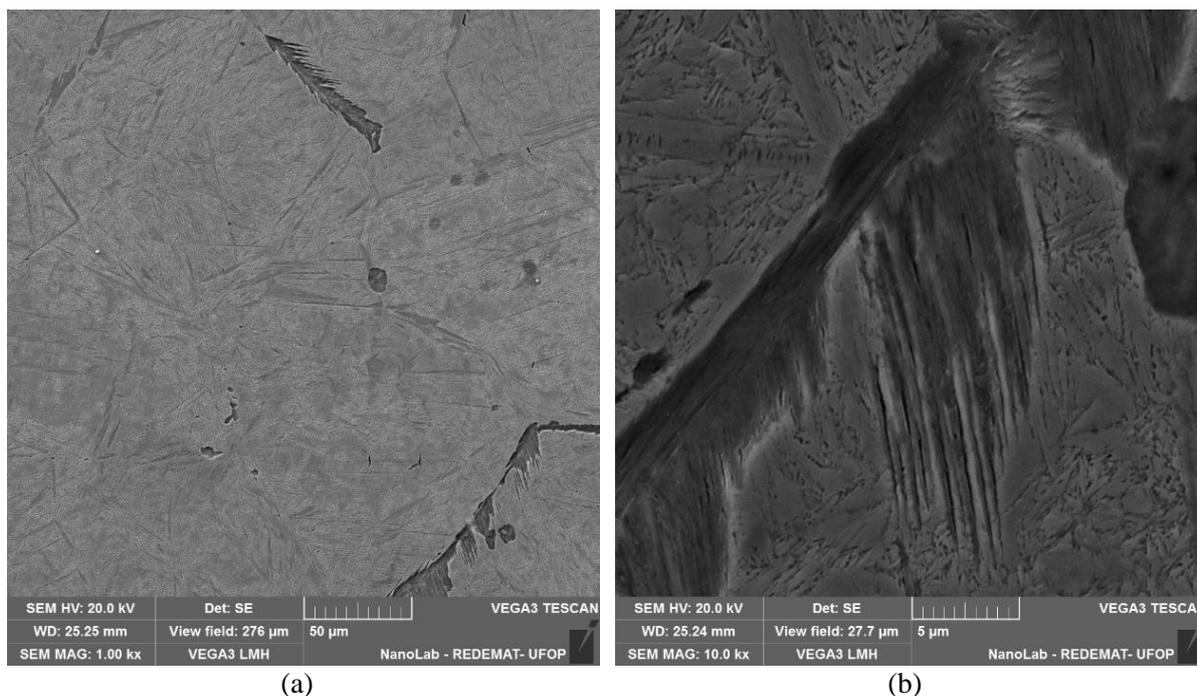


Figura 5.16 – Micrografias de amostra de dilatométrica resfriada a 150°C/s do metal base. (a) Aumento de 1000x, visão geral da matriz martensítica. (b) Aumento de 10000x, detalhe de bainita em contorno de grão austenítico prévio. Ataque: Nital 2%.

Os valores de microdureza Vickers obtidos nas amostras de dilatométrica estão apresentados na Tabela 5.5, na qual pode-se observar que os resultados foram coerentes com as microestruturas obtidas e os diferentes produtos de transformação/temperaturas determinados no diagrama TRC do metal base (Figura 5.14). Os maiores valores de desvio padrão foram verificados para as taxas de resfriamento iguais a 20°C/s e 50°C/s, pois tratam-se de microestruturas mistas, com matriz perlítica e “ilhas” de martensita no primeiro caso e matriz martensítica com “ilhas” de bainita no segundo caso, como mostrado nas Figuras 5.15 (d) e (e), respectivamente.

Tabela 5.5 – Resultados de microdureza Vickers em corpos de prova de dilatométrica do metal base (austenitização a 900°C). Aço perlítico para trilhos ferroviários.

| | Taxa de resfriamento (°C/s) | | | | | | | |
|---------------------------|-----------------------------|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| | 0,5 | 1 | 5 | 10 | 15 | 20 | 50 | 150 |
| Média (HV) | 345 | 347 | 401 | 406 | 438 | 456 | 807 | 903 |
| Desvio padrão (HV) | 11 | 15 | 17 | 27 | 12 | 37 | 120 | 14 |

A amostra austenitizada a 900°C e temperada a 150°C/s foi usada para medir o tamanho de grão austenítico prévio aproximado do aço (metal base). O ataque com o reagente picrato de sódio se mostrou mais viável para revelar os contornos de grão austeníticos prévios das amostras temperadas que o reagente Teepol, provavelmente, devido à segregação nos contornos de grão. Na Figura 5.17 apresenta-se, lado a lado, os resultados dos ataques com Nital 2% e

picrato de sódio em amostra de dilatométrica do metal base resfriada a $150^{\circ}\text{C}/\text{s}$. A análise de tamanho de grão indicou um diâmetro médio equivalente de $27\mu\text{m}$ com desvio padrão igual a $15\mu\text{m}$.

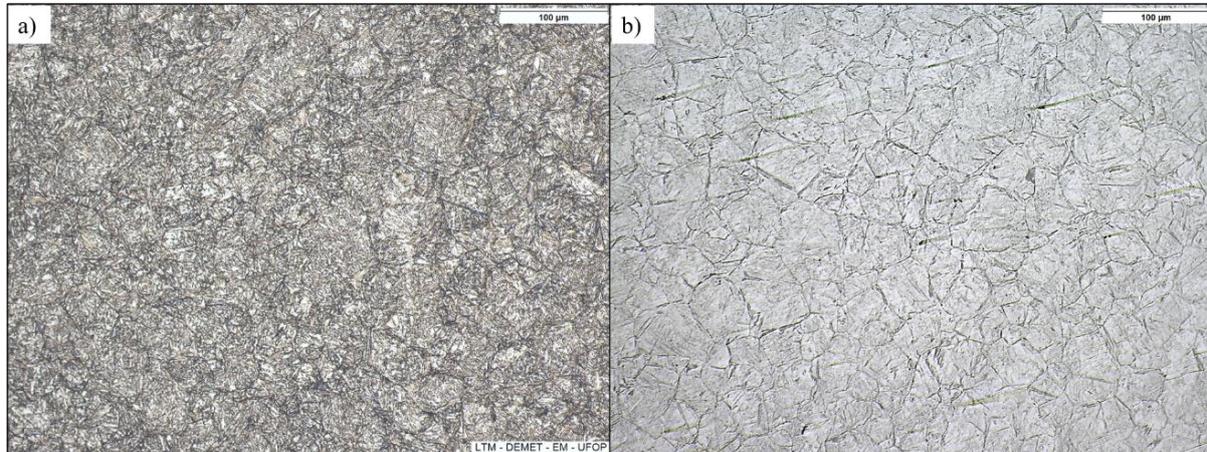


Figura 5.17 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 900°C e temperada a $150^{\circ}\text{C}/\text{s}$. (a) Microestrutura martensítica, Nital 2%. (b) Ataque com picrato de sódio para revelar o tamanho de grão austenítico prévio. Aumento original igual a $200\times$.

Outro grupo de ensaios de dilatométrica foi utilizado para simular a região de crescimento de grão da ZTA, Grupo (ii), com temperatura de austenitização igual a 1300°C por 1s. As análises de tamanho de grão austenítico prévio, neste caso, indicaram um diâmetro médio equivalente igual a $150\mu\text{m}$ com desvio padrão igual a $64\mu\text{m}$. Os efeitos do tamanho de grão austenítico na transformação de fases do material podem ser observados nos diagramas TRC sobrepostos da Figura 5.18, na qual se comparam os grupos (i) e (ii). Além disso, os resultados de microdureza Vickers também são apresentados para os dois grupos.

Observa-se nos resultados dos diagramas TRC que a temperatura de pico e, conseqüentemente, o tamanho de grão austenítico prévio teve significativa influência nas temperaturas de transformação de fases da austenita durante o resfriamento contínuo do aço para trilhos e nos valores de microdureza Vickers. Outro ponto que merece destaque na Figura 5.18 é que para o maior tamanho de grão austenítico prévio (média de $150\mu\text{m}$), a partir da taxa de resfriamento igual a $10^{\circ}\text{C}/\text{s}$, já há transformação martensítica, por outro lado, para o menor tamanho de grão austenítico prévio (média de $27\mu\text{m}$), transformação martensítica só ocorre para resfriamentos acima de $15^{\circ}\text{C}/\text{s}$.

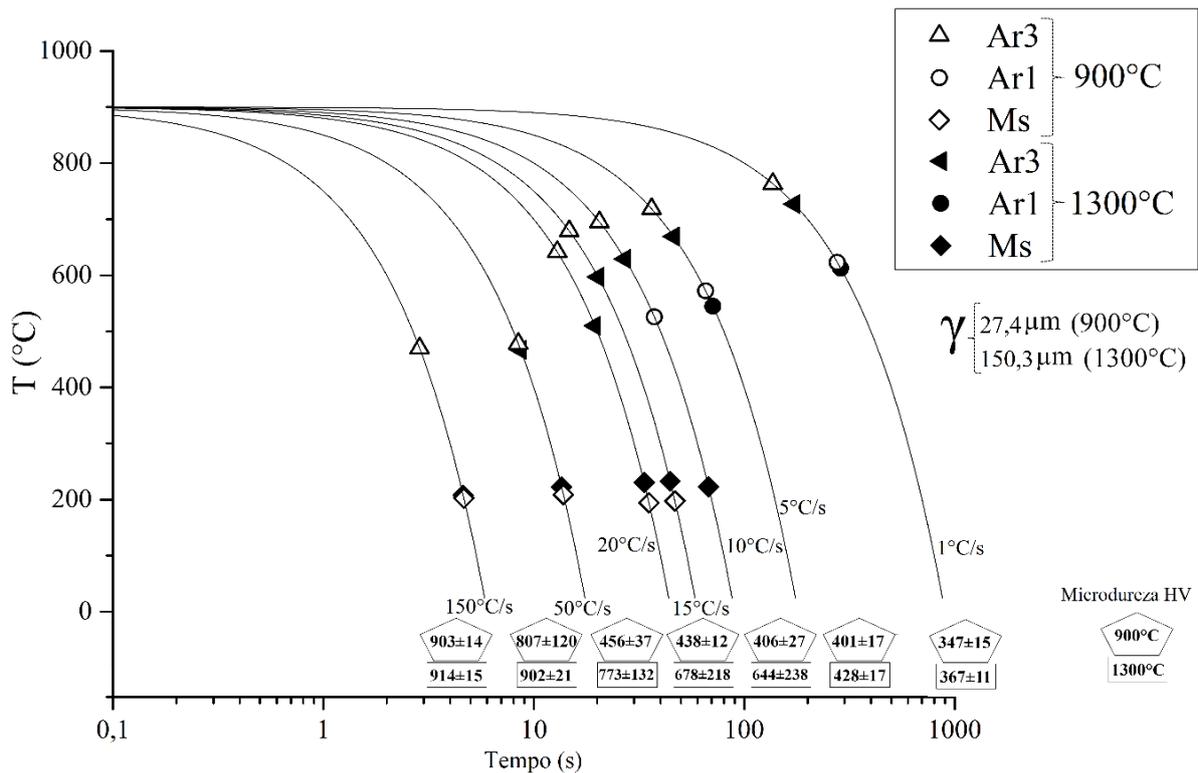


Figura 5.18 – Diagramas de transformação sob resfriamento contínuo do metal base, aço perlítico intermediário para trilhos comparando duas diferentes temperaturas de austenitização e diferentes tamanhos de grão austenítico prévio. Apresentam-se ainda valores de microdureza Vickers.

A taxa de resfriamento natural de juntas de trilhos ferroviários soldados por centelhamento é da ordem de 1°C/s (WEINGRILL *et al.*, 2017). Saita *et al.* (2013) e Tawfik *et al.* (2008) relatam que algumas companhias aplicam resfriamento acelerado com convecção forçada e/ou *spray* de água após a soldagem por centelhamento, visando reduzir as diferenças de dureza nas regiões da ZTA ou aumentar a produtividade. No entanto, Cai *et al.* (2011) relatam que as taxas típicas de resfriamento após a soldagem por centelhamento ficam entre 1°C/s e 10°C/s. A partir dos resultados apresentados na Figura 5.18, fica claro que a escolha de taxas de resfriamento acelerado após a soldagem por centelhamento elétrico deve ser feita com cuidado e não pode basear-se somente no diagrama TRC do metal base, uma vez que o crescimento de grão pode aumentar significativamente a temperabilidade na ZTA.

Considerando-se a taxa de resfriamento de 1°C/s como representativa do processo de soldagem aplicado ao trilho desta tese, as amostras dilatométricas dos grupos (i) e (ii) resfriadas a esta taxa passaram por caracterização semelhante àquela realizada no boleto soldado, incluindo oxidação parcial para medir tamanho de colônias perlíticas e medidas de espaçamento em MEV. Micrografias comparativas das amostras submetidas a ataque com Nital 2% e oxidação parcial

são ilustradas nas Figuras 5.19 e 5.20, para os grupos (i) e (ii), respectivamente. Para fins de comparação, a região de crescimento de grão do bolete soldado é apresentada na Figura 5.21.

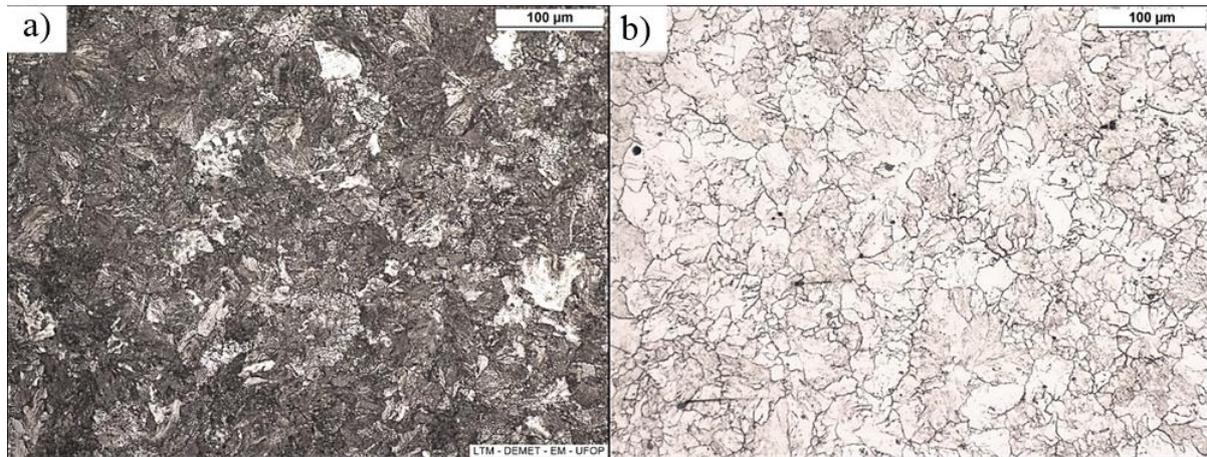


Figura 5.19 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 900°C e resfriada 1°C/s. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após oxidação. Aumento original de 200x.

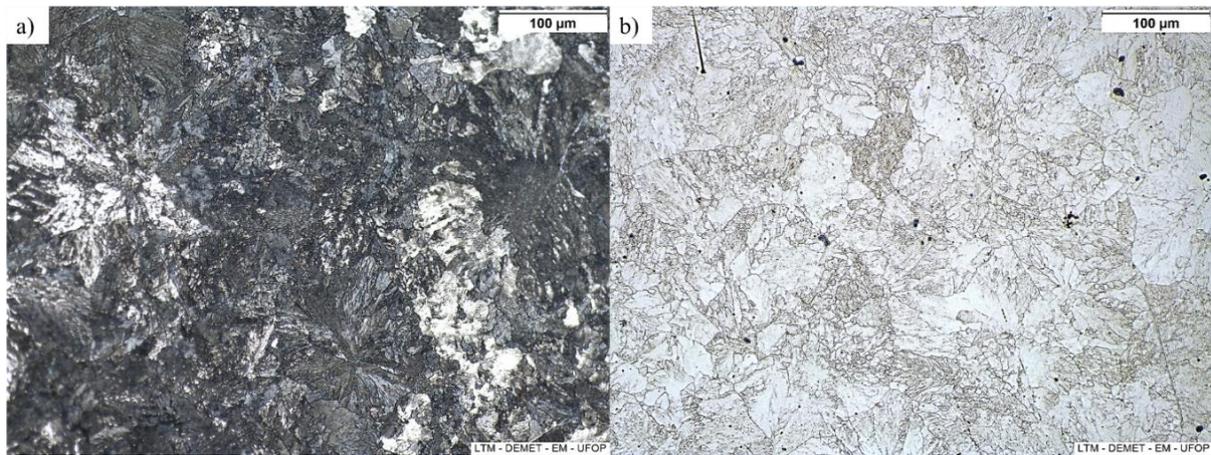


Figura 5.20 – Microestrutura de amostra de dilatométrica de aço perlítico para trilhos ferroviários austenitizada a 1300°C (1s) e resfriada 1°C/s. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após oxidação. Aumento original de 200x.

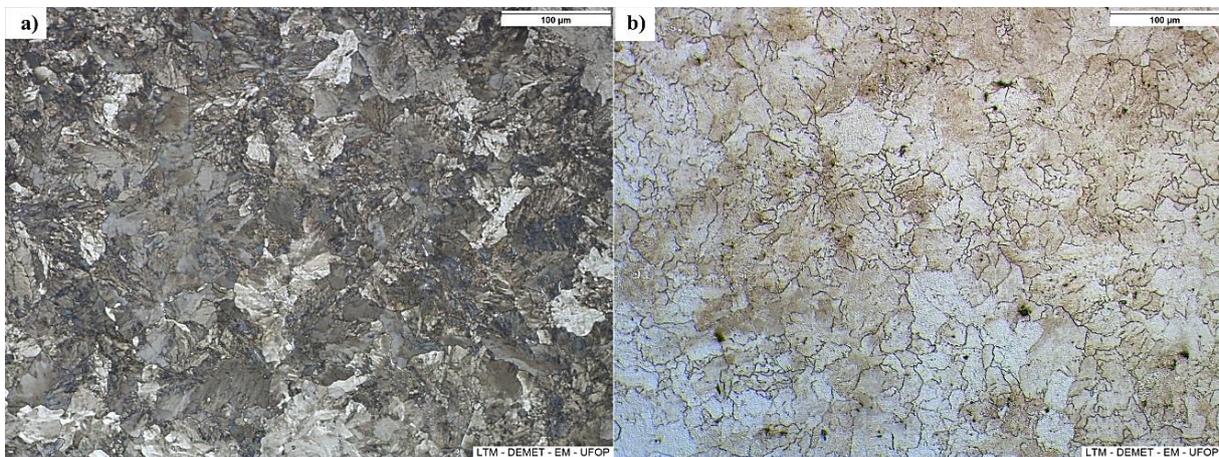


Figura 5.21 – Microestrutura na região de crescimento de grãos em bolete de aço perlítico para trilhos ferroviários soldado por centelhamento. (a) Microestrutura antes da oxidação, Nital 2%. (b) Microestrutura após a oxidação. Aumento original igual a 200x.

Nas Figuras 5.22 (a) e (b) são apresentados, de modo comparativo, os valores de tamanho de grão austenítico prévio, espaçamento interlamelar, tamanho de colônias perlíticas e microdureza Vickers para as amostras de dilatométrica resfriadas a 1°C/s e com diferentes temperaturas de austenitização, 900°C e 1300°C, respectivamente. Além disso, para fins de comparação, os dados obtidos na região de crescimento de grão da ZTA de trilho intermediário soldado por centelhamento são apresentados na Figura 5.22 (c).

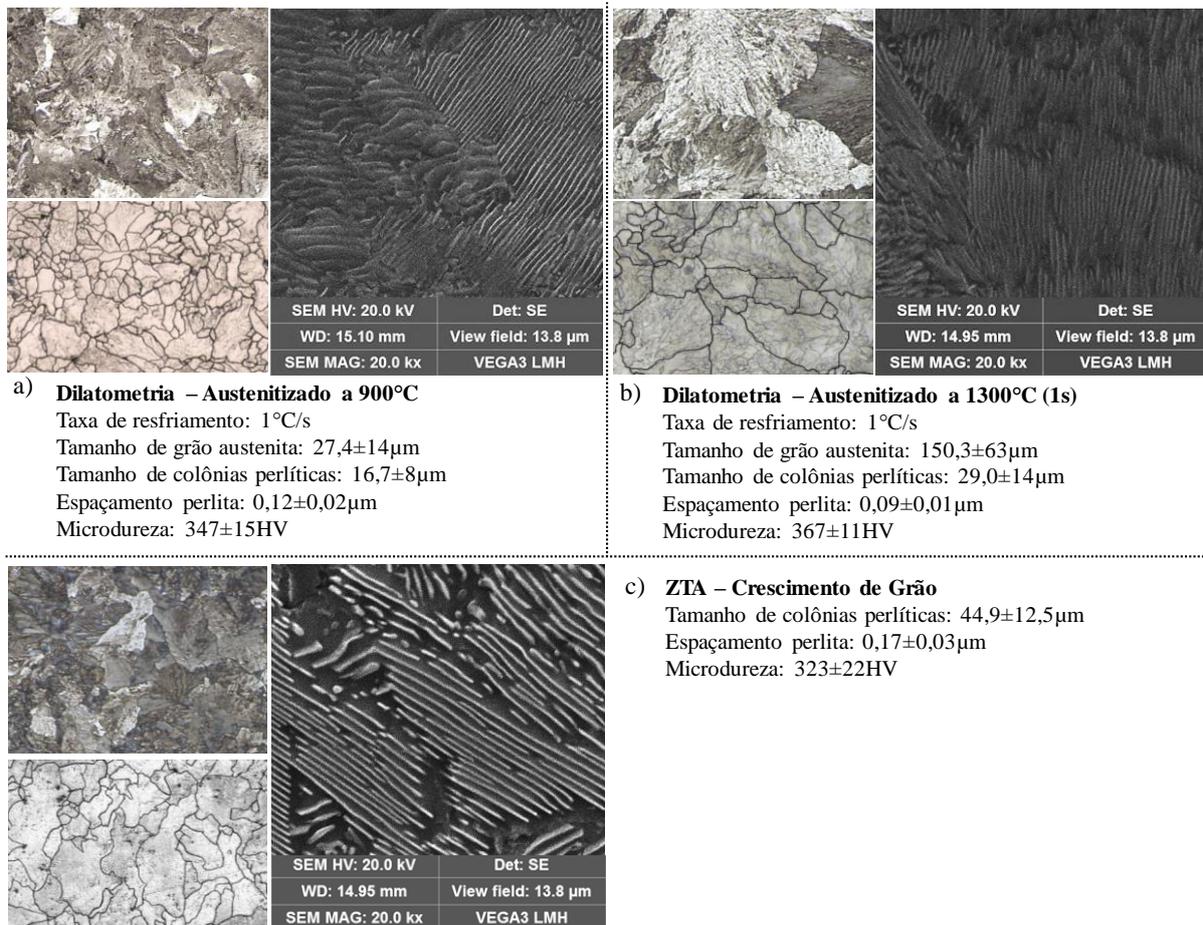


Figura 5.22 – Morfologia perlítica, tamanho de grão austenítico prévio e microdureza Vickers em amostras de dilatométrica resfriadas a 1°C/s e austenitizadas a diferentes temperaturas: (a) 900°C e (b) 1300°C. (c) Morfologia perlítica e microdureza Vickers da região de crescimento de grãos da ZTA.

Os resultados apresentados das Figuras 5.18 a 5.22 corroboram a hipótese levantada na seção anterior sobre a formação da microestrutura na ZTA de trilhos de aço perlíticos soldados por centelhamento, ou seja, o menor espaçamento perlítico na região de crescimento de grãos em comparação à região de refino de grão se deve ao deslocamento (para baixo e direita) do diagrama TRC do aço. Como pode ser observado na Figura 5.22, para uma mesma taxa de resfriamento (1°C/s), a perlita originada a partir de austenita com maior tamanho de grão

apresentou maior tamanho médio de colônias, mas menor espaçamento interlamelar e, portanto, maior dureza em comparação àquela originada de austenita com menor tamanho de grão.

Jilabi (2015) conduziu um grande trabalho de caracterização de ZTA em diferentes graus de trilhos ferroviários soldados por centelhamento. O autor obteve resultados semelhantes aos apresentados nesta tese, incluindo a variação de tamanho de colônias perlíticas em toda a junta e perfis de microdureza, com maior microdureza na região de crescimento de grão. No entanto, assim como no trabalho de Micenko *et al.* (2013), os autores não conseguiram explicar os perfis de microdureza obtidos, sobretudo maior valor de dureza na região de crescimento de grão em relação à região de refino de grão. Micenko *et al.* (2013) incluem em seu relatório a afirmação de que não há estudos na literatura utilizando dilatométrica para entender a evolução microestrutural de trilhos de aços perlíticos soldados por centelhamento e que esse *gap* de conhecimento dificulta a melhoria do processo. O importante trabalho recente de Nishikawa e Goldenstein (2018) foi o primeiro a aplicar dilatométrica para simular a região de transformação parcial, no entanto, os autores não avaliaram as outras regiões da ZTA. Portanto, os resultados e discussões apresentados nesta tese e nos artigos derivados são inéditos do ponto de vista da evolução estrutural da ZTA em trilhos de aços perlíticos soldados por centelhamento.

Os resultados obtidos nos ensaios de dilatométrica visando simular a região de esferoidização/transformação parcial da ZTA estão sumarizados na Figura 5.23, na qual percebe-se que a condição “esferoidização 1” simulou de maneira satisfatória a região de menor dureza da ZTA (Região esferoidizada), incluindo a morfologia perlítica e os valores de microdureza Vickers.

Também pode-se observar na Figura 5.23 que o aumento na taxa de resfriamento e a conseqüente redução do tempo de permanência na temperatura intercrítica foi efetivo na redução da esferoidização parcial e no aumento da microdureza Vickers. Uma taxa de resfriamento acelerado igual a 5°C/s (e a conseqüente redução do tempo entre A_{c1} e A_{c3}) resultou em 20% de aumento da microdureza Vickers, com valores próximos às médias do metal base e região de crescimento de grão da ZTA. Análises quantitativas da fração esferoidizada em cada uma das amostras de dilatométrica e sua comparação ao obtido na região de esferoidização parcial da ZTA do trilho soldado são apresentadas na Tabela 5.6. Exemplos de micrografias segmentadas manualmente para quantificação de área com cementita esferoidizada são apresentadas nas Figuras 5.24 (a) e (b), região de transformação parcial da ZTA e amostra de dilatométrica “esferoidização 3”, respectivamente.

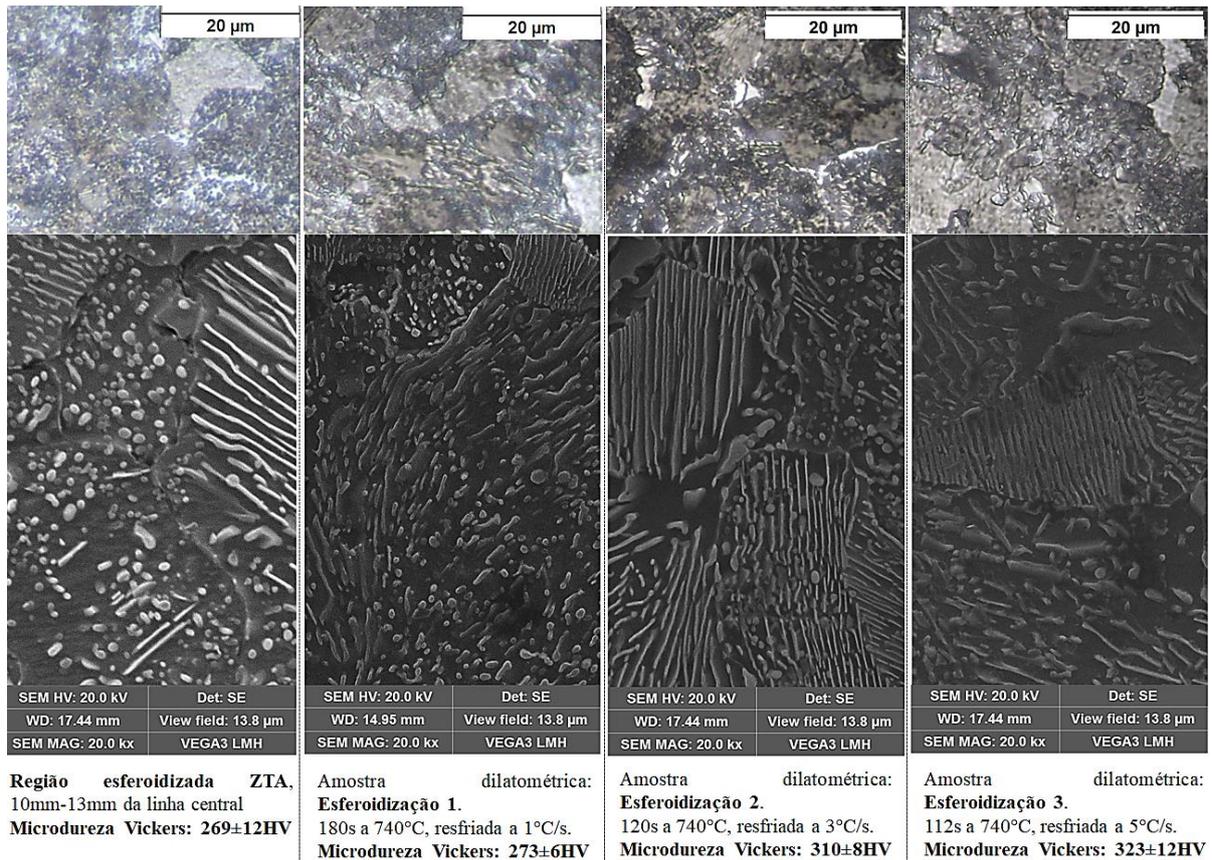


Figura 5.23 – Morfologia perlítica e microdureza na região de transformação parcial em junta obtida por FBW em comparação a amostras de dilatométrica que simularam diferentes taxas de resfriamento pós-soldagem. Superior: microscopia óptica; intermediário: MEV; inferior: microdureza Vickers.

Tabela 5.6 – Resultados de proporção de esferoidização da cementita e microdureza Vickers na região de transformação parcial de juntas soldadas por FBW em comparação a amostras de dilatométrica que simularam diferentes taxas de resfriamento pós-soldagem.

| Amostra | Esferoidização (%) | Microdureza Vickers |
|-------------------------------|---------------------------|----------------------------|
| Junta (10mm da linha central) | 42±17 | 269±12 |
| Esferoidização 1 | 39±8 | 273±6 |
| Esferoidização 2 | 18±10 | 310±8 |
| Esferoidização 3 | 11±5 | 323±12 |

Como pode-se observar na Tabela 5.6, a fração esferoidizada das amostras de dilatométrica foi significativamente reduzida a partir da redução do tempo de permanência na temperatura intercrítica e aumento da taxa de resfriamento. Além disso, a microdureza Vickers apresentou uma relação inversamente proporcional à fração de esferoidização, com coeficiente de determinação de ajuste linear (R^2) superior a 0,99 (Figura 5.25).

