



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Ilha Solteira

CLAUDEMIR APARECIDO BRIGUENTE

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Ilha Solteira

2013



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Ilha Solteira

CLAUDEMIR APARECIDO BRIGUENTE

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Ruís Camargo Tokimatsu

Ilha Solteira

2013

FICHA CATALOGRÁFICA

Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

Brigunte, Claudemir Aparecido.

B854c Caracterização microestrutural e mecânica de trilhos ferroviários soldados de topo por caldeamento / Claudemir Aparecido Brigunte. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2013
107 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Materiais e Processos de Fabricação, 2013

Orientador: Professor Dr. Ruís Camargo Tokimatsu

Co-orientador: Professor Dr. Vicente Afonso Ventrella

Inclui bibliografia

1. Dureza. 2. Caracterização microestrutural . 3. Trilho. 4. Metalografia. 5. Tração.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA
FACULDADE DE ENGENHARIA DE ILHA SOLTEIRA

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO: Caracterização microestrutural e mecânica de trilhos ferroviários soldados de topo por caldeamento.

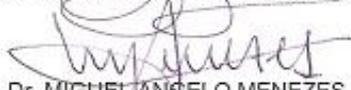
AUTOR: CLAUDEMIR APARECIDO BRIGUENTE

ORIENTADOR: Prof. Dr. RUIS CAMARGO TOKIMATSU

CO-ORIENTADOR: Prof. Dr. VICENTE AFONSO VENTRELLA

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica ,
Área: MATERIAIS E PROCESSOS DE FABRICAÇÃO, pela Comissão Examinadora:


Prof. Dr. RUIS CAMARGO TOKIMATSU
Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. MIGUEL ANGELO MENEZES
Departamento de Engenharia Mecânica / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira


Prof. Dr. OTAVIO VILLAR DA SILVA NETO
Instituto de Ciências e Tecnologia / Universidade Paulista - Unip

Data da realização: 15 de junho de 2013.

DEDICATÓRIA

Com amor a minha esposa Elenir e aos meus filhos Heloíse e Helton pelo apoio irrestrito e encorajamento, aos meus pais, José e Lucinda por ter-me preparado para os desafios constantes, e em especial a minha irmã Cláudia que muito auxiliou ao Édson Avelino, meu amigo e superior hierárquico, diretor do Núcleo de Infraestrutura e Conservação da unidade prisional de Osvaldo Cruz – SP, facilitando as trocas de plantões de serviço para dedicar-me a esse trabalho, e de forma geral, as pessoas que sempre me incentivaram e apoiaram.

AGRADECIMENTOS

A Deus, por cada momento,

A minha família, pelo apoio e incentivo.

Ao Prof. Dr. Ruís Camargo Tokimatsu, pela dedicação na orientação, e acima de tudo pelo profissional mostrando o caminho a ser seguindo, sabendo das limitações e dificuldades em conciliar trabalho e estudos para a elaboração deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Vicente Afonso Ventrella, pela Co-orientação, ensinamentos e auxílio.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Ilha Solteira, pela disposição dos recursos sem os quais este trabalho não teria sido realizado.

Aos Professores: Alessandro Roger Rodrigues, João Antônio Pereira, Edson Del Rio Vieira, Gilberto Pechoto de Melo, João Batista Campos Silva, Monica Pinto Barbosa, por prestarem auxílio quando necessário.

Aos Técnicos da Oficina Mecânica do Departamento de Engenharia Mecânica, pelo grande auxílio na fase experimental do trabalho, Marino Teixeira Caetano, Darci Alves Ribeiro e Arnaldo Máscoli.

Ao Departamento de Pós-Graduação, em especial à Onilda Naves de O. Akasaki.

Ao Grupo de Caracterização Mecânica e Microestrutural dos Materiais – GC3M, por toda estrutura de trabalho oferecido e principalmente pelo convívio e aprendizado, e aos colegas Vicente Gerlin Neto, Rafael F. Gregolin, Paulo Afonso Franzon Manoel pela colaboração na preparação dos corpos de prova, na realização dos ensaios, e pelo companheirismo e amizade.

Lembre-se que as pessoas
podem tirar tudo de você,
menos o seu conhecimento.

Albert Einstein

RESUMO

É sabido que o processo de soldagem devido ao aporte de calor interfere na estrutura e comportamento mecânico do material, fator que deve ser estudado para melhor compreender as características mecânicas e microestruturais dessas juntas soldadas e comparar essas mudanças com o metal base para melhor compreender os resultados. O estudo deste trabalho foi pesquisar e discutir os resultados das mudanças microestruturais e mecânicas ocorridas nos trilhos soldados por caldeamento (HF-ERW, *High Frequency Electric Resistance Welding*). O processo de soldagem por caldeamento, apesar de sua facilidade de execução exige um rígido controle dos parâmetros envolvidos, entre eles, preparação e alinhamento das peças, preaquecimento, controle na aplicação da corrente elétrica para monitoramento da temperatura o controle de resfriamento pós-solda. Qualquer desvio nestas variáveis pode acarretar defeitos, tais como: crescimento de grão, dureza excessiva na região soldada, vazios, entre outros que, aliados às condições severas de carregamento impostos ao trilho, devido à passagem dos trens, ocasionam a nucleação e surgimento de pequenas trincas comprometendo estruturalmente o trilho. Para comprovação dos estudos da caracterização microestrutural e mecânica dos trilhos soldados por HF-ERW foram realizados os ensaios de análise dos componentes químicos do material, de ultrassom, de flexão em três pontos, de micro e macrodureza, de metalografia, de tração, e de impacto. Os ensaios realizados nos fornecem dados suficientes para determinação do comportamento do material, onde os estudos foram concentrados na região da junta soldada focando os componentes do trilho (Boleto, Alma e Patim), e nesses componentes as regiões classificadas como Metal Base (MB), Zona Afetada Termicamente (ZAT) e Linha de Caldeamento (LC). Com os resultados obtidos foi possível concluir que a junta soldada sofreu mudanças tanto microestrutural, como no comportamento mecânico do material em relação ao metal base, apresentando cementita precipitada nos contornos de grãos na LC, menor deformação elástica na ZAT, e comportamento de fratura frágil por alta taxa de impacto no metal base como na junta soldada.

Palavras-chave: Dureza. Caracterização microestrutural. Trilho. Metalografia. Tração.

ABSTRACT

It is known that the process of welding heat input due to interfere with the structure and mechanical behavior of the material factor that should be studied to better understand the mechanical and microstructural characteristics of these soldered joints and to compare these with the base metal changes to better understand the results. The study of this work was to investigate and discuss the results of microstructural and mechanical changes occurring in the cladding rails welded (ERW-HF, High Frequency Electric Resistance Welding). The welding process, despite its ease of implementation requires strict control of the parameters involved, including, preparation and alignment of parts, preheat control the application of electrical current for monitoring temperature control cooling after solder. Any deviation in these variables can cause defects such as grain growth, excessive hardness in the welded region, voids, among others, coupled with the severe conditions of loading imposed on the rail, to the passage of trains, cause the nucleation and the appearance of small compromising structurally broken rail. To prove the studies of microstructural characterization and mechanical rails welded ERW-HF assays were performed to analyze the chemical components of the material, ultrasound, three-point bending, micro and macro-hardness, metallography, tensile, and impact. The tests provide us with sufficient data to determine the behavior of the material, where the studies were concentrated in the region of the weld components focusing rail (head, web and foot), and these components regions classified as Base Metal (BM) Thermally Affected Zone (HAZ) and Line of Fusing (LF). With these results we conclude that the welded joint has suffered both micro structural changes, such as the mechanical behavior of the material in relation to the base metal, with cementite precipitated at grain boundaries in the LC, the less elastic deformation in the HAZ, and behavior of brittle fracture by high impact rate as the base metal in the weld.

Key-words: Hardness. Microstructural characterization. Railroads. Metallography. Traction

LISTA DAS TABELAS

Tabela 1 -	Composição química nominal do trilho classe 260, (% massa/massa).	59
Tabela 2 -	Tabela técnica do aparelho usado no ensaio de Ultrassom.	62
Tabela 3 -	Aplicação da carga e leitura dos dados.	64
Tabela 4 -	Posição do entalhe no corpo de prova.	72
Tabela 5 -	Nomenclatura dos corpos de prova, para os ensaios de Charpy.	73
Tabela 6 -	Composição química nominal, Trilho TR-57 classe 260 (% massa/massa). . .	75
Tabela 7 -	Valor da dureza Vickers coletados nos pontos pré-estabelecidos.	80
Tabela 8 -	Valor da microdureza Vickers coletados nos pontos pré-estabelecidos.	82
Tabela 9 -	Resultados dos ensaios de tração.	90
Tabela 10 -	Ensaio de Charpy Convencional, material base (boleto e alma).	95
Tabela 11 -	Ensaio de Charpy Convencional, ZAT (boleto e alma).	96
Tabela 12 -	Ensaio de Charpy convencional, LC (boleto e alma).	98

LISTA DAS FIGURAS

Figura 1 -	Macrografia de uma junta soldada por Caldeamento e os óxidos expulsos. . .	21
Figura 2 -	Varição da profundidade de penetração da corrente em função do aumento da temperatura durante o aquecimento por indução de uma peça de aço carbono.	26
Figura 3 -	Efeito da corrente fluindo em sentido opostos nos condutores.	28
Figura 4 -	Efeito na proximidade entre condutores na concentração da corrente.	28
Figura 5 -	Efeito do paralelismo entre condutores na concentração da corrente elétrica. .	29
Figura 6 -	Esquema de penetração da corrente na região da solda.	29
Figura 7 -	Relação do aumento da profundidade de penetração da corrente na face da extremidade (b'), devido o aumento da espessura de (2 ^a) do material.	30
Figura 8 -	Foto da região de encontro das extremidades das peças a serem soldadas. . .	30
Figura 9 -	Desenho esquemático da força eletromagnética (P) atuante na expulsão do metal líquido e óxidos nas extremidades dos trilhos.	31
Figura 10 -	Fenômeno tipo 1, o ponto de soldagem coincide com ponto de encontro das bordas.	32
Figura 11 -	A soldagem ocorre no ponto de encontro das bordas.	32
Figura 12 -	Formação do canal estreito.	33
Figura 13 -	Fenômeno tipo 2, o ponto de soldagem ocorre após o ponto de encontro das extremidades.	33
Figura 14 -	Esquema do fenômeno tipo 3.	34
Figura 15 -	Centelhamento na região do canal estreito.	35
Figura 16 -	Processo de soldagem com centelhamento no início do canal estreito, e a formação da ponte do metal líquido.	36
Figura 17 -	Esquema das forças eletromagnéticas atuantes no canal estreito, provocando o movimento da ponte do metal líquido.	36
Figura 18 -	Centelhamento no início do canal estreito enquanto a 1 ^a ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem.	37
Figura 19 -	Evidenciando o canal estreito preenchido por metal líquido após a ocorrência de múltiplas pontes.	37
Figura 20 -	Influência da espessura e da frequência de soldagem na camada fundida de material nas extremidades.	40

Figura 21 -	Distância entre os eletrodos de contato e o ponto de soldagem.	41
Figura 22 -	Esquema de aplicação da pressão nas extremidades.	42
Figura 23 -	Mostra os ângulos formados com as linhas de fluência.	43
Figura 24 -	Análise feita com o MEV da fratura de uma junta soldada com a presença de solda fria.	44
Figura 25 -	Análise feita com o MEV de penetrators: (a) ocorrência na junta soldada e (b) evidência da estrutura dendrítica.	44
Figura 26 -	Diagrama de fases do sistema MnO - SiO ₂ , com algumas relações Mn/Si evidenciadas.	45
Figura 27 -	Perfil do trilho TR-57 com as dimensões em milímetros.	47
Figura 28 -	Variação no espaçamento lamelar da perlita de acordo com o tipo de aço. ...	49
Figura 29 -	Configuração das tensões primárias e secundárias imposta ao trilho. ...	50
Figura 30 -	Mostrando um trilho sendo soldado por caldeamento a campo.	52
Figura 31 -	Estado de tensões da junta soldada do trilho em linha reta.	54
Figura 32 -	Estado de tensões da junta soldada do trilho em curva.	54
Figura 33 -	Tensões do contato roda/trilho, em trajetos retilíneos (A) e em (B) nas curvas.	55
Figura 34 -	Figura esquemática das tensões devido à passagem das rodas sobre os trilhos.	56
Figura 35 -	Desenvolvimento de tensões de tração na alma devido à carga excêntrica vertical da roda.	56
Figura 36 -	Trinca na alma do trilho.	57
Figura 37 -	Desenho da propagação de trincas em juntas soldadas por HF-ERW em (a), em (b) Semelhança entre as fraturas.	58
Figura 38 -	Segmentos de trilhos TR-57 usado para retirada dos corpos de prova.	60
Figura 39 -	Seguimentos de trilhos para retirada dos Corpos de prova em a) contendo a junta soldada e em b) somente material base para análise química.	61
Figura 40 -	Máquina universal para ensaios mecânicos de flexão em três pontos.	63
Figura 41 -	Mostrando o trilho com solda posicionado para o ensaio de flexão.	64
Figura 42 -	Retirada das abas excedentes do boleto e patim em (a), em b) Marcação para orientar a coleta das medidas de dureza Vickers.	65
Figura 43 -	Máquina Heckert para ensaio de dureza Vickers.	65
Figura 44 -	Corte feito no corpo de prova da figura 42(b) para retirada dos corpos de prova para ensaio de metalografia.	66