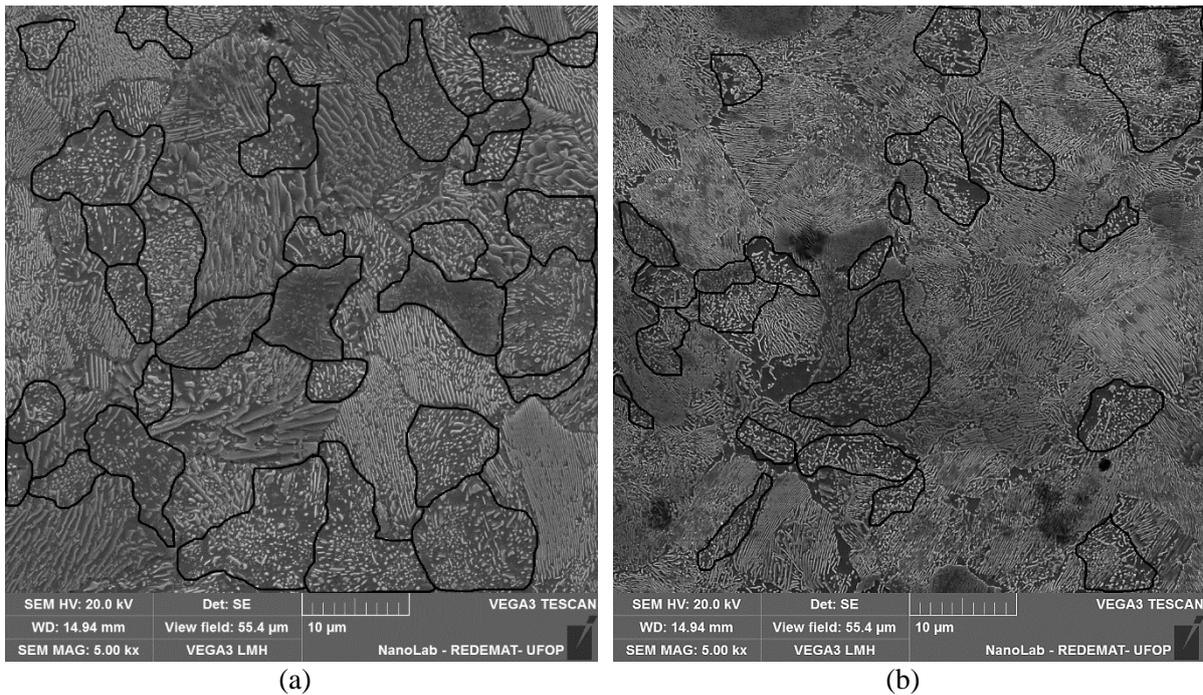


Figura 5.24 – Exemplos de micrografias obtidas em MEV com segmentação manual para definir proporção de área com cementita esferoidizada. (a) Região de transformação parcial da ZTA em trilho perlítico soldado por FBW, 10mm da linha central; (b) Amostra de dilatométrica “esferoidização 3”. As regiões circuladas correspondem a colônias perlíticas com significativa esferoidização da cementita.

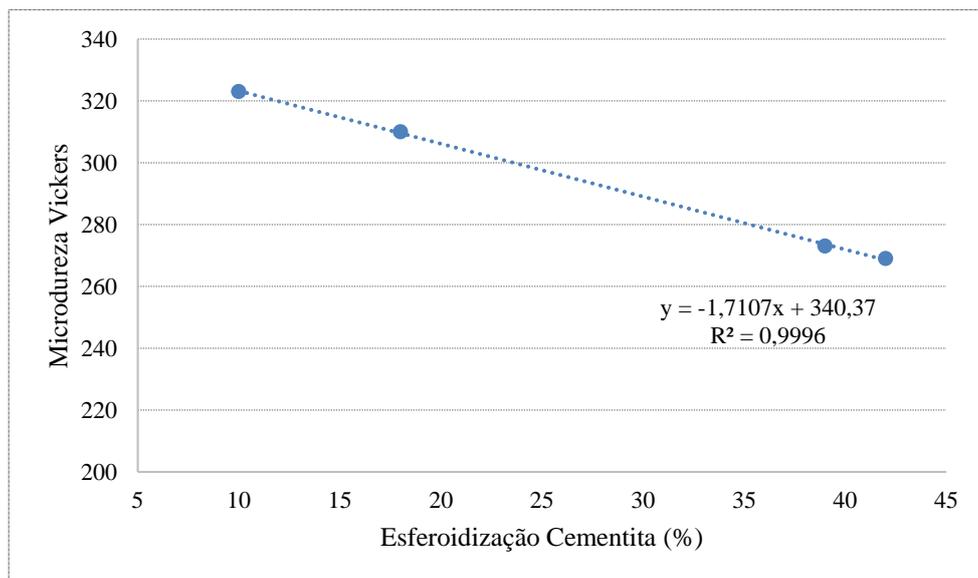


Figura 5.25 – Ajuste linear entre os valores de microdureza Vickers e a proporção de esferoidização da cementita em amostras de dilatométrica e da região de transformação parcial na ZTA de aço intermediário soldado por centelhamento.

Os resultados apresentados mostram que o tempo de permanência na temperatura intercrítica simulada (740°C) e a taxa de resfriamento posterior influenciaram muito a esferoidização da cementita na perlita e, em consequência, os valores de dureza. Nishikawa e Goldenstein (2018) avaliaram os efeitos da temperatura e do teor de elementos de liga na proporção de esferoidização e microdureza de aços perlíticos para trilhos ferroviários. Para a mesma

temperatura avaliada neste trabalho (740°C), os autores reportaram proporção de esferoidização variando de aproximadamente 30% para o menor teor de carbono (0,77% massa) a 100% para o maior teor de carbono (0,92% massa). No entanto, não foi avaliada a influência do tempo de permanência na temperatura intercrítica ou taxa de resfriamento posterior.

Os efeitos da esferoidização parcial da perlita na origem de falhas prematuras em juntas soldadas de trilhos por centelhamento foram documentados por Mutton *et al.* (2016), Fegredo *et al.* (1993) e Li *et al.* (2011). Mutton *et al.* (2016) sugerem que alterações no processo de soldagem elétrica por centelhamento deveriam ser realizadas de modo a reduzir a esferoidização da cementita. Dentre as possibilidades, os autores citam a formação de juntas do tipo “ZTA estreita” que são obtidas a partir da redução do número de ciclos de pré-aquecimento, como também reportado por Micenko *et al.* (2011) e Jilabi (2015). No entanto, Mutton *et al.* (2016) advertem que a adoção de juntas com ZTA estreita pode aumentar muito o nível de tensões residuais presentes na região da alma e, portanto, são mais susceptíveis a falhas por fadiga do tipo *horizontal split-web*.

Mutton *et al.* (2016) citam ainda que outra alternativa interessante para reduzir a esferoidização parcial na ZTA de juntas obtidas por FBW seria o estabelecimento de correlações entre as variáveis de processo e o grau de modificação para vários graus de aço. Algumas referências/sugestões de adoção de resfriamento acelerado pós-soldagem por centelhamento para trilhos com endurecimento de boleto são encontradas na literatura (INDIAN RAILWAYS, 2012; BS EN 14587-1, 2005; SAITA *et al.*, 2013). Segundo o manual para soldagem elétrica por centelhamento do governo Indiano, Indian Railways (2012), um resfriamento acelerado deve ser realizado no boleto a partir da aplicação de ar comprimido após o final da soldagem elétrica por centelhamento, garantindo um incremento de dureza para os trilhos que foram submetidos a tratamentos térmicos na fabricação.

A partir dos resultados apresentados nesta seção, pode-se concluir que a taxa de resfriamento pós-soldagem natural para o aço avaliado foi da ordem de 1°C/s. Além disso, o tempo de permanência na temperatura intercrítica resultou em significativa esferoidização da cementita na região de transformação parcial e queda de dureza. Os resultados também mostram que o aumento da taxa de resfriamento pode ser feito de forma segura a partir do conhecimento da temperabilidade do aço na região de crescimento de grão, sendo esta, portanto, a região crítica do ponto de vista de risco de formação de martensita. No aço intermediário estudado, um resfriamento acelerado de até 5°C/s pode ser realizado no boleto com ganhos significativos de dureza, ou seja, há uma janela de processo que pode ser utilizada sem aumento de custo/tempo

de soldagem. Os resultados e discussões apresentados em relação à esferoidização parcial da cementita são inéditos, representam uma evolução do conhecimento sobre os fatores que controlam o fenômeno e podem ter consequências tecnológicas significativas.

5.3. Tensões Residuais

Na Figura 5.26 (a) apresentam-se os valores de tensões residuais normais medidos nos quatro pontos indicados (Figura 5.26 (b)) e em relação ao sistema de referência adotado. Os valores individuais dos furos validados são apresentados na Tabela 5.7. A avaliação dos dados obtidos em cada furo foi realizada a partir das recomendações da Norma ASTM E837 (2013) com auxílio do *software* H-Drill e segundo a técnica do furo cego. Segundo a Norma ASTM E837 (2013), só podem ser considerados válidos para os cálculos os furos nos quais as microdeformações obtidas nos três extensômetros da roseta seguiram uma tendência suave de crescimento após cada incremento de 0,05mm na profundidade do furo. Na Figura 5.27 apresentam-se dois exemplos nos quais o furo foi validado e não validado, (a) e (b), respectivamente. Os motivos para a não validação incluem dificuldades na execução do furo, fratura de broca, desalinhamentos, erros de leitura e colagem dos extensômetros, entre outros (VISHAY PRECISION GROUP, 2010).

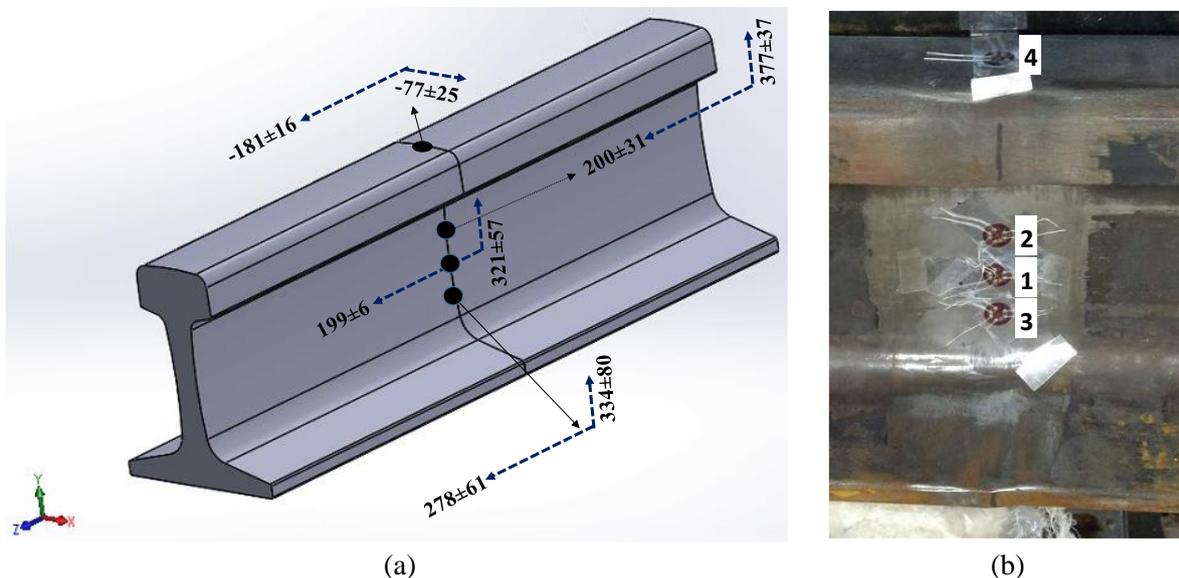


Figura 5.26 – (a) Valores de tensões residuais normais (MPa) obtidos a partir da técnica do furo em trilhos ferroviários do tipo intermediário soldados por FBW, direções em X, Y e Z. (b) Pontos de medida de tensões residuais na alma (1, 2, 3) e boleto (4) dos trilhos.

Tabela 5.7 – Resultados experimentais de tensões residuais normais em juntas soldadas por centelhamento elétrico em trilho ferroviário intermediário. Sistema de referência na Figura 5.26.

| Amostras | Tensões residuais normais (MPa) | | | | | | | |
|---------------|---------------------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|---------------|
| | Posição 1 | | Posição 2 | | Posição 3 | | Posição 4 | |
| | σ_y | σ_z | σ_y | σ_z | σ_y | σ_z | σ_x | σ_z |
| 01 | 362 | 195 | 400 | 164 | 278 | 235 | -49 | -167 |
| 02 | NV | NV | 334 | 215 | NV | NV | -94 | -177 |
| 03 | 281 | 204 | 398 | 220 | 391 | 322 | -90 | -199 |
| Média | 321,5 | 199,5 | 377,3 | 200,0 | 334,5 | 278,5 | -77,7 | -181,0 |
| Desvio padrão | 57 | 6 | 37 | 31 | 80 | 61 | 25 | 16 |

NV: furo não validado segundo os critérios da Norma ASTM E837 (2013).

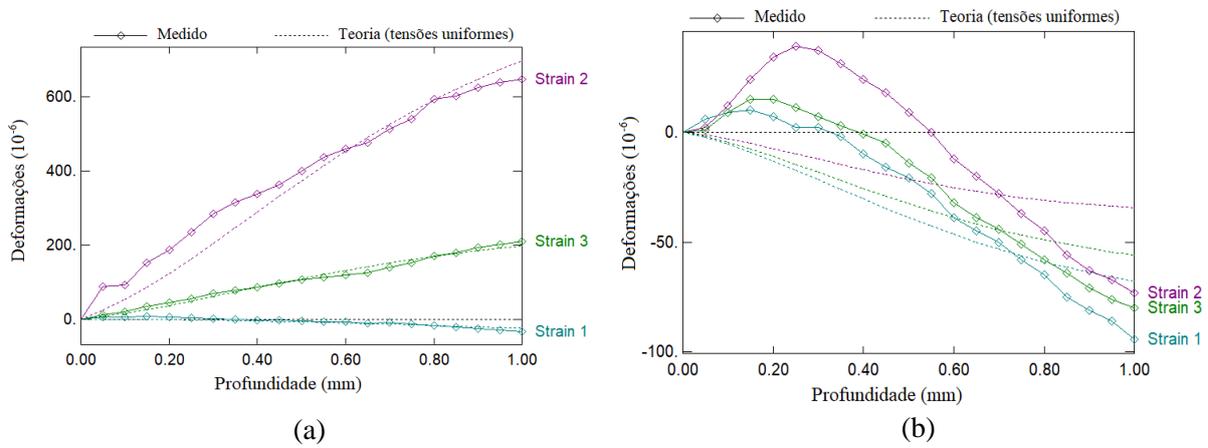


Figura 5.27 – Exemplo de avaliação de tendência dos dados de microdeformação em função da profundidade do furo, *software* H-Drill. (a) Furo validado; (b) furo não validado segundo os critérios da Norma ASTM E837 (2013).

Um ponto que destaca-se em relação aos dados de tensões residuais obtidos experimentalmente é o fato de que o estado geral de tensões superficiais nas juntas soldadas é determinado pelas componentes de tensões normais, uma vez que os valores de tensões cisalhantes obtidos foram desprezíveis. Portanto, a partir deste parágrafo, os termos tensão vertical (Eixo Y), longitudinal (Eixo Z) e transversal (Eixo X) serão usados para descrever essas componentes de tensão normal.

Os resultados de tensões residuais obtidos nas juntas de trilho intermediário seguiram a mesma tendência de estudos anteriores que foram apresentados na revisão bibliográfica, com tensões normais trativas no sentido longitudinal e sentido vertical na região da alma e tensões compressivas no boleto. Diferentes valores de tensões residuais em juntas de trilhos obtidas pelo processo FBW têm sido reportados na literatura, no entanto, uma vez que o nível de tensões residuais depende de uma série de parâmetros de soldagem, condições de resfriamento pós-soldagem, aços dos trilhos e técnica utilizada para as medidas, não se pode esperar valores iguais para diferentes juntas soldadas (YAN *et al.*, 2011).

Sabe-se que o estado de tensão trativo na alma, associado a concentradores de tensão oriundos de rebarba e/ou descontinuidades de soldagem nesta região é um dos responsáveis pelo desenvolvimento de falha por fadiga do tipo HSW ou mesmo fratura frágil por sobrecarga (SKITTEBOL *et al.*, 2005; FARHANGI e MOUSAVIZADEH, 2007; TAWFIK *et al.*, 2008; MOUSAVIZADE e FARHANGI, 2010; MUTTON, 2014; GODEFROID *et al.*, 2015). Um dos aspectos mais importantes em relação a tensões residuais introduzidas na alma de trilhos ferroviários é o fato de que este estado de tensão praticamente não se altera durante a vida útil do material, mesmo com a introdução de elevado carregamento externo devido à passagem de composições ferroviárias, Figura 5.28 (SKITTEBOL *et al.*, 2005).

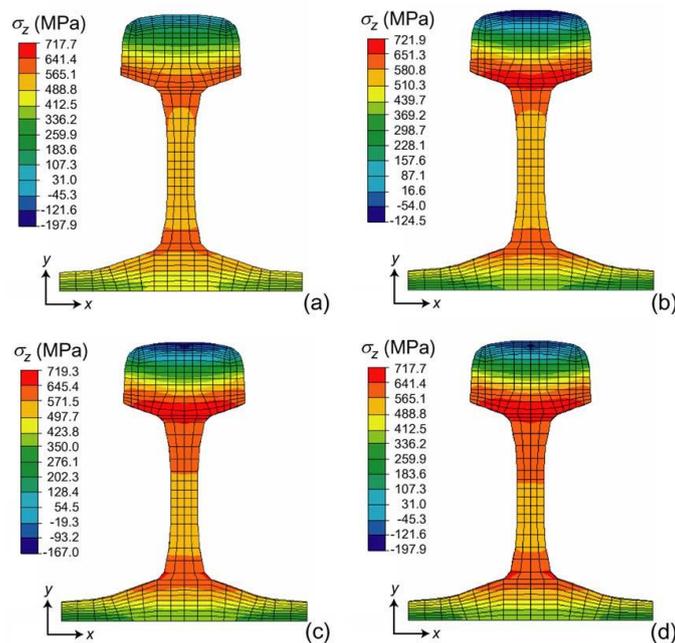


Figura 5.28 – Plotagem de resultados de simulação de tensões residuais longitudinais em solda FBW de trilho ferroviário. (a) Pós-soldagem, sem passagem de composições; (b) após a passagem de 30 toneladas métricas; (c) após a passagem de 35 toneladas métricas. Adaptado de Skittebol *et al.* (2005).

Mansouri *et al.* (2004) e Jilabi (2015) complementam ainda que o estado de tensões desenvolvido em soldas FBW de trilhos ferroviários não se deve a transformações de fases do tipo displacivas, uma vez que as taxas de resfriamento do processo são sempre ajustadas para obtenção de microestrutura perlítica. As tensões se desenvolvem, portanto, devido aos gradientes de temperatura e as restrições de movimento (JILABI, 2015).

À exceção dos trabalhos de Cai *et al.* (2011) e Ma *et al.* (2015), os valores de tensão vertical na alma reportados na literatura são maiores que os valores de tensão longitudinal, semelhantemente ao obtido nesta tese. Conforme apresentado por Farhangí e Mousavizadeh (2007) e Tawfik *et al.* (2008), a sobreposição das tensões residuais trativas com o carregamento excêntrico em curvas é o responsável pela nucleação e crescimento das trincas

horizontais por fadiga na região da alma em juntas obtidas por FBW. As tensões longitudinais trativas na alma, por outro lado, se somam às tensões de tração que surgem em linhas continuamente soldadas quando operam abaixo da temperatura neutra, facilitando o processo de fratura frágil vertical em juntas obtidas por centelhamento elétrico (STONE *et al.*, 2015; JILABI, 2015).

Mais discussões sobre os resultados de tensões residuais serão apresentadas na seção de resultados numéricos. No entanto, pode-se concluir que o estado de tensões residuais estimado experimentalmente é muito elevado, sobretudo na alma dos trilhos (53% do limite de escoamento na direção vertical) e que os valores foram coerentes com a maior parte dos trabalhos da literatura.

5.4. Ensaios Mecânicos

Resultados obtidos nos ensaios mecânicos aplicados ao metal base e às juntas soldadas são apresentados e discutidos nos tópicos a seguir.

5.4.1. Dureza

Os resultados dos perfis de dureza Brinell em boletos são apresentados na Tabela 5.8, conforme requisito da Norma AREMA (2013). Esta norma especifica o valor mínimo de 325HB para a superfície do boleto de um trilho ferroviário intermediário. Como observado na Tabela 5.8, todos os valores com 5mm de distância da superfície satisfazem a condição estabelecida. Vale ressaltar que em nenhum ponto a dureza excedeu os 410HB, o que exigiria uma investigação micrográfica para determinar eventual presença de martensita não revenida (AREMA, 2013).

Tabela 5.8 – Resultados de dureza Brinell de boletos do metal base conforme a Figura 4.12, média de três amostras. Requisitos AREMA (2013). Aço intermediário para trilhos ferroviários.

| Amostra | Linha | Distância em relação à superfície (mm) | | | | | | | Pontos 4 e 5 | | | |
|---------|-------------------|--|-----|-----|-----|-----|-----|-----|--------------|-----|-----|-----|
| | | 5 | 10 | 15 | 20 | 25 | 30 | 35 | 4 | 4' | 5 | 5' |
| Média | L1 (média) | 342 | 334 | 329 | 326 | 318 | 313 | 316 | 332 | 334 | 332 | 340 |
| | Desvio Padrão | 5 | 5 | 0 | 9 | 5 | 7 | 5 | 5 | 5 | 5 | 5 |
| | L2 (média) | 354 | 337 | 329 | 324 | 316 | 316 | 316 | | | | |
| | Desvio Padrão | 9 | 14 | 14 | 5 | 9 | 5 | 12 | | | | |
| | L3 (média) | 345 | 340 | 337 | 326 | 318 | 316 | 318 | | | | |
| | Desvio Padrão | 8 | 5 | 0 | 5 | 5 | 5 | 5 | | | | |

Na Figura 5.29 apresenta-se, em forma de gráfico, a variação da dureza representada na Tabela 5.8, em função da distância em relação à superfície do boleto, conforme o perfil já apresentado na Figura 4.12. O perfil de dureza decrescente é uma consequência do resfriamento da peça após a laminação a quente, uma vez que a taxa de resfriamento é maior na superfície devido ao tratamento térmico de resfriamento acelerado aplicado na superfície do boleto (NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL, 2014). Tal resfriamento influencia no espaçamento interlamelar das colônias de perlita, conforme indicado por Moreira (2015) para aços de trilhos ferroviários tratados termicamente.

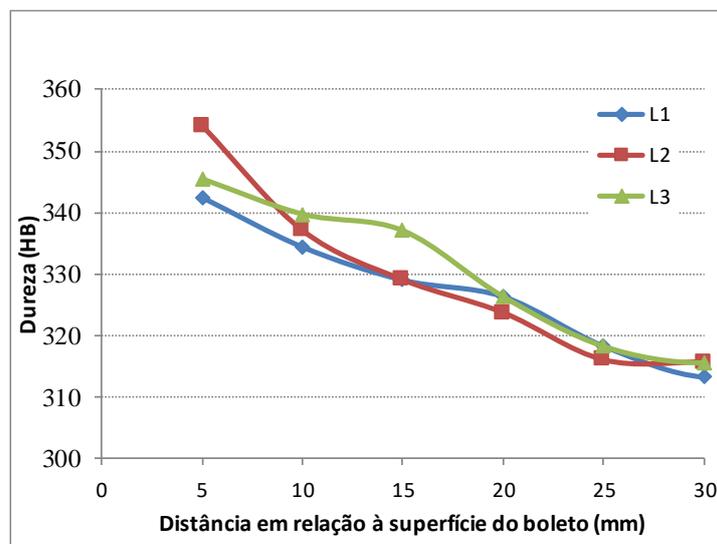


Figura 5.29 – Média da variação de dureza Brinell em função da distância à superfície do boleto no metal base. Aço de trilho intermediário. L1, L2 e L3 conforme Figura 4.12.

Os resultados do perfil de dureza Brinell na horizontal de junta soldada são apresentados na Figura 5.30, região do boleto a 10mm abaixo da superfície. A interface entre o MB e a ZTA corresponde à zona de transformação parcial e uma parte da zona de refino de grão. Portanto, a queda de dureza nessa região já era esperada devido às alterações na morfologia da perlita já discutidas na seção de caracterização estrutural. Ressalta-se que, apesar da zona de refino de grão possuir colônias perlíticas mais finas, também foi encontrado, nesta região, esferoidização parcial e maior espaçamento interlamelar perlítico em comparação ao metal base e à região de crescimento de grãos. Os resultados de dureza Brinell no boleto das juntas soldadas foram semelhantes aos reportados na literatura (SAITA *et al.*, 2013; GODEFROID *et al.*, 2015; MICENKO *et al.*, 2013). Os efeitos da redução da dureza em relação ao desempenho das juntas soldadas por centelhamento elétrico em trilhos ferroviários foram discutidos na seção 5.2.

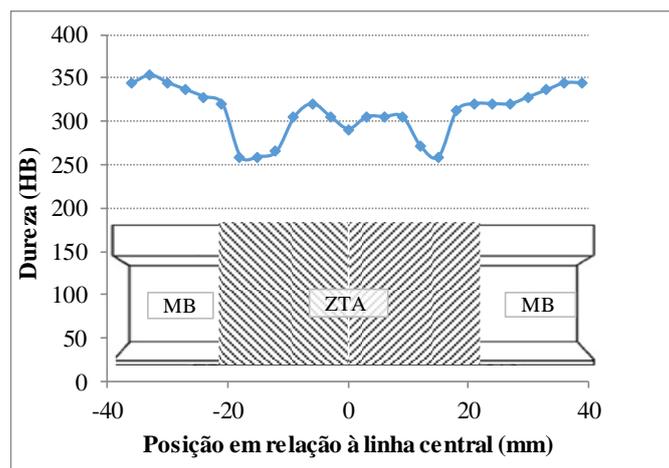


Figura 5.30 – Perfil de dureza Brinell no boleto de trilho intermediário soldado por centelhamento elétrico. 10mm abaixo da superfície de rolamento.

Os resultados obtidos em perfil de dureza Brinell traçado nas três regiões da junta são apresentados na Figura 5.31, sentido vertical e a 3mm da linha central. Mansouri e Monshi (2004) encontraram valores de dureza mais altos na região da alma, quando comparado com a mesma região para o boleto e o patim. Este resultado foi associado à maior área superficial e menor espessura da alma, o que resultaria em uma maior taxa de resfriamento nesta região. No entanto, no presente estudo, foram obtidos resultados próximos de dureza para todas as regiões do perfil do trilho. Tal diferença entre os resultados pode estar associada às diferenças nos parâmetros de soldagem aplicados e/ou nas diferenças de composição dos aços avaliados.

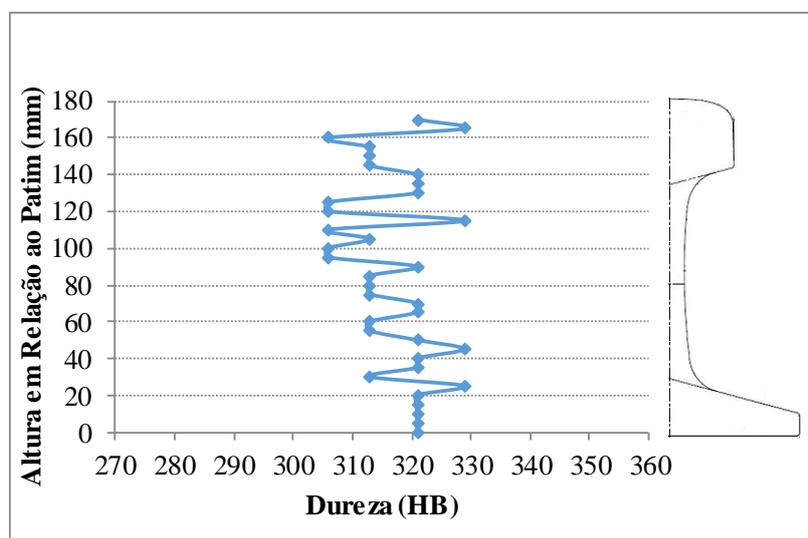


Figura 5.31 – Perfil de dureza Brinell em junta de trilho intermediário soldado por centelhamento elétrico. Perfil vertical, 3mm da linha central.

Os resultados de microdureza Vickers obtidos no perfil do boleto soldado são apresentados na Figura 5.32 (a) e são coerentes com as microestruturas obtidas no microscópio óptico e MEV, sendo as zonas de menor dureza equivalentes àquelas onde foram encontradas as maiores

alterações na morfologia da perlita. Ressalta-se que a dureza da região de refino de grão apresentou valores mais baixos quando comparados com a dureza da região de crescimento de grão: esta diferença pode ser explicada devido às variações dos espaçamentos interlamelar e à mudança de morfologia da perlita. Como reportado por Li *et al.* (2011), a redução de dureza na superfície de rolamento de juntas obtidas por FBW pode dar origem a irregularidades que aumentam as cargas dinâmicas de impacto entre as rodas das composições e os trilhos, contribuindo assim para falhas prematuras por fadiga.

Moreira (2015) mostrou que o espaçamento interlamelar perlítico possui uma relação do tipo Hall-Petch com a dureza. O resultado de ajuste entre os valores médios de dureza e as médias de espaçamento interlamelar para o boleto soldado, segundo a relação de Hall-Petch, pode ser observado na Figura 5.32 (b). O valor do coeficiente de ajuste linear indica forte correlação ente os dados. Valores muito semelhantes e uma mesma tendência foram obtidos nos ensaios de microdureza na região da linha neutra da alma, Figura 5.33.

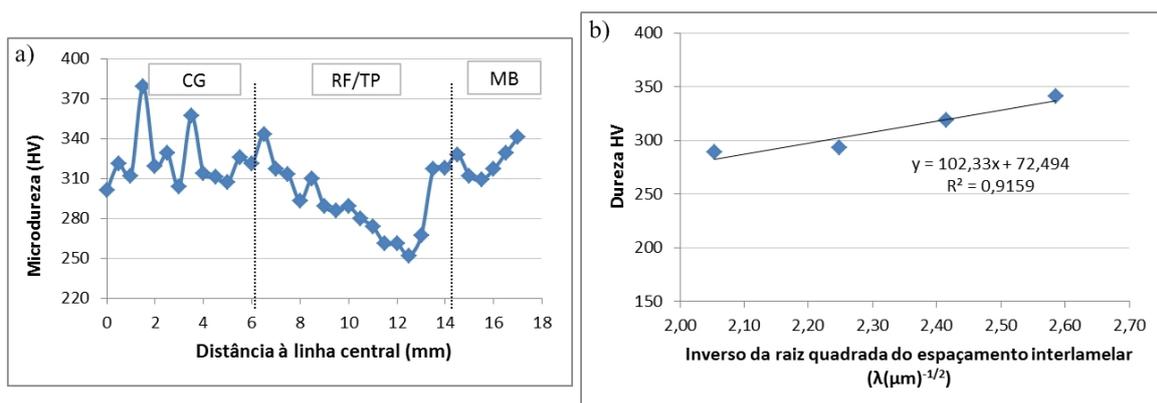


Figura 5.32 – (a) Perfil de microdureza Vickers de junta soldada no boleto do trilho, 10mm abaixo da superfície. CG – Crescimento de Grão; RF – Recristalizada com Refino de grão; TP – Transformação Parcial; MB – Metal Base. (b) Ajuste entre os valores de microdureza e a média de espaçamento interlamelar perlítico segundo Hall-Petch (b).

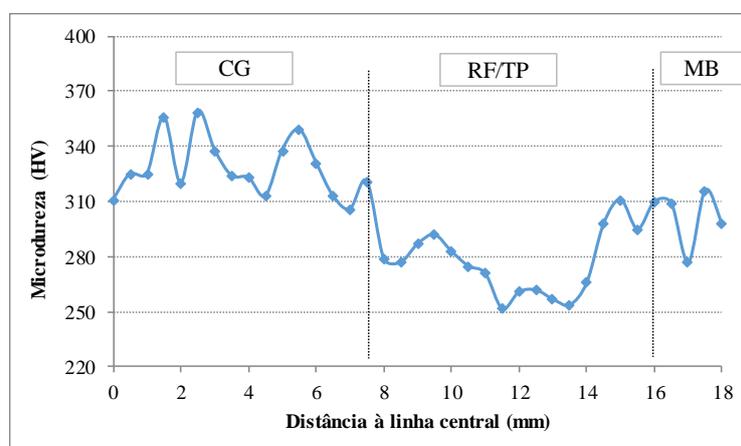


Figura 5.33 – Perfil de microdureza Vickers de junta soldada na linha central da alma do trilho. CG – Crescimento de Grão; RF – Recristalizada com Refino de grão; TP – Transformação Parcial; MB – Metal Base.

5.4.2. Tração

Os resultados obtidos nos ensaios de tração do metal base, juntas soldadas e juntas soldadas com entalhe são apresentados na Tabela 5.9. Observa-se que o metal base atendeu aos requisitos de propriedades mecânicas em tração especificados (AREMA, 2013). No entanto, no caso das juntas soldadas, foi verificada uma redução média de 17% no limite de escoamento e de 13% no limite de resistência, acompanhado de um pequeno aumento no alongamento total. Como pode-se observar no exemplo apresentado na Figura 5.34, todos os corpos de prova de juntas soldadas apresentaram fratura na região de transformação parcial/esferoidização, entre 10mm e 12mm da linha central, resultado justificado pela esferoidização parcial da cementita.

Tabela 5.9 – Resultados de ensaios de tração do metal base e de juntas soldadas com e sem entalhe. Aço para trilho ferroviário intermediário soldado por centelhamento elétrico.

| Condição | Limite de Escoamento (MPa) | Limite de Resistência (MPa) | Alongamento (%) |
|---------------------------|----------------------------|-----------------------------|-----------------|
| Metal Base | 768±32 | 1185±31 | 9±3 |
| Junta Soldada | 639±13 | 1035±19 | 10±1 |
| Junta Soldada com Entalhe | 573±17 | 950±14 | 4±0,5 |

Curvas obtidas nos ensaios de tração são ilustradas na Figura 5.35, na qual pode-se observar que a presença de entalhe na ZTA dos corpos de prova teve efeito significativo na redução dos limites de escoamento, limite de resistência e no alongamento em relação ao corpo de prova de junta soldada sem entalhe (Tabela 5.9). O efeito do entalhe em tração pode ser avaliado a partir dos índices NSR (*notch strength ratio*) e NYR (*notch-yield ratio*), Equações 5.1 e 5.2, respectivamente (RUITAO *et al.*, 2014; ASTM E 602, 2003).

$$NSR = \frac{\sigma_N}{\sigma_T} \quad (5.1)$$

$$NYR = \frac{\sigma_N}{\sigma_{ys}} \quad (5.2)$$

Nas quais:

σ_N = Tensão limite de resistência em tração do corpo de prova com entalhe;

σ_T = Tensão limite de resistência em tração do corpo de prova sem entalhe;

σ_{ys} = Tensão limite de escoamento em tração do corpo de prova sem entalhe.

A partir da aplicação da Equação 5.1, o valor de NSR obtido para o aço ferroviário intermediário foi igual a 0,92. Este resultado indica que o material possui sensibilidade ao entalhe utilizado e que a sua presença tem efeito de redução nas propriedades mecânicas em tração (RUITAO *et al.*, 2014). Já o valor do parâmetro NYR obtido a partir da Equação 5.2 foi igual a 1,48. Segundo Shindo *et al.* (2000), valores de NYR maiores que 1 indicam que o material possui capacidade de deformação plástica com a presença do entalhe, no entanto, se o valor encontrado foi menor que 2, o material apresenta baixa tenacidade. Mais discussões em relação à presença do entalhe serão apresentadas na seção de fadiga.

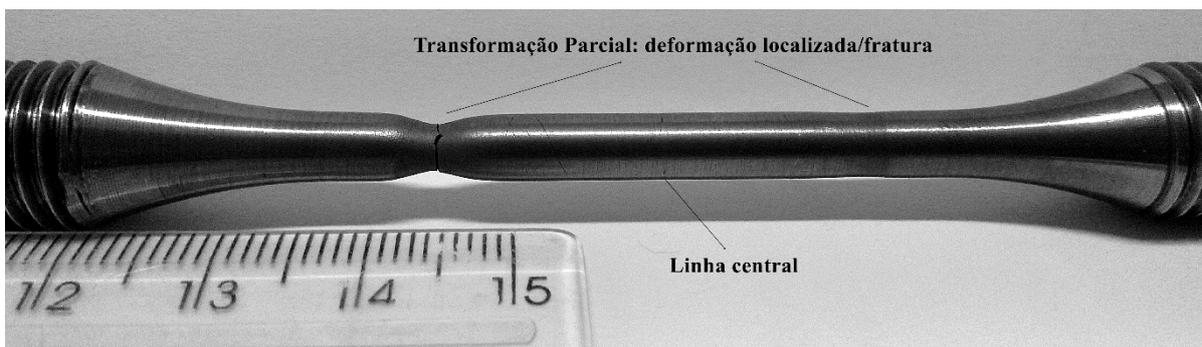


Figura 5.34 – Corpo de prova ensaiado em tração de junta obtida por FBW em aço de trilho intermediário. Em destaque a deformação localizada e a fratura na região de transformação parcial da junta.

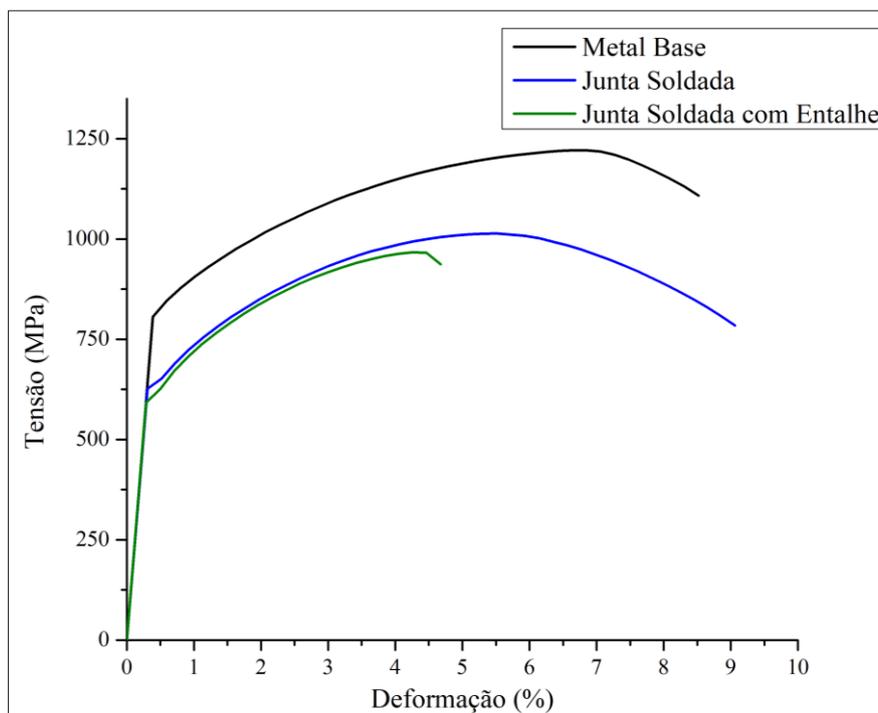
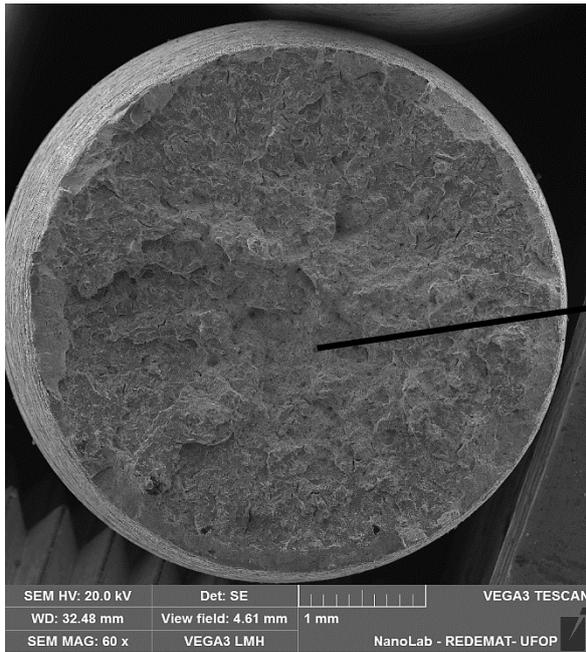


Figura 5.35 – Curvas tensão – deformação de Engenharia obtidas a partir de ensaios de tração do metal base e de juntas soldadas com e sem entalhe. Aço para trilho ferroviário intermediário soldado por centelhamento elétrico.

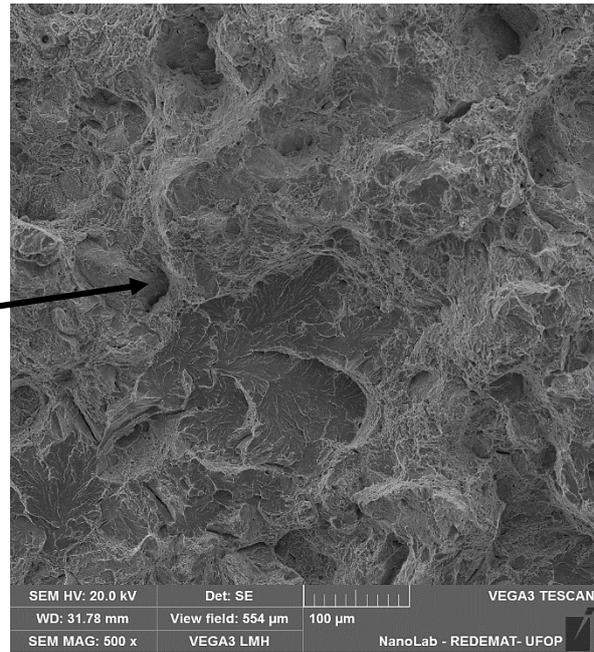
Imagens de fractografias obtidas em MEV de corpos de prova ensaiados em tração do metal base e de junta soldada são apresentadas nas Figuras 5.36 e 5.37, respectivamente. A partir da Figura 5.36 pode-se notar que o mecanismo de fratura predominante no metal base é semifrágil, com presença significativa de “marcas de rios” e degraus de clivagem (Figura 5.36 (c)), porém, com presença minoritária de *dimples* em algumas regiões (Figura 5.36 (d)) (GODEFROID *et al.*, 2010).

Ao se analisar as fractografias da junta soldada, Figura 5.37, nota-se maior deformação plástica em relação ao metal base (redução de área), no entanto, o aspecto fractográfico também é característico de fratura semifrágil, com uma grande zona radial (Figura 5.37 (a)). Devido à esferoidização parcial na região de fratura, pode-se observar presença predominante de *dimples* na fractografia da junta soldada (Figuras 5.37 (c) e (d)), resultados coerentes com as microestruturas obtidas. Nos dois casos, inclusões podem ser observadas no interior de *dimples*, conforme apresentado na seção 5.1, trata-se de sulfeto de manganês.

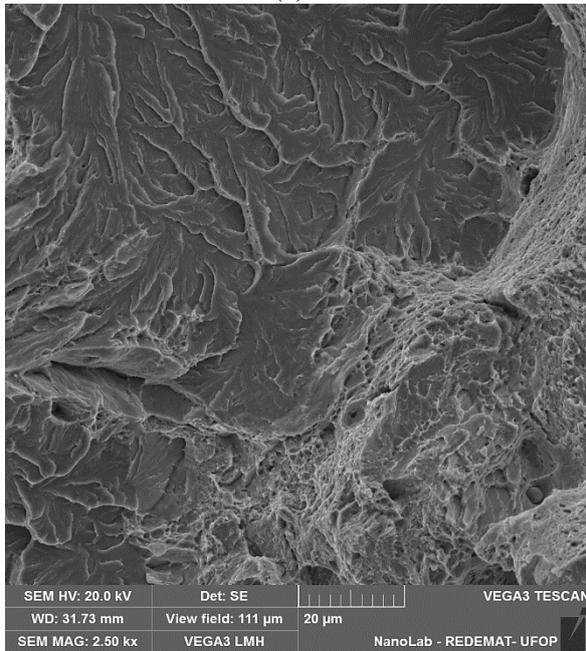
Os resultados dos ensaios de tração obtidos mostram como o processo de soldagem por centelhamento impacta as propriedades mecânicas estáticas do aço intermediário para trilhos ferroviários, sobretudo na região de esferoidização parcial. Fegredo *et al.* (1993) mostraram que a esferoidização parcial da cementita aumenta a taxa de deformação na superfície do boleto e origina regiões com intensa deformação plástica. A exaustão da ductilidade devido à deformação localizada aumenta com a redução da dureza e gera pontos de nucleação de trincas por fadiga. Mutton *et al.* (2016) sugerem esse mecanismo como o responsável pela rápida nucleação e crescimento de trincas por fadiga por rolamento em juntas de trilhos obtidas por FBW, Figura 5.38. Estes resultados indicam, mais uma vez, a necessidade de se controlar os parâmetros de soldagem e/ou a taxa de resfriamento de modo a obter uma melhor distribuição de dureza nas juntas.



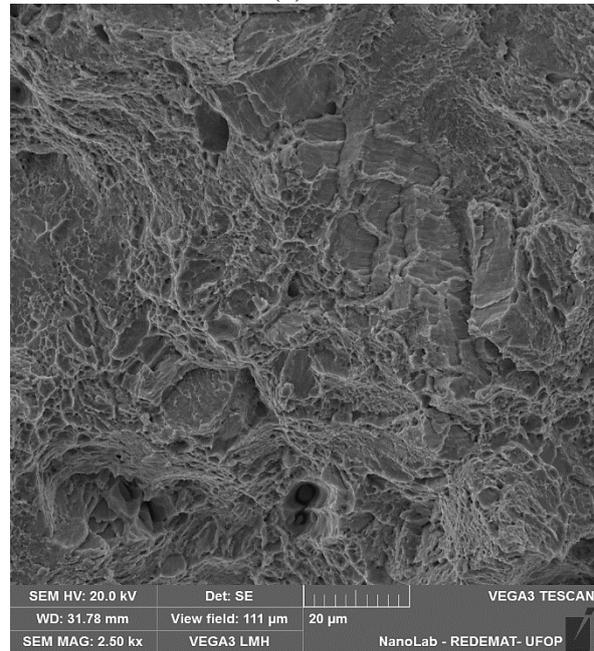
(a) 60x



(b) 500x

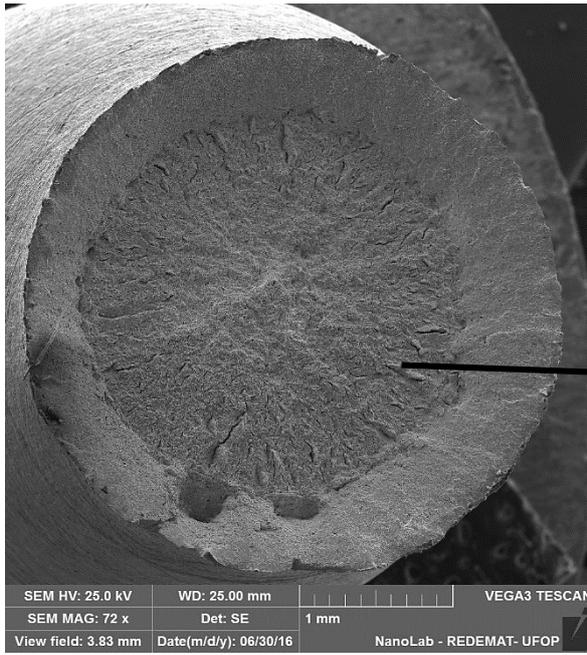


(c) 2500x

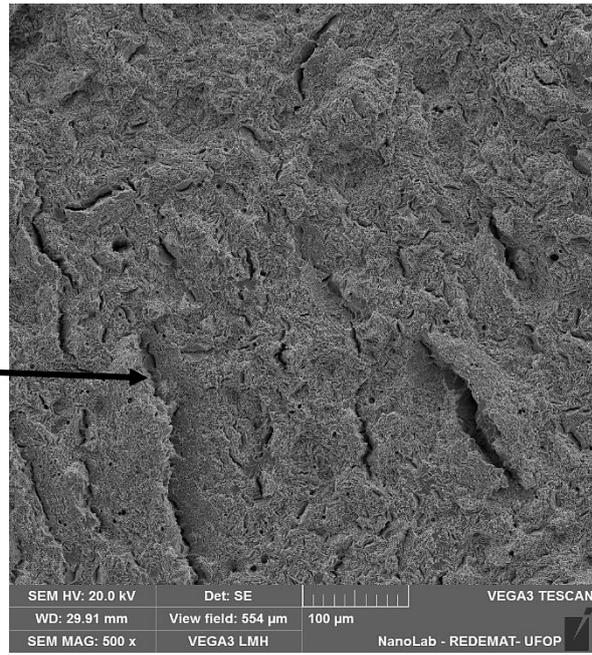


(d) 2500x

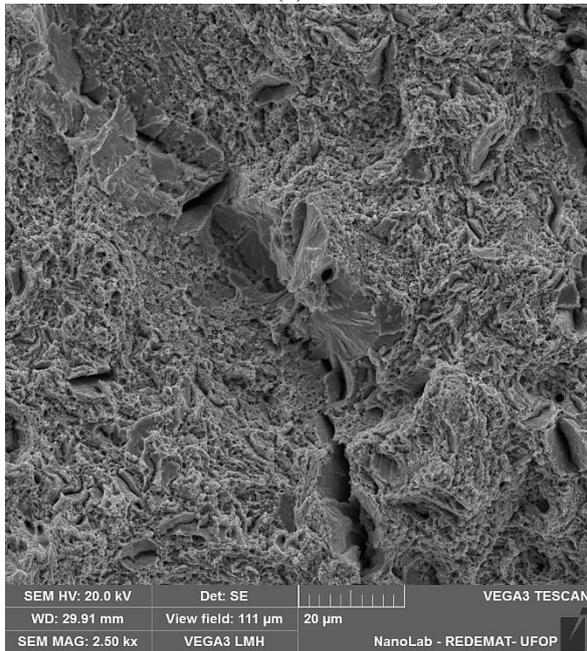
Figura 5.36 – Fotomicrografias em MEV de superfícies fratura em corpos de prova de tração referentes ao metal base de um aço de trilho intermediário.



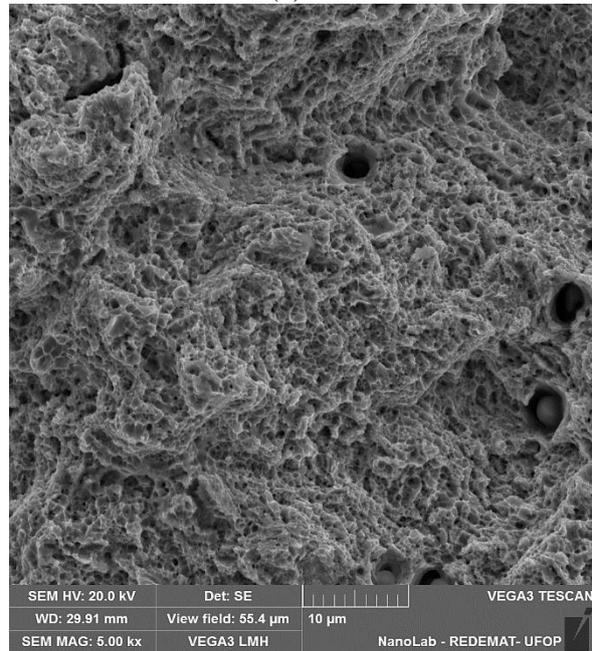
(a) 72x



(b) 500x



(c) 2500x



(d) 5000x

Figura 5.37 – Fotomicrografias em MEV de superfícies fratura em corpos de prova de tração referentes a juntas soldadas por FBW em um aço de trilho intermediário.

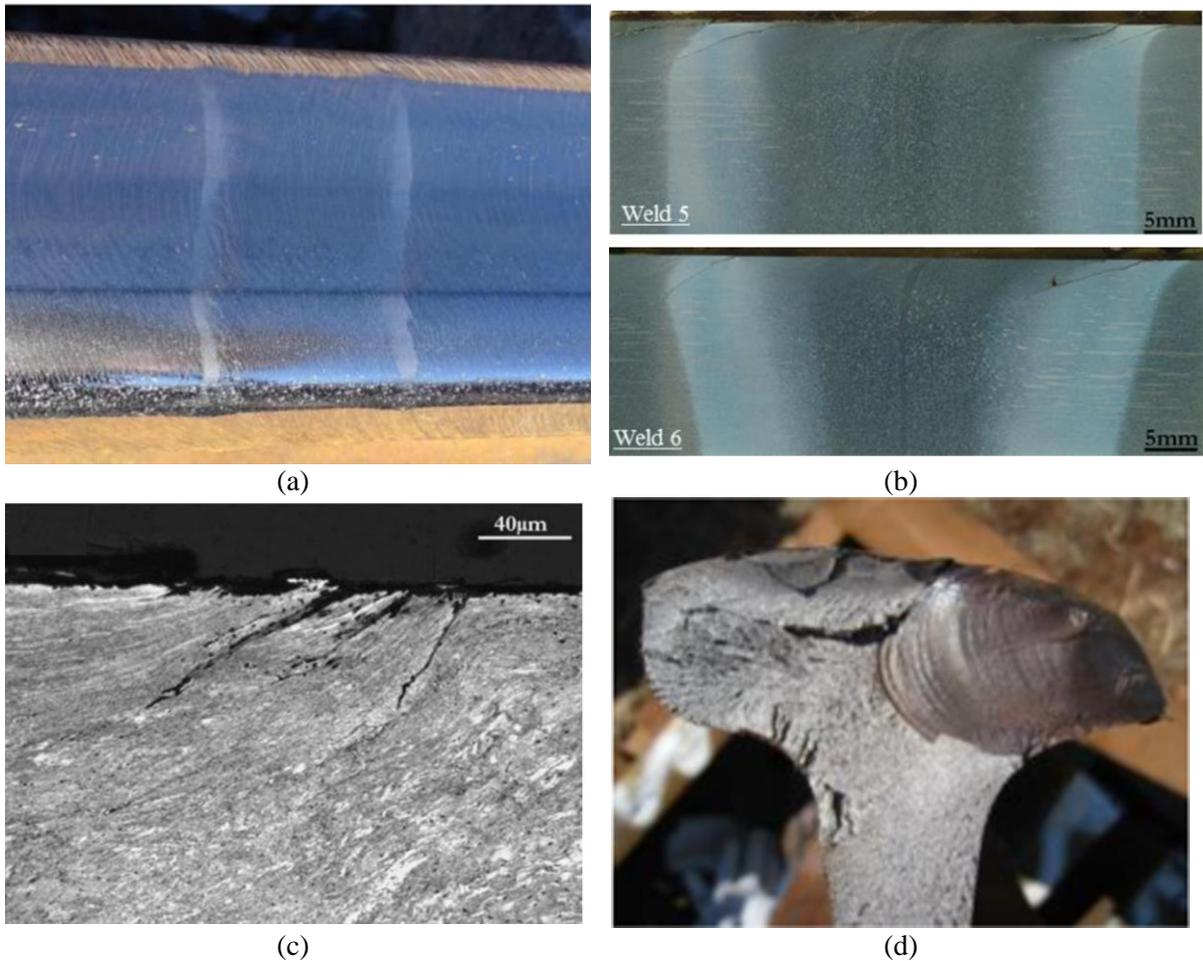


Figura 5.38 – Efeitos da redução da dureza superficial em boletos soldados por FBW nos mecanismos de falha por RCF. (a) Deformação superficial em região da ZTA; (b) macrografias de juntas indicando a nucleação e crescimento de trincas de fadiga na região de esferoidização parcial da ZTA; (c) micrografia de região de esferoidização indicando intensa deformação plástica e nucleação de trincas por fadiga; (d) exemplo de falha em junta soldada por FBW. Fonte: Mutton *et al.* (2016).

5.4.3. Fadiga

Um dos objetivos deste trabalho foi avaliar a influência da soldagem elétrica por centelhamento na resistência à fadiga do aço para trilhos ferroviários do tipo intermediário, além do efeito de concentração de tensão por meio de entalhe na ZTA. Os resultados obtidos a partir de ensaios de fadiga S-N ou curvas de Wöhler são apresentados, de modo comparativo, na Figura 5.39.

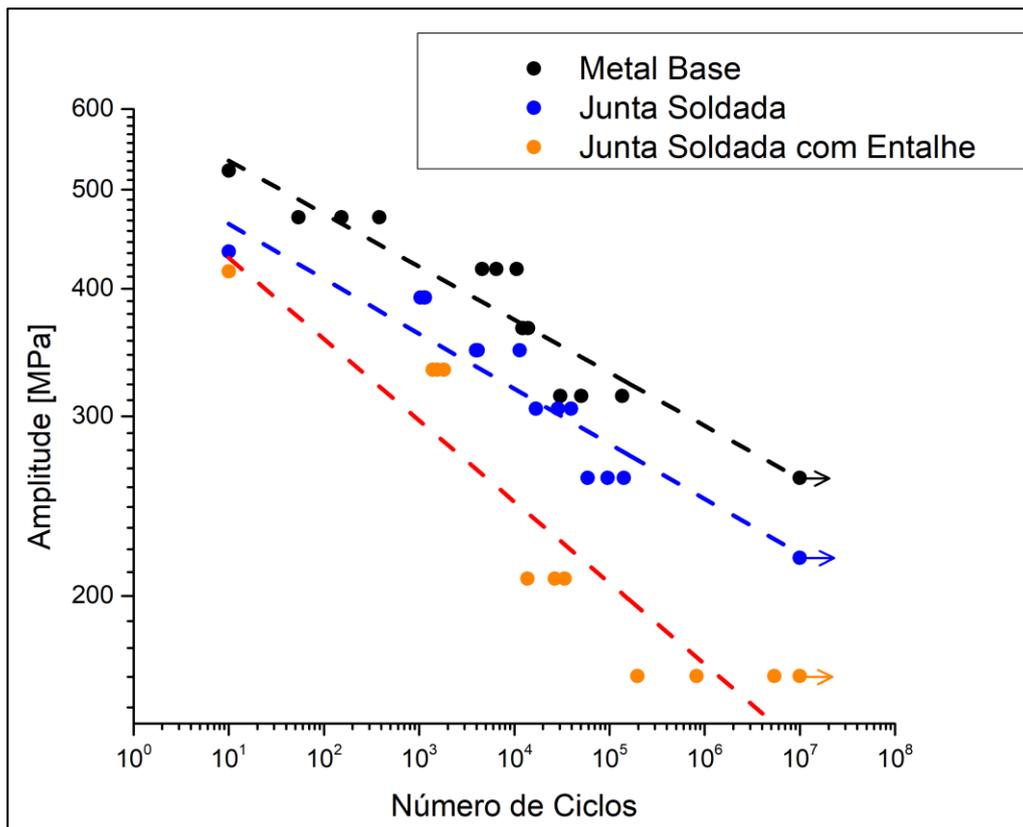


Figura 5.39 – Curvas de Wöhler ou S-N para vida infinita do aço intermediário para trilhos ferroviários nas três condições avaliadas: metal base, junta soldada por FBW e junta solda por FBW com entalhe no final da ZTA.

Como pode-se observar na Figura 5.39, o processo de soldagem elétrica por centelhamento reduziu o desempenho em fadiga do aço de modo significativo, tanto no regime de baixo ciclo, quanto no regime de alto ciclo em relação ao metal base. Nos dois casos, três corpos de prova apresentaram vida infinita (mais de 10⁷ ciclos) quando a tensão máxima aplicada correspondeu a 50% do limite de resistência, no entanto, do ponto de vista de amplitude de tensões, os valores para o metal base correspondem a 261MPa e, para a junta soldada a 218MPa, respectivamente. Portanto, o processo de soldagem reduziu o limite de fadiga do aço em aproximadamente 16%, portanto, este efeito deve ser levado em consideração no projeto e planejamento de manutenções em linhas ferroviárias continuamente soldadas.

O efeito do entalhe no comportamento em fadiga do material soldado apresentado na Figura 5.39 também deve ser destacado. O entalhe reduziu de forma mais expressiva a vida em fadiga de alto ciclo, sendo menos significativo para maiores valores de amplitude de tensões (ou baixo ciclo). Estes resultados são muito significativos, uma vez que, como apresentado na seção 5.1, a prática atual na maior parte do mundo é não remover a rebarba na região da alma das juntas obtidas por centelhamento elétrico. Portanto, como apresentado por Mutton (2014)

e Godefroid *et al.* (2015), critérios mais rigorosos de acabamento deveriam ser aplicados em todas as regiões das juntas soldadas por FBW em trilhos ferroviários.

Como discutido por Zhao *et al.* (2015), apesar do fenômeno de fadiga ser o responsável pela maior parte das falhas em linhas ferroviárias continuamente soldadas, são poucos os trabalhos na literatura que apresentam dados sobre fadiga em soldas obtidas por FBW. Ekberg e Paulsson (2010) apresentaram, em um relatório sobre desenvolvimento de soldagem FBW de trilhos ferroviários, uma patente da Empresa Corus que propõe a execução de juntas do tipo ZTA estreita. Os autores apresentaram os dados obtidos em ensaios de fadiga de modo comparativo entre metal base, juntas soldadas por FBW convencional e com ZTA estreita, além de juntas aluminotérmicas, Figura 5.40. Os ensaios de fadiga foram executados no componente real (flexão) e não há informações sobre os procedimentos adotados. Sobre as outras condições apresentadas, como trata-se de relatório técnico, não há detalhes ou discussões.

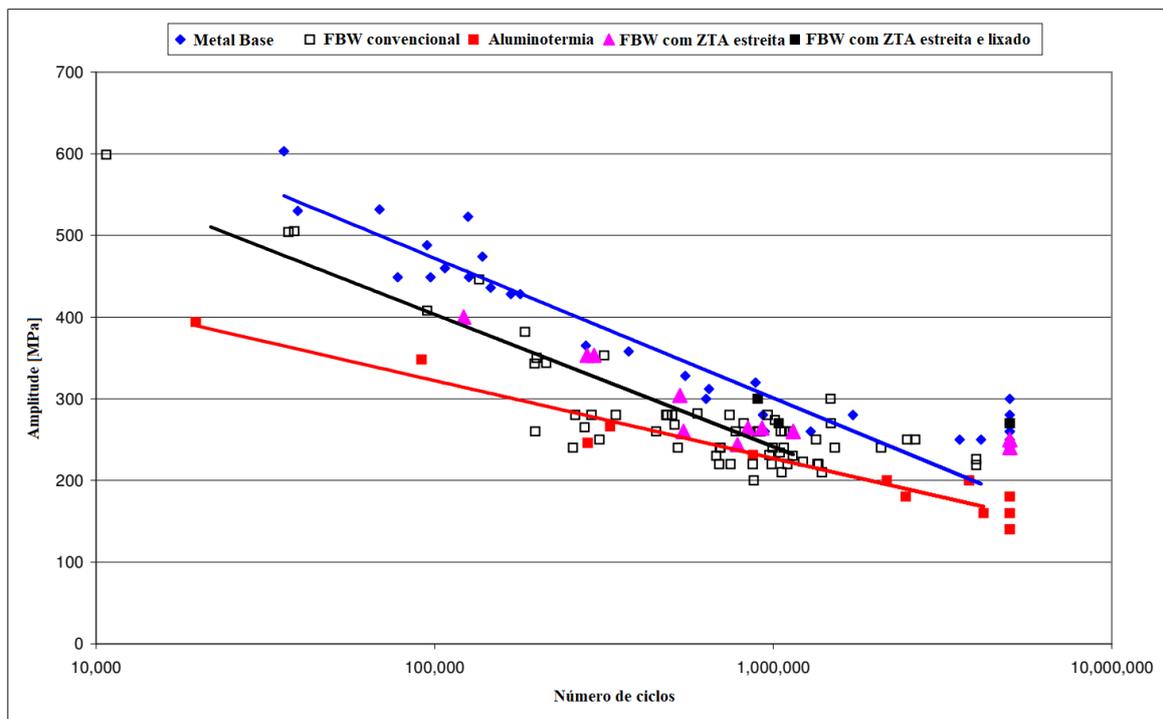


Figura 5.40 – Curvas de Wöhler ou S-N obtidas por flexão em trilhos ferroviários perliticos em diferentes condições: metal base, juntas soldadas por FBW e aluminotermia, juntas soldadas por FBW com ZTA estreita e juntas soldadas por FBW com ZTA estreita e lixadas. Adaptado de Ekberg e Paulsson (2010).