Figura 45 -	Orientação para a coleta de dados no ensaio de microdureza Vickers.	67
Figura 46 -	Microdurômetro acoplado ao microscópio Neophot 21.	67
Figura 47 -	Câmera Digital acoplada ao microscópio Neophot 21.	68
Figura 48 -	Ilustração da medição utilizando o programa Image Tool.	68
Figura 49 -	Ilustração da medição da escala utilizando o programa Image Tool.	69
Figura 50 -	Desenho esquemático da retirada dos corpos de prova, para ensaio de tração sentido longitudinal.	70
Figura 51 -	Desenho esquemático das dimensões do corpo de prova.	70
Figura 52 -	Máquina de ensaio de tração.	71
Figura 53 -	Dimensões do Corpo de prova para ensaio Charpy.	72
Figura 54 -	Desenho da retirada dos corpos de prova na direção longitudinal, com a posição do entalhe para ensaio de Charpy.	73
Figura 55 -	Desenho da retirada dos corpos de prova na direção Transversal, com a posição do entalhe para o ensaio de Charpy.	74
Figura 56 -	Máquina de ensaio de Charpy Convencional.	74
Figura 57 -	Gráfico da diferença da flecha entre os trilhos com e sem solda.	77
Figura 58 -	Mostra as médias das durezas obtidas nos ensaios de acordo com a região especificada na Figura 60.	78
Figura 59 -	Comparação da dureza entre as regiões soldada do trilho.	79
Figura 60 -	Macrografia da junta soldada e as regiões do MB, ZAT e LC.	80
Figura 61 -	Gráfico do ensaio de dureza Vickers, trilho TR-57.	82
Figura 62 -	Gráfico de microdureza Vickers.	85
Figura 63 -	Macrografia longitudinal do trilho, e as áreas formadas pelo processo de soldagem.	86
Figura 64 -	Colônia lamelar de perlita do trilho.	87
Figura 65 -	Micrografia óptica do material base.	87
Figura 66 -	Micrografia óptica da ZAT.	88
Figura 67 -	Micrografia óptica da LC: A) Boletto, B) Alma e C) Patim.	89
Figura 68 -	Gráfico do ensaio de tração, material base do boletto.	91
Figura 69 -	Gráfico do Ensaio de tração, material base da alma.	91
Figura 70 -	Gráfico do ensaio de tração do boletto, zona soldada.	92
Figura 71 -	Gráfico do ensaio de tração da alma, zona soldada.	93
Figura 72 -	Gráfico da Energia Global para fratura do material base do boletto e da alma	

	com entalhe.	95
Figura 73 -	Gráfico da Energia Global para Fratura da ZAT do boleto e da alma com entalhe.	97
Figura 74 -	Gráfico da Energia da Global para fratura da linha de caldeamento do boleto e da alma com entalhe.	98

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Alfa.	Ω	Ohms.
θ	Ângulo Teta.	μ_r	Permeabilidade da resistividade relativa.
A	Ampère.	ρ	Resistividade elétrica.
δ	Corrente alternada.	Si	Silício.
Cr	Cromo.	V_f	Voltagem de ruptura.
C	Carbono.	V	Volts.
B e K	Constantes.	σ_e	Limite de escoamento.
S	Enxofre.	σ_r	Limite de resistência à tração.
P	Fósforo.	σ_f	Tensão de fratura.
f	Frequência da corrente elétrica.		
γ	Gama.		
GPa	Giga Pascal.		
gf	Grama Força.		
°C	Graus Centígrados.		
J	Joule.		
kgf	Kilo grama força.		
kHz	Kilo Hertz.		
kN	Kilo Newton.		
Mn	Manganês.		
MPa	Mega Pascal.		
μ	Micron.		
$\mu\Omega$	Micro Ohms.		
mm	Milímetro.		
N	Newton.		

LISTA DE ABREVIATURAS

A1-MBATF	Metal Base da Alma, retirada do corpo no sentido Transversal, posição do entalhe Frente.
A2-MBATL	Metal Base da Alma, retirada do corpo no sentido Transversal, posição do entalhe Lateral.
A3-MBALT	Metal Base da Alma, retirada do corpo no sentido Longitudinal, posição do entalhe Topo.
AA1-ZATATF	Zona Afetada Termicamente da Alma, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Frente.
AA2-ZATATL	Zona Afetada Termicamente da Alma, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Lateral.
AA3-ZATALT	Zona Afetada Termicamente da Alma, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Topo.
AA4- ZATALL	Zona Afetada Termicamente da Alma, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Lateral.
B1-ZATBLT	Zona Afetada Termicamente do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Topo.
B2-ZATBLL	Zona Afetada Termicamente do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Lateral.
B3- ZATBTT	Zona Afetada Termicamente do Boleto, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Topo.
B4-ZATBTF	Zona Afetada Termicamente do Boleto, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Frente.
BB1-MBBLT	Metal Base do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Topo.
BB2-MBBLL	Metal Base do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Lateral.
BB3-MBBTT	Metal Base do Boleto, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Topo.
BB4-MBBTF	Metal Base do Boleto, retirada do corpo no Sentido Transversal, posição do entalhe Frente.
HF-ERW	High Frequency Electric Resistance Weld.

HV	Hardness Vickers.
LC	Linha de Caldeamento.
L1-LCBLT	Linha de Caldeamento do Boleto, retirada do corpo no Sentido longitudinal, posição do entalhe Topo.
LA2-LCALL	Linha de Caldeamento da Alma, retirada do corpo no Sentido Longitudinal, posição do entalhe Lateral.
MB	Metal Base.
MBASL	Metal Base da Alma, retirada do corpo no Sentido Longitudinal.
MBBSL	Metal Base do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal.
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura,
NA	Não analisado.
NC	Não considerado.
ND	Não detectado.
PLL	Phase-Locked-Loop.
TLS	Trilhos Longos Soldados.
*U	Variação da quantidade.
ZAT	Zona Afetada Termicamente.
ZSASL	Zona Soldada da Alma, retirada do corpo no Sentido Longitudinal.
ZSBSL	Zona Soldada do Boleto, retirada do corpo no Sentido Longitudinal.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.	19
1.1	Considerações gerais sobre o processo de Caldeamento.	20
1.2	Objetivo.	23
	Capítulo II Revisão Bibliográfica.	24
2	SOLDAGEM.	24
2.1	Processo de Soldagem por Caldeamento.	24
2.1.1	<i>Efeito Pelicular.</i>	25
2.1.2	<i>Efeito de Proximidade.</i>	27
2.1.3	<i>Fenômenos que Governam o Processo de Soldagem por Caldeamento.</i>	30
2.1.4	<i>Principais Variáveis do Processo de Soldagem por Caldeamento.</i>	38
2.1.4.1	<i>Velocidade de Soldagem.</i>	38
2.1.4.2	<i>Potência de Soldagem.</i>	39
2.1.4.3	<i>Frequência da Corrente.</i>	39
2.1.4.4	<i>Ângulo de Encontro das Extremidades.</i>	40
2.1.4.5	<i>Distância Entre o Ponto de Fornecimento de Energia e o Ponto de Soldagem.</i>	41
2.1.4.6	<i>Intensidade de Calor.</i>	41
2.1.4.7	<i>Pressão de Recalque.</i>	42
2.1.5	Principais Descontinuidades de Soldagens Encontradas no Processo de Caldeamento.	43
2.1.5.1	<i>Solda Fria.</i>	43
2.1.5.2	<i>Penetrator ou Descontinuidades.</i>	44
	Capítulo III Revisão Bibliográfica.	46
3	TRILHO.	46
3.1	Definição de Trilho.	46
3.1.1	<i>Trilho como Elemento da Via Permanente.</i>	46
3.1.2	<i>Aços para Trilhos Ferroviários.</i>	48
3.1.3	<i>Classificação dos Trilhos Conforme a Estrutura.</i>	48
3.1.3.1	<i>Trilhos Perlíticos.</i>	48
3.1.3.2	<i>Trilhos Bainíticos.</i>	49

3.1.3.3	<i>Trilhos Martensíticos.</i>	49
3.1.4	Tensões em Trilhos.	50
3.1.4.1	<i>Tensões Primárias.</i>	50
3.1.4.2	<i>Tensões Secundárias.</i>	51
3.1.4.2.1	<u>Tensões Térmicas.</u>	51
3.1.4.2.2	<u>Tensões Residuais.</u>	51
3.2	Soldagens por Caldeamento.	52
3.3	Propriedades Mecânicas de Juntas Soldadas por Caldeamento.	53
3.4	Considerações das Tensões Residuais nas Juntas Soldadas por Caldeamento.	53
3.4.1	<i>Considerações das Tensões Residuais em Linha Reta.</i>	53
3.4.2	<i>Considerações das Tensões Residuais em Curvas.</i>	54
3.4.3	<i>Tensões Residuais em Trilhos Geradas pelo Uso.</i>	55
3.4.4	<i>Tensões Verticais Provocadas pelo Contato Roda/Trilho.</i>	56
3.4.5	<i>Tensões Residuais em Trilho Gerado pelo Processo de Soldagem.</i>	57
3.5	<i>Tipos de Propagação das Trincas em trilhos Soldados por Caldeamento (HF-ERW).</i>	58
	Capítulo IV.	59
4	MATERIAIS E MÉTODOS.	59
4.1	Materiais.	59
4.2	Metodologia.	60
4.2.1	<i>Retirada dos Corpos de prova.</i>	60
4.2.2	<i>Análise química.</i>	61
4.2.3	<i>Ensaio de Ultrassom.</i>	61
4.2.4	<i>Ensaio de Flexão em Três Pontos.</i>	62
4.2.5	<i>Ensaio de Dureza Vickers.</i>	64
4.2.6	<i>Ensaio de Metalografia.</i>	66
4.2.7	<i>Ensaio de Microdureza Vickers.</i>	66
4.2.8	<i>Ensaio de Tração.</i>	69
4.2.9	<i>Ensaio de Charpy Convencional.</i>	71
	Capítulo V.	75
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO.	75
5.1	Análise Química.	75

5.2	Ensaio de Ultrassom.	76
5.3	Ensaio de Flexão em Três Pontos.	76
5.4	Ensaio de Dureza Vickers.	77
5.5	Ensaio de microdureza Vickers.	82
5.6	Ensaio de metalografia.	85
5.7	Ensaio de Tração.	90
5.8	Ensaio de Charpy Convencional.	94
	Capítulo VI.	100
6	CONCLUSÕES.	100
	Capítulo VII.	102
7	SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS.	102
	Capítulo VIII.	103
8	REFERÊNCIAS.	103

1 INTRODUÇÃO

O desenvolvimento do transporte ferroviário tem contribuído para o progresso tecnológico e econômico, alavancado pela revolução industrial, onde houve uma expansão significativa das ferrovias na Europa e Estados Unidos a partir de 1840.

Em pouco tempo as ferrovias tornaram um sistema de transporte bastante vantajoso com o aumento dos mais variados tipos de produtos transportados sendo os produtos agrícolas, industriais, minerais, inclusive o transporte de passageiros com os trens urbanos, fomentando também a logística na área de transportes pesados que em algumas ferrovias transportem até 40 toneladas por eixo.

No Brasil, o sistema ferroviário foi introduzido no final do século XIX incentivado pelos produtos agrícolas como café e cana de açúcar durante o império. No entanto, a falta de estratégias para o setor culminou com a sua decadência a partir de 1960, o que incentivou a privatização das malhas ferroviárias brasileira para o transporte de cargas em 1996.

Com as ferrovias privatizadas, as concessionárias investiram nos serviços de logística transportando, principalmente, minérios, grãos e produtos siderúrgicos, que juntos correspondem mais da metade da carga transportada (SILVA, 2000).

O transporte ferroviário é um dos meios mais eficazes e econômicos no deslocamento de grandes volumes de carga, em relação aos outros meios de transportes; a sua utilização pode gerar uma economia entre 40 a 50% nos custos dos fretes (quando utilizado sistema bimodal trem e navio) e uma redução de até 7% no preço ao consumidor dos produtos transportados (ROSA, 2008).

Atualmente o Brasil possui cerca de vinte e nove mil quilômetros em ferrovias que interligam as diversas regiões do país de Norte a Sul, Leste a Oeste, com a retomada do crescimento do setor através da implantação do Programa de Aceleração do Crescimento (PAC), feito pelo governo federal está sendo feita a recuperação das “velhas” ferrovias e a construção de outras.

As ferrovias podem ser construídas usando trilhos curtos sendo unidos uns aos outros por meio de talas de junção parafusadas, ou por meio de soldagens formando assim os trilhos longos soldados (TLS).

O emprego de trilhos longos oferece vantagens de ordem técnica e econômica, pois as juntas parafusadas que normalmente são pontos iniciais de defeitos das ferrovias e que ocasionam maior número de acidentes no tráfego, e geram um custo de manutenção das ferrovias na ordem de 40% a mais (SARTORI, 2008). As ferrovias onde os trilhos são unidos pelo

processo de caldeamento (HF-ERW [High Frequency – Electric Resistance Weld]), apresenta uma maior suavidade no deslizamento do material rodante, além do conforto aos passageiros.

Ao contrário das soldas térmicas, no processo de soldagem por caldeamento (HF-ERW), os defeitos são limitados pela redução do impacto roda/trilho devido à suavidade do deslizamento e os níveis de dureza da região soldada é similar à dureza do metal base, diminuindo assim as deformações plásticas localizadas, e também as cargas de impacto que contribuem para uma falha prematura, justificando sua qualidade diante dos demais tipos de soldagens (MANSOURI et al. 2004).

Outro fator importante para a vida útil das ferrovias é a quantidade de carga transportada por eixo, a velocidade dos trens, o raio mínimo das curvas, a inclinação das rampas e a superelevação dos trilhos, onde somadas constituem-se nas forças atuantes sobre os trilhos.

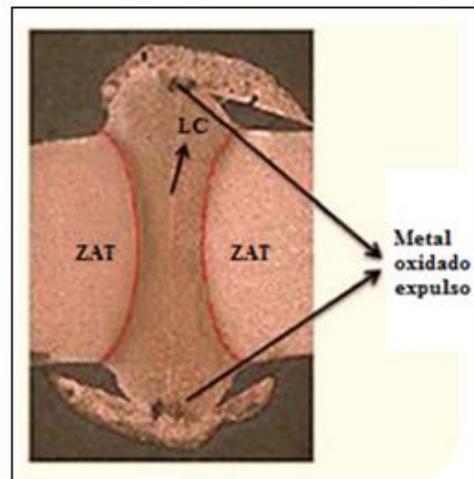
1.1 Considerações gerais sobre o processo de Caldeamento

No processo de soldagem por resistência elétrica de alta frequência, não há metal de adição, e sim uma eliminação das partes excedentes para a limpeza das regiões a serem soldadas, ocasionadas pelo processo do pré-flash.

A soldagem é obtida através do calor gerado pela resistência da passagem de corrente elétrica alternada de alta frequência pela extremidade dos trilhos, e ao atingir a temperatura adequada para a soldagem, é feita a aplicação rápida de uma pressão de recalque. Esse procedimento de soldagem está sendo muito usado na construção de ferrovias e na substituição das talas aparafusadas nas ferrovias mais antigas, (MODENESE; MARQUES; BRACARENSE, 2009).

A Figura 1 mostra a macrografia da junta soldada pelo processo de caldeamento, e pode ser observado o metal base (MB), a zona afetada termicamente (ZAT), a linha de caldeamento (LC), juntamente com o material oxidado expulso, proveniente do recalque aplicado para a realização da soldagem.

Figura 1 - Macrografia de uma junta soldada por Caldeamento e os óxidos expulsos.



Fonte: UNESP (2012).

No processo de soldagem por caldeamento o recalçamento garante uma junta soldada relativamente livre de descontinuidades, especialmente aquelas associadas à solidificação do metal líquido, tornando o processo de caldeamento utilizado em diversas aplicações, (CHOI; CHANG; KIM, 2004).