Zhao *et al.* (2015) realizaram soldagem por centelhamento elétrico em segmentos de aço para trilhos ferroviários perlitico microligado (U75V), o objetivo foi obter corpos de prova para ensaios de fadiga com diferentes condições de soldagem. Ensaios de fadiga com controle de carga foram realizados e avaliou-se ainda os efeitos de corrosão por solução salina durante 450h

no comportamento em fadiga das juntas, Figura 5.41. Os autores concluíram que a pressão aplicada ao final do processo de soldagem elétrica foi o fator mais influente no comportamento em fadiga do material. No caso do processo de soldagem I (13MPa de pressão), todas as fraturas por fadiga ocorreram na linha central, fato atribuído a estruturas de origem eutética observadas por análise micrográfica desta região. Com o aumento da pressão para 25MPa, processo de soldagem II, a interface ficou livre de estruturas eutéticas e as fraturas por fadiga ocorreram no metal base.

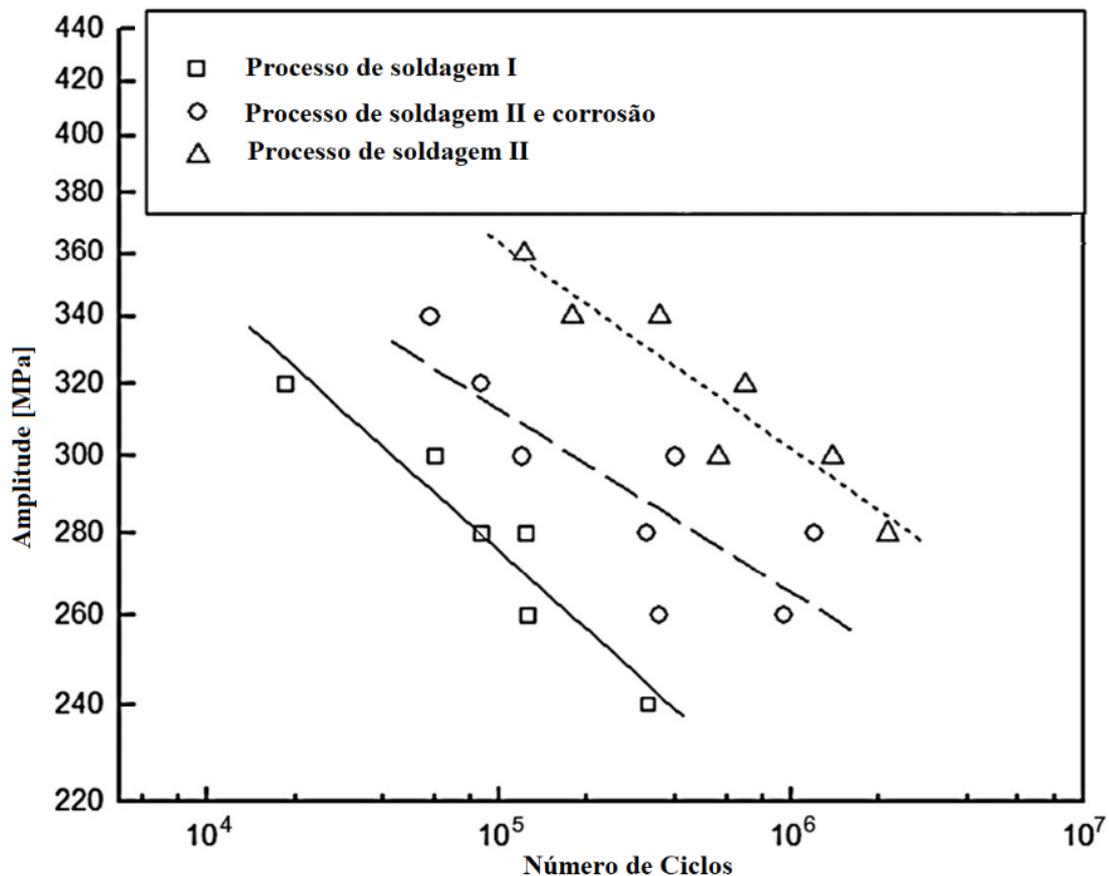


Figura 5.41 – Curvas de Wöhler ou S-N obtidas a partir de juntas soldadas por centelhamento elétrico em aço perlítico para trilhos ferroviários. Processo de soldagem I: 13MPa de pressão; Processo de soldagem II: 25MPa de pressão. Adaptado de Zhao *et al.* (2015).

De todos os ensaios de fadiga com vida finita realizados em juntas soldadas do presente trabalho, exceto aqueles com entalhe, um total de 12 corpos de prova, somente dois apresentaram fratura na região da linha central e, nos demais casos, as fraturas ocorreram na região de esferoidização parcial na ZTA, Figura 5.42. Portanto, a redução da resistência à nucleação de trincas por fadiga no material pode ser atribuída às alterações estruturais da perlita na região de transformação parcial da ZTA. Este efeito decorre da maior facilidade de deformação plástica localizada durante o carregamento cíclico nas regiões de menor dureza das

juntas, dando origem a intrusões e extrusões que, por sua vez, concentram tensão próximo à superfície e nucleiam as trincas por fadiga (SCHIJVE, 2001). Os dois corpos de prova fraturados na região da linha central corresponderam a ensaios de alto ciclo, ou seja, um mecanismo parecido com o discutido para a região de esferoidização, sobretudo devido à formação de ferrita livre, pode ter facilitado a nucleação de trincas na linha central, outra possibilidade é a presença de descontinuidade de soldagem (que não foram identificadas em análise fractográfica via MEV). No entanto, a redução da resistência à nucleação de trincas por fadiga na região de esferoidização parcial foi mais significativa.



Figura 5.42 – Fotografias ilustrando a região de fratura por fadiga em corpos de prova de aço perlitico para trilhos ferroviários soldado por FBW.

Fotografias das superfícies de fratura de corpos de prova de fadiga de alto ciclo para o metal base, junta soldada e junta soldada com entalhe na ZTA são apresentadas na Figura 5.43. Ressalta-se que os níveis de carregamento em relação ao limite de resistência foram iguais a 60% para o metal base e a junta soldada, Figuras 5.43 (a) e (b) e 40% para a junta soldada com entalhe, Figura 5.43 (c). Como era esperado, para os carregamentos correspondentes a alto ciclo, pode-se observar significativa propagação estável de trincas por fadiga antes da fratura final. As trincas por fadiga nuclearam nas superfícies dos corpos de prova e se propagaram perpendicularmente à seção dos mesmos. No caso da junta soldada com entalhe, Figura 5.43 (c), observaram-se marcas de catraca, que indicam que ocorreu nucleação em mais de um ponto na raiz do entalhe (GODEFROID *et al.* 2010). Outro ponto que chama a atenção nas Figuras 5.43 (a) e (b) é a maior proporção de crescimento estável de trinca antes do rompimento final na amostra soldada em relação ao metal base, para o mesmo nível de carregamento em relação ao limite de resistência (aqui, deve-se ressaltar que o limite de resistência das juntas foi menor que do metal base, portanto, do ponto de vista de amplitude de carregamento, os valores foram iguais a 314MPa para o metal base e 261MPa para as juntas).

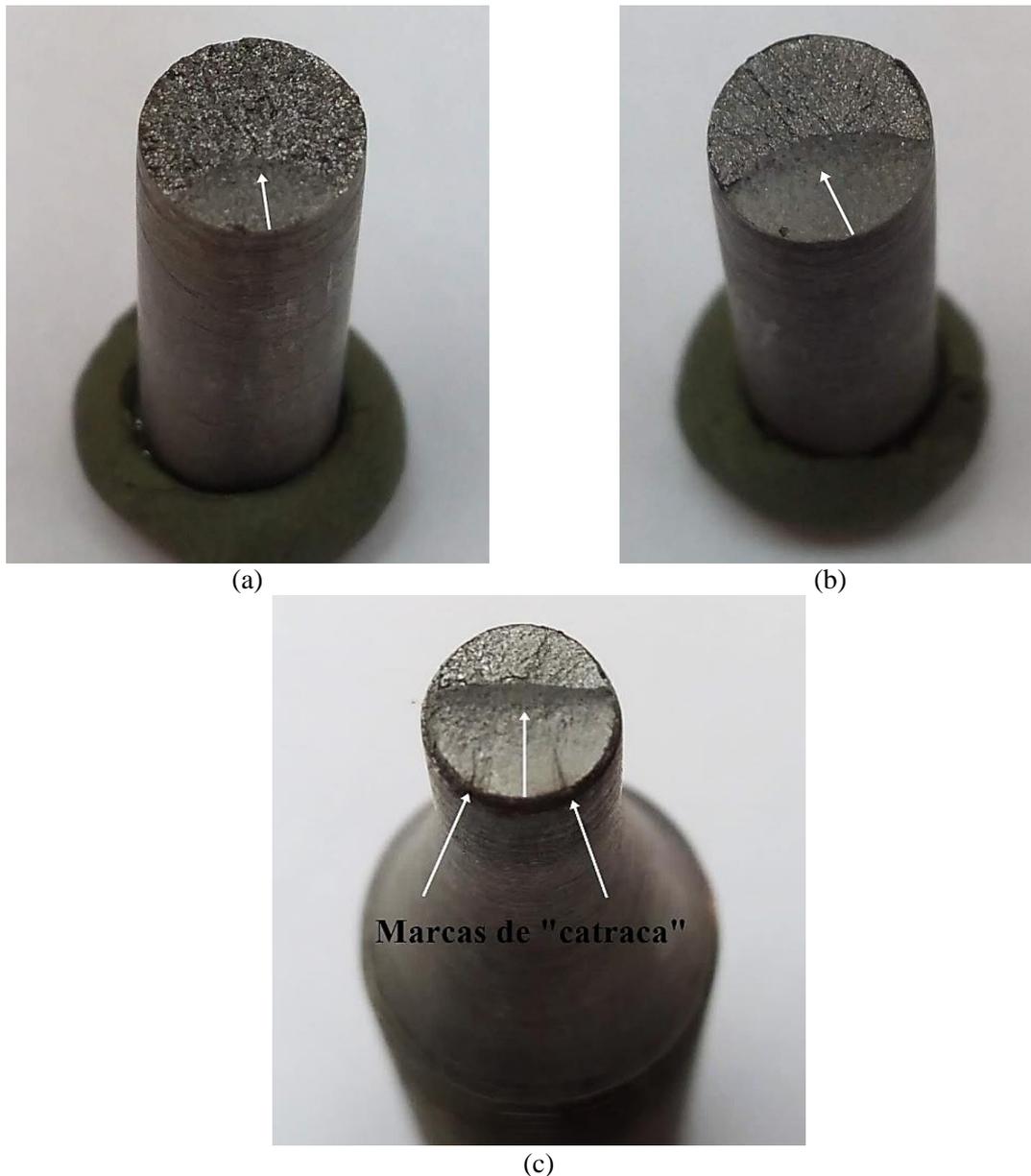


Figura 5.43 – Fotografias ilustrando a região de fratura por fadiga em corpos de prova de aço perlítico para trilhos ferroviários correspondentes a regime de alto ciclo. (a) Metal base, tensão máxima equivalente a 60% do limite de resistência (314MPa de amplitude); (b) junta soldada, tensão máxima equivalente a 60% do limite de resistência (261MPa de amplitude); (c) junta soldada com entalhe na ZTA, tensão máxima equivalente a 40% do limite de resistência (167MPa de amplitude).

Análises fractográficas em MEV de corpos de prova correspondentes ao metal base e a juntas soldadas são apresentadas nas Figuras 5.44 e 5.45, respectivamente, para ensaios de fadiga de alto ciclo (tensão máxima equivalente a 60% do limite de resistência). Na Figura 5.44 (a) pode-se observar com clareza a região de nucleação de trinca por fadiga e sua propagação estável, destaque também da região de nucleação na Figura 5.44 (b). Na Figura 5.44 (c) pode-se observar o aspecto típico de propagação de trinca por fadiga, com indicações de estrias, em contraste, na Figura 5.44 (d) tem-se o aspecto frágil da fratura final.

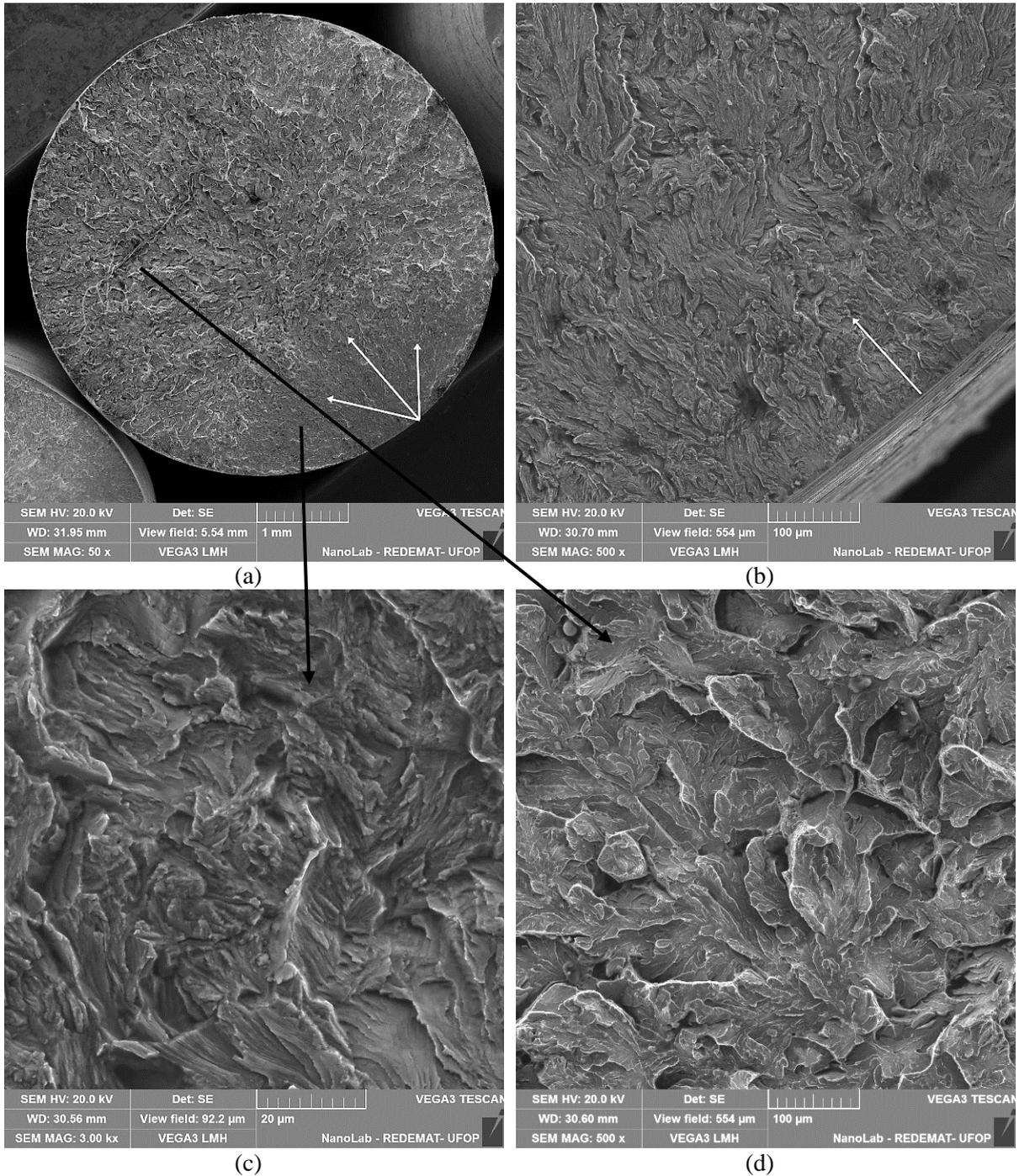


Figura 5.44 – Fotomicrografias em MEV de superfície fratura em corpo de prova de fadiga referente ao metal base de um aço de trilho intermediário (314MPa de amplitude de tensão). (a) e (b): nucleação de trinca; (c): região de crescimento estável; (d): fratura final.

Resultados semelhantes aos discutidos para o metal base foram obtidos nas análises fractográficas de juntas soldadas, Figuras 5.45 (a) a (d), não sendo observadas diferenças significativas em relação à fractografia.

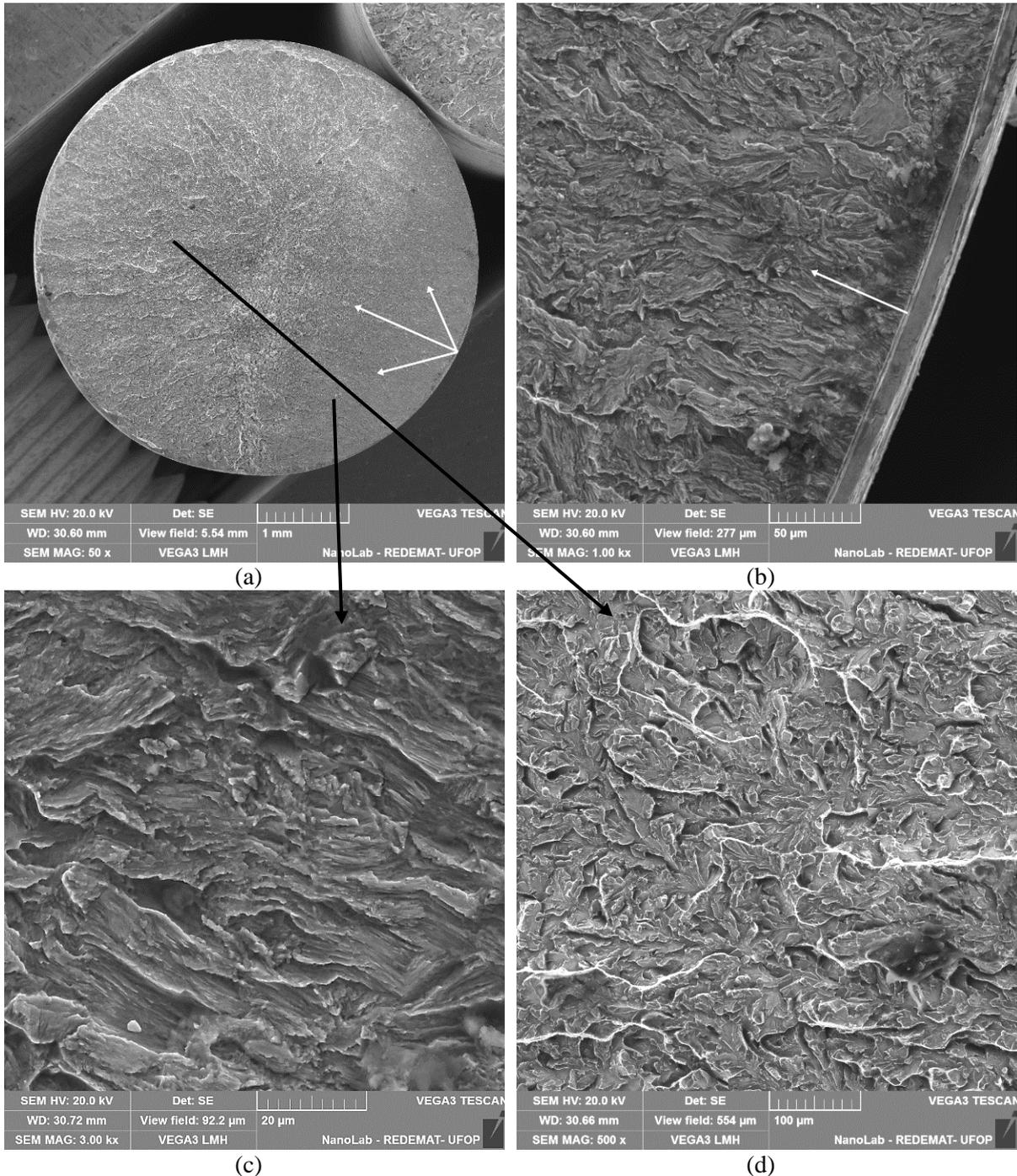


Figura 5.45 – Fotomicrografias em MEV de superfície fratura em corpo de prova de fadiga referente a juntas soldadas por FBW em um aço de trilho intermediário (261MPa de amplitude de tensão). (a) e (b): nucleação de trinca; (c): região de crescimento estável; (d): fratura final.

Os resultados obtidos permitem concluir que as alterações estruturais decorrentes do processo de soldagem elétrica por centelhamento no trilho perlítico avaliado, sobretudo a esferoidização parcial da cementita na região de transformação parcial da ZTA, foram responsáveis por significativa redução na resistência do material à nucleação de trincas por fadiga. Outra conclusão importante é que o aço apresentou grande sensibilidade ao entalhe em relação a

resistência à fadiga, sobretudo no regime de alto ciclo. A associação da sensibilidade ao entalhe do material em relação à fadiga com as alterações estruturais decorrentes do processo de soldagem e o significativo estado biaxial de tensões residuais normais trativas é a principal causa de falhas do tipo HSW. Portanto, medidas que reduzam estes efeitos, de forma concomitante ou não, devem ser adotadas de modo a aumentar a vida útil e reduzir a probabilidade de falhas prematuras em linhas ferroviárias continuamente soldadas e de alta carga por eixo. Em seção apresentada adiante, a partir de resultados de simulações numéricas, uma tentativa de quantificação desses efeitos na vida em fadiga do componente será apresentada.

5.5. Inspeção por Ultrassom

A inspeção por ultrassom não revelou a presença de descontinuidades nas juntas soldadas dentro da faixa de sensibilidade avaliada. Além disso, as inspeções visuais e as análises macrográficas com cortes em vários planos também não indicaram descontinuidades volumétricas ou planares nas juntas obtidas por centelhamento elétrico.

5.6. Simulações Numéricas

Os resultados obtidos nas diferentes etapas de simulações numéricas são apresentados e discutidos nos subitens a seguir.

5.6.1. Modelos térmicos

Os modelos iniciais simulados utilizaram como fonte de calor um aporte térmico simples na interface dos trilhos, os valores de densidade de potência aplicados separadamente nas três regiões do trilho foram ajustados de modo a obter temperaturas de pico semelhantes às medidas por Weingrill *et al.* (2017), resultando em valores iguais a $3,2\text{W/mm}^2$, $3,5\text{W/mm}^2$ e $3,2\text{W/mm}^2$, para boleto, alma e patim, respectivamente, por 80s. O resultado de distribuição de temperaturas máximas é apresentado na Figura 5.46.

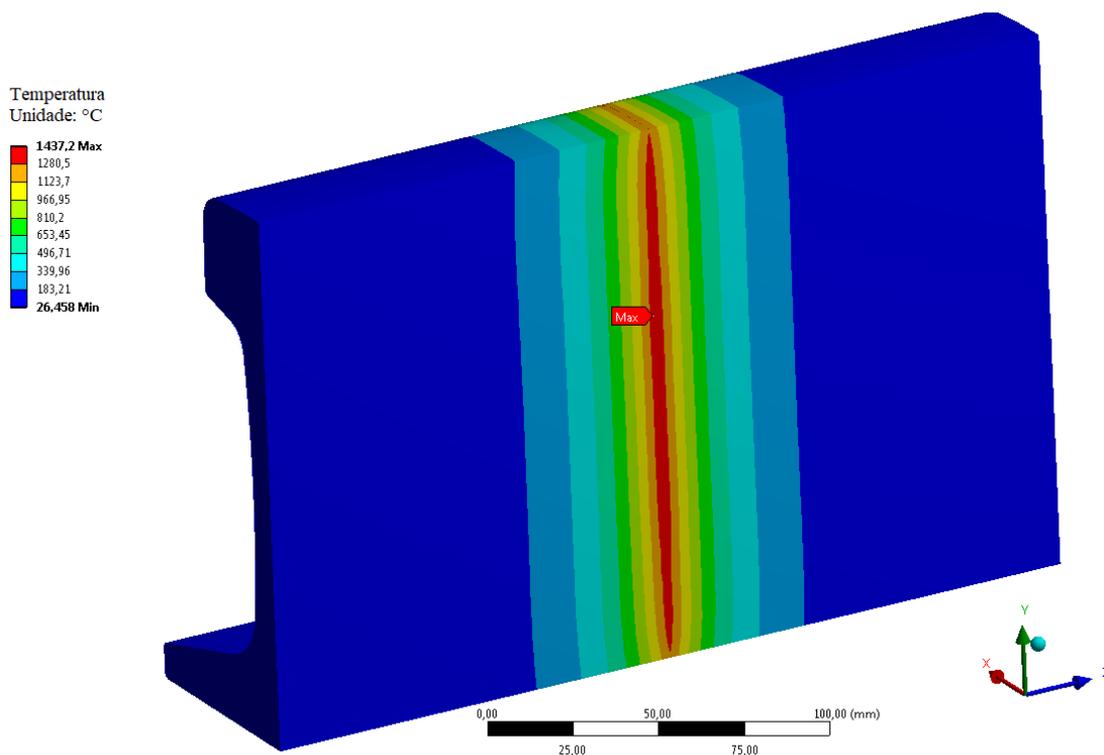


Figura 5.46 – Resultados de distribuição de temperatura máxima em junta soldada em simulação numérica pelo MEF.

Do ponto de vista térmico, as soluções utilizando este modo de aporte de calor foram semelhantes às reportadas em trabalhos anteriores que utilizaram abordagem semelhante (CAI *et al.*, 2011; MA *et al.*, 2015). No entanto, observou-se que os gradientes de temperatura obtidos entre a interface dos trilhos e a região adjacente da ZTA foram muito elevados, além disso, a largura da região aquecida acima de 727°C não foi semelhante ao medido experimentalmente nas análises macrográficas (largura da ZTA). Os dados de temperatura foram exportados para modelos estáticos estruturais iniciais e percebeu-se que os valores elevados dos gradientes de temperatura produziram estados de tensões residuais superestimados no componente.

A partir desta avaliação dos resultados iniciais e, levando em consideração que durante o processo de soldagem elétrica por centelhamento a maior parte do calor é gerado por efeito Joule (no volume do material), um novo modelo de fonte de calor foi definido para as simulações térmicas. Neste caso, utilizou-se uma fonte de calor do tipo *internal heat generation* disponível no programa de elementos finitos de modo a aproximar o problema numérico da situação física real. Como apresentado na Figura 5.47, um corpo intermediário com 30mm de comprimento foi introduzido entre os dois segmentos de trilho e permitiu a aplicação individual das condições de contorno térmicas. As interfaces utilizadas entre as partes sólidas do modelo foram do tipo *Shared Topology*, com continuidade de malha entre os corpos.

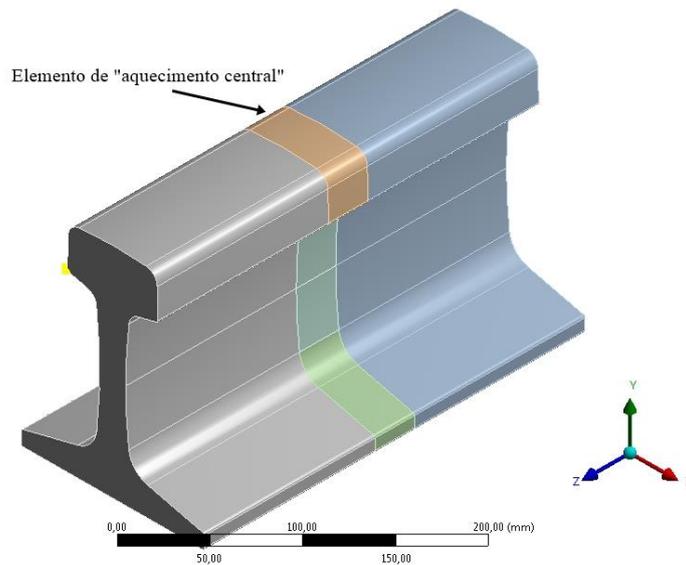


Figura 5.47 – Representação em CAD de geometria para as simulações numéricas do processo de soldagem elétrica por centelhamento de trilho ferroviário. Em destaque um corpo intermediário com 30mm que foi utilizado como elemento de aquecimento volumétrico.

As condições finais de aporte térmico adotadas foram então modificadas, os valores de geração de calor volumétrico para o boleto e patim foram iguais a $0,125\text{W}/\text{mm}^3$ e $0,14\text{W}/\text{mm}^3$ no caso da alma, por 80s. Além disso, conforme discutido por Mansouri e Monshi (2004) e os resultados obtidos na caracterização metalográfica desta tese, durante o processo de soldagem por FBW a corrente elétrica é transmitida mais facilmente nas regiões superficiais do material, portanto, as superfícies dos trilhos apresentam maiores temperaturas que o interior. Uma vez que nas simulações o calor foi produzido no volume do corpo central e ocorrem trocas térmicas por radiação e convecção nas superfícies, o interior do material acaba apresentando maior temperatura que a superfície, como ilustrado na Figura 5.48. Como consequência deste gradiente de temperatura, as simulações preliminares de tensões residuais indicaram tensões residuais compressivas na superfície da alma soldada na direção longitudinal, (eixo Z) da Figura 5.49 (a). Este resultado não coincide com dados experimentais, uma vez que a maior parte dos autores obteve tensões residuais trativas nos dois sentidos na superfície da alma, sobre a linha neutra.

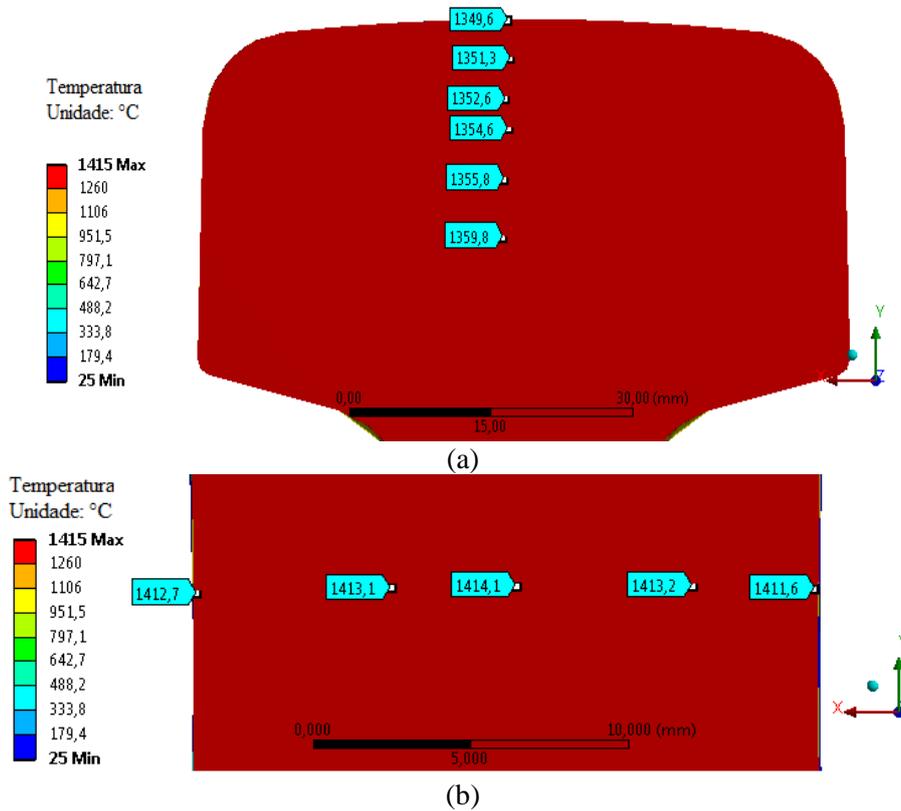


Figura 5.48 – Resultados de distribuição de temperatura máxima na região do bolete (a) e alma (b) em simulação numérica pelo MEF do processo FBW em trilhos ferroviários. Fonte de calor volumétrica no elemento de aquecimento central.

Resultados em simulações semelhantes do ponto de vista de tensões longitudinais foram obtidos por Ma *et al.* (2015), Figura 5.49 (b). Os autores não explicaram a origem das tensões residuais compressivas na superfície da linha central na região da alma. Porém, ao se analisar os resultados obtidos nesta tese, juntamente com a observação dos perfis térmicos apresentados por aqueles autores, pode-se atribuir este estado de tensões residuais ao mesmo fenômeno.