O processo de soldagem por caldeamento foi desenvolvido após a Segunda Grande Guerra Mundial, com o advento dos osciladores de alta frequência utilizados nos radares. Antes dos osciladores de alta frequência, a soldagem por resistência elétrica utilizava corrente de baixa e média frequência, na ordem de 60 Hz, o que acarretava em baixas velocidades de soldagem e um aquecimento excessivo do material, (NICHOLS, 1994).

Com a aplicação da corrente de alta frequência, apenas uma pequena área do material a ser soldado é afetada pelo calor gerado pela resistência da passagem da mesma, o que produz um método com produtividade maior que a do método anterior, sendo possível empregar velocidades de soldagem de até 300 m/min em peças soldadas continuamente destacando a construção de tubos para o setor petrolífero e gás, (CHOI; CHANG; KIM, 2004).

Os principais desenvolvimentos realizados no entendimento e controle da solda HF-ERW, aplicada na fabricação de tubos soldados, foram realizados por empresas japonesas, principalmente na década de 1980, sendo esses estudos as principais bases de conhecimento para esse tipo de processo de soldagem, destacando os pesquisadores, Saito, Kasahara, e Tominaga (1986); Watanabe et al., (1981); Minahara, Suzuki, e Ohkawa (1986); Tatsuwaki, e Hotta (1984); Komine, Takahashi, e Ishiro (1987); Ichihara, Sumimoto, e Kimura (1986).

A partir desses estudos, ficou claro a importância da correta combinação dos parâmetros de soldagem, o que evidencia o aporte térmico utilizado, a pressão de recalque e a velocidade de soldagem utilizada como parâmetros de grande influência na qualidade da junta soldada devido às implicações em mecanismos que levam a formação de descontinuidades.

Os materiais soldados pelo processo de caldeamento ocorrem principalmente na construção de ferrovias, indústrias de petróleo e gás. Devido a essas aplicações restritivas, as especificações e normas utilizadas apresentam critérios para certificar a integridade estrutural das juntas soldadas, atestado pelo ensaio de Charpy muito utilizado nesse ramo industrial, devido a sua rápida resposta sobre a resistência ao impacto e o estado de transição dúctil ou frágil do material.

Os testes de impacto Charpy são feitos em situações e temperaturas distintas, pois a variação da temperatura em determinados países podem variar de menos 30° C a 40° C positivo, o que pode mudar completamente as propriedades mecânicas dos materiais. A presença de descontinuidades ou de uma solda de má qualidade afeta diretamente na quantidade de energia absorvida durante o impacto.

Porém, como ressaltam Garcia, Spim e Santos (2000), a energia de impacto não fornece informação quantitativa sobre as características dos materiais, quando analisada isoladamente, seu interesse maior é na análise comparativa com outros ensaios.

Com a necessidade de produtos de maior qualidade e melhores propriedades mecânicas, a indústria fomenta constantemente o aprofundamento do conhecimento nos seus processos produtivos, objetivando a melhora contínua e o atendimento da demanda por produtos de alta qualidade.

A análise dos parâmetros de soldagem e sua relação com a qualidade da junta soldada é uma necessidade, podendo implicar numa vantagem competitiva, pois evita prejuízos por desclassificação de produtos por descontinuidades na junta soldada e aumenta a confiabilidade do produto fornecido.

1.2 Objetivo

É propósito deste trabalho:

- a) realizar a caracterização mecânica e microestrutural de trilhos ferroviários classificados como TR-57 soldados de topo por caldeamento;
- b) avaliar a influência da soldagem por caldeamento sobre as propriedades mecânicas e de fratura dos trilhos TR-57 por carregamento monotônico, cíclico e por impacto; tomando como referências os resultados obtidos nas propriedades do metal base do trilho à temperatura ambiente variando entre 25 e 30°C, desprezando os efeitos da umidade relativa do ar.

2 SOLDAGEM

É o processo de união de um ou mais tipos de materiais, com ou sem adição de material, os quais podem ser ferrosos ou não. O processo de soldagem surgiu a cerca de 1.500 anos AC. Os processos de soldagem podem ser divididos em dois grupos distintos: o primeiro são as soldagens feitas por fusão, o segundo são as soldagens feitas por pressão.

- a) soldagens por fusão: A energia aplicada para produzir calor capaz de fundir o metal base, neste caso diz-se que ocorre uma mistura na fase líquida que caracteriza o processo de soldagem por fusão. Assim, na fusão, a soldagem é obtida pela mistura na fase líquida das partes a unir, e subsequentemente, da junção;
- b) soldagens por pressão: A energia é aplicada para provocar uma tensão no material de base, capaz de produzir a solubilização na fase sólida, caracterizando a soldagem por pressão, (QUITES; DUTRA, 1979).

2.1 Processo de Soldagem por Caldeamento

No processo de soldagem por resistência elétrica de alta frequência, HF-ERW, existe dois meios para a transmissão da corrente elétrica: o primeiro por indução (feitas por bobinas de indução), o segundo é feito diretamente por contatos elétricos, (resistência elétrica).

Dependendo do tipo de transmissão de corrente utilizado, o processo de soldagem é classificado em alta frequência por indução: quando utilizado bobinas de indução, e alta frequência por resistência (ou por contato), quando utilizado contatos elétricos (NICHOLS, 1994).

Segundo o processo por indução é utilizado para soldagem de material considerado de pequena seção de área, enquanto a soldagem por contato é utilizada para soldagem de material com uma seção de área maior. No caso os trilhos ferroviários, o processo é realizado por contato elétrico devido à sua seção de área e a quantidade de calor utilizada.

Essa divisão ocorre devido à eficiência da transmissão de corrente do transformador de alta frequência para que o material tenha a capacidade de concentrar a energia numa pequena área afetada pelo calor, e torna-se com maior eficiência quanto maior a seção a ser soldada.

Vale lembrar que os autores citados não mencionam a medida considerada de pequena seção e de grande seção (KOMINE, 1986; KIM, 2007). A energia necessária para o aquecimento do material no processo de soldagem é obtida por efeito Joule, mostrado na equação 1.

$$Q = I^2 \cdot t \cdot R \quad (1)$$

Onde:

Q = é a quantidade de energia calórica (J);

I = intensidade de corrente elétrica (A);

t = tempo de aplicação da corrente elétrica em segundos;

R = resistência que o condutor exerce a passagem da corrente elétrica (Ω).

A fusão da área do material que deve ser soldada é proporcionada por dois efeitos da condução da corrente elétrica no condutor; efeito pelicular e o efeito de proximidade, (SAITO; KASAHARA; TOMINAGA, 1986).

2.1.1 Efeito Pelicular

A condução da corrente elétrica contínua e alternada ocorre de maneira distinta no condutor, no caso os trilhos. A corrente contínua flui uniformemente na seção do trilho, enquanto a corrente alternada irá se concentrar na superfície do trilho, com a intensidade de corrente decrescente desde a superfície até o centro do trilho.

Essa distribuição não uniforme da corrente alternada no trilho é conhecida como efeito pelicular ou skin. (RUDNEV, 2003)

A profundidade de penetração da corrente alternada no condutor (δ), desde a superfície, é definida em função da frequência da corrente elétrica (f) e das propriedades físicas do material, juntamente com a resistividade elétrica (ρ) e permeabilidade magnética relativa (μ_r), dada pela equação 2:

$$\delta = 503 \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot f}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \cdot f}} \quad (2)$$

Onde:

δ – Profundidade;

f – Frequência da corrente elétrica;

ρ – Resistividade elétrica;

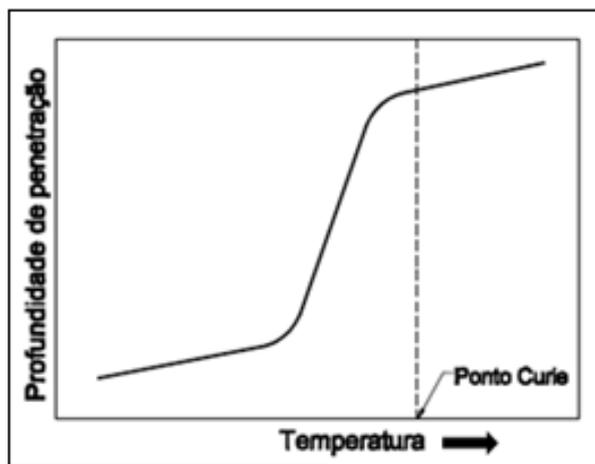
μ_r – Permeabilidade da resistividade relativa.

A partir da equação 2 pode-se afirmar que quanto maior for a frequência da corrente elétrica, menor será a profundidade de penetração da mesma e conseqüentemente, menor será a área aquecida pelo efeito Joule.

Porém, a penetração da corrente não é constante ao longo do processo de aquecimento do material, existindo uma relação de interdependência entre temperatura e penetração da corrente. Com o aquecimento do condutor, no caso o trilho, a resistividade elétrica e a permeabilidade magnética relativa variam, fazendo com que a profundidade de penetração da corrente também se altere durante o aquecimento.

Esta relação é evidenciada na Figura 2, na qual a profundidade de penetração da corrente para um aço carbono aumenta com o aumento da temperatura. Pela mudança no comportamento do aço de ferromagnético para não magnético, quando a temperatura Curie é alcançada, pode-se verificar um aumento mais pronunciado da penetração nessa região.

Figura 2 - Variação da profundidade de penetração da corrente em função do aumento da temperatura durante o aquecimento por indução de uma peça de aço carbono.



Fonte: Rudnev (2003).

Como exemplo numérico, considerando um aço carbono aquecido a 1000 °C no qual $\rho \approx 1,2\mu\Omega \cdot m$ e $\mu r \approx 1$, e com frequência de corrente igual a 140 kHz, temos uma profundidade de penetração da corrente:

$$\delta = 503 \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\mu r \cdot f}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\mu r \cdot f}} \rightarrow \delta = 503 \cdot \sqrt{\frac{1,2 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 140 \cdot 10^3}} \cdot \sqrt{\frac{1,2 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot 140 \cdot 10^3}} = 1,70 \text{ mm}$$

Se, ao invés de 140 kHz, fosse utilizada uma frequência de corrente de 300 kHz, para as mesmas condições do exemplo, o valor da profundidade de penetração seria igual a 0,96 mm. Essa diferença na penetração em função da frequência da corrente utilizada irá afetar todos os demais parâmetros de soldagem e, conseqüentemente, as características da junta soldada, pois a gradiente de temperatura das extremidades dos trilhos a ser soldado será diretamente afetada. Esse exemplo destaca a importância da determinação da frequência da corrente que se deseja utilizar no processo de soldagem por caldeamento.

É importante ressaltar, que embora a maior parte da intensidade da corrente alternada que flui no condutor (trilho) esteja na sua superfície quantificado pela penetração da corrente, δ , a distribuição segue uma função exponencial, conforme descrito na equação 3:

$$I = I_{\text{sup}} \cdot e^{-\frac{y}{\delta}} \cdot e^{\frac{y}{\delta}} \quad (3)$$

Onde:

I = é a intensidade da corrente a uma distância y da superfície do condutor dada em (A).

I_{sup} = é a intensidade da corrente na superfície do condutor (trilho).

Quando $\gamma = \delta$, a densidade da corrente será $I = 0,368 I_{\text{sup}}$, ou seja, 63% da intensidade de corrente que flui em um trilho está em δ .

2.1.2 Efeito de Proximidade

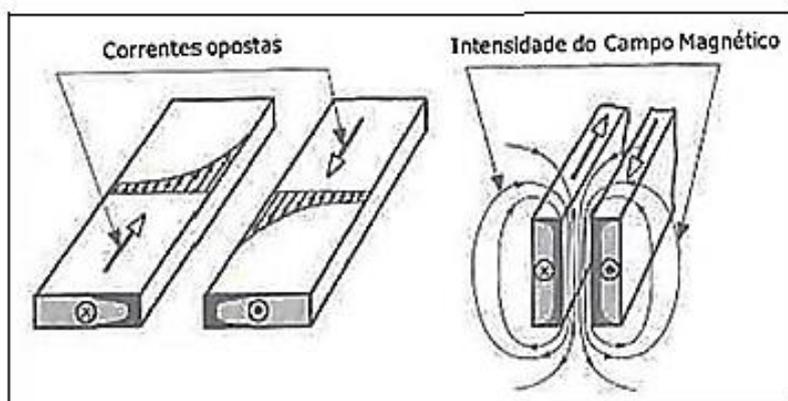
No item 2.1.1, foi discutida a distribuição da intensidade da corrente alternada, conhecido como efeito pelicular. No entanto, na prática, as extremidades dos trilhos estão próximas, devido ao efeito de proximidade, a distribuição da intensidade da corrente elétrica será concentrada em ambas as faces dos trilhos, sendo maior essa concentração quanto mais próxima as extremidades estiverem (SAITO, 1986).

Quando os dois trilhos estão suficientemente próximos e possuem correntes de sentidos opostos, o campo magnético entre eles irá somar-se e terá maior intensidade, fazendo com que a intensidade de corrente se concentre na superfície do condutor que esteja nessa região, Figura 3.

No processo de caldeamento as duas extremidades dos trilhos trabalham como condutores elétricos com corrente fluindo em sentidos opostos, fazendo com que o efeito de proximidade

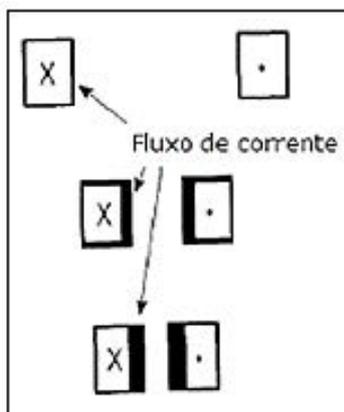
afete a distribuição da corrente elétrica em função da distância entre as partes do trilho mostrado na Figura 4, e da forma com que as extremidades estão em relação uma à outra, Figura 5. Essas características fazem com que os parâmetros geométricos de apresentação das extremidades dos trilhos, como distância e paralelismo, antes do encontro das mesmas para a soldagem, sejam essenciais para um aquecimento uniforme e garantir a qualidade do processo de soldagem.

Figura 3 - Efeito da corrente fluindo em sentido opostos nos condutores.



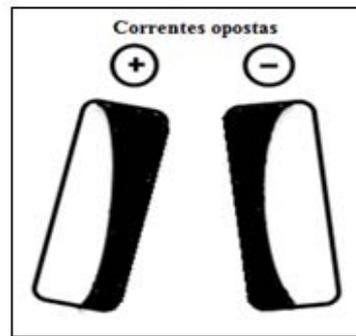
Fonte: Rudnev (2003).

Figura 4 - Efeito na proximidade entre condutores na concentração da corrente.



Fonte: Nichols (1994).

Figura 5 - Efeito do paralelismo entre condutores na concentração da corrente elétrica.

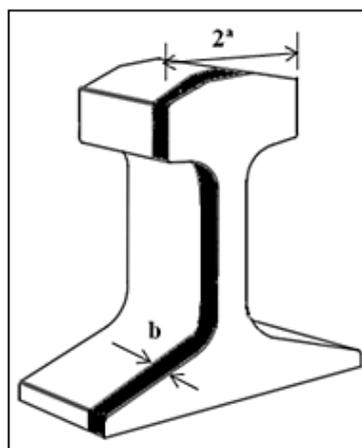


Fonte: Rudnev (2003).

Saito (1986) desenvolveu um trabalho de pesquisa sobre a distribuição da corrente elétrica na região de encontro entre as extremidades dos materiais a serem soldados, com os resultados dessa pesquisa ficou evidenciada também uma mudança na distribuição da concentração da corrente em função da espessura do material.

No estudo, por meio de comparação entre a indutância calculada e a medida da área na região de encontro das extremidades, foi possível verificar que deve ocorrer uma separação da penetração da corrente elétrica na face das extremidades, sendo menor quanto maior for a espessura do material, ou seja, considerando o esquema mostrado na Figura 6, quanto maior for a espessura da extremidade do material, (2^a), maior será o valor da profundidade de penetração da corrente elétrica na face das extremidades (b).

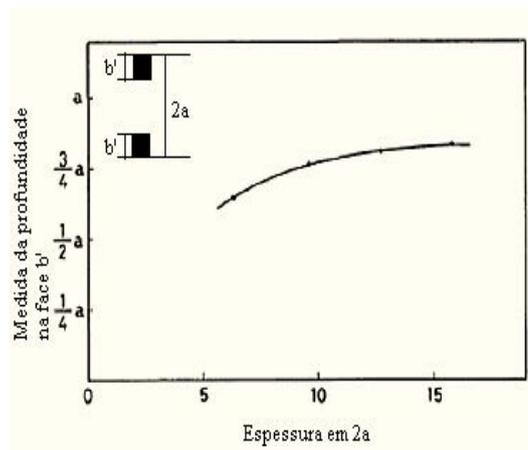
Figura 6 - Esquema de penetração da corrente na região da solda.



Fonte: Elaboração do autor.

A Figura 7 mostra a evidência desta relação no qual o aumento da profundidade de penetração da corrente, expressa em função da espessura, fica evidente quando se aumenta a espessura do material.

Figura 7 - Relação do aumento da profundidade de penetração da corrente na face da extremidade (b'), devido o aumento da espessura de (2^a) do material.



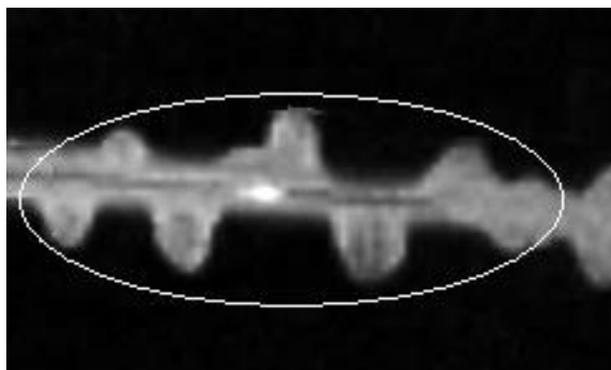
Fonte: Saito (1986).

2.1.3 Fenômenos que Governam o Processo de Soldagem por Caldeamento

Uma vez analisado como ocorre o aquecimento das partes a serem soldadas dos trilhos, cabe o estudo de como ocorre à junção dessas partes e quais são os fenômenos envolvidos. Os avanços mais significativos no estudo da soldagem por resistência elétrica de alta frequência, HF-ERW foram feitos quando os pesquisadores analisaram a região de encontro das extremidades com câmeras de alta velocidade (500 – 2.300 quadros/segundo), mostrado na Figura 8.

Através da análise das imagens foi possível identificar uma complexidade de eventos, que explicam os mecanismos pelos quais é executada a soldagem pelo processo HF-ERW.

Figura 8 - Foto da região de encontro das extremidades das peças a serem soldadas.

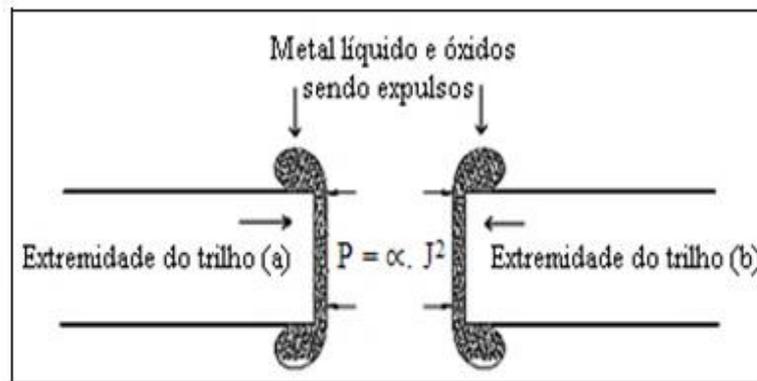


Fonte: Chio (2004).

A primeira constatação foi a de que em certas condições de soldagem, seu ponto pode estar defasado em relação ao ponto de encontro das extremidades, ou seja, a solda não ocorre necessariamente no ponto em que as extremidades das peças se tocam uma na outra, (CHOI, 2004; HAGA, 1980, 1981).

Em condições que a pressão eletromagnética presente na região de soldagem é alta, pode ocorrer expulsão de metal líquido das superfícies dos trilhos, mostrado na Figura 9. Essa força eletromagnética deriva da repulsão entre as correntes fluindo em sentido opostos pelos trilhos e tem intensidade diretamente proporcional ao quadrado de intensidade das mesmas.

Figura 9 – Desenho esquemático da força eletromagnética (P) atuante na expulsão do metal líquido e óxidos nas extremidades dos trilhos.

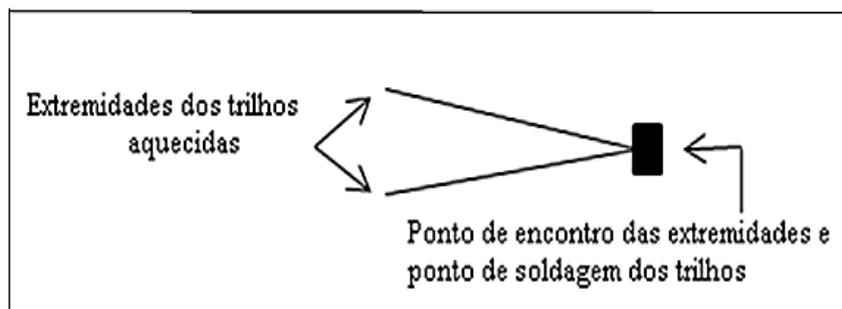


Fonte: Haga (1980).

Dessa constatação também foi analisado que durante o processo de soldagem três fenômenos podem ser observados. Esses fenômenos correspondem às condições resultantes do nível de energia aplicado para a soldagem, (CHOI, 2004; HAGA, 1981).

O primeiro fenômeno ocorre quando baixo nível de energia é aplicado, sendo caracterizado pela obtenção da solda no mesmo ponto em que ocorre o encontro das extremidades. Nesse fenômeno, não é empregada uma intensidade de corrente suficiente para promover o distanciamento entre o ponto de encontro das extremidades e o ponto de soldagem, mostrado nas Figuras 10 e 11 (KIM, 2009).

Figura 10 - Fenômeno tipo 1, o ponto de soldagem coincide com ponto de encontro das bordas.



Fonte: Kim (2009).

Figura 11 - A soldagem ocorre no ponto de encontro das bordas.



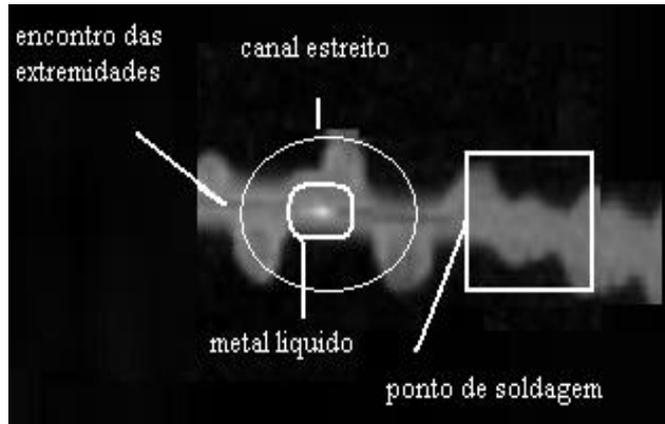
Fonte: Kim (2009).

O segundo fenômeno ocorre ao nível intermediário de energia, caracterizado pela formação de um canal entre ponto de soldagem e ponto de encontro das extremidades, conhecido na literatura como “*narrow gap*” ou “canal estreito”.

A extensão do canal estreito criado irá depender da grandeza da intensidade de corrente e também da estabilidade do campo magnético atuante na região. Considerando somente a intensidade de corrente elétrica, a extensão do canal estreito será tanto maior, quanto maior for a grandeza da intensidade dessa corrente.

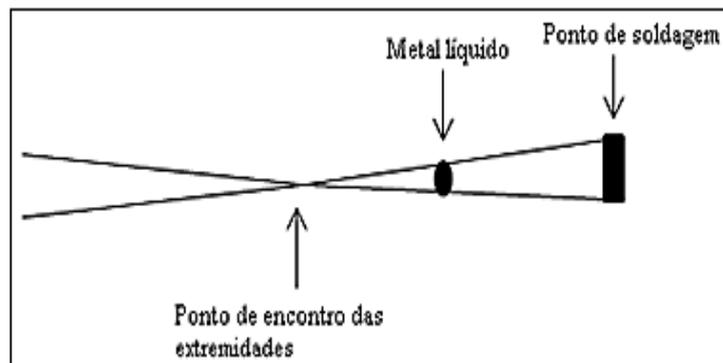
Foi verificado que o canal estreito não tem uma forma simétrica, e o distanciamento entre as extremidades é maior que no ponto de encontro das mesmas. Esse fenômeno de soldagem também é caracterizado pela observância da formação frequente de arcos elétricos e centelhamentos seguidos pela ocorrência de pontes de metal líquido, entre as extremidades no canal estreito vistos nas Figuras 12 e 13. As pontes ao serem formadas se deslocam rapidamente no sentido do ponto de soldagem.

Figura 12 - Formação do canal estreito.



Fonte: Choi (2004).

Figura 13 - Fenômeno tipo 2, o ponto de soldagem ocorre após o ponto de encontro das extremidades.



Fonte: Choi (2004).

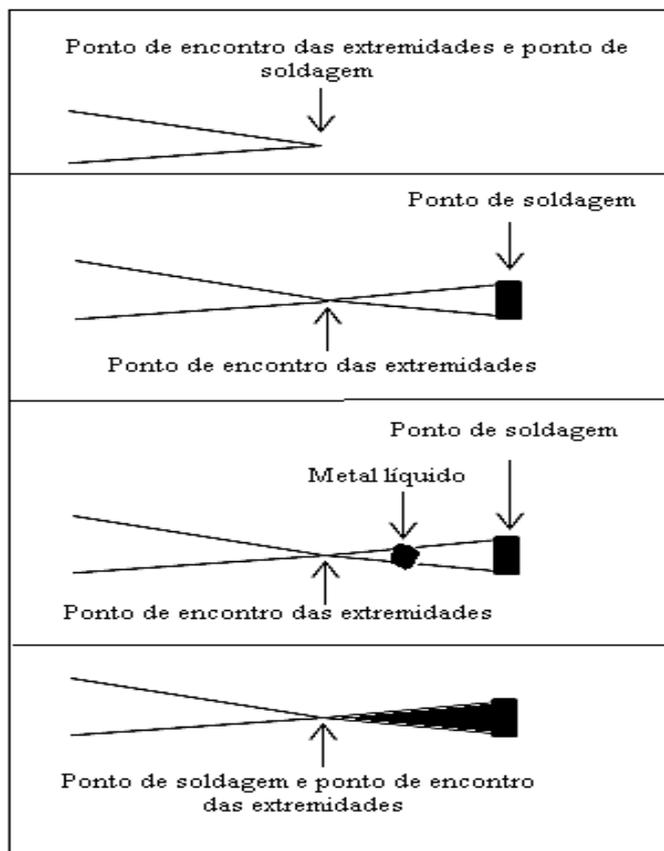
O terceiro fenômeno ocorre em altos níveis de energia e é caracterizado por uma instabilidade no canal estreito, no qual são observados alguns ciclos. Neles, são verificadas ocorrências rápidas e subsequentes dos fenômenos tipo 1 e tipo 2, mais um estágio no qual a força eletromagnética atuante nas extremidades deixa de existir, e o metal líquido expulso, preenche o canal estreito.

Dessa forma, considerando o ponto de soldagem sobre o ponto de encontro das extremidades, como fase do início do fenômeno, que é observado quando o ponto de soldagem continuamente se afasta do ponto de encontro das extremidades.

Com o aumento do canal estreito, o distanciamento entre as extremidades o ponto de encontro das mesmas diminui, favorecendo a ocorrência de arcos e formação de pontes de metal líquido.

Com a continuidade, o aumento da extensão do canal estreito, é alcançada à condição em que as extremidades se tocam, devido à baixa energia presente na região, e o material oxidado, antes expulso, volta a preencher o canal estreito, visto na Figura 14.

Figura 14 - Esquema do fenômeno tipo 3.



Fonte: Choi (2004).

Com o conhecimento dos fenômenos que ocorrem no processo de soldagem por HF-ERW foi possível correlacioná-los com a qualidade da junta soldada. Inicialmente considerava-se que, quando o fenômeno tipo 2 era observado, que a junta soldada era livre de descontinuidades e para os outros dois fenômenos, tipo 1 e tipo 3 se obtinha descontinuidades distintas (CHOI, 2004).

Em resumo tinha-se que quando o fenômeno tipo 1 era dominante na soldagem, as descontinuidades relacionadas à falta de fusão ou solda fria ocorriam devido ao fornecimento de energia insuficiente para obter uma junção completa das peças.

Quando era dominante o ciclo de estágios do fenômeno tipo 3, as descontinuidades relacionadas à presença de óxidos de ferro, manganês e silício na solda, conhecidos na literatura como “penetrator”, eram os resultantes, em função do metal líquido oxidado que ficava

aprisionado no canal estreito e que é recalçado junto com as extremidades do material a ser soldado. Estudos posteriores verificaram, no entanto, que mesmo quando o fenômeno tipo 2 era observado, a junta soldada não era sempre livre de descontinuidades e parecia variar aleatoriamente.