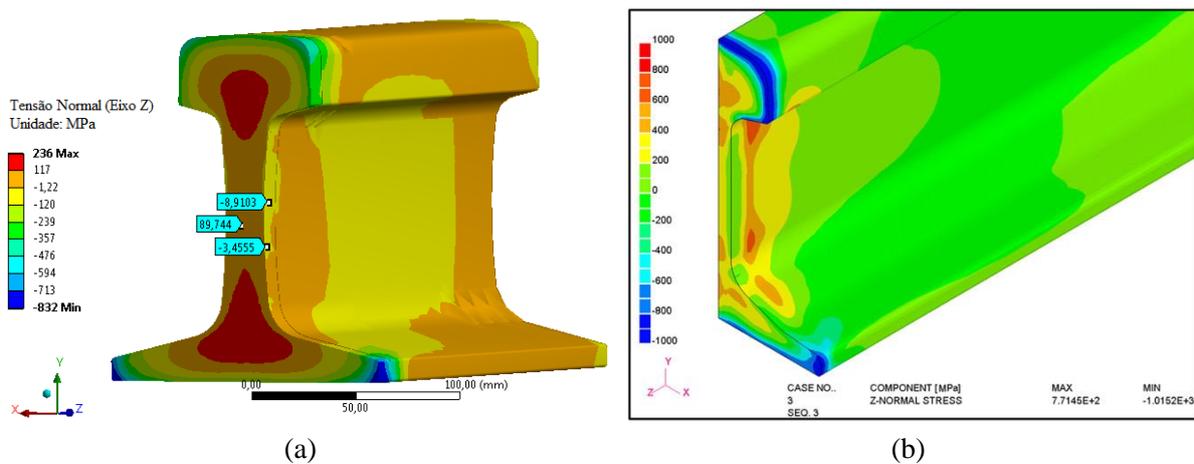


Figura 5.49 – Resultados preliminares de tensões residuais normais longitudinais devido aos ciclos do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilhos ferroviários (a). (b) Resultados publicados por Ma *et al.* (2015). Simulações pelo MEF.

A partir dessas observações dos modelos numéricos em relação ao problema físico, uma segunda condição de contorno térmico foi adicionada ao modelo, Figura 5.50. Trata-se de um fluxo de calor na superfície do elemento de aquecimento das três regiões, 1200W por 80s, concomitante com a geração de calor volumétrica. Com isso, o gradiente de temperatura obtido na direção superfície-centro das três regiões foi positivo e os resultados das simulações estáticas ficaram mais coerentes com as tensões residuais medidas experimentalmente, como será apresentado posteriormente.

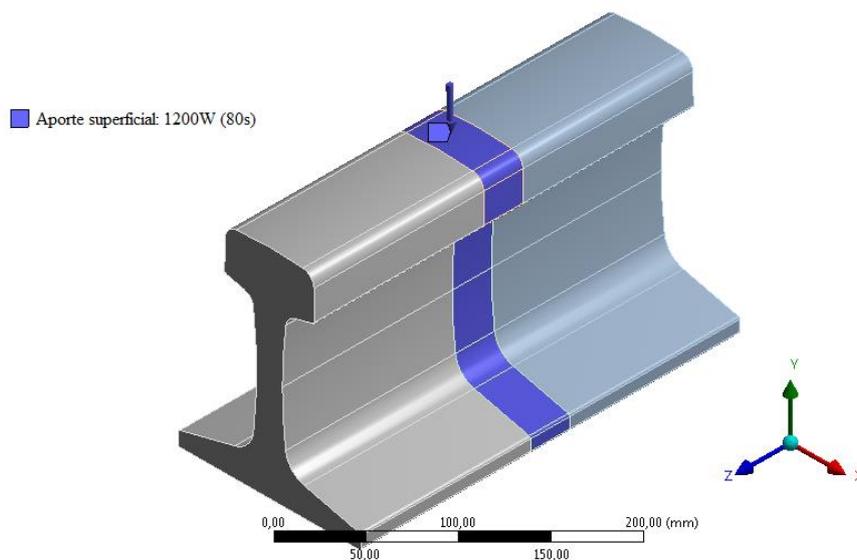


Figura 5.50 – Fonte de calor superficial suplementar no elemento de aquecimento central de modo a obter um perfil de temperatura superfície-centro nas simulações pelo MEF mais próximo ao experimental.

Os resultados dos modelos térmicos visando simular os ciclos térmicos da soldagem por FBW no trilho intermediário são apresentados nas Figuras 5.51 e 5.52. Na Figura 5.52 são apresentados os ciclos térmicos de três pontos monitorados em diferentes posições no modelo: (i) superfície da alma, (ii) superfície superior do boleto e (iii) superfície inferior do patim, todos os três sobre a linha central. Como pode-se observar, a alma apresentou temperatura máxima superior a 1400°C, por outro lado, no patim e boleto as temperaturas de pico foram inferiores a 1350°C. Estes resultados são semelhantes aos medidos experimentalmente por Weingrill *et al.* (2017) durante a soldagem por centelhamento de trilhos com perfil semelhante.

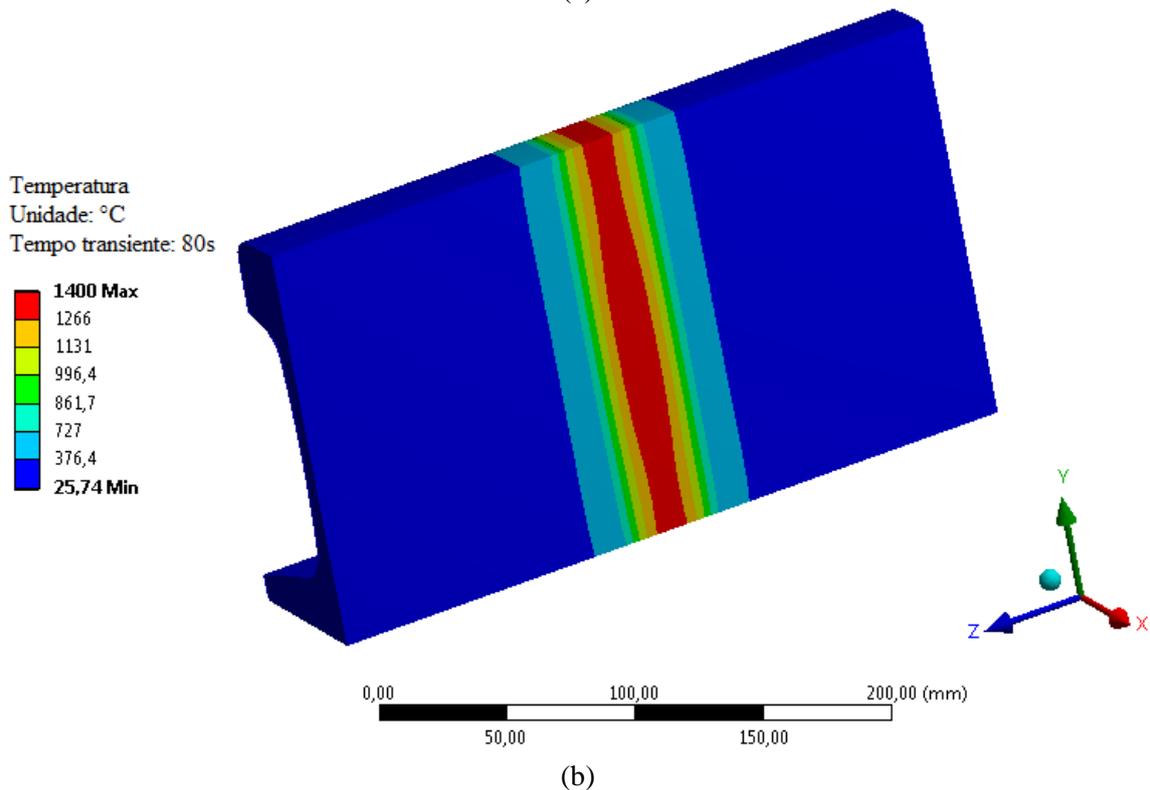
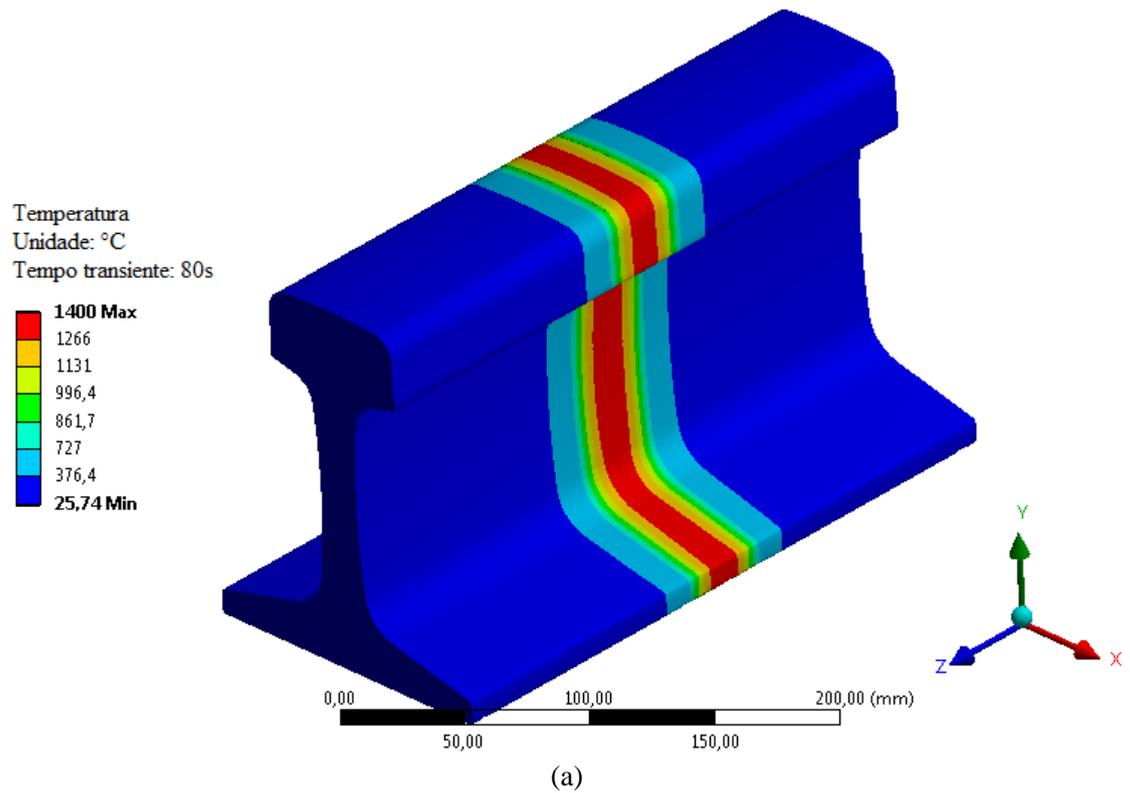


Figura 5.51 – Resultados de distribuição de temperatura máxima em junta soldada em simulação numérica pelo MEF, modelo térmico final. (a) visão geral; (b) corte longitudinal.

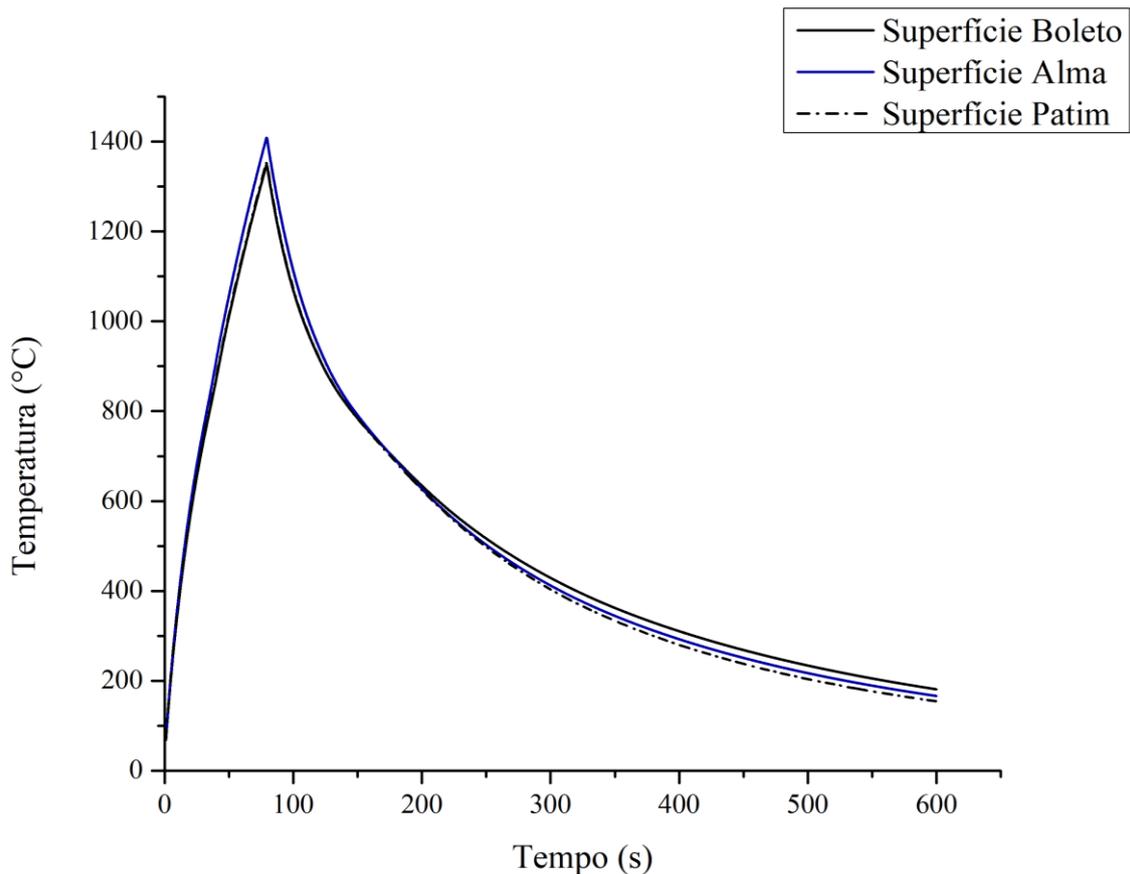


Figura 5.52 – Ciclos térmicos simulados pelo MEF na superfície superior do boleto, superfície central da alma e superfície inferior do patim. Simulação do processo de soldagem elétrica por centelhamento em trilho ferroviário intermediário. Modelo térmico final.

Outros parâmetros monitorados para ajuste do aporte de calor foram a largura da região aquecida acima de 700°C e a taxa de resfriamento. Na Figura 5.53 pode-se observar que a largura da região aquecida acima de 727°C (A_{c1}) foi superior a 40mm na região da alma, valor um pouco superior ao obtido nas análises metalográficas para esta região (cerca de 34mm). Em relação à taxa de resfriamento na superfície dos modelos, obteve-se valores iguais a 2,90°C/s e 2,65°C/s para a alma e o boleto, respectivamente, no intervalo entre 800°C e 500°C. Weingrill *et al.* (2017) também simularam a soldagem elétrica por centelhamento de trilhos ferroviários e compararam os valores de taxa de resfriamento simulado e medido experimentalmente. Os valores médios experimentais entre 800°C e 500°C foram da ordem de 1°C/s e os simulados foram iguais a 3°C/s, na região da superfície do boleto, Figura 5.54. Os autores atribuíram essas diferenças às propriedades do material e/ou condições de contorno utilizadas nas simulações.

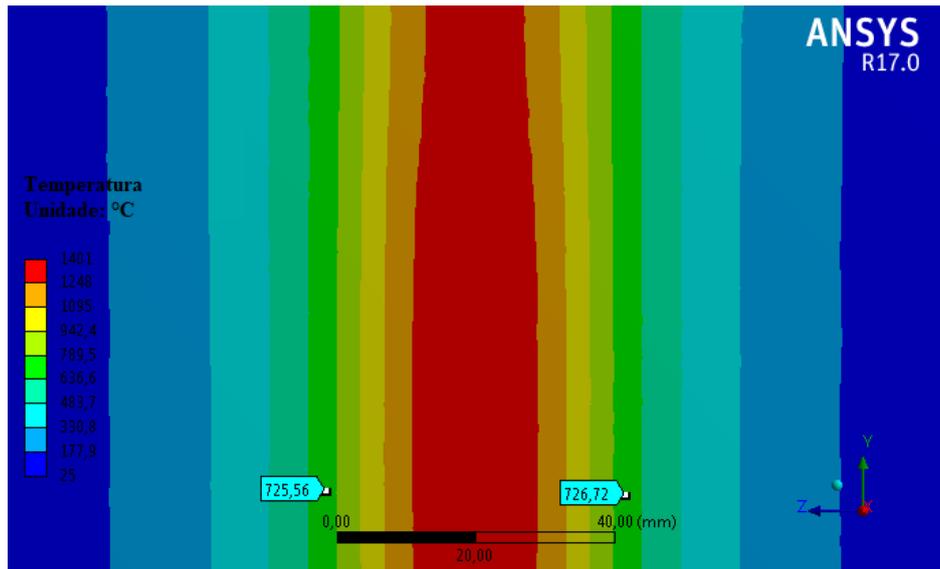


Figura 5.53 – Resultados de distribuição de temperatura na região da alma durante a temperatura máxima simulada pelo MEF. Os pontos marcados são próximos à temperatura A_{c1} do aço. Modelo térmico final, simulação da soldagem por centelhamento elétrico de trilhos ferroviários.

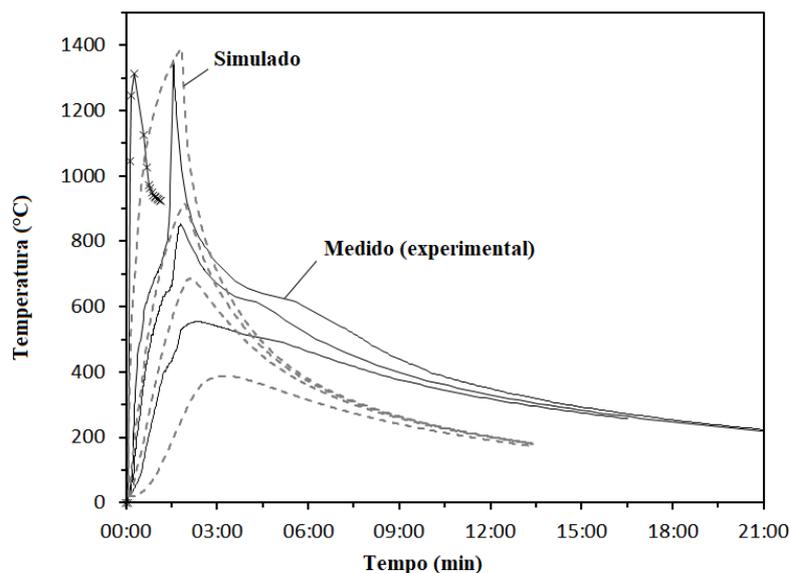


Figura 5.54 – Comparação entre ciclos térmicos medidos experimentalmente e simulados pelo MEF na superfície de boleto durante a soldagem elétrica por centelhamento de trilhos ferroviários. Adaptado de Weingrill *et al.* (2017).

Cai *et al.* (2011) também forneceram dados sobre os ciclos térmicos simulados de soldagem FBW em trilhos ferroviários. Foram reportadas taxas de resfriamento superiores a 25°C/s na linha central da solda, o que resultou em transformação martensítica nesta região. No entanto, conforme já discutido anteriormente, as taxas de resfriamento reais em soldagem elétrica por centelhamento são da ordem de 1°C/s e somente perlita se forma na ZTA. Portanto, as diferenças entre as taxas de resfriamento obtidas experimentalmente e simuladas neste trabalho e nos outros presentes na literatura (CAI *et al.*, 2011; MA *et al.*, 2015;

WEINGRILL *et al.*, 2017) podem ser atribuídas às propriedades físicas consideradas nos modelos, principalmente os valores de condutividade térmica do aço. Além disso, as condições de contorno são aproximadas e não foram considerados os efeitos do forjamento.

A partir da comparação entre os resultados de simulação dos ciclos térmicos na temperatura máxima no corte longitudinal da Figura 5.55 (a) com o resultado da macrografia no trilho soldado por FBW apresentado na Figura 5.55 (b), percebe-se que o perfil foi muito semelhante. Destaca-se maior largura da região aquecida na região da alma e próximo às superfícies do boleto e patim. Resultados muito semelhantes também foram obtidos em relação ao boleto a 10mm abaixo da superfície de rolamento (Figura 5.56) e na região central do patim, Figura 5.57.

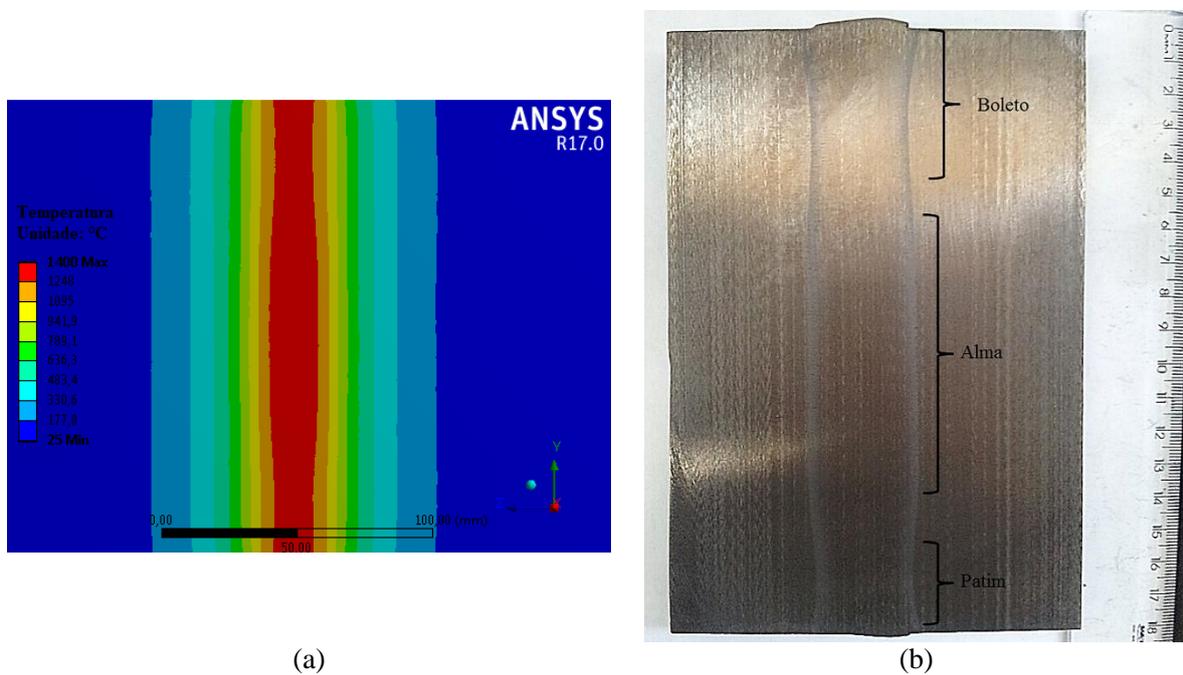


Figura 5.55 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA nas três regiões do trilho.

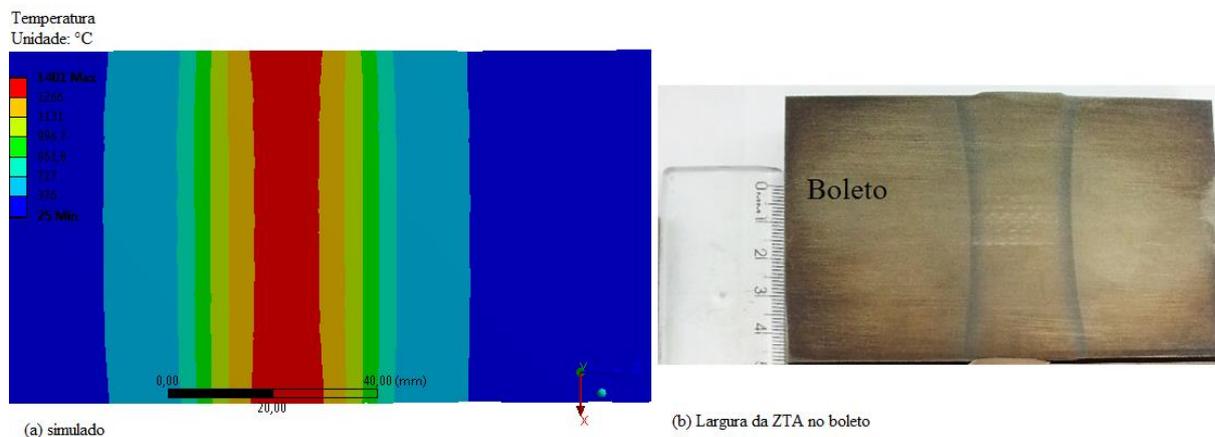
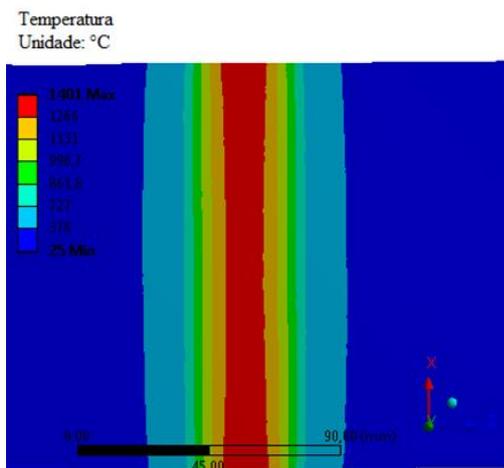


Figura 5.56 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA em corte a 10mm abaixo da superfície de rolamento do boleto.



(a) Simulado



(b) Largura da ZTA no patim

Figura 5.57 – Comparação entre o perfil de temperaturas máximas simuladas pelo MEF durante o processo de soldagem FBW e medidas da largura da ZTA em corte na região central do patim.

Tawfik *et al.* (2006) utilizaram o *software* comercial ABAQUS[®] para simular o desenvolvimento de tensões residuais durante a soldagem elétrica por centelhamento em trilhos ferroviários. Como condição de contorno térmica inicial, os autores ajustaram uma distribuição de temperatura exponencial com temperatura de pico igual a 1400°C na região da linha central e passando por 720°C a 25mm da linha central, equivalente ao final da ZTA, Figura 5.58. A estratégia mostrou-se interessante, uma vez que as tensões principais simuladas foram próximas àquelas obtidas experimentalmente pela técnica do furo. Ou seja, assim como nesta tese, estes autores não consideraram temperaturas superiores à temperatura de fusão do aço e a fonte de calor foi ajustada artificialmente em função dos objetivos da simulação.

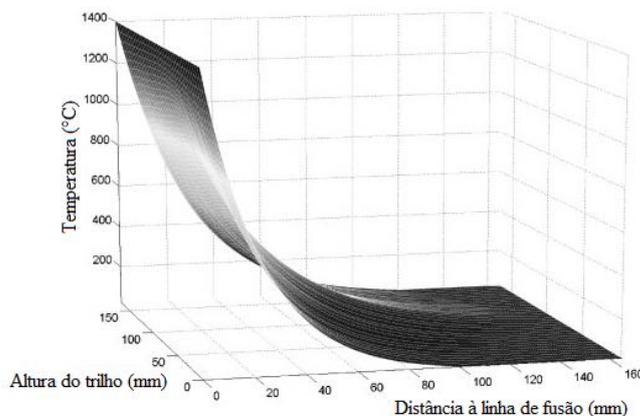


Figura 5.58 – Distribuição de temperatura inicial segundo curva exponencial para simulação do processo de soldagem FBW de trilhos ferroviários. Temperatura máxima igual a 1400°C em toda a linha central e igual a 720°C na região equivalente ao final da ZTA, 25mm da linha central. Adaptado de Tawfik *et al.* (2006).

5.6.2. Modelo estático estrutural

Tensões residuais

Os dados de ciclos térmicos em cada nó do modelo foram exportados como carga térmica no modelo estático estrutural, de modo a obter um estado de tensões residuais semelhante ao medido experimentalmente e verificar sua influência no comportamento em fadiga do trilho intermediário soldado por FBW. Nesta seção, primeiramente serão apresentados os resultados gerais obtidos nas simulações e, posteriormente, os valores são comparados aos dados experimentais e reportados na literatura.

Os resultados de tensões residuais normais verticais na alma do trilho são apresentados na Figura 5.59, na Figura 5.60 apresentam-se cortes longitudinais e transversais na região da ZTA. Como pode ser observado na Figura 5.59, o estado de tensões residuais normais verticais no trilho foi semelhante ao reportado em trabalhos anteriores, ou seja, tensões trativas na região equivalente à ZTA da alma e compressivas fora da ZTA. No entanto, diferentemente de outros trabalhos publicados na literatura, estes resultados são os primeiros a levar em consideração a diferença de temperatura máxima entre a alma e o boleto e patim. Os três pontos marcados na alma da Figura 5.59 correspondem aos locais nos quais foram obtidas medidas experimentais de tensões residuais superficiais.

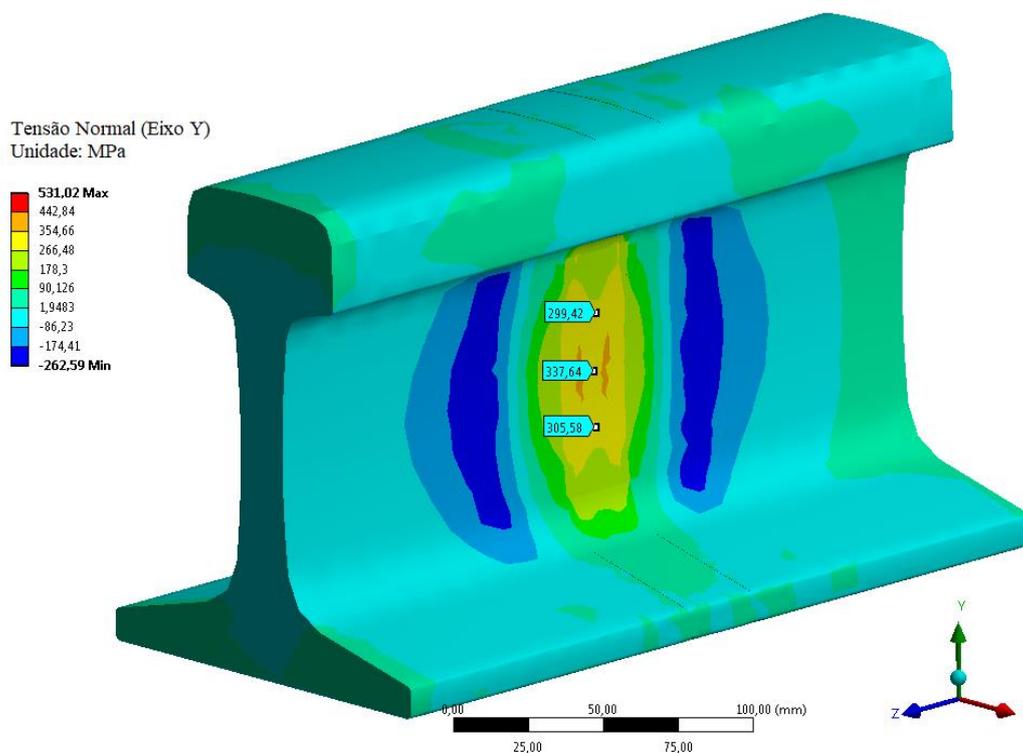
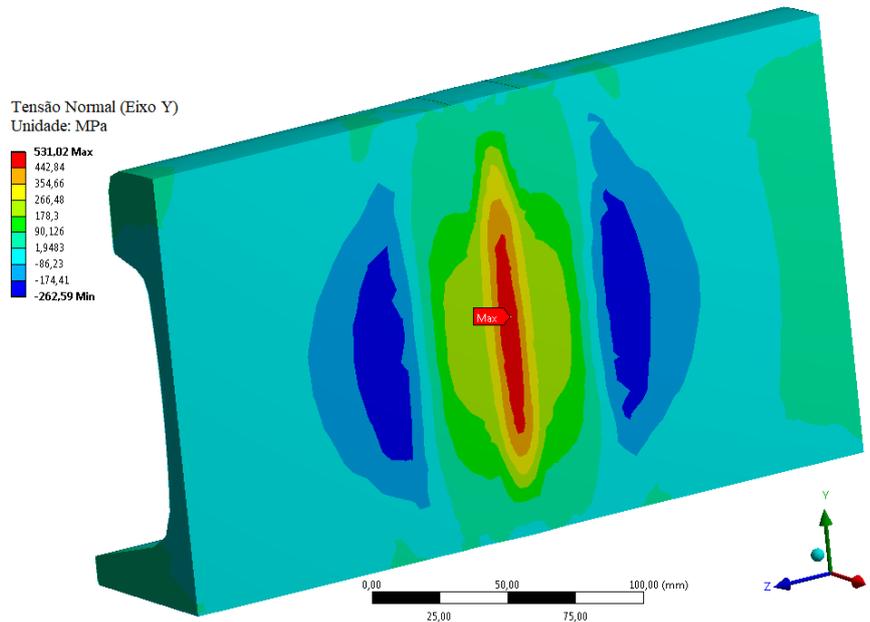
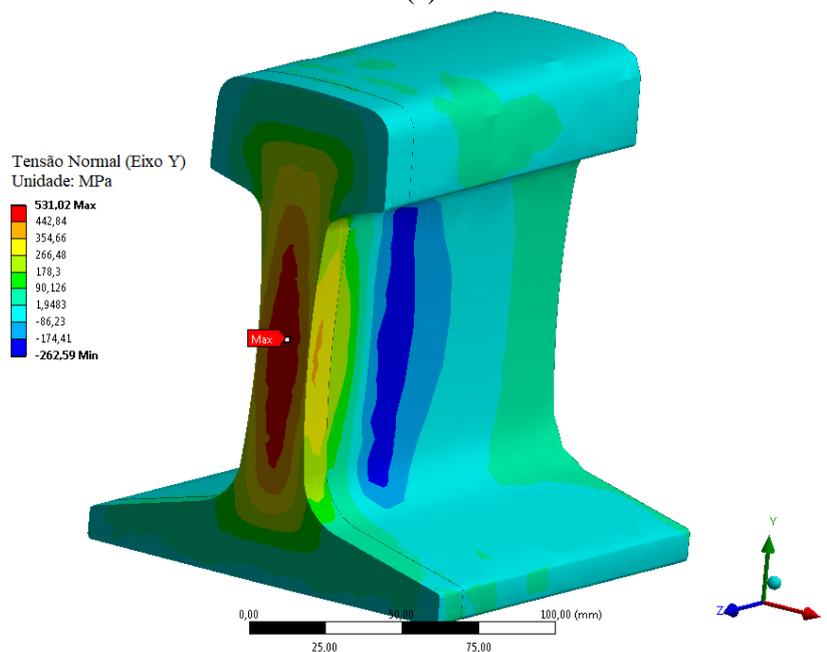


Figura 5.59 – Resultados de tensões residuais normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário.