Com essa constatação, estudos aprofundados nesse fenômeno foram realizados e foi possível analisar que a taxa de formação de pontes de metal líquido e sua velocidade de varredura ao longo do canal estreito influenciam diretamente a qualidade da junta soldada e são dependentes das condições de soldagem (CHOI, 2004).

A ocorrência de pontes de metal líquido está associada ao centelhamentos observado durante a soldagem, Figura 15, o centelhamentos ocorre segundo o fenômeno de descarga de Paschen, o qual estabelece uma voltagem de ruptura para abertura de arco entre dois eletrodos independentes como função da pressão da atmosfera e do distanciamento entre os eletrodos mostrado na equação 4, (CHOI, 2004; LIEBERMAN, 1994).

$$V_f = B \cdot \frac{\rho \cdot d}{K \cdot \log p \cdot d} \cdot \frac{\rho \cdot d}{K \cdot \log p \cdot d} \quad (4)$$

Onde:

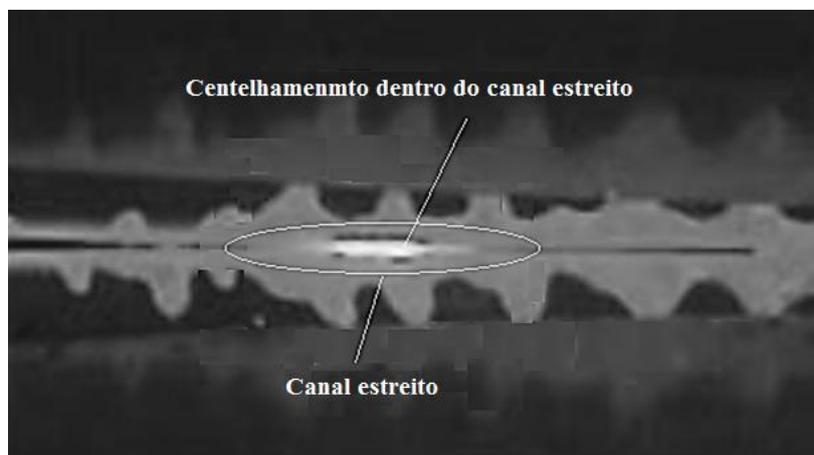
V_f = Voltagem de ruptura;

B e k = Constantes;

P = Pressão da atmosfera entre os eletrodos (depende do potencial de ionização do gás na atmosfera);

d = Distância entre os eletrodos.

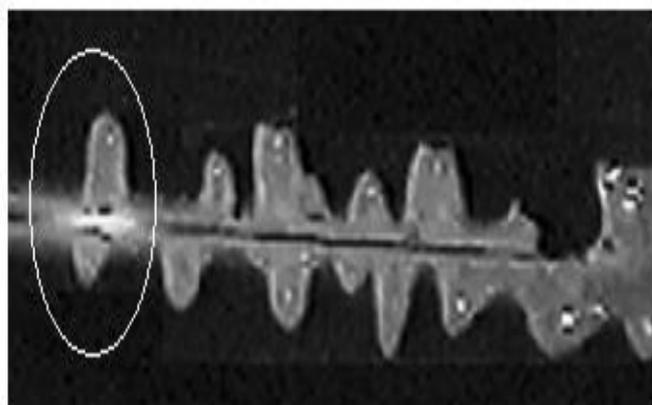
Figura 15 - Centelhamento na região do canal estreito.



Fonte: Kim (2009).

Com a abertura do arco entre as duas extremidades dos trilhos ferroviários, uma quantidade apreciável de corrente é desviada para a descarga de energia, fazendo com que a força eletromagnética nesse ponto diminua e proporcione a volta do metal líquido, que estava sendo expulso, para dentro do canal estreito, tendo uma extensão em torno de 50 mm da região onde ocorre a soldagem, mostrado na Figura 16.

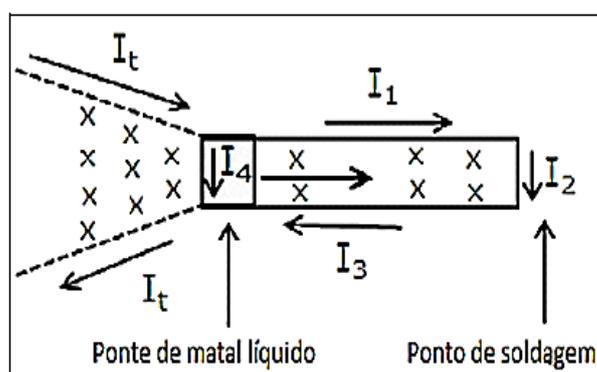
Figura 16 - Processo de soldagem com centelhamento no início do canal estreito, e a formação da ponte do metal líquido.



Fonte: Choi (2004).

Devido à diferença no fluxo magnético atuante em ambos os lados da ponte de metal líquido, Figura 17, a mesma é impulsionada no sentido da solda, em uma ordem de grandeza maior que a velocidade de processamento, provocando violenta colisão quando ela alcança o ponto de soldagem. Esse fenômeno garante que a ponte de metal líquido formada não permaneça após a soldagem (CHOI, 2004).

Figura 17 - Esquema das forças eletromagnéticas atuantes no canal estreito, provocando o movimento da ponte do metal líquido.



Fonte: Choi (2004).

Considerando que o movimento da ponte de metal líquido no canal estreito garante uma junta soldada livre de óxidos, uma movimentação incompleta de uma ponte formada deve levar a retenção do metal líquido oxidado após a soldagem.

Esse movimento incompleto da ponte no canal estreito foi evidenciado, e sua ocorrência foi observada toda vez que múltiplas pontes de metal líquido são formadas no canal estreito. A ocorrência de uma segunda ponte de metal líquido enquanto a primeira ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem vista na Figura 18, interrompe as forças eletromagnéticas atuantes nessa primeira ponte, fazendo com que seu movimento em direção ao ponto de soldagem pare e, conseqüentemente, provoque a retenção desse metal líquido oxidado na junta soldada após o recalçamento, Figura 19 (CHOI, 2004).

Figura 18- Centelhamento no início do canal estreito enquanto a 1ª ponte ainda não alcançou o ponto de soldagem.



Fonte: Choi (2004).

Figura 19 - Evidenciando o canal estreito preenchido por metal líquido após a ocorrência de múltiplas pontes.



Fonte: Choi (2004).

Em pesquisas feitas foi possível observar ainda que a taxa de formação de pontes e o número delas que tem o seu movimento interrompido no canal estreito aumentam com o aumento de calor utilizado no processo. Com isso, foi possível constatar, que mesmo quando observado o fenômeno tipo 2, existem níveis de energia que levam à formação, ou não, de descontinuidades (CHOI, 2004).

A quantidade de calor aplicado na soldagem influencia na velocidade da ponte de metal líquido ao longo do canal estreito, com menor velocidade, sendo mais provável que ocorra uma segunda ponte de metal líquido antes que a primeira alcance o ponto de soldagem, provocando a retenção da primeira.

A correlação entre o calor utilizado na soldagem e a quantidade de descontinuidades encontradas na junta soldada, na qual elas aumentam com a quantidade de calor na mesma proporção em que a velocidade da ponte de metal líquido decresce, evidenciando a retenção de pontes de metal líquido (KIM, 2009).

2.1.4 Principais Variáveis do Processo de Soldagem por Caldeamento

As variáveis que afetam o processo de soldagem são aquelas que determinam na região da solda a quantidade de calor utilizada para efetuar o ciclo do processo de soldagem e a força de recalçamento aplicada nas extremidades dos trilhos onde existe o material fundido. A quantidade de calor é influenciada pelos parâmetros de velocidade e potência de soldagem, ou seja, a forma de controle da intensidade da corrente aplicada e pelas variáveis da frequência da corrente, ângulo de encontro das bordas e distância entre o ponto no qual a energia é fornecida, e o ponto de soldagem. A força de recalçamento é controlada principalmente pela secção da peça, pois dele depende o alinhamento da solda. Um recalque maior que necessário implica em um empenamento das partes, (MODENESE, 2009).

2.1.4.1 Velocidade de Soldagem

A velocidade de soldagem tem papel principal no controle dos fenômenos de soldagem e consequentemente na qualidade da junta soldada, pois além de determinar o aporte térmico em conjunto com outros parâmetros, também influencia diretamente na taxa de incidência de descontinuidades, e com a combinação de parâmetros que determinará a obtenção do fenômeno do tipo 2 no processo, o qual é o mais indicado, pois nas pesquisas realizadas foi o que menos

apresentou anormalidades, como falta de fusão, descontinuidades e inclusões em se tratando de soldagens contínuas feitas na fabricação de tubos para setores petrolíferos (WATANABE, 1986).

Os mesmos resultados foram obtidos por Ichihara (1986). É observado que existe um ponto tal que uma área designada “sem defeito”, é obtida para combinações entre velocidade e calor e que essa área se amplia conforme aumenta a velocidade.

2.1.4.2 Potência de Soldagem

A potência de soldagem e o parâmetro utilizado para quantificar a intensidade de corrente elétrica aplicada para soldagem das peças é dada por:

$$P = U \cdot I \quad (5)$$

Onde:

P - é a potência de soldagem;

U - é a tensão;

I - é a corrente do circuito primário do equipamento de soldagem, respectivamente.

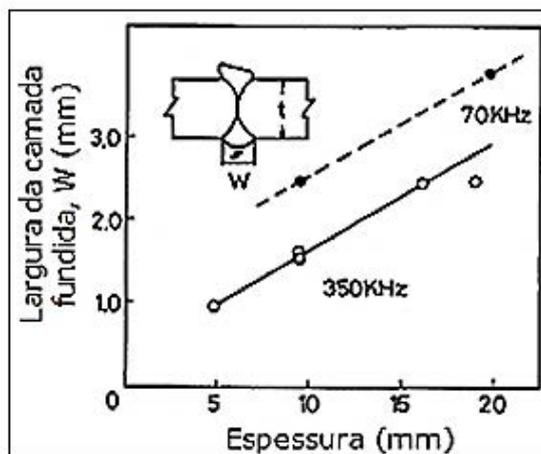
Segundo Watanabe (1986), em seus estudos ficou evidenciada a forma de “U” encontrada entre a taxa de descontinuidades e extensão do canal estreito para diferentes velocidades de soldagem, evidenciando que a extensão do canal estreito, e a quantidade de energia utilizada, influenciando diretamente no fenômeno de soldagem encontrado, e com isso, na taxa de incidência de descontinuidades.

2.1.4.3 Frequência da Corrente

Conforme já analisado na explicação sobre o efeito pelicular, item 2.1.1, a frequência da corrente irá determinar a profundidade de penetração da corrente alternada que flui pelas extremidades dos trilhos, portanto, determinará a massa de material que sofrerá aquecimento. O efeito pelicular estabelece que a profundidade de penetração da corrente seja inversamente proporcional à raiz quadrada da frequência: quanto maior a frequência da corrente menor a penetração.

Essa relação fica evidente na Figura 20, na qual é mostrada a diferença obtida na extensão da camada fundida após a soldagem, quando utilizada uma corrente de 350 KHz e 70 KHz, para diferentes espessuras, considerando os demais parâmetros constantes.

Figura 20 - Influência da espessura e da frequência de soldagem na camada fundida de material nas extremidades.



Fonte: Saito (1986).

Considerando o processo de soldagem de um ponto de vista geral, a frequência da corrente implica diretamente o valor da potência e a velocidade de soldagem. Por meio dessa análise, fica claro que para a melhor eficiência energética no processo HF-ERW, a frequência da corrente de soldagem deve ser alta (acima de 100 KHz); no entanto o aumento excessivo da frequência, considerando a atuação do efeito de proximidade na região de soldagem, pode levar a uma concentração de corrente nas arestas das extremidades gerando um alto aquecimento dessa região e falta de fusão no centro da peça.

Desta forma, vários fatores devem ser considerados para determinação da frequência de soldagem como: a qualidade de preparação das extremidades, tamanho da seção da área, velocidade de soldagem, limite de potência do equipamento de solda, entre outros. A escolha da frequência, em conjunto com os demais parâmetros de soldagem deve objetivar um aquecimento uniforme das extremidades antes do ponto de soldagem (SAITO, 1986).

2.1.4.4 Ângulo de Encontro das Extremidades

O ângulo de encontro das extremidades determina a intensidade do efeito de proximidade atuante na região de soldagem; portanto é um parâmetro que altera a distribuição da corrente nas extremidades dos trilhos. Isso faz com que a determinação do ângulo de soldagem influencie na quantidade de energia que deverá ser empregada e, conseqüentemente, na qualidade da junta soldada. A relação entre o ângulo de encontro das extremidades e a incidência de descontinuidades foi analisada no estudo de Watanabe (1986).

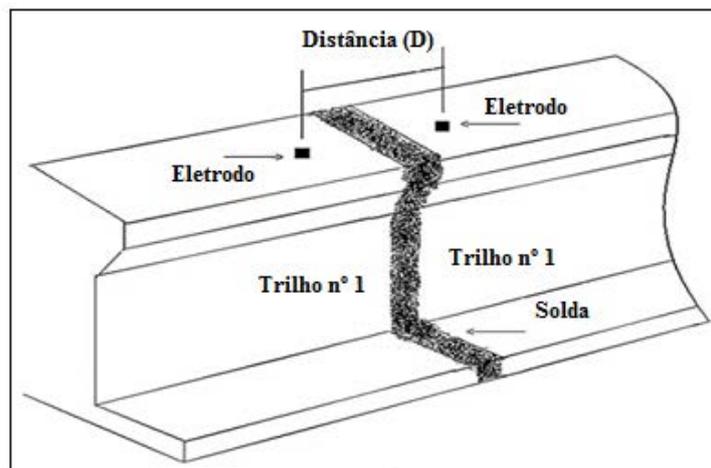
Os resultados observados no estudo foram que quanto maior o ângulo, menor a incidência de descontinuidades.

Isso pode ser entendido da seguinte maneira; quanto maior o ângulo de soldagem, maior a quantidade de energia necessária para que ocorra aumento na extensão do canal estreito, sendo assim menor a probabilidade de acontecer uma mudança no fenômeno de soldagem para um canal estreito maior, (WATANABE, 1986; KIM, 2009).

2.1.4.5 Distância Entre o Ponto de Fornecimento de Energia e o Ponto de Soldagem

Ainda com relação aos parâmetros que influenciam no processo de soldagem por caldeamento, temos que a distância entre os eletrodos de contato, ou da bobina de indução e o ponto de soldagem irá influenciar na quantidade de corrente elétrica utilizada. Quanto maior à distância “D”, Figura 21, na qual a corrente elétrica é fornecida para o material no ponto de soldagem, maior será a quantidade do material aquecido e também da corrente necessária para a soldagem. A distância dos contatos elétricos deve ser determinada tendo em vista os demais parâmetros de soldagem, a fim de proporcionar que toda a espessura do material esteja uniformemente aquecida.