Como pode-se observar nas Figuras 5.60 (a) e (b), os maiores valores de tensão residual vertical foram obtidos na região central da alma, superando os 500MPa.



(a)



(b)

Figura 5.60 – Resultados de tensões residuais normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte longitudinal (a) e corte transversal (b).

Os resultados de tensões residuais normais longitudinais obtidas por simulação são apresentados nas Figuras 5.61 e 5.62. Os resultados obtidos de tensões residuais longitudinais também foram semelhantes aos reportados na literatura, com tensões normais trativas na região soldada na alma (ZTA) e tensões compressivas na superfície do boleto e patim. Os pontos

marcados na Figura 5.61 correspondem àqueles nos quais foram medidas tensões residuais superficiais pela técnica do furo.

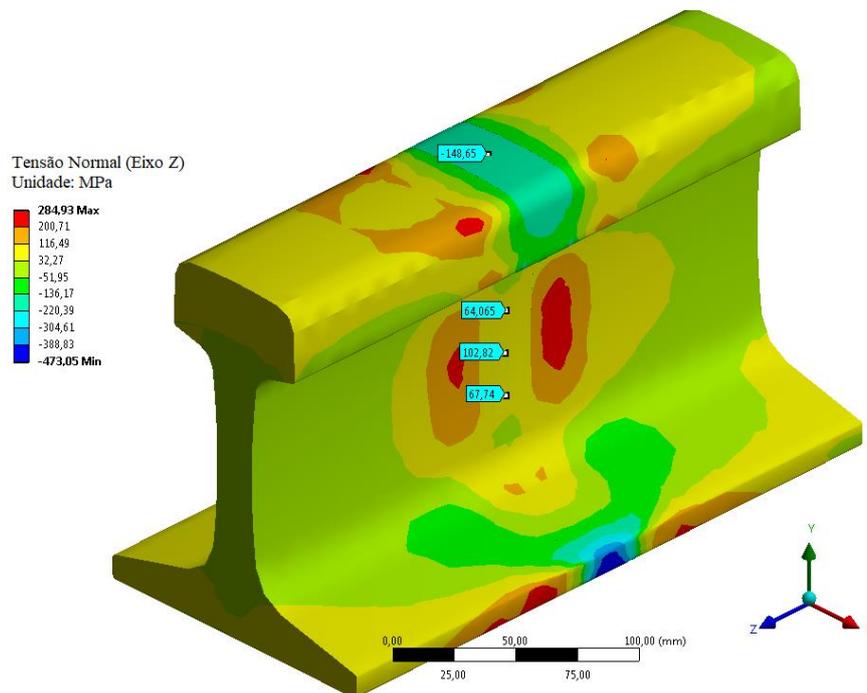


Figura 5.61 – Resultados de tensões residuais normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário.

Como pode-se observar na Figura 5.62, sobre a linha central, os maiores valores de tensões residuais longitudinais foram obtidos nas regiões de mudanças de geometria entre boleto/alma e patim/alma, superando os 200MPa, semelhante ao obtido por difração de raios-X reportados por Jilabi (2015).

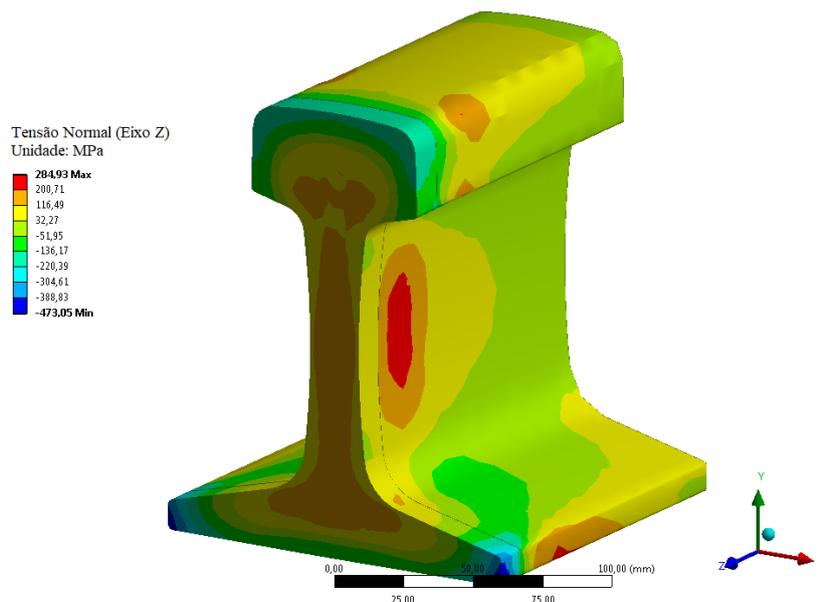


Figura 5.62 – Resultados de tensões residuais normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte transversal.

Os resultados de tensões residuais normais transversais obtidas por simulação são apresentados na Figura 5.63. A distribuição de tensões normais no eixo X obtidas foi muito semelhante ao reportado por Ma *et al.* (2015) e Jilabi (2015), com tensões compressivas na superfície do boleto e trativas no seu interior, assim como compressivas na superfície do patim e trativas no interior desta região. Na alma, as tensões transversais foram muito pequenas e podem ser desprezadas, como já reportado em trabalhos anteriores (TAWFIK *et al.*, 2008; MA *et al.*, 2015).

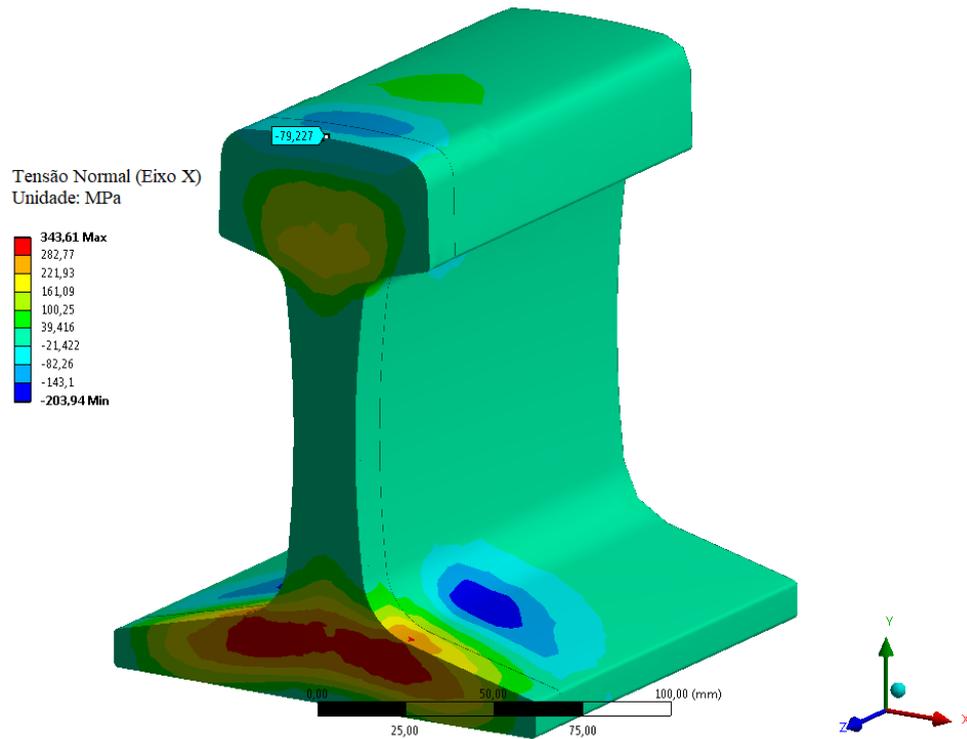


Figura 5.63 – Resultados de tensões residuais normais na direção transversal (Eixo X) obtidas por simulação numérica do processo de soldagem por centelhamento elétrico em trilho ferroviário, visão em corte transversal.

A comparação entre os valores de tensões residuais obtidos experimentalmente e por simulação na região da alma são apresentados nas Figuras 5.64 (a) e (b).

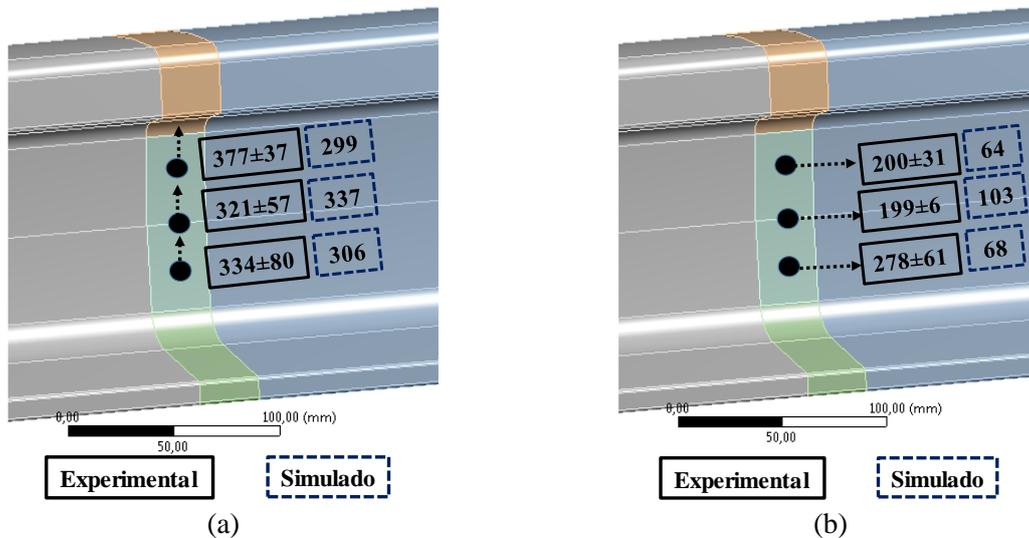


Figura 5.64 – Comparação entre os valores de tensões residuais normais decorrentes da soldagem elétrica por centelhamento em trilhos ferroviários obtidos por simulação (MEF) e experimentais obtidos pela técnica do furo, região da alma. (a) Tensões verticais, eixo Y; (b) tensões longitudinais, eixo Z.

A comparação entre os valores de tensões residuais obtidos experimentalmente e por simulação na região do boleto são apresentados na Figura 5.65.

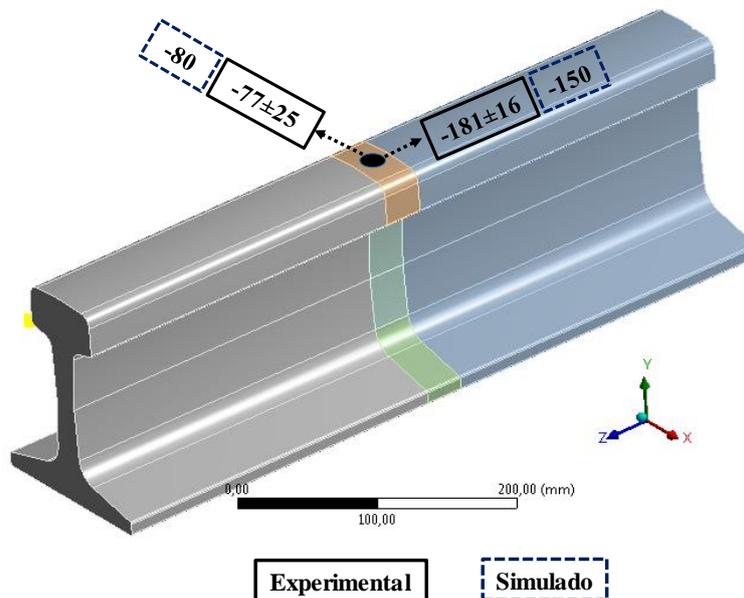


Figura 5.65 – Comparação entre os valores de tensões residuais normais decorrentes da soldagem elétrica por centelhamento em trilhos ferroviários obtidos por simulação (MEF) e experimentais obtidos pela técnica do furo, região do boleto. Tensões normais longitudinais (eixo Z) e transversais (eixo X). Os valores negativos correspondem a tensões de compressão.

Diferenças entre os valores de tensões residuais obtidos experimentalmente e calculados em modelos numéricos por elementos finitos também foram reportados por autores que já trataram deste tema na soldagem de trilhos por centelhamento elétrico (SKYTTEBOL *et al.*, 2005;

TAWFIK *et al.*, 2006; TAWFIK *et al.*, 2008; CAI *et al.*, 2011; MA *et al.*, 2015; JILABI, 2015). Os motivos para as diferenças incluem a simplificação dos modelos numéricos, por exemplo, a não consideração de fenômenos como recristalização e outros efeitos da deformação ao final do processo de soldagem por FBW, o não conhecimento preciso dos ciclos térmicos envolvidos em todas as regiões dos trilhos, simplificações no modelo dos materiais, etc. Portanto, considerando-se que o processo de soldagem em questão é um fenômeno complexo por natureza e que a estratégia de modelagem necessariamente envolve simplificações, resultados idênticos entre os medidos e simulados não podem ser esperados.

Além da discussão do parágrafo anterior, deve-se ressaltar que as técnicas utilizadas para estimar o estado de tensões residuais em juntas soldadas também são aproximadas. No caso de trilhos soldados por centelhamento, por exemplo, o corte mecânico de rebarbas pós-soldagem pode alterar de modo significativo o estado de tensões residuais na superfície.

Outro ponto de discussão sobre o modelamento do processo de soldagem por centelhamento de trilhos ferroviários que não foi discutido na literatura é sobre as condições de contorno do modelo mecânico. Durante o processo de soldagem, um dos trilhos é fixado por meio do eletrodo e tem todos os seus graus de liberdade restringidos, no entanto, a outra metade é fixada em um atuador hidráulico, responsável por produzir movimentos no sentido longitudinal e, ao final do processo, aplicar o esforço de forjamento. Portanto, do ponto de vista de deslocamento longitudinal (Eixo Z nos modelos) não há restrição perfeita como condição de contorno, em outras palavras, não se conhece a resistência ao deslocamento longitudinal nas duas extremidades do modelo. Todos os trabalhos já publicados sobre o tema e discutidos na seção 3.3.2 não aplicam restrição de movimento longitudinal nas duas faces dos modelos, mesma estratégia adotada nesta tese. Esta pode ser uma das origens das diferenças nos valores de tensões residuais longitudinais experimentais e simuladas, Figura 5.64 (b). Além disso, o forjamento e o deslocamento final não é considerado nos modelos.

Uma vez que o objetivo das simulações numéricas foi avaliar os efeitos das tensões residuais na região da alma sobre a vida em fadiga do componente, sobretudo em relação a fraturas do tipo HSW, como descritas por Godefroid *et al.* (2015), e, considerando-se que as componentes de tensões verticais são as mais importantes neste fenômeno (Farhangi e Mousavizadeh (2007) e Tawfik *et al.* (2008)), considera-se que os resultados simulados de tensões residuais verticais na alma foram suficientemente próximos aos experimentais para as simulações de fadiga.

Como discutido na seção 3.3, Mansouri e Monshi (2004) levantaram a hipótese de que a região da alma dos trilhos sofreria maior aporte térmico durante o processo de soldagem por

centelhamento em relação ao boleto e patim. Esta seria uma possível origem das elevadas tensões residuais trativas reportadas no sentido vertical na alma das juntas soldadas por FBW. A hipótese foi discutida também por Jilabi (2015), que utilizou difração de raios-X para medir tensões residuais em trilhos soldados por centelhamento. O autor reportou tensões normais trativas no sentido vertical superiores a 500MPa na região central da alma. Posteriormente, Weingrill *et al.* (2017) monitoraram os ciclos térmicos durante a soldagem de trilhos ferroviários por FBW, confirmando que a região da alma apresentou temperatura significativamente superior ao boleto e patim durante o processo.

Os resultados obtidos nesta tese na seção 5.1, que indicaram maior largura da ZTA na alma e em regiões superficiais do boleto e patim, além dos resultados de tensões residuais na seção 5.4 e os resultados dos modelos termomecânicos que, pela primeira vez levaram em consideração a diferença de temperaturas entre as três regiões do trilho, corroboram a hipótese levantada por Mansouri e Monshi (2004) sobre a origem das tensões residuais verticais na alma de juntas de trilhos ferroviários soldados por centelhamento elétrico. No entanto, em função das diferenças entre os resultados experimentais e numéricos, sobretudo na direção longitudinal, outros efeitos devem ser discutidos, entre eles: consideração do trabalho mecânico durante o corte de rebarbas e os seus efeitos térmicos, consideração dos efeitos do forjamento ao final do processo.

Carregamento em curva

O resultado do carregamento externo (força aplicada) simulando uma roda de composição em curva com 30t/eixo é apresentado nas Figuras 5.66 e 5.67, para o caso em que não há tensões residuais no componente e considerando as componentes de tensão vertical e longitudinal, respectivamente. Como pode-se observar, a aplicação da força excêntrica foi suficiente para que tensões normais superiores a 400MPa na direção vertical surgissem na região de transição entre alma e patim, Figura 5.66. Na região central da alma, as tensões verticais foram da ordem de 300MPa. Nos dois componentes de tensão avaliados, vertical e longitudinal, apresenta-se o mesmo lado da aplicação da carga, pois é a região na qual os maiores valores foram obtidos e onde, portanto, foi avaliado o comportamento em fadiga. Ressalta-se que as tensões de contato na região de aplicação da carga não foram avaliadas, pois não fazem parte dos objetivos deste trabalho.

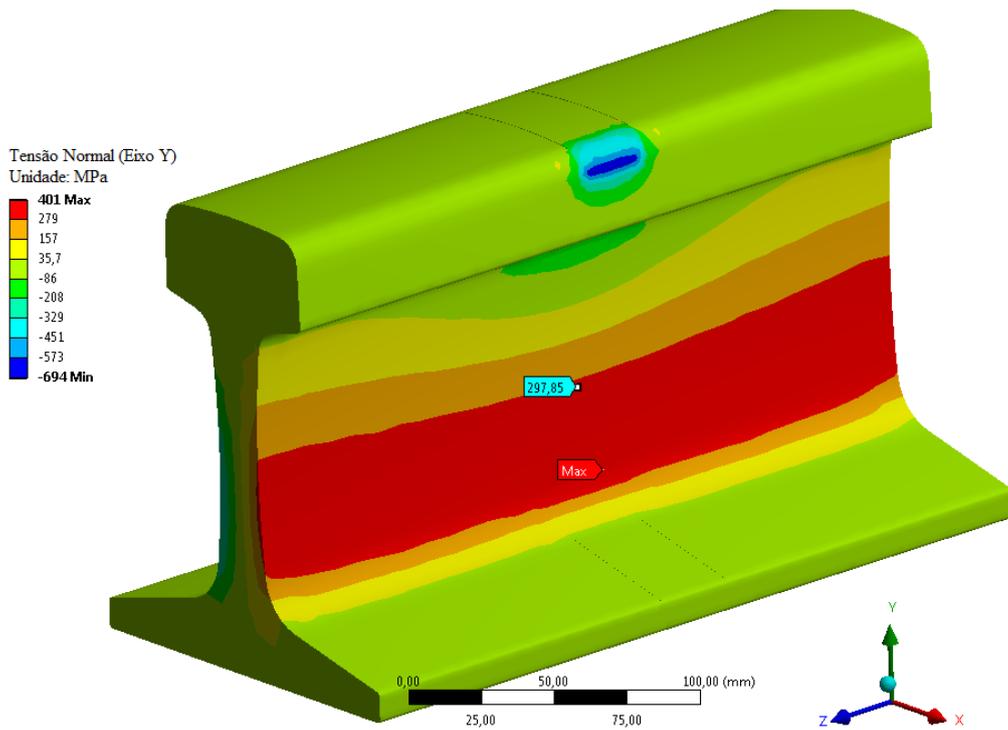


Figura 5.66 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

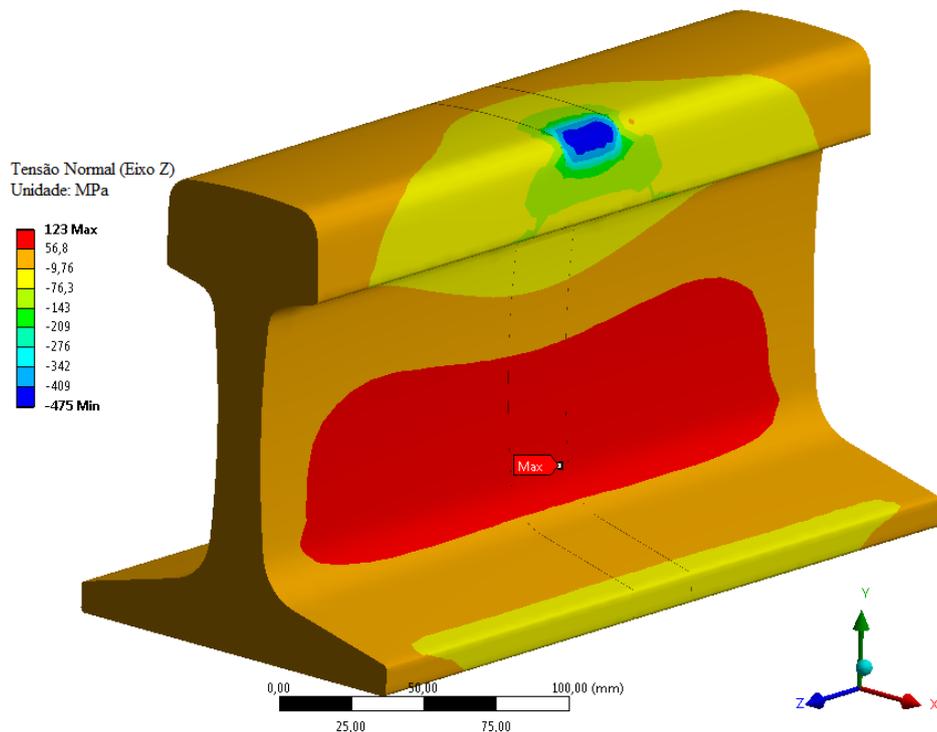


Figura 5.67 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

Nas Figuras 5.68 e 5.69 apresenta-se o estado de tensão vertical e longitudinal decorrente do carregamento equivalente a 20t/eixo simulado, respectivamente. Como esperado, os valores de tensões obtidos foram significativamente inferiores aos verificados nas simulações de 30t/eixo.

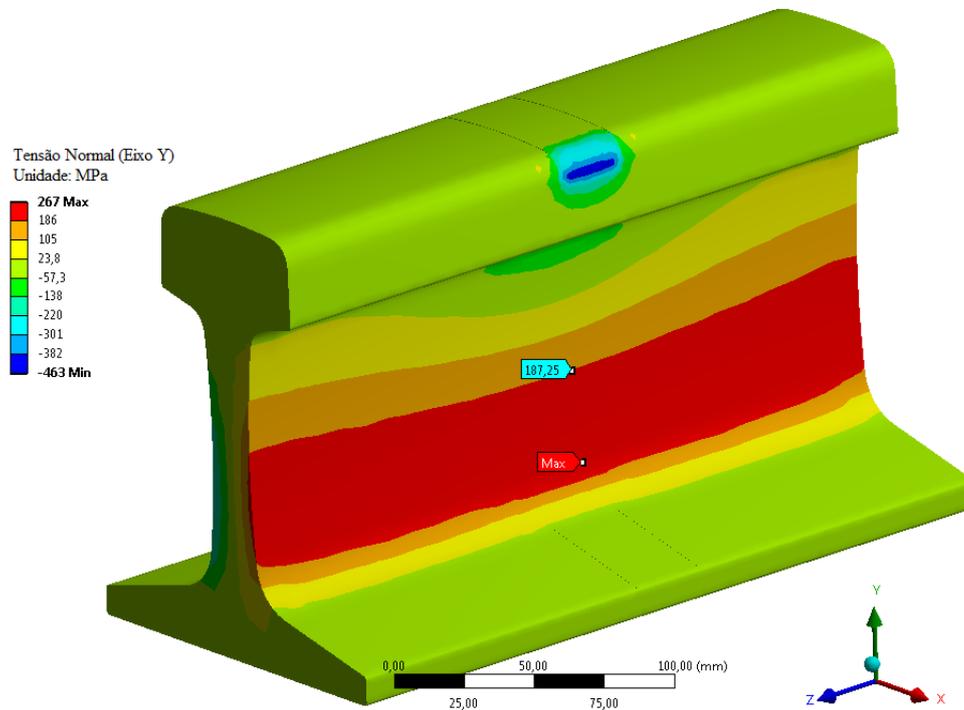


Figura 5.68 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

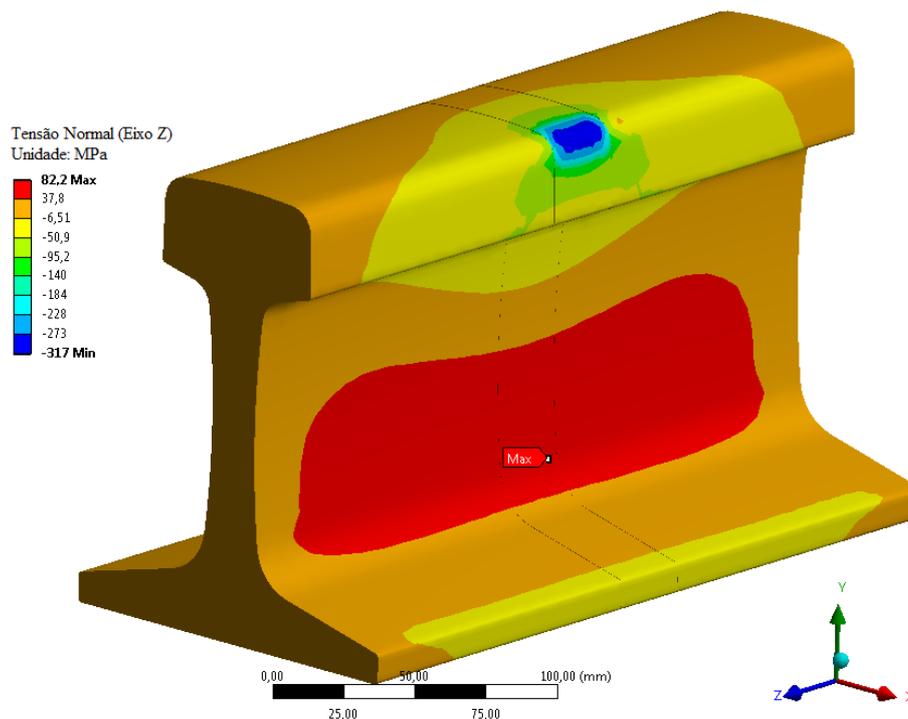


Figura 5.69 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

A sobreposição entre as tensões residuais e o carregamento simulado é apresentada nas Figuras 5.70 e 5.71, para o sentido vertical e longitudinal, respectivamente, quando se considera uma carga de 30t/eixo. Como pode-se observar na Figura 5.70, a presença de tensões residuais aumentou significativamente os valores de tensão trativa no sentido vertical da alma, superando os 620MPa sobre a superfície da região central: comparar com a Figura 5.66. Portanto, do ponto de vista de fadiga, um concentrador de tensão nesta região é crítico em relação à nucleação de trinca e pode provocar falhas prematuras do tipo HSW.

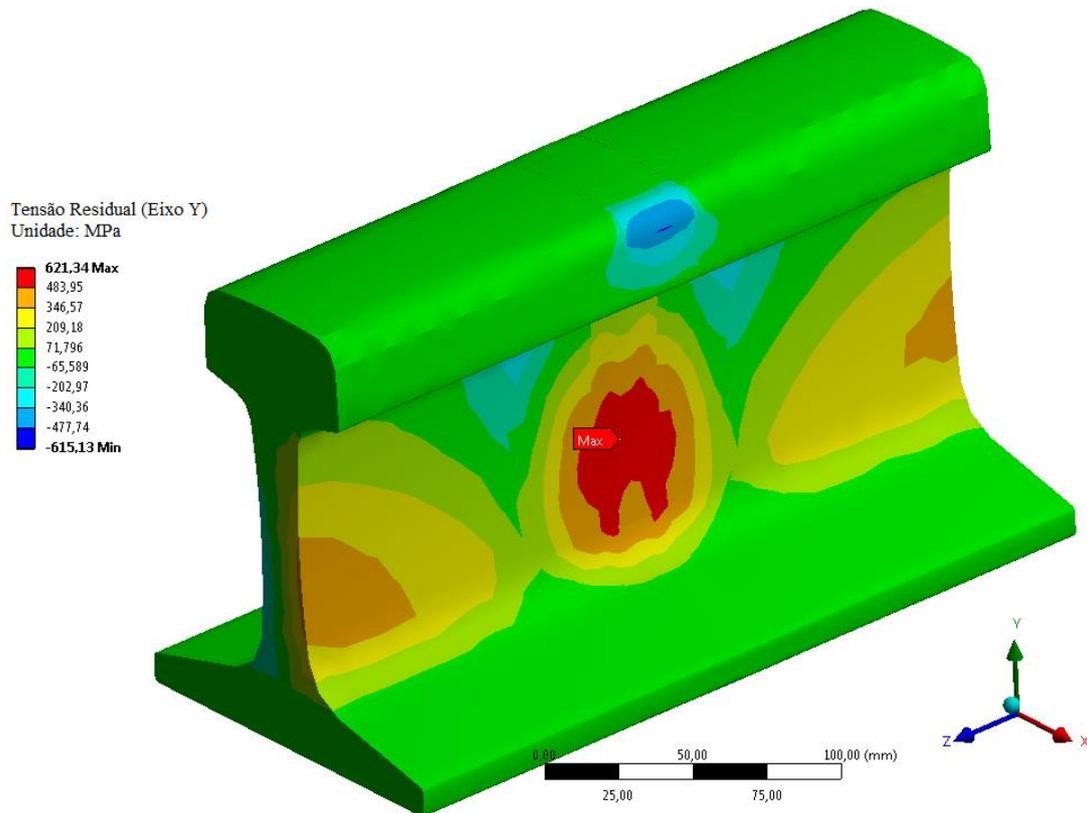


Figura 5.70 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

A sobreposição de tensões também foi significativa no sentido longitudinal, como pode ser observado na Figura 5.71, com tensões trativas superiores a 340MPa sobre a superfície da alma a uma distância aproximada de 30mm da linha central.

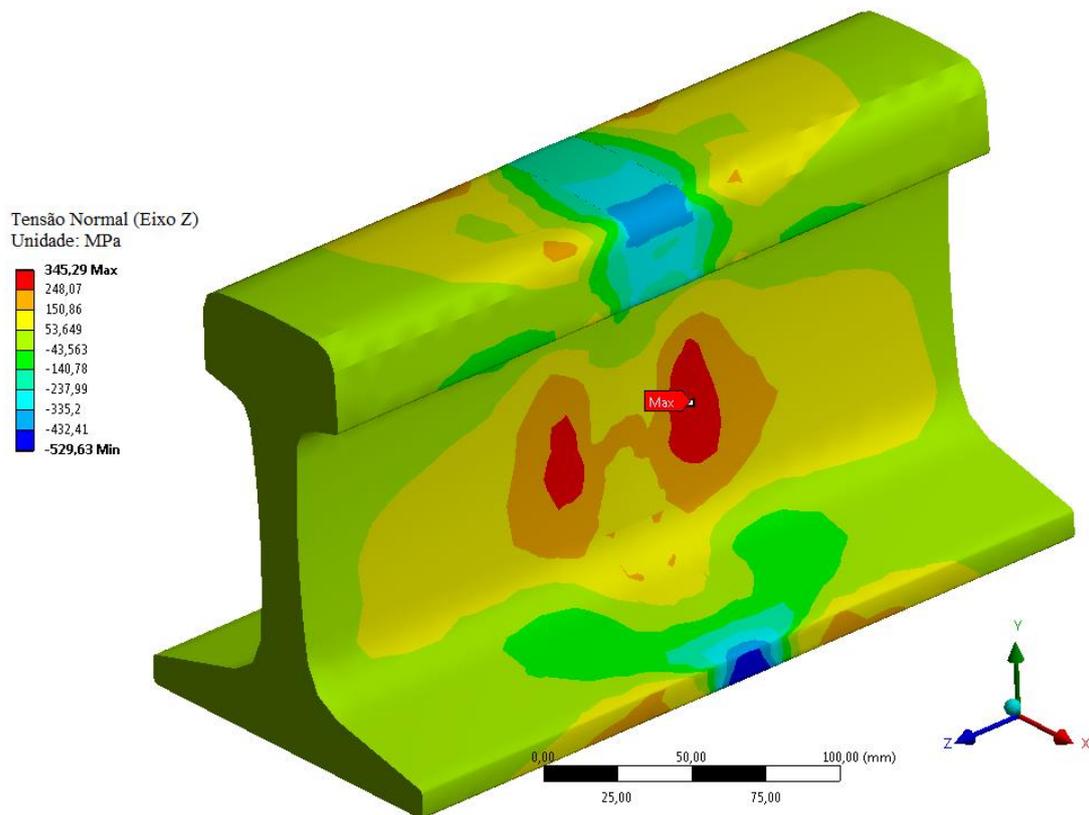


Figura 5.71 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 30t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

A sobreposição das tensões residuais decorrentes dos ciclos térmicos simulados do processo FBW e de um carregamento equivalente a 20t/eixo em curvas está apresentado na Figura 5.72 para a componente vertical e na Figura 5.73 para a componente longitudinal de tensão normal.

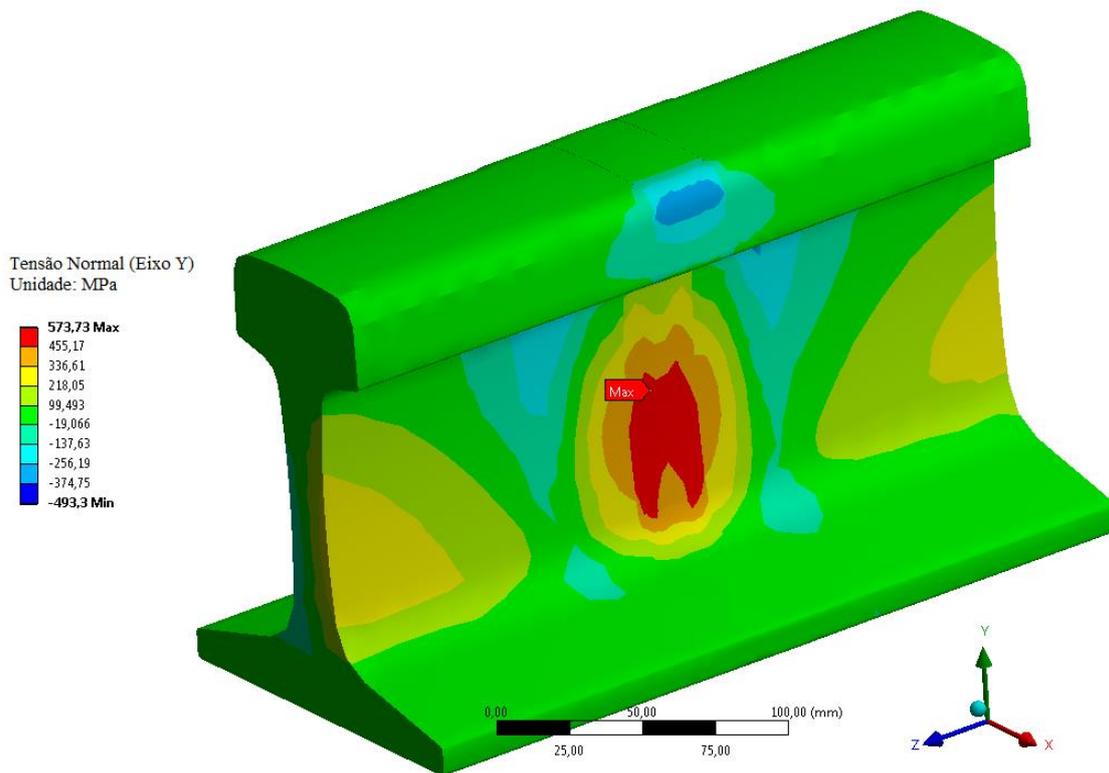


Figura 5.72 – Resultados de tensões normais na direção vertical (Eixo Y) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

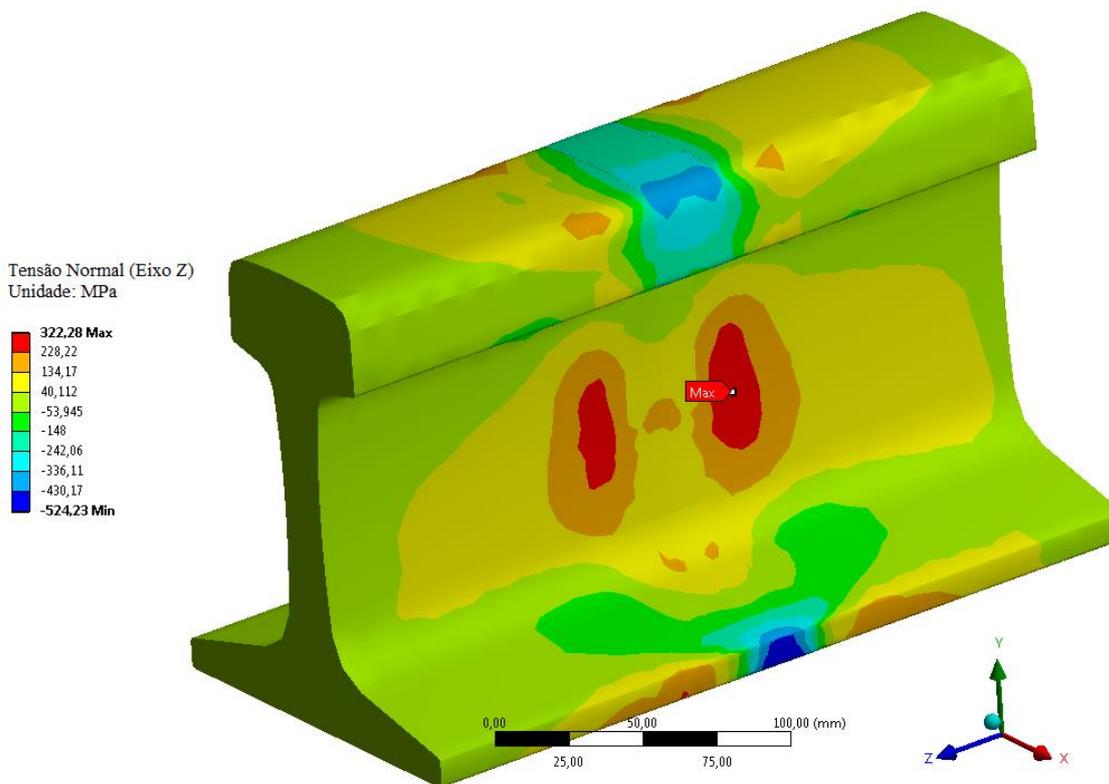


Figura 5.73 – Resultados de tensões normais na direção longitudinal (Eixo Z) obtidas por simulação numérica a partir de aplicação de forças correspondentes a uma carga de 20t/eixo em curva, sobreposta às tensões residuais do processo FBW. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

5.6.3. Análise de fadiga

A partir dos estados de tensão apresentados anteriormente e considerando os diferentes cenários, os resultados de vida em fadiga do componente são apresentados nas Figuras 5.74 a 5.79, considerando-se a componente de tensão normal vertical (Eixo Y). Na Figura 5.74 apresenta-se, a título de comparação, a vida em fadiga calculada para o componente sem tensões residuais e com as propriedades de fadiga equivalentes ao metal base, como pode-se observar, neste caso, ter-se-ia vida infinita segundo os critérios adotados na análise (vida infinita para número de ciclos superior a 10^7) no caso de curva com carregamento equivalente a 30t/eixo. Ressalta-se aqui que os resultados de fadiga na região de aplicação da força não estão sendo avaliados na análise, uma vez que fadiga de contato não faz parte dos objetivos do trabalho.

Uma vez que a vida máxima em fadiga foi infinita para todos os casos simulados, na Figura 5.80 compara-se os valores de vida mínima obtidas nas simulações dos diferentes cenários.

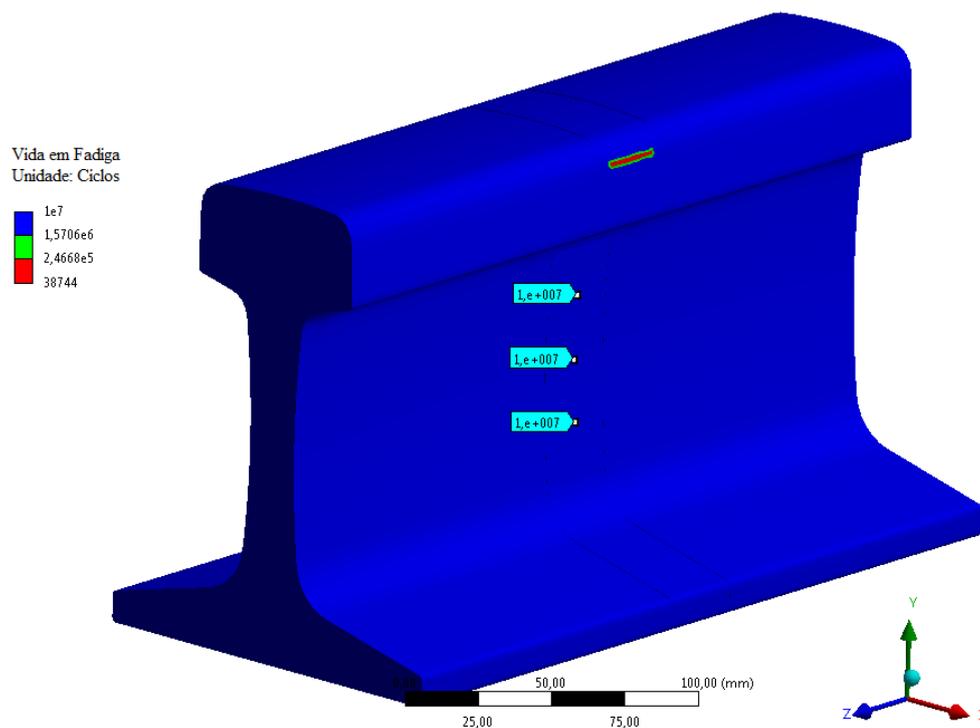


Figura 5.74 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se o metal base com carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e sem tensões residuais. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

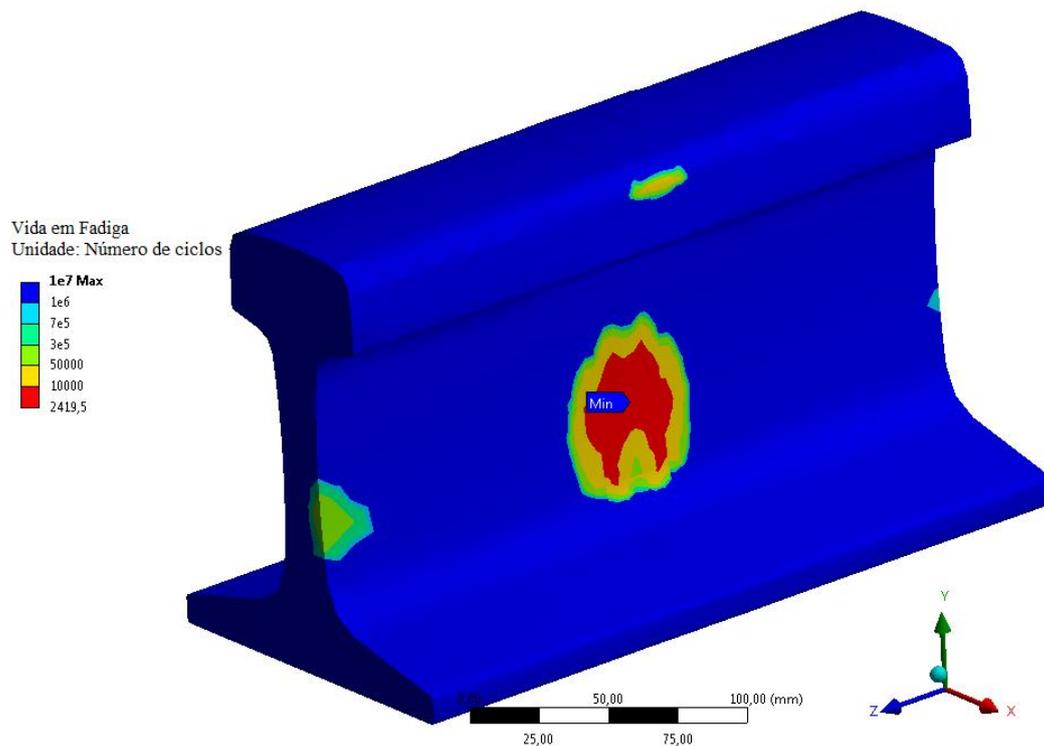


Figura 5.75 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

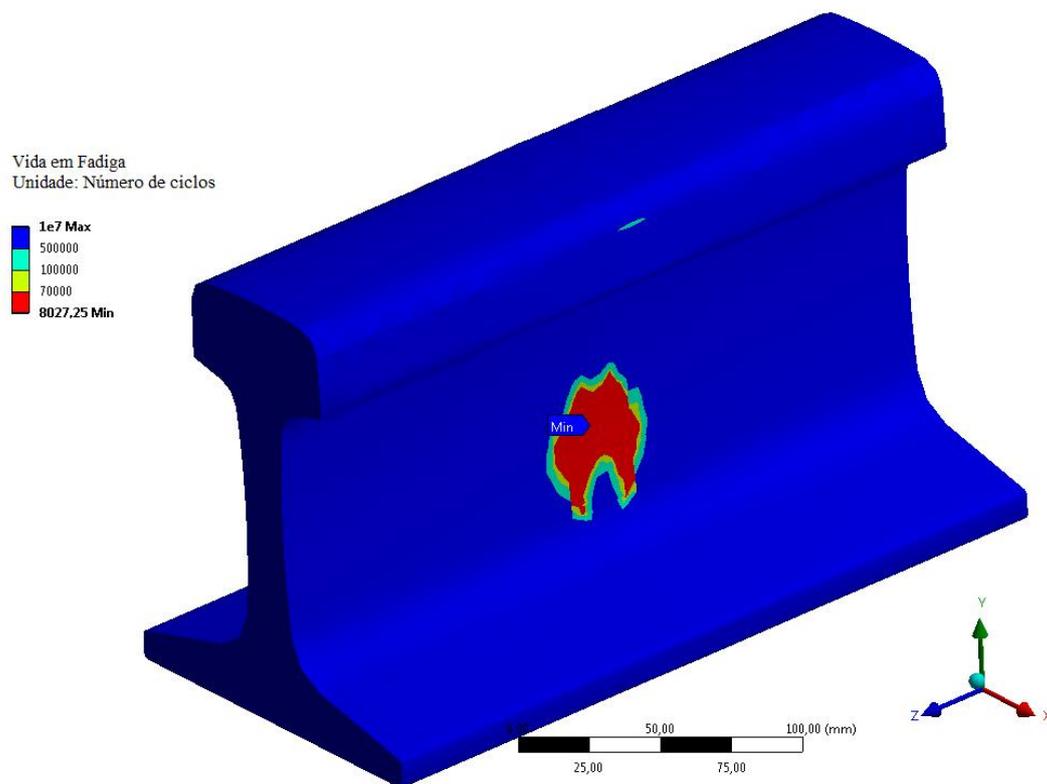


Figura 5.76 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova sem entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

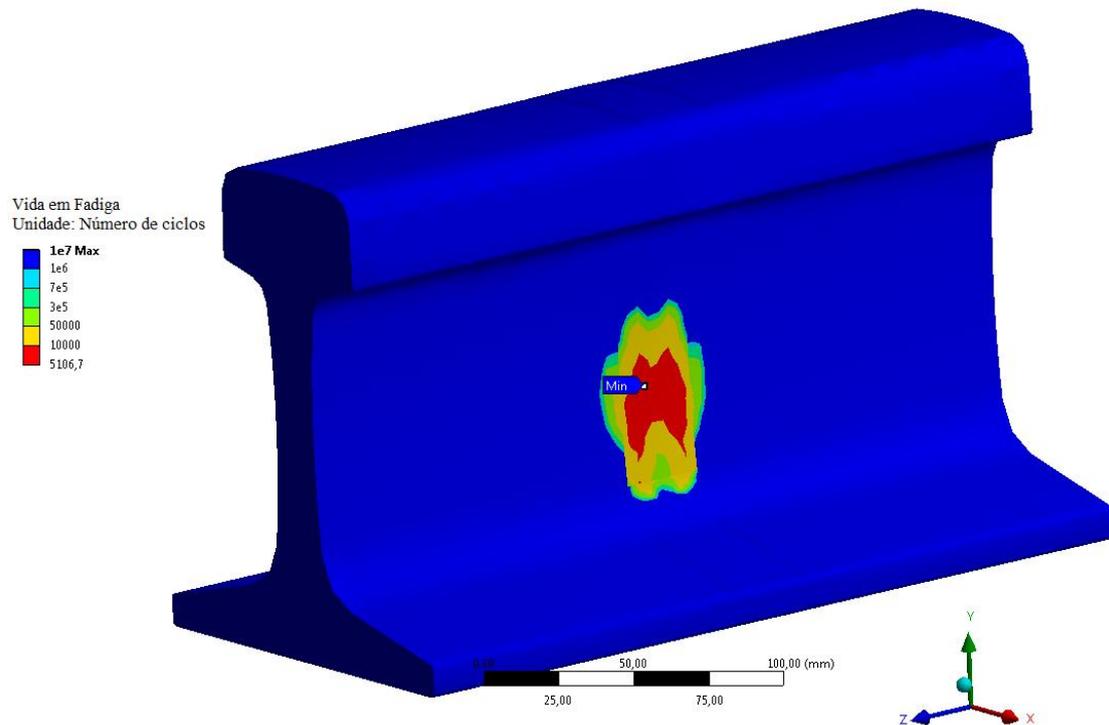


Figura 5.77 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a $20t/\text{eixo}$ e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

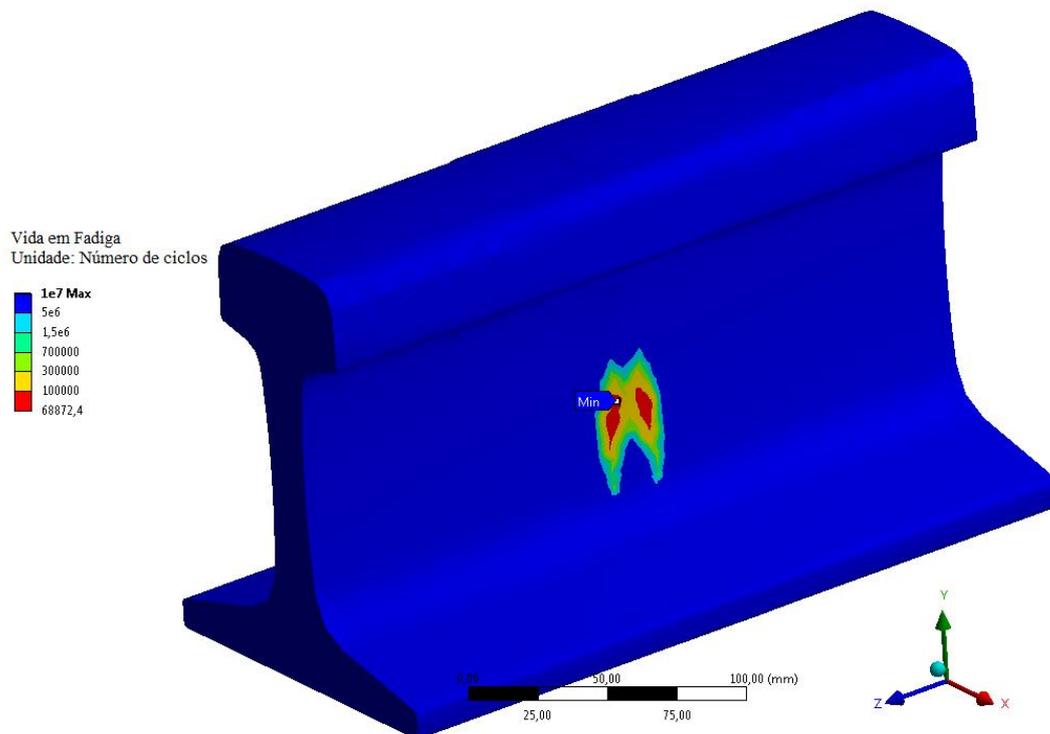


Figura 5.78 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada com tensões residuais, carregamento em curva equivalente a $20t/\text{eixo}$ e curva S-N correspondente a corpos de prova sem entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

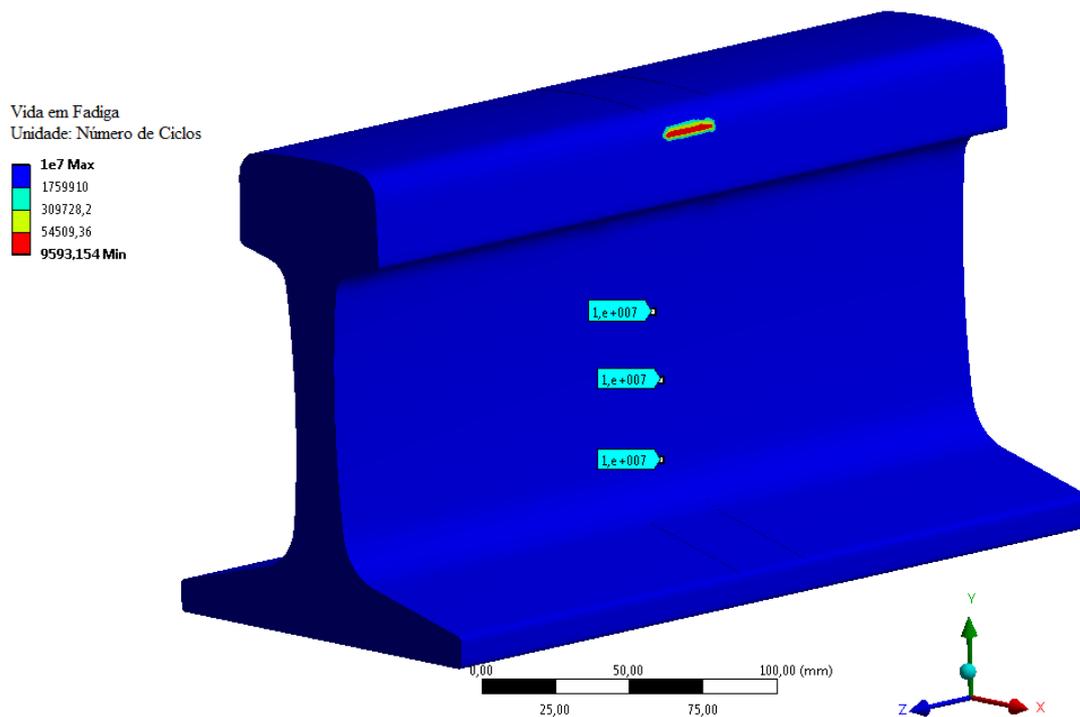


Figura 5.79 – Resultados de vida em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se junta soldada sem tensões residuais, carregamento em curva equivalente a 30t/eixo e curva S-N correspondente a corpos de prova com entalhe. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

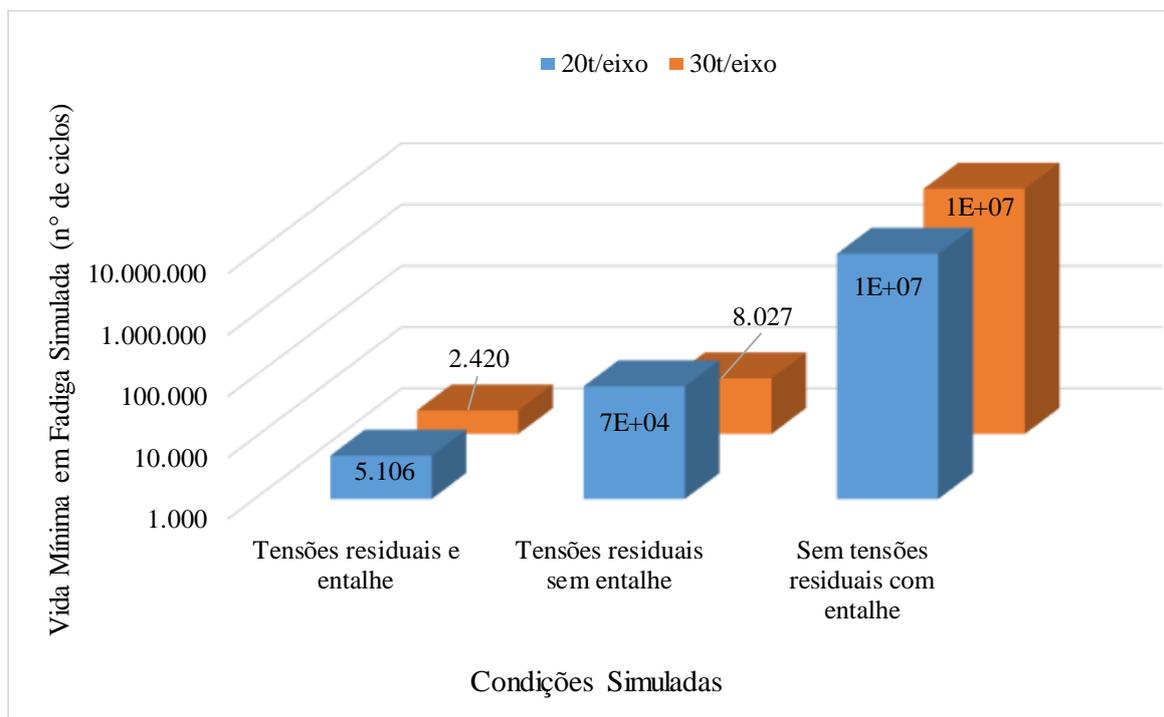


Figura 5.80 – Resultados de vida mínima em fadiga obtidos por simulação numérica considerando-se os diferentes cenários tratados no *software* Ansys®. Trilho ferroviário intermediário perfil TR-57.

Como pode ser observado na Figura 5.80, os fatores considerados afetaram de forma expressiva a vida mínima em fadiga do componente simulado, com maior peso relativo para as tensões

residuais. No caso mais crítico, considerando a presença de tensões residuais, carregamento equivalente a $30t/\text{eixo}$ em curvas e a presença de entalhe, obteve-se a menor vida em fadiga, com região de vida mínima na superfície da alma, Figura 5.75. A título de comparação, apresenta-se na Figura 5.81 uma análise de falha em junta soldada por centelhamento elétrico realizada por Godefroid *et al.* (2015), na qual os autores apresentam a região de nucleação de trinca do mesmo lado de aplicação de carga excêntrica, também com destaque para o concentrador de tensão devido às rebarbas não removidas, resultados muito semelhantes aos obtidos por simulação nesta tese.

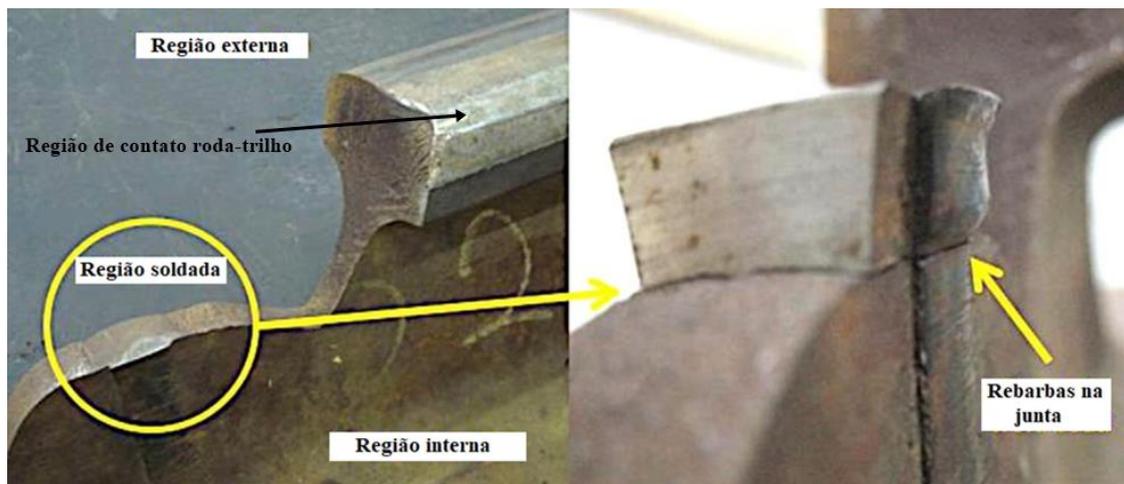


Figura 5.81 – Análise de falha de fratura por fadiga em junta soldada de trilho ferroviário obtida por FBW. Adaptado de Godefroid *et al.* (2015).

Outro ponto que merece destaque na Figura 5.80 é a vida mínima em fadiga relativamente baixa mesmo para a simulação de baixa carga por eixo ($20t/\text{eixo}$) quando se considera a ação simultânea de tensões residuais e a presença de entalhe. No entanto, mostra-se também que, neste caso, a remoção completa do concentrador de tensão após a soldagem por centelhamento elétrico na região da alma seria suficiente para aumentar a vida em fadiga em 13 vezes, nas condições simuladas.