Figura 21 - Distância entre os eletrodos de contato e o ponto de soldagem.



Fonte: Elaboração do autor.

2.1.4.6 Intensidade de Calor

O calor é o parâmetro que especifica a quantidade de energia que é disponibilizada para uma soldagem e de uma maneira genérica, considerando a velocidade em m/min o calor pode ser descrito em Joule/metro (J/m) (WAINER, 1992).

$$H = 60 \cdot \frac{P}{V} \quad (6)$$

Onde:

P - é a potência de soldagem;

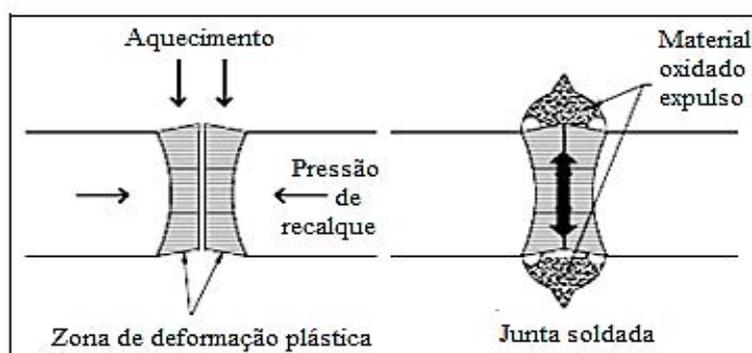
V - é a velocidade de soldagem.

H - quantidade de calor dada em J/m.

2.1.4.7 Pressão de Recalque

A pressão correta para que haja a união das peças é determinada de acordo com a área do material a ser soldado, logo simultaneamente há a expulsão do material oxidado, evitando as descontinuidades, sem empenamento do material soldado, que é feito por um sistema hidráulico da própria máquina de soldagem. A Figura 22 traz um esquema do processo de recalçamento (MAKSUTI, 2007).

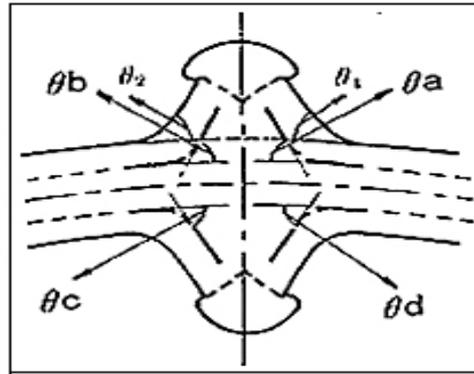
Figura 22 - Esquema do processo de aplicação de pressão nas extremidades.



Fonte: Maksuti (2007).

Os ângulos formados pelas linhas de fluência podem ser medidos conforme esquema apresentado na Figura 23, no qual quatro ângulos, θ_a , θ_b , θ_c e θ_d , são mostrados, representando o recalque externo e interno, e em ambos os lados. No esquema, ainda são apresentados mais dois ângulos, θ_1 e θ_2 , os quais representam os ângulos de formação do cavaco externo. No estudo realizado por Minahara (1986), foi verificado que esses ângulos de formação do cavaco também têm relação direta com a quantidade da força do recalque aplicada nas extremidades.

Figura 23 – Mostra os ângulos formados com as linhas de fluência.



FONTE: Minahara (1986).

A quantidade da pressão de recalque empregado no processo de soldagem deve ser determinada objetivando a completa expulsão do material oxidado formado na etapa de aquecimento, a fim de gerar uma junta livre de discontinuidades, de maneira que não provoque o empenamento do material soldado.

2.1.5 Principais Descontinuidades de Soldagens Encontradas no Processo de Caldeamento

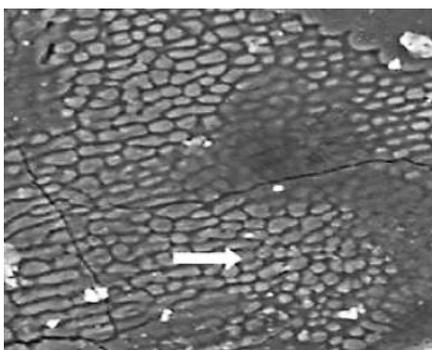
As principais descontinuidades no processo de soldagem por caldeamento são aquelas associadas à presença de óxidos na junta soldada, conhecidos como “solda fria” ou “penetrators”, essas descontinuidades são aquelas obtidas quando os fenômenos do tipo 1 e 3, respectivamente, correrem durante o processo de soldagem, e também para certos níveis de energia quando se observa o fenômeno tipo 2.

2.1.5.1 Solda Fria

A solda fria está associada à aplicação do aporte térmico abaixo da faixa considerada correta e é gerada durante a ocorrência do fenômeno do tipo 1 (WATANABE, 1986), caracterizada por ser uma inclusão de óxidos na forma de uma camada fina e contínua na linha da solda (CHOI, 2004), os óxidos formados consistem basicamente de óxidos de ferro e manganês, de difícil remoção mesmo após o processo de recalque (KIM, 2009). Na Figura 24, é apresentada a superfície de uma fratura da solda analisada em microscópio MEV (Microscópio Eletrônico de Varredura), na qual a solda fria está evidenciada.

A característica é de uma estrutura do tipo dendrítica de solidificação, na Figura 25, é mostrada a análise EDS (*Energy Dispersive Spectroscopy*) da fratura, no qual uma quantidade pequena de Mn e O são encontradas (KIM, 2009).

Figura 24 – Análise feita com o MEV da fratura de uma junta soldada com a presença de solda fria.

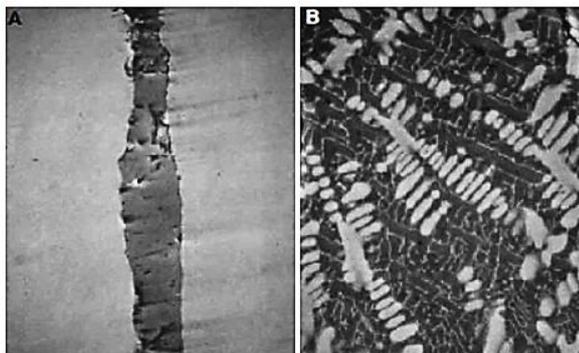


Fonte: Kim (2009).

2.1.5.2 Penetrators ou Descontinuidades

Penetrators são as descontinuidades (oxidações) encontradas em função excessiva de calor, no qual o fenômeno tipo 3 é observado e também para certas condições quando ocorre o fenômeno tipo 2 (CHOI, 2004). É caracterizado por ser uma inclusão de óxidos na linha de solda, no qual os óxidos de Mn, Si e Fe são encontrados. Essa relação Mn/Si em torno de 7 a 9% auxilia a expulsão dos óxidos formados na linha de caldeamento. A Figura 25 ilustra duas micrografias obtidas de uma junta soldada por HF-ERW contendo penetrator, onde é possível observar como o óxido fica aprisionado na junta soldada.

Figura 25 – Análise feita com o MEV de penetrators: (a) ocorrência na junta soldada e (b) evidencia da estrutura dendrítica.

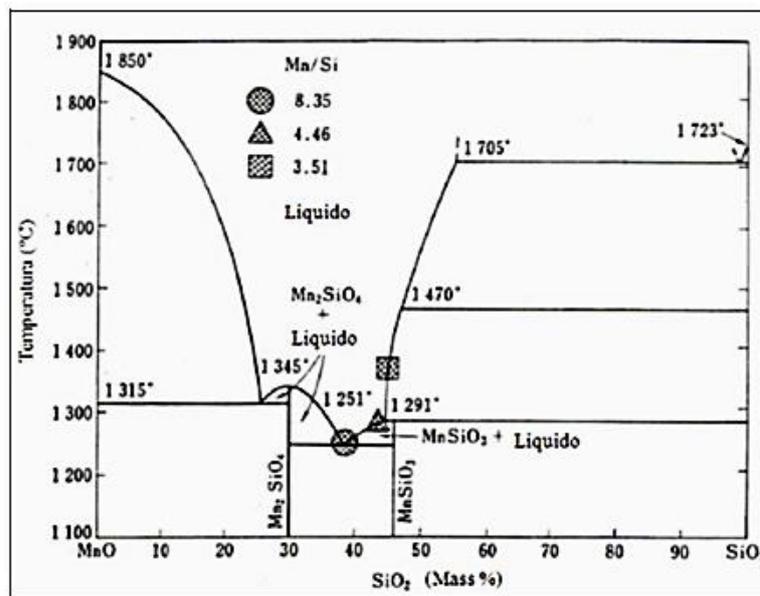


Fonte: Choi (2004).

Além das condições de soldagem, a composição química do material também influencia na ocorrência de penetrators na junta soldada. Em pesquisas ficou constatada que a relação Mn/Si influencia na ocorrência de penetrators na junta e que é possível a determinação de uma faixa para Mn/Si na qual os óxidos formados são mais facilmente dispersados. Foi verificado que quando a relação Mn/Si está entre 7 e 9 a temperatura de fusão do sistema MnO-SiO₂ é a menor, conforme ilustrado no diagrama de fase da Figura 26.

Quanto menor a temperatura de fusão, menor a dimensão do óxido, sendo mais difícil eles permanecerem na superfície das bordas após a etapa de recalque, e mesmo que eles não sejam expulsos, é mais difícil que se tornem descontinuidades de tamanho tal que prejudiquem a junta soldada (YOKOYAMA, 1978).

Figura 26 - Diagrama de fases do sistema MnO - SiO₂, com algumas relações Mn/Si evidenciadas.



Fonte: Yokoyama (1978).

3 TRILHO

3.1 Definição de Trilho

Trilho são perfis de aço laminado, com geometria e tamanho definida para uso específico, disposto em forma paralela entre si e com largura definida (bitola), fixados aos dormentes servindo de guias para rodas dos trens e equipamentos de inspeção e manutenção, formando assim um dos componentes da via permanente, constituído de três partes distintas, o boleto parte superior que serve para deslizamento do material rodante, alma parte vertical e patim, que é a base do trilho servindo também como base de fixação (WIKIPÉDIA, 2013). Como produto final é a derivação da laminação de tarugos cortados em lingotes, que como via de rolamento tem sido estudado desde as primeiras estradas de ferro, devendo possuir as seguintes características:

- a) alto limite de escoamento e de resistência mecânica, aliados a uma boa tenacidade;
- b) resistência ao desgaste, alta dureza e resistência à fadiga;
- c) alta tenacidade à fratura e resistência à propagação de trincas pré-existentes;
- d) boa soldabilidade e baixa susceptibilidade à fragilização pelo hidrogênio (ROLD, 1998).

3.1.1 Trilho como Elemento da Via Permanente

Os trilhos são assentados sobre os dormentes e transferem as solicitações do material rodante da via para o lastro e demais componentes exercendo a função de “amortecedores” de impactos, além de darem sustentação e condução aos trens, com características estruturais de uma viga contínua.

Atualmente, o perfil de trilho mais usado é o tipo *Vignole*, cuja geometria proporciona maior resistência à flexão, pois há maior concentração de massa nas regiões onde as solicitações são maiores, mostrado na Figura 27.

superficial do que os trilhos HH, no entanto, os tratamentos térmicos proporcionam valores de dureza similares em profundidades entre 5 e 10 mm, onde a dureza superficial do trilho pode variar de maneira significativa ao longo da vida útil deste componente devido ao encruamento promovido pelo contato roda/trilho (MARICH, 1994).

3.1.2 Aços para Trilhos Ferroviários

O aço com microestrutura perlítica tem sido amplamente utilizado em componentes ferroviários, com o aumento da quantidade de perlita (relação ferrita / perlita) atua positivamente sobre a resistência mecânica conferindo uma melhor resistência ao desgaste, porém ocasionando um efeito prejudicial na tenacidade e na ductilidade.

A perlita é caracterizada por lamelas paralelas alternadas de ferrita e cementita, essas colônias de lamelas com várias orientações e espaçamentos formam a microestrutura do aço determinando sua dureza.

Como as densidades das fases de ferrita e cementita são aproximadamente iguais, as lamelas tem largura na razão de 7 para 1, pois é esta a proporção na percentagem em peso dos dois constituintes na perlita (ferrita, 87,5% e cementita, 12,5%, de acordo com a regra da alavanca) (MACEDO, 2001).

3.1.3 Classificação dos Trilhos Conforme a Estrutura

No mercado existem vários tipos de trilhos ferroviários cada um com uma geometria específica para sua utilização, em se tratando de trilhos para ferrovias podemos classifica-los conforme sua microestrutura em trilhos; perlíticos, bainíticos e martensíticos.

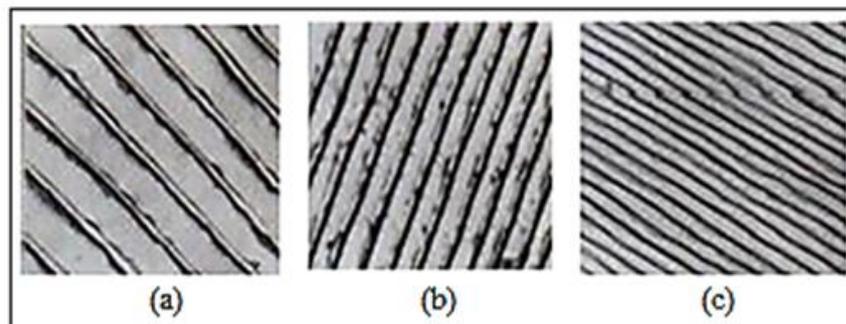
3.1.3.1 Trilhos Perlíticos

O material dos trilhos perlíticos são aços em que o teor de carbono varia entre 0,6 e 0,9% e com adições de Mn e Cr. Estes aços apresentam microestrutura totalmente perlítica sem ferrita livre, alcançando resistência de 900 a 1200 MPa e dureza entre 260 HB e 290 HB na condição de como são produzidos.

A perlita fina oferece maior resistência mecânica para os trilhos quando possui pequenos espaçamentos entre as lamelas, além disso, a microestrutura é submetida a um alto grau de encruamento devido ao contato roda/trilho. A Figura 28 mostra a variação dos espaços entre as

lamelas da perlita de acordo com o tipo e a condição do material. Estes trilhos são bastante utilizados em seções retas da via, onde a vida útil do trilho é governada principalmente por desgaste. As adições de Nb, V e Mo criam uma nova classe de trilhos perlíticos, os microligados, com resistência de aproximadamente 1300 MPa e dureza de até 400 HB, no entanto, tratamentos térmicos com resfriamento acelerado proporcionam maior refinamento na estrutura da perlita, determinando maior dureza a esses aços (MARICH, 1994; SCHNEIDER, 2005).

Figura 28 - Variação no espaçamento lamelar da perlita de acordo com o tipo de aço: a) Microestrutura de aço/trilho ao carbono; b) Microestrutura de aço/trilho microligado; c) Microestrutura de aço/trilho tratado termicamente.



Fonte: Marich (1994).

3.1.3.2 Trilhos Bainíticos

Os trilhos bainíticos possuem baixo teor de carbono (0,02 a 0,4%) com significativas adições de Mn e Si, além de Cr, Mo, Ni e B. A resistência mecânica dos mesmos está entre 820 e 1400 MPa, com superior tenacidade à fratura e resistência à propagação de trincas. Estes trilhos são utilizados, preferencialmente, em vias de alta velocidade ou em curvas de ferrovias para o transporte de cargas pesadas.

3.1.3.3 Trilhos Martensíticos

Os trilhos martensíticos exibem boa resistência ao impacto, maior capacidade de encruamento com satisfatória resistência à fadiga. Entretanto, os trilhos bainíticos e martensíticos geralmente possuem menor ductilidade do que os trilhos perlíticos e as suas aplicações em ferrovias de cargas pesadas ainda estão em estudo (AGLAN, 2004).

3.1.4 Tensões em Trilhos

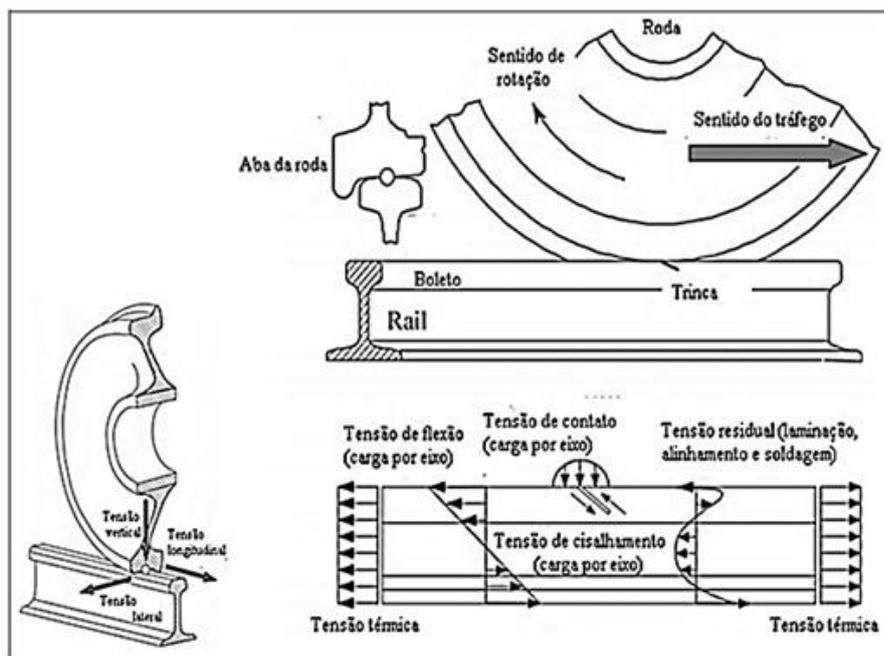
A análise das tensões que incidem sobre os trilhos é considerada bastante complexa. A abordagem deve levar em conta o processo de fabricação dos trilhos, os parâmetros de operação da ferrovia como carga por eixo transportada, velocidade que os trens desempenham nos percursos, modo de como está assentado o trilho, se em reta ou curva; a superelevação, a inclinação das rampas e as variações climáticas do local onde está a ferrovia. Além desses fatores os trilhos ainda estão sujeitos às tensões primárias e secundárias (ZERBST, 2009).

3.1.4.1 Tensões Primárias

São aquelas imposta aos trilhos quando de sua laminação e avaliadas com base na teoria das vigas que considera o trilho como uma viga contínua em uma fundação elástica, assim, o carregamento da roda é aplicado no trilho como um momento flêtor.

O momento flêtor surge devido à carga estática do eixo ferroviário, sendo dinamicamente multiplicada pelo movimento do trem e flutuações na superfície de contato roda/trilho, (TIMOSHENKO, 1932), a Figura 29 mostra esquematicamente a configuração das solicitações primárias nos trilhos.

Figura 29 - Configurações das tensões primárias e secundarias imposta ao trilho.



Fonte: Zersbst (2009).

3.1.4.2 Tensões Secundárias

Nas solicitações primárias são adicionadas as solicitações secundárias. As tensões residuais e térmicas constituem-se em solicitações secundárias impostas ao trilho e devem ser consideradas nos cálculos para a avaliação da integridade estruturais dos trilhos continuamente soldados.

3.1.4.2.1 Tensões Térmicas

A variação da temperatura e condições climáticas sazonais na via podem estar entre menos 5°C e 40°C, nas condições brasileiras e menos 40°C e 40°C no continente europeu e americano. Essas mudanças induzem deformações no material, o que devido à capacidade de contração e dilatação na via resultam em tensões térmicas (SKYTTEBOL, 2004).

3.1.4.2.2 Tensões Residuais

As tensões residuais podem ser de tração ou de compressão, atuando na direção longitudinal, transversal e vertical, exercendo forte influência nas solicitações impostas aos trilhos e, conseqüentemente, na taxa de nucleação e propagação das trincas.

Os processos de conformação mecânica utilizados na manufatura dos trilhos dão origem a tensões residuais devido à distribuição irregular de deformações plásticas na seção do material. Nessas condições, o trilho acumula tensões à medida que aumenta o grau de deformação imposta, dependendo da condição de como são fabricados, as tensões residuais longitudinal são de tração no boleto e patim (até 10 mm da superfície) e de compressão na alma.

Em serviço, o contato roda/trilho provoca deformações plásticas pontuais na superfície do boleto e, com o conseqüente encruamento do material, incentiva uma redistribuição das tensões residuais a uma profundidade de 7,5 a 10 mm.

Nestas condições as tensões residuais de tração no boleto, decorrentes do processo de fabricação, passam a ser de compressão. Esse tipo de tensão é benéfico quando compressivas, pois dificultam a nucleação e propagação de trincas de fadiga que podem conduzir o trilho à ruptura (ROLDO, 1998).

3.2 Soldagens por Caldeamento (HF-ERW)

A soldagem por caldeamento de trilhos ferroviários, descrito no item 2.1, possui característica simples e confiável, sem adição de material e sim pela eliminação, quando da “limpeza” da região a ser soldada, além do aspecto econômico, tendo elevado rendimento, simplicidade de execução, pois é efetuado mecanicamente dispensando mão de obra de soldador e reduzido número de falhas eventualmente ocasionadas se operada manualmente, o equipamento é mostrado na Figura 30.

Figura 30 - Mostrando um trilho sendo soldado por caldeamento a campo.



Fonte: Ravelli (2010).

O processo está constantemente em evolução, de modo a corresponder às múltiplas demandas impostas aos trilhos de alta resistência ao desgaste, alta velocidade e cargas axiais sempre crescentes com intervalos de passagem de trens cada vez mais reduzidos e o aumento da quantidade de toneladas transportadas por eixo. A utilização desse método de soldagem para a

união de trilhos tem sido aplicada cada vez mais, sendo agora uma prática comum em todo o mundo, com aproximadamente 85% de utilização na construção das ferrovias (CANNON, 2003; ZERBST, 2005).

3.3 Propriedades Mecânicas de Juntas Soldadas por Caldeamento

Segundo Guangwen (2010), as propriedades mecânicas das juntas de trilhos ferroviários soldadas por caldeamento são superiores às demais, isto provado com os levantamentos estatísticos que a taxa de falhas é de 0,0038 % em relação às outras, sendo que 37,5 % das falhas ocorreram na alma dos trilhos martensíticos e houve duas condições especiais para isso, sendo uma devido a tensões térmicas e a segunda por contração devido a baixas temperaturas. A ocorrência de encruamento que facilita as falhas, outro fator preponderante são as inclusões e a segregação do material. De um modo geral, as condições das propriedades mecânicas das juntas soldadas por caldeamento apresentam desempenhos superiores.

3.4 Considerações das Tensões Residuais nas Juntas Soldadas por Caldeamento

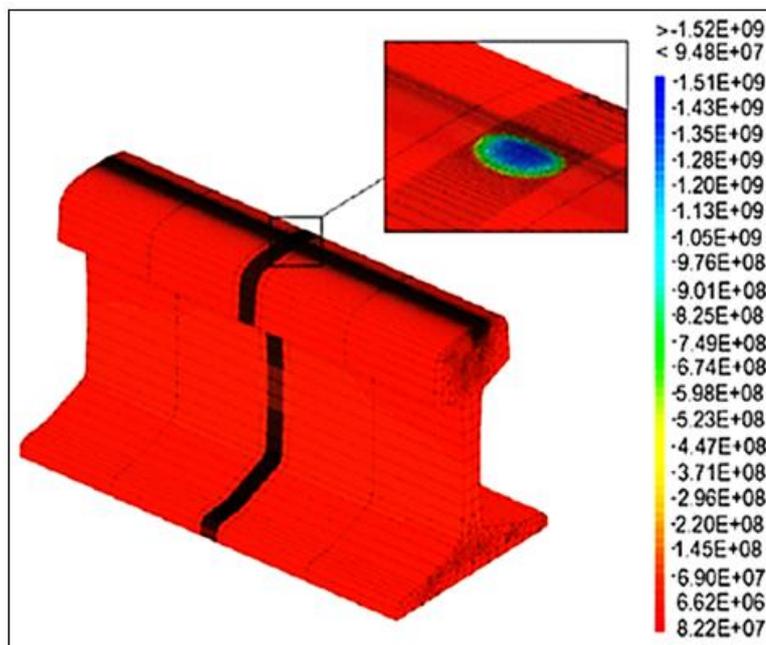
O ciclo térmico gerado pela soldagem altera o campo de tensões residuais na região da junta soldada. Estudos mostram que as tensões residuais na junta são inversas ao metal base, sendo de compressão no boleto e patim, e tração na alma (CAI, 2011).

3.4.1 Considerações das Tensões Residuais em Linha Reta

Além das tensões residuais já existentes pelo processo de fabricação, de assentamento, de soldagem, outras são geradas pela passagem das rodas sobre os trilhos quando ocorre deformação plástica por esmagamento na superfície do boleto, e logo abaixo desta, uma deformação elástica, existindo no mesmo local esses dois tipos de deformações, assim a elástica tentará voltar ao seu estado inicial criando uma tensão de compressão na zona plástica.

Devido a esse processo as tensões residuais geradas pelo contato roda/trilho, ora de compressão, ora de tração podem dar início a nucleação e propagação de trincas, geralmente essas trincas começam aparecer logo abaixo da superfície do boleto. Outro fato que favorece esse tipo de defeito são as inclusões, onde as tensões podem-se alinhar às mesmas facilitando o aparecimento de defeitos, na Figura 31 estão esquematizadas as grandezas das tensões em uma junta soldada (BROEK, 1989).

Figura 31 - Estado de tensões da junta soldada do trilho em linha reta.

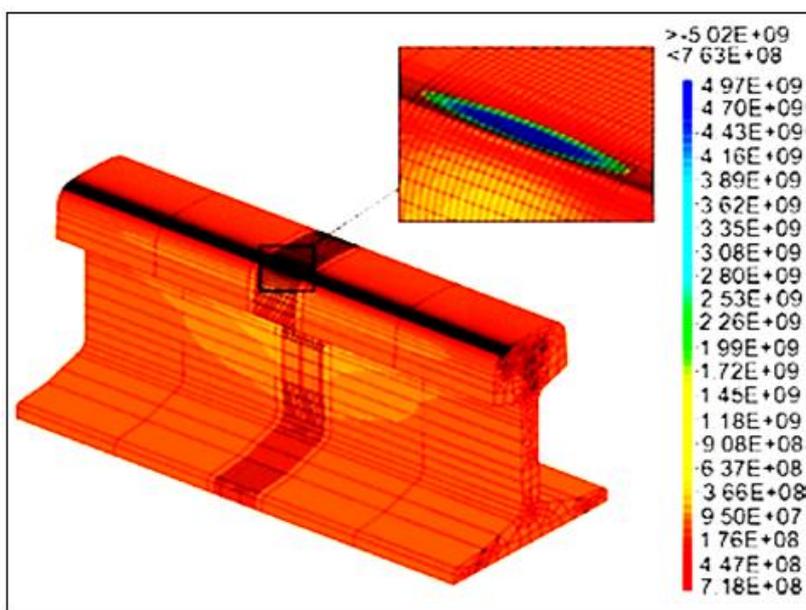


Fonte: Broek (1989).

3.4.2 Considerações das Tensões Residuais em Curvas

Do mesmo modo que as tensões agem em linha reta, elas são mais severas nas curvas mudando o estado das tensões com o deslocamento do centro do bolete, Figura 32.

Figura 32 - Estado de tensões da junta soldada do trilho em curva.



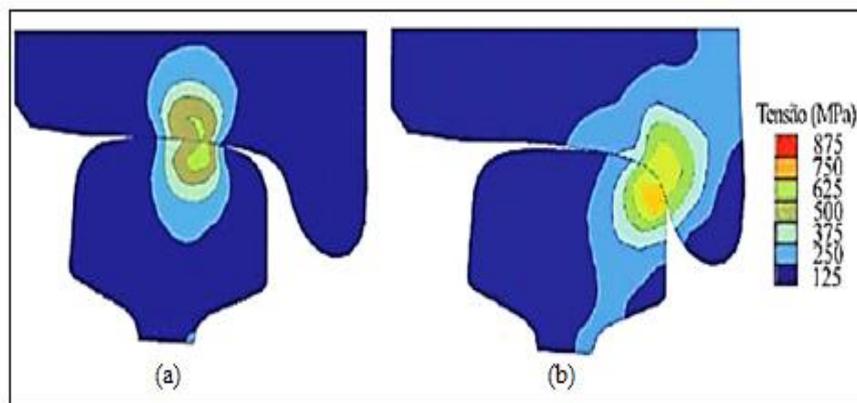
Fonte: Broek (1989).

3.4.3 Tensões Residuais em Trilhos Geradas pelo Uso

À medida que a roda se aproxima da borda do bolete, seu raio fica progressivamente menor, se o veículo está andando em trajeto retilíneo, isso faz com que a roda tende a rodar sobre o centro do trilho, onde o raio do bolete é maior. Geralmente a roda corre no centro de sua pista de rolamento, uma vez que as tensões de borda são geralmente baixas.

Se o veículo está fazendo uma curva, o contato externo do trilho tende a mover-se para a borda do bolete e o friso da roda, aumenta as tensões de contato. Em outra condição, se o veículo é oscilante, ele se move ciclicamente de uma borda da bitola para a outra, a Figura 33, mostra como estão distribuídas as tensões correspondentes ao contato roda/trilho em trajeto retilíneo e em curva (RAILTRACK, 1993).