Em relação à simulação de alta carga por eixo ($30t/\text{eixo}$), um melhor acabamento superficial seria interessante para aumentar a vida mínima em fadiga do componente em aproximadamente 3 vezes (Figura 5.80). Essa é uma recomendação já apresentada por outros autores (GODEFROID *et al.*, 2015; MUTTON, 2014; FARHANGI e MOUSAVIZADEH; 2007), no entanto, apresenta-se pela primeira vez a quantificação do efeito de concentração de tensão na alma sobre a vida em fadiga de juntas de trilhos ferroviários obtidas por centelhamento elétrico. Ressalta-se que as ferrovias de carga brasileiras são de alta carga por eixo, principalmente as que transportam minério de ferro (PAIVA, 2016).

Como esperado, o melhor dos cenários para aumentar a vida em fadiga do componente soldado seria a redução das tensões residuais. No entanto, a partir dos resultados obtidos aqui, pode-se inferir que a aplicação de rápidos tratamentos térmicos pós-soldagem como proposto por Tawfik *et al.* (2006) também seriam efetivos para aumento da vida em fadiga do componente quando aplicado em ferrovias de alta carga por eixo.

Os resultados quantitativos obtidos nos cenários comparativos indicam que a não remoção da rebarba na região da alma pode levar a falhas prematuras por fadiga do tipo HSW, mesmo em linhas ferroviárias com baixa carga por eixo. Destaca-se também que o concentrador de tensão decorrente de rebarbas não removidas situa-se na região de transformação parcial/esferoidização da cementita na ZTA, como apresentado na Figura 5.3, além disso, em função da perda de resistência mecânica devido à esferoidização parcial da cementita, esta região apresenta maior facilidade para nucleação de trincas por fadiga, como apresentado na seção 5.4.3. Portanto, uma das conclusões/recomendações desta tese em relação a fraturas por fadiga do tipo HSW é que o esmerilhamento atualmente praticado na superfície do boleto e patim seja estendido para a superfície da alma, mesmo em linhas ferroviárias de média/baixa carga por eixo e, sobretudo, naquelas de alta carga por eixo.

6. CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos em caracterização estrutural, ensaios mecânicos, avaliação de tensões residuais e simulações numéricas, incluindo fadiga, de juntas soldadas por centelhamento elétrico em aço perlítico para trilhos ferroviários, as seguintes conclusões foram obtidas:

- O metal base atendeu às especificações de composição química e propriedades mecânicas exigidas para o grau intermediário. Resultados de inspeção visual, caracterização macrográfica e ultrassom indicaram a ausência de descontinuidades nas juntas soldadas;
- A ZTA das juntas é formada pelas regiões: (i) linha central com descarbonetação parcial e formação de ferrita livre nos contornos de colônias perlíticas; (ii) região de crescimento de grão, maior tamanho de colônias perlíticas ($45\mu\text{m}$), mas com menor espaçamento interlamelar ($0,17\mu\text{m}$), o que resultou em microdureza próxima ao metal base (323HV); (iii) região de refino de grão, com o menor tamanho de colônias perlíticas ($9,2\mu\text{m}$) originadas de austenita recristalizada, mas com maior espaçamento interlamelar ($0,20\mu\text{m}$) e início de esferoidização da cementita, o que resultou em redução da microdureza (286HV); (iii) região de transformação parcial com esferoidização parcial da cementita (42%) e a maior redução da microdureza (262HV);
- A esferoidização parcial da cementita na ZTA foi responsável por uma redução de 17% no limite de escoamento e de 13% no limite de resistência por tração do material em comparação ao metal base;
- O diagrama TRC da região de crescimento de grão foi deslocado para a direita e para baixo, representando aumento da temperabilidade quando comparado ao metal base e região de refino de grão, o que explica o menor espaçamento interlamelar perlítico na região de crescimento de grão em relação à região de refino de grão;
- A região de crescimento de grão limita a máxima taxa de resfriamento pós-soldagem devido à sua maior temperabilidade. Ensaios de dilatométrica indicaram que a taxa de resfriamento pós-soldagem atual do material é da ordem de 1°C/s , sendo possível ainda, de forma segura, o seu aumento até 5°C/s sem a formação de martensita;
- Ensaios de dilatométrica também simularam de forma satisfatória a região de transformação parcial/esferoidização da ZTA e mostraram que o aumento da taxa de

resfriamento pós-soldagem e consequente redução do tempo de permanência entre A_{c1} e A_{c3} é um modo efetivo de reduzir a esferoidização da cementita, melhorar a distribuição de dureza e as condições de soldagem. Um aumento da microdureza da ordem de 20% foi obtido ao se simular uma taxa de resfriamento acelerado de 5°C/s ;

- Tensões residuais normais trativas superiores a 300MPa foram obtidas na superfície da alma na direção vertical, no sentido longitudinal, obteve-se valores superiores a 200MPa também em tração pela técnica do furo central com extensometria. Por outro lado, a superfície do boleto apresentou estado de tensão caracterizado por compressão na direção longitudinal (181MPa) e transversal (77MPa);
- As alterações estruturais decorrentes do processo de soldagem foram responsáveis pela redução do limite de fadiga do material em aproximadamente 16% quando comparado ao metal base, resultado atribuído à maior facilidade de deformação plástica na região de esferoidização parcial. Além disso, as juntas soldadas apresentaram alta sensibilidade ao entalhe no final da ZTA, com redução significativa da vida em fadiga de alto ciclo devido à concentração de tensão;
- Simulações termomecânicas por elementos finitos utilizando um pacote comercial mostraram-se úteis para a avaliação e interpretação de desenvolvimento de tensões residuais;
- Os resultados dos modelos térmicos indicam que a fonte de calor utilizada para simular a soldagem FBW em trilhos ferroviários que levou em consideração a geração de calor volumétrica foi mais adequada que uma fonte de calor superficial. Mesmo utilizando fonte de calor artificialmente ajustada, os resultados de perfis térmicos e tensões residuais foram próximos aos obtidos experimentalmente;
- A análise de fadiga com o *software* Ansys[®] mostrou-se útil para comparar cenários e verificar influência de variáveis de carregamento, estado de tensões residuais e efeito de concentração de tensão. Os resultados indicam que a remoção do concentrador de tensão na alma das juntas é interessante para aumentar em 13 vezes a vida por fadiga para carregamento de baixa carga por eixo simulado e para aumentar em aproximadamente 3 vezes a vida por fadiga no caso de alta carga por eixo simulado;
- O fator de maior peso na análise comparativa de fadiga realizada por simulação numérica foi o elevado estado de tensões residuais normais trativas na alma do componente;

- De um modo geral pode-se concluir que o processo de soldagem aplicado ao material avaliado foi satisfatório do ponto de vista de união, sem introdução de descontinuidades. No entanto, a partir da avaliação da estrutura, propriedades e ensaios de dilatométrica, pode-se perceber que o ajuste dos parâmetros de soldagem e/ou aplicação de resfriamento acelerado tem grande potencial para melhorar o desempenho das juntas na sua aplicação em relação à fadiga de contato por rolamento. Além disso, os resultados de fadiga associados a tensões residuais mostraram que a prática atual de não esmerilhar a superfície da alma pode levar a falhas prematuras do tipo HSW, mesmo em linhas com baixa carga por eixo, sendo a extensão do esmerilhamento uma recomendação de execução relativamente simples, mas que também tem potencial para melhorar o desempenho do componente de modo significativo.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A partir do conhecimento adquirido durante a realização deste trabalho, sugere-se como possibilidades para trabalhos futuros:

- Realizar ensaios de torção a quente na temperatura intercrítica para avaliar eventual influência de deformação plástica na esferoidização da cementita em aços perlíticos para trilhos ferroviários;
- Avaliar a influência da esferoidização parcial na tenacidade à fratura e taxa de propagação de trinca por fadiga a partir de ensaios de tenacidade em corpos de prova oriundos de boletos soldados, de modo a considerar a variação de propriedades em relação ao metal base;
- Simular os efeitos de resfriamento acelerado sobre o boleto no desenvolvimento de tensões residuais, incluindo os efeitos de transformações de fases;
- Avaliar os efeitos da redução da ZTA a partir da adoção de menor número de passes de pré-aquecimento durante a soldagem elétrica por centelhamento no comportamento mecânico das juntas de trilhos ferroviários;
- Comparar a cinética de esferoidização em função do tempo e da taxa de resfriamento para diferentes graus de aço perlítico para trilhos ferroviários por meio de ensaios de dilatométrica;
- Avaliar os efeitos de tratamentos térmicos rápidos na redução das tensões residuais e seus efeitos na vida por fadiga.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGLAN, H. A. Fatigue Crack Growth and Fracture Behavior of Bainitic Rails Steels. Federal Railroad Administration. EUA. 2011.

ALLIE, A; AGLAN, H; FATEH, M. Fatigue Crack Growth of Bainitic Rail Steel Welds. Science and Technology of Welding and Joining, v. 16, nº 6, 2011, p. 535-541.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E3 Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens. West Conshohocken, 2015, 12 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 466 Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials. Philadelphia, 2002, 5 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 468 Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials. Philadelphia, 2004, 6 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 10 Standard Test Methods for Brinell Hardness of Metallic Materials. Philadelphia, 2009, 9 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 18 Standard Test Methods for Rockwell Hardness and Rockwell Superficial Hardness of Metallic Materials. Philadelphia, 2003, 22 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 602 Standard Test Method for Sharp-Notch Tension Testing with Cylindrical Specimens. West Conshohocken: ASTM, 2003, 7 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 837 Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole Drilling Strain-Gage Method. Philadelphia, 2013, 16 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, E 8M Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. Philadelphia, 2008, 22 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS, A 370 Standard Test Method and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products. Washington, 1977, 56 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. E114 Standard Practice for Ultrasonic Pulse-Echo Straight-Beam Contact Testing. West Conshohocken: ASTM; 2015. 5 páginas.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. E1382: standard test methods for determining average grain size using semiautomatic and automatic image analysis. West Conshohocken: ASTM; 2015. 24 páginas.

ANSYS INC. Product Launcher Release 17.0. ANSYS17.0 Help, 2016.

AREMA (American Railway Engineering and Maintenance-of-Way Association). Rail. In: AREMA (American Railway Engineering and Maintenance-of-Way Association). Manual of Railway Engineering. v. 1, 2013. p. 695-965.

AREMA. American Railway Engineering and Maintenance-of-Way Association. Manual for Railway Engineering, Chapter 4 – Rail. 2011. 1312 páginas.

- ASM HANDBOOK, 1993. Welding, Brazing and Soldering. ASM International, v. 6, 1993, p. 728-732.
- AYGÜL, M. Fatigue Evaluation of Welded Details Using the Finite Element Method. 82 folhas. Tese (Doutorado Engenharia), Chalmers University Technology, Sweden, 2013.
- BÄKER, M. How to get meaningful and correct results from your finite element model. Cornell University, 2018. Disponível em: <https://arxiv.org/abs/1811.05753>. Acesso em: 30/01/2019. 26 páginas.
- BARBOSA, J. S.; LALO, D. F.; FILHO, W. M. M. Research Approach of Models Used in Multiaxial Fatigue Numerical Simulation. In: Proceedings of the XXXVII Iberian Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering, CILAMCE, Brasília, Brazil. 2016, p. 1-20.
- BOER, H; MASUMOTO, H. Niobium in Rail Steel. International Symposium, Niobium; Science & Technology; 2001; Orlando, FL.
- BUONO, V. T. L; GONZALEZ, B. M; LIMA, T. M; ANDRADE, M. S. Measurement of Fine Pearlite Interlamellar Spacing by Atomic Force Microscopy. Journal of Materials Science, v. 32, 1997, 1005-1008.
- CAI, Z; NAWAFUNE, M; MA, N; QU, Y; CAO, B; MURAKAWA, H. Residual Stresses in Flash Butt Welded Rail. Transactions of Joining and Welding Research Institute, v. 40, 2011, 79-87.
- CANNON, D. F.; EDEL, K., O.; GRASSIE, S. L.; SAWLEY, K. Rail defects: an overview. Fatigue Fracture Engineering Materials Structure, v. 26, 2003, p. 865-887.
- DANG VAN, K; MAITOURNAM, M. H; MOUMNI, Z; ROGER, F. A Comprehensive Approach for Modeling Fatigue and Fracture of Rails. Engineering Fracture Mechanics, v. 76, 2009, p. 2626-2636.
- DESIMONE, H; BERETTA, S. Mechanisms of Mixed Mode Fatigue Crack Propagation at Rail Butt-Welds. International Journal of Fatigue, v. 28, 2006, 635-642.
- EKBERG, A.; PAULSSON, B. (Editores). Concluding Technical Report – Innotrack. International Union of Railways, 2010. 148 páginas.
- EN 14587-1. Railway Applications – Track – Flash Butt Welding of Rails – Part 1: New R220, R260, R260Mn and R350HT Grade Rails in a Fixed Plant. European Standard, 2005, 35 p.
- ESVELD, C. (2001). Modern Railway Track. 2ª edição, MRT productions, 2001, 654 p.
- EUROCODE 3: Design of steel structures – Part 1-9: Fatigue. European Committee for Standardization. EN 1993-1-9 (2005). Brussels: CEN; 2005.
- FARHANGI, H; MOUSAVIZADEH, S. M. Horizontal Split-Web Fractures of Flash Butt Welded Rails. In: International Fracture Conference, 8th, 2007, Istanbul, Turquia, Anais 2007. p. 509-517.
- FARIA, G. L.; GODEFROID, L. B.; CÂNDIDO, L. C.; PORCARO, R. R. Caracterização Microestrutural e Estudo Cinético de Transformação de Fases em Dois Aços Standard e Premium de Aplicação Ferroviária. In: CONGRESSO INTERNACIONAL DA ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE MATERIAIS, METALURGIA E MINERAÇÃO, 71, 2016, Rio de Janeiro. Anais do 71º Congresso Internacional da ABM. Rio de Janeiro, 2016.
- FARIA, G.L. Notas de aula. Curso de Engenharia Metalúrgica. Minicurso: Análise de dados dilatométricos. Escola de Minas. Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto (2016).

- FEGREDO, D. M.; KALOUSEK, J.; SHEHATA, M. T. The effect of progressive minor spheroidization on the dry-wear of a standard carbon and a Cr-Mo alloy rail steel. *Wear*, v. 161, 1993, p. 29-40.
- FILHO, A. A. Elementos Finitos. A Base da Tecnologia CAE. Análise Não Linear. 1ª edição, Érica, 2012, 320p.
- FRICKE, W. IIW Guideline for the Assessment of Weld Root Fatigue. IIW-Doc. XIII-2380r3-11/XV-1383r3-11. *Welding in the World*, v. 57, 2013, p. 753-791.
- GARNHAM, J. E; DAVIS, C. L. Rail Materials. In: LEWIS, R; OLOFSSON, U. (Ed). Wheel-rail Interface Handbook. Boston: Woodhead Publishing e CRC Press, 2009. p. 125-171.
- GERSHTEYN, G; NÜRNBERGER, F; CIANCIOSI, F; SHEVCHENCO, N; SCHAPER, M; BACH, Fr.-W. A Study of Structure Evolution in Pearlitic Steel Wire at Increasing Plastic Deformation. *Steel Research International*, nº 12, v. 82, 2011, p. 1368-1375.
- GIRSCH, G.; KEICHEL, J.; GEHRMANN, R; ZLATNIK, A.; FRANK, N. Advanced rail steels for Heavy Haul application – track performance and weldability. In: 9th International Heavy Haul Conference, 2009, Shanghai, China. Proceedings, 2009, p. 171-179.
- GODEFROID, L. B.; CÂNDIDO, L. C.; MORAIS, W. A. Análise de Falhas. Apostila Curso ABM. 604 páginas. Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais. 2010.
- GODEFROID, L. B.; FARIA, G. L.; CANDIDO, L. C.; VIANA, T. G. Failure analysis of recurrent cases of fatigue fracture in flash butt welded rails. *Engineering Failure Analysis*, v. 58, 2015, p. 407-416.
- GODEFROID, L. B.; MOREIRA, L. P.; VILELA, T. C. G.; FARIA, G. L.; CANDIDO, L. C.; PINTO, E. S. Effect of Chemical Composition and Microstructure on the Fatigue Crack Growth Resistance of Pearlitic Steels for Railroad Application, *International Journal of Fatigue*, v. 120, 2019, p. 241-253.
- GRAY, G. T; THOMPSON, A. W; WILLIAMS, J. C. Influence of Microstructure on Fatigue Crack Initiation in Fully Pearlitic Steels. *Metallurgical Transactions A*, v. 16A, 1985, p. 753-760.
- GRISHIN, A. Modeling Thermal Expansion in Ansys. Artigo técnico disponível em: https://www.padtinc.com/blog/wp-content/uploads/2017/07/PADT-ANSYS-Secant_vs_Instantaneous_CTE-2017_07_05.pdf. Acessado em 06/04/2018.
- HAIBATOLLAHI, S. P.; TEHRANI, P. H. Prediction of residual stress distribution in flash butt welded rails using electro-thermo-mechanical simulation, *Int. J. Veh. Struct. Syst.*, 5, 2013, p. 53–57.
- HOBACHER, A. F. The new IIW Recommendations for Fatigue Assessment of Welded Joints and Components – A Comprehensive Code Recently Updated. *International Journal of Fatigue*, v. 31, 2009, p. 50-58.
- HYZAK, J. M.; BERNSTREIN, I. M. The Role of Microstructure on the Strength and Toughness of Fully Pearlitic Steels. *Metallurgical Transactions A*, v. 7A, 1976, p. 1217-1224. Apud KRAUSS, G. High-Carbon Steels: Fully Pearlitic Microstructures and Applications. In: KRAUSS, G. Steels: Processing, Structure, and Performance. Ohio: ASM International – Materials Park, 2005. p. 281-296.
- IIW. (2008). "Recommendation for fatigue design of welded joints and components", A. Hobbacher, (ed.) IIW-1823-07 ex. XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07. The international Institute of Welding: Cambridge, England.

- IIW. (2010). "Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures", W. Fricke, (ed.) IIW Doc. XIII-2240-08/XV-1289-08. The International Institute of Welding.
- INDIAN RAILWAYS. Manual for Flash Butt Welding of Rails. Government of India, Ministry of Railways. Research, Design and Standards Organization, Lucknow-11. 2012. 60 páginas.
- INNOTRACK. D4.6.1: the influence of the working procedures on the formation and shape of the HAZ of flash butt and aluminothermic welds in rails. Bruxelas: European Commission; 2008. INNOTRACK Integrated Project no. TIP5-CT-2006-031415.
- IVORRA, S. M.; REAL, J. I.; HERNÁNDEZ, C.; MONTALBÁN, L. Derailment risk and dynamics of railway vehicles in curved tracks: Analysis of the effect of failed fasteners. *J. Mod. Transport.*, v. 24 (1), 2016, p. 38-47.
- IWANO, K.; UEDA, M.; KARIMINE, K.; YAMAMOTO, T. Recent Development of Rails in Nippon Steel. In: International Conference on Contact Mechanics and Wear of Rail/Wheel Systems, 7th, 2006, Brisbane, Australia, Anais. 2006. p. 287-293.
- JILABI, A. S. J. A. Z. Welding of Rail Steels. 243 folhas. PhD thesis. Manchester University, Faculty of Engineering and Physical Sciences. 2015.
- KLINCEVICIUS, M. G. Y. Estudo de Propriedades, de Tensões e do Comportamento Mecânico de Lastros Ferroviários. 171 folhas. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Transportes, USP, 2011.
- KRAUSS, G. High-Carbon Steels: Fully Pearlitic Microstructures and Applications. In: KRAUSS, G. Steels: Processing, Structure, and Performance. Ohio: ASM International – Materials Park, 2005. p. 281-296.
- KUMAR, V.; SINGH, G.; SAXENA, R. K. Investigation on Fatigue Life of Rail-Wheel Assembly using Finite Element Analysis. In: IEEE International Conference on Intelligent Rail Transportation (ICIRT), 2016, University of Birmingham, United Kingdom, Anais, p. 1-8.
- LEE, S. H.; KIM, S. H.; CHANG, Y. S.; JUN, H. K. Fatigue life assessment of railway rail subjected to welding residual and contact stresses. *Journal of Mechanical Science and Technology*, v. 28 (11), 2014, p. 4483-4491.
- LI, W.; XIAO, G.; WEN, Z.; XIAO, X.; JIN, X. Plastic deformation of curved rail at rail weld caused by train-track dynamic interaction. *Wear*, v. 271, 2011, p. 311-318.
- LIMBERGER, I. F. Estudo da Propagação de Trincas Transversais por Fadiga em Trilhos Ferroviários. 2000. 144 folhas. Tese (Doutorado em Engenharia). Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais, UFRS, 2000.
- MA, N.; CAI, Z.; HUANG, H.; DENG, D.; MURAKAWA, H.; PAN, J. Investigation of Welding Residual Stress in Flash-Butt Joint of U71Mn Rail Steel by Numerical Simulation and Experiment. *Materials and Design*, v. 88, 2015, p. 1296-1309.
- MAGEL, E. E. Rolling Contact Fatigue: A Comprehensive Review. Federal Railroad Administration. EUA. 2011.
- MANSOURI, H; MONSHI, A. Microstructure and Residual Stress Variations in Weld Zone of Flash-Butt Welded Railroads. *Science and Technology of Welding and Joining*. v. 9, nº 3, 2004, p. 237-246.
- MANSOURI, H; MONSHI, A; HADAVINIA, H. Effect of Local Induction Heat Treatment on the Induced Residual Stresses in the Web Region of a Welded Rail. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. v. 39, nº 3, 2004, p. 271-283.

- MARQUIS, B.; GREIF, R. Application of Nadal Limit in the Prediction of Wheel Climb Derailment. In: Proceedings of the ASME/ASCE/IEEE Joint Rail Conference, JRC2011, 2011, Pueblo, Colorado, USA, p. 1-8.
- MESSLER, R. W. Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry and Metallurgy. 1999. First ed., John Wiley & Sons, New York, pp. 161-172.
- MICENKO, P.; MURUGANANT, A.; HUIJUN, L.; XIAOFENG, X. Double dip hardness profiles in rail weld heat-affected zone: literature and research review report. Brisbane: CRC for Rail Innovation; 2013. Final Report, Project name: Improvements to Railway Welding.
- MILELLA, P. P. Fatigue and Corrosion in Metals. 2013. First ed., Springer, Rome, pp. 1-107.
- MOREIRA, L. P. Efeito de características microestruturais na tenacidade à fratura e no crescimento de trinca por fadiga de aços perlíticos de aplicação ferroviária. 2015. 88 folhas. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Materiais) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2015.
- MOUSAVIZADE, M.; FARHANGI, H. Characterization of Surface Defects Associated with Flash Butt-Welded Pearlitic Rails and their Contribution to Overload and Fatigue Failures. Advanced Materials Research, v. (83-86), 2010, p. 1262-1269.
- MUTTON, P. Fatigue Damage in Rails and Rail Welds Under High Axle Load Conditions. In: 11º Congresso Internacional de Fadiga, Melbourne – Austrália, março de 2014.
- MUTTON, P.; COOKSON, J.; QIU, C.; WELSBY, D. Microstructural characterization of rolling contact fatigue damage in flashbutt welds. Wear, v. 366-367, 2016, p. 368-377.
- NIPPON STEEL & SUMITOMO METAL. Rails. Catálogo, 2014. Disponível em: http://www.nssmc.com/product/catalog_download/pdf/K003en.pdf. Acesso em 30/01/2019. 16 páginas.
- NISHIKAWA, L. P.; GOLDENSTEIN, H. Divorced Eutectoid on Heat-Affected Zone of Welded Pearlitic Rails. JOM Journal of the Minerals, Metals and Materials Society, v. 70 (11), 2018, p. 1-9.
- OLIVARES, R. O.; GARCIA, C. I.; DeARDO, A.; KALAY, S.; HERNÁNDEZ, F. F. R. Advanced Metallurgical Alloy Design and Thermomechanical Processing for Rails Steels for North American Heavy Haul Use. Wear, v. 271, 2011, p. 364-373.
- PAIVA, C. E. L. Super e Infraestruturas de Ferrovias – Critérios para Projeto. 1ª edição, Elsevier, 2016, 328 p.
- PAIVA, C. E. L.; AGUIAR, P. R.; SILVA, F. C. M., 2007. Evaluation Of Track/Ballast Behavior Under Increased Axle Load: Measuring Deflections On Track. In: International Heavy Haul Association - 2007 Specialist Technical Session, 2007, Kiruna, Sweden. High Tech in Heavy Haul. Virginia Beach, VA: IHHA, Inc., 2007. v. único. p. 31-38.
- PATEL, S.; KUMAR, V.; NARELIYA, R. Fatigue Analysis of Rail Joint Using Finite Element Method. IJRET: International Journal of Research in Engineering and Technology, v. 2 (1), 2013, p. 80-84.
- PATRA, A. P.; BIDHAR, S.; KUMAR, U. Failure Prediction of Rail Considering Rolling Contact Fatigue. International Journal of Reliability, Quality and Safety Engineering, v. 17, n. 3, 2010, p. 167-177.
- PAVLOV, V. V; GODIK, L. A; KORNEVA, L. V; KOZYREV, N. A; KUZNETSOV, E. P. Railroad Rails Made of Bainitic Steel. Metallurgist, v. 4, 2007, p. 51-53.

- PLU, J; BONDEUX, S; BOULANGER, D; HEYDER, R. Application of Fracture Mechanics Methods to Rail Design and Maintenance. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 76, 2009, p. 2602-2611.
- RADAJ, D.; SONSINO, C. M.; FRICKE, W. Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches. 2nd edition, Woodhead Publishing and Maney Publishing, The Institute of Materials, Minerals & Mining, CRC Press, 2006, 660 páginas.
- RICE, R. C. Shell and detail fracture formation in railroad rails. In: STEPHENS. R. I. (Ed). *Case Studies for Fatigue Education*, ASTM STP 1250, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1994. p. 109-138.
- RUITAO, Qu; PENG, Z.; ZHEFENG, Z. Notch Effect of Materials: Strengthening or Weakening? *Journal of Materials Science & Technology*, 2014, v. 30(6), p. 599-608.
- SAITA, K.; UEDA, M.; YAMAMOTO, T.; KARIMINE, K.; IWANO, K.; HIROGUCHI, K. Trends in rail welding technologies and our future approach. In: *Nippon Steel & Sumitomo Metal Technical Report*, 105, 2013, p. 84-92.
- SAMARDŽIĆ, I; DUNĐER, M; PINTARIĆ, A. Possibilities of Joining Techniques Application at Railway Lines Joining and Maintenance. *Metallurgija*, nº 4, v. 50, 2011, p. 269-272.
- SAMOILOVICH, Y. A. Possibility of Producing Railway Rails with Increased Strength and Minimum Buckling. *Metallurgist*, v. 55, 2012, p. 903-912.
- SCHIJVE, J. *Fatigue of Structures and Materials*. Kluwer Academic Publishers, Nova Iorque, 2001. 530 páginas.
- SCHNEIDER, E. L. Análise da Vida Remanescente de Trilhos com Defeitos Transversais Desgastados em Serviço. 2005. 115 folhas. Dissertação (Mestrado em Engenharia). Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais, UFRS, 2005.
- SHINDO, Y.; MANO, Y.; HORIGUCHI, K.; SUGO, T. Finite Element Analysis and Notch Tensile Testing for Determining the Cryogenic Fracture Toughness of Structural Alloys. In: Balachandran U. B., Hartwig K. T., Gubser D. U., Bardos V. A. (editors), *Advanced in Cryogenic Engineering Materials*, 20000, Springer, Boston, MA.
- SKYTTEBOL, A.; JOSEFSON, B. L. Numerical simulation of flash-butt-welding of railway rails. In: *Mathematical Modelling of Weld Phenomena 7*, 2004, TU Graz Publishing, Graz, Austria.
- 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, 2005, 271-285.
- SOARES, L. S. Procedimento para Determinação da Velocidade Máxima Autorizada. 2006. 181 páginas. Monografia (Especialização em Engenharia de Transportes). Programa de Especialização em Transporte Ferroviário de Carga, IME, 2016.
- SOUZA, A. T.; MOREIRA, L. P.; GODEFROID, L. B.; PORCARO, R. R.; FARIA, G. L. Effect of microalloying on fatigue initiation and crack growth resistance of a railroad steel, 25 ABCM International Congress on Mechanical Engineering, October 20-25, 2019 (a), Uberlandia, MG, Brazil.
- SOUZA, A. T.; MOREIRA, L. P.; GODEFROID, L. B.; PORCARO, R. R. Influence of microalloying on fatigue crack growth resistance of a railroad steel, 13th International

Conference on the Mechanical Behaviour of Materials (ICM13), 10-14 June, 2019 (b), Melbourne, Australia.

STEENBERGEN, M. J. M. M. Short Rail Irregularities with a Broad-Band Spectrum – Rail Welds. In: STEENBERGEN, M. J. M. M. (Ed). Wheel-rail Interaction at Short-Wave Irregularities. Zutphen: Wöhrmann Print Service, 2008. p. 377-408.

STEENBERGEN, M; DOLLEVOET, R. On the Mechanism of Squat Formation on Train Rails – Part Two: Growth. International Journal of Fatigue, v. 47, 2013, 373-381.

STONE, D. H.; IWAND, H. C.; KRISTAN, J.; LEHNHOFF, G. R. Flash Butt Rail Weld Vertical Fractures. Journal of Failure Analysis and Prevention, v. 15 (1), 2015, p. 33-38.

TAWFIK, D; MUTTON, P. J; CHIU, W. K. Experimental and Numerical Investigations: Alleviating Tensile Residual Stress in Flash-Butt Welds by Localized Rapid Post-Weld Heat Treatment. Journal of Materials Processing Technology, v. 196, 2008, p. 279-291.

TAWFIK, D; MUTTON, P. J; CHIU, W. K. Transient Thermal Stress Analysis on Rapid Post-Weld Heat Treatments Applied to Flash Butt Welded Rails. Science and Technology of Welding and Joining, v. 11, n. 3, 2006, p. 326-336.

TOMOTA, Y; WATANABE, O; KANIE, A; MORIAI, A; MINAKAWA, N; MORIAI, Y. Effect of Carbon Concentration on Tensile Behaviour of Pearlitic Steels. Materials Science and Technology, v. 19, 2003, p. 1715-1722.

TREMARIN, R. C.; PRAVIA, Z. M. C. Previsões de Vida em Fadiga Segundo Normas Técnicas: Uma Revisão Crítica. Soldagem & Inspeção, v. 22, n. 3, 2017, p. 281-299.

UIC-Leaflet-518. Testing and approval of railway vehicles from the point of view of their dynamic behaviour-safety-track fatigue-ride quality. Railway Technical Publications, Paris, 2009, 129 p.

VISHAY PRECISION GROUP. Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method. Tech note TN-503, 2010. Disponível em: <http://www.vishaypg.com/docs/11053/tn503.pdf>. Acesso em: 30/01/2019. 16 páginas.

WEINGRILL, L.; KRUTZLER, J.; ENZINGER, N. Temperature Field Evolution During Flash Butt Welding of Railway Rails. Materials Science Forum, v. 879, 2017, p. 2088-2093.

YAN, S.; CHEN, H.; GOU, G.; LI, D.; LIU, Y.; ZHU, Z. Research on measurement of residual stresses in flash-butt-weld using X-ray diffraction. Advanced Materials Research, v. 291-294, 2011, p. 934-940.

ZERBST, U; LUNDÉN, R; EDEL, K. -O; SMITH, R. A. Introduction to the Damage Tolerance Behaviour of Railway Rails – A Review. Engineering Fracture Mechanics, v. 76, 2009 (a), p. 2563-2601.

ZERBST, U; SCHÖDEL, M; HEYDER, R. Damage Tolerance Investigations on Rails. Engineering Fracture Mechanics, v. 76, 2009 (b), p. 2637-2653.

ZHAO, X.; FAN, Y.; LIU, Y.; WANG, H.; DONG, P. Evaluation of fatigue fracture mechanism in a flash butt welding joint of a U75V type steel for railroad applications. Engineering Failure Analysis, v.55, 2015, p. 26-38.

ZIMMERMANN, H. (1888) apud ZERBST, U; LUNDÉN, R; EDEL, K. -O; SMITH R. A. Introduction to the Damage Tolerance Behaviour of Railway Rails – A Review. Engineering Fracture Mechanics, v. 76, 2009, p. 2563-2601.