Figura 33 - Tensões do contato roda/trilho, em trajetos retilíneos (A) e em (B) nas curvas.



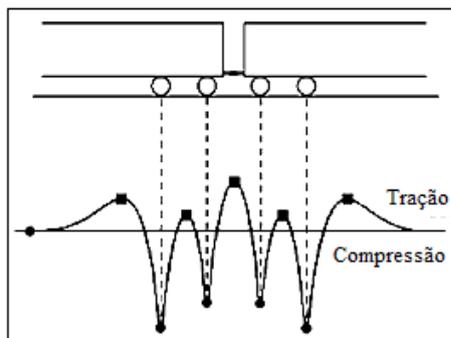
Fonte: Railtrack (1993).

As solicitações impostas ao trilho gerado pela passagem das rodas produz uma solicitação de flexão, pois se comporta como uma viga biapoiada, e são geradas tensões compressivas no bolete e de tração no patim. Porém no patim, onde só atuam tensões de tração raramente ocorre nucleação de trincas.

As tensões geradas pela carga muitas vezes atingem valores muito elevado, provocando o escoamento do material que se deforma plasticamente na superfície superior do bolete, resultando na criação de uma camada de tensão residual compressiva, cuja espessura é em torno de 5 a 10 mm, (GRIFFIN, 1992; RAILTRACK, 1993).

A camada logo abaixo, tem comportamento elástico e tende a restringir a região deformada na sua forma inicial tentando manter o equilíbrio interno dentro do material, gerando tensões residuais de tração no local. A Figura 34 mostra esquematicamente esse comportamento.

Figura 34 - Figura esquemática das tensões devido à passagem das rodas sobre os trilhos.



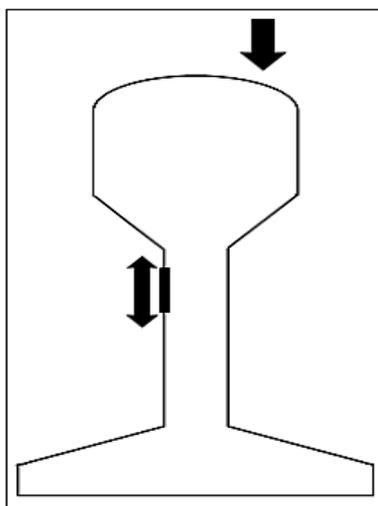
Fonte: Originier (1996).

A presença de altas tensões residuais compressivas é verificada na prática quando ocorrem fraturas transversais nos trilhos. Observa-se que após o surgimento da trinca, a sua propagação ocorre na direção do patim e a última região a fraturar é a parte superior (boleto), pois a mesma está submetida a tensões de compressão (KLEIN, 1995).

3.4.4 Tensões Verticais Provocadas pelo Contato Roda/Trilho

As solicitações cíclicas provocadas na alma do trilho provocada pela passagem das rodas sobre os mesmos geram uma tensão de tração, podendo provocar a iniciação de trincas por fadiga e sua propagação devido à posição excêntrica da passagem da roda mostrada na Figura 35.

Figura 35 - Desenvolvimento de tensões de tração na alma devido à carga excêntrica vertical da roda.



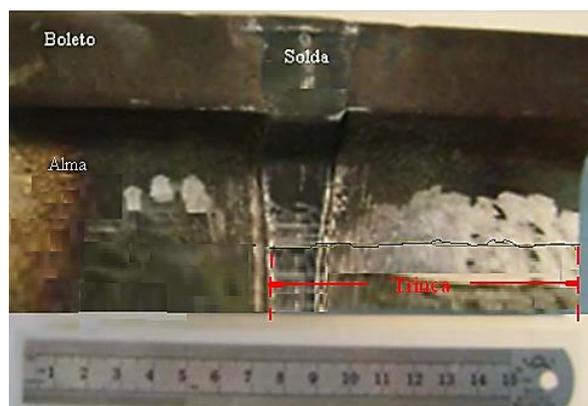
Fonte: Elaboração do autor.

3.4.5 Tensões Residuais em Trilho Gerado pelo Processo de Soldagem

Os trilhos ferroviários soldados de topo pelo processo de caldeamento, possuem uma continuidade geométrica bem definida de ambas as partes que pode reduzir a carga de impacto e vibrações estruturais dos trens que trafegam em alta velocidade e com grande capacidade de carga.

Esse processo de soldagem vem sendo usado para a união de trilhos denominados (TLS), ou seja, trilhos longos soldados. No entanto a distribuição das propriedades mecânicas e tensões residuais, tanto na linha de caldeamento (LC) como na zona afetada termicamente pelo calor (ZAT), podem ter uma maior influência sobre a iniciação de trincas ou fadiga do material sob as condições de serviço (TAWFIK, 2008), mostrado na Figura 36, onde ocorreu uma trinca na alma do trilho soldado.

Figura 36 - Trinca na alma do trilho.



Fonte: Cai (2011).

Todos os resultados mostram que as tensões antes da soldagem são de tração no boleto e no patim e compressão na alma. Após a soldagem as distribuições das tensões residuais são muito complexas. Logo abaixo da superfície do trilho a tensão residual longitudinal é de compressão, que é importante para inibir a iniciação e propagação de trinca por fadiga, na região da alma a tensão residual é de tração, tanto longitudinal como vertical, as quais podem dar início e favorecendo a propagação de trincas, analisados por meios experimentais.

Os resultados finais mostram que a transformação de fase do material do trilho perlítico no processo de resfriamento tem uma influência significativa sobre o valor das tensões residuais e da deformação plástica, sendo que as tensões residuais de tração biaxial e a microestrutura

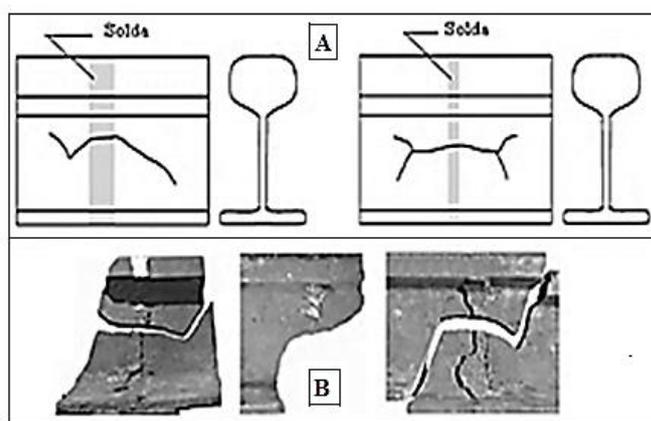
existente na alma do trilho soldado podem ser as principais razões para as trincas na alma, (MANSOURI, 2004; TAWFIK, 2008; SKYTTEBOL, 2004).

3.5 Tipos de Propagação das Trincas em trilhos Soldados por Caldeamento (HF-ERW)

Apesar da sua superioridade em termos metalúrgicos as soldas feitas pelo processo de caldeamento apresentam um tipo de trincas que é peculiar, conforme mostrado na Figura 37, motivo de preocupação ao setor devido ao aumento do tráfego de trens, juntamente com a velocidade e a carga transportada por eixo, aumentando assim também as forças de tração gerada pelas locomotivas ao tracionar as composições (DESIMONE, 2006).

O caminho da propagação das trincas nas juntas soldadas por caldeamento apresenta-se “quase” paralelas à parte inferior do boleto, sendo iniciada na alma próxima a linha neutra localizada no centro da alma no sentido longitudinal do trilho com ramificações nas extremidades formando ângulos de 45°. Quando alcançado o tamanho crítico, essas fraturas ocorrem tanto por fadiga, sobrecargas, raios de curvas das ferrovias e inclusões contidas no material (MANSOURI, 2004).

Figura 37 – (a) Desenho da propagação de trincas em juntas soldadas por HF-ERW, (b) Semelhança entre as fraturas.



Fonte: Desimone (2006) e Mutton (1986).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais

Utilizou-se neste trabalho segmentos de trilhos TR-57 de fabricação Chinesa e classificação UIC 60. Em que se trata de trilho Vignole laminado em aço carbono, grau 260, cujos requisitos técnicos estão estabelecidos à norma ABNT NBR 7590 - 2012. A composição química deve estar em conformidade com o apresentado na Tabela 1 e a resistência mínima deve ser de 965 MPa.

Para dar curso ao procedimento experimental as amostras dos trilhos foram divididas em dois grupos: um grupo de trilho contendo apenas metal base, e o outro grupo tendo amostras de trilhos soldadas pelo processo de resistência elétrica de alta frequência (HF-ERW).

O processo de soldagem foi realizado em campo com uma máquina modelo CW637 H72LP, com os seguintes procedimentos e parâmetros de soldagem:

- a) pré-flash: 425V/121A: com tempo de duração de 60 segundos, que consiste em um sistema de aproximação e recuo para provocar um “curto circuito” obtendo o pré-aquecimento dos trilhos a serem soldados e a limpeza dos mesmos com a eliminação do material excedente, oxidações e sujeiras;
- b) flash: 355V / 108^a: com duração de 95 segundos, atingindo aproximadamente 1500°C de temperatura para fazer o recalque, fase de aquecimento das extremidades em que o material passa do estado sólido para a fase “quase” líquida;
- c) aplicação de um upset (flash auxiliar) de 10 segundos aproximado para corrigir o flash;
- d) o recalque foi realizado com a aplicação de força gradual até atingir 48.000kgf, durante 2 segundos;
- e) energia de 426 volts (V);
- f) corrente de 461 amperes (A).

Tabela 1 – Composição Química nominal do trilho classe 260, (% massa/massa).

Classe	C	Si	Mn	P (máx.)	S	Cr (máx.)	Al (máx.)	V (máx.)	N (máx.)
260	0,6/0,82	0,13/0,6	0,65/1,25	0,03	0,008/0,03	0,54	0,004	0,03	0,01

Fonte: Associação Brasileira de Normas Técnicas – ABNT (2012).

As amostras de trilhos, tanto as soldadas como também as não soldadas, mediam 2,00 metros de comprimento e pesavam 114 kg aproximadamente.

Figura 38 - Segmentos de trilhos TR-57 usado para retirada dos corpos de prova.



Fonte: Elaboração do autor.

4.2 Metodologia

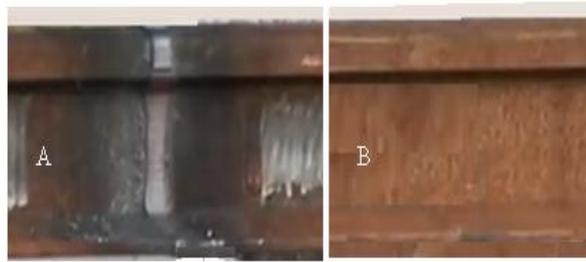
4.2.1 Retirada dos Corpos de Prova

As amostras vieram com tamanho adequado para a realização do ensaio de flexão, com 2m de comprimento. Para os demais ensaios os trilhos foram seccionados em tamanhos apropriados para execução de cada atividade experimental.

Os corpos de prova foram retirados por procedimentos convencionais empregando serra e fresa mecânica com refrigeração, sendo separadas as amostras de trilho para a confecção dos corpos de prova, com e sem solda, como mostrado na Figura 39.

A amostra do tipo A, medindo 350 mm, contendo a junta soldada no centro do corpo de prova. A amostra do tipo B, medindo também 350 mm, contendo somente metal base do trilho, ou seja, trilho não soldado. As amostras foram retiradas dos dois tipos de trilhos A e B e confeccionados os corpos de prova para análise química, ensaios de dureza – micro e macrodureza, ensaio de impacto Charpy e ensaio de tração.

Figura 39 – Seguimentos de trilhos para retirada dos Corpos de prova em a) contendo a junta soldada e em b) somente material base para análise química.



Fonte: Elaboração do autor.

4.2.2 Análise Química

Para a realização da análise química uma amostra do metal base foi enviada ao LABMAT - Laboratório de Análise e Ensaio de Materiais Ltda., na cidade de Piracicaba - SP. A análise da composição química foi realizada em conformidade com a norma ASTM A 751 – 2008, nas seguintes condições ambientais: temperatura de 21°C e umidade relativa do ar de 46%. O equipamento utilizado foi LBM – 007, espectrômetro de emissão óptica e a análise química via espectrometria de emissão óptica por centelhas.

A incerteza expandida de medição relatada é declarada como padrão da medição multiplicada pelo fator de abrangência K, o qual para uma distribuição t em graus de liberdade efetivos (v_{eff}) corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95%. A incerteza padrão de medição foi determinada de acordo com a publicação EA – 4/02, (LABMAT, 2011).

4.2.3 Ensaio de Ultrassom

Antes de realizar o ensaio de ultrassom houve a preparação do trilho. Foi retirado o material excedente da junta soldada por meio de desbaste abrasivo com esmerilhadora elétrica. Logo após essa região do trilho foi submetida à lixamento mais fino para melhorar o acabamento superficial de modo a melhorar o acoplamento do transdutor do aparelho de ultrassom. O ensaio ultrassônico foi realizado com transdutor de duplo cristal SE10/B4C e transdutor angular de 45° WK45PB4. Quando da utilização do transdutor de duplo cristal com frequência de vibração com 4 MHz, o ganho de 55 dB, supressão de 46% e caminho sônico de 168 mm, e para o transdutor angular a frequência de 4 MHz, o ganho de 55 dB, supressão de 46% e caminho sônico de 476 mm. A inspeção ultrassônica foi executada observando as recomendações técnicas das normas

ASTM A388/A388M – 2011; ASTM E164 – 2008 e ABNT NBR 8050 - 2005, ABNT NBR 9440 - 1986. O ensaio de ultrassom foi realizado no laboratório do GC3M, Grupo de Caracterização Macroestrutural dos Materiais – UNESP – Campus de Ilha Solteira, São Paulo, utilizando aparelho marca Echograph 1090, com os dados técnicos mostrados na Tabela 2.

Tabela 2 – Tabela técnica do aparelho usado no ensaio de ultrassom.

Aparelho	Procedimento de inspeção			Normas de referências		Condição superficial	Acoplamento		
Echograph 1090	ASTM e ABNT			ASTM A388, ASTM E164, NBR 8050 e NBR 9440		Esmerilhada e acabamento com lixa	Vaselina		
Blocos	Dados do transdutor					Dados de calibração			
Bloco de referência	Tipo	Fabricante	Modelo	Frequência (MHz)	Dim. (mm)	Ganho	Supressão	*C.S. (mm)	**PDPS (μ s)
Confeccionada a partir de amostra retirada do trilho	Duplo Cristal	Karl Deutsch	SE/10B4C	4	9 x 4	55dB	46%	168	8.999
Confeccionada a partir de amostra retirada do trilho	Angular 45°	Karl Deutsch	WK45PB4	4	10 x 4	545dB	46%	476	5.600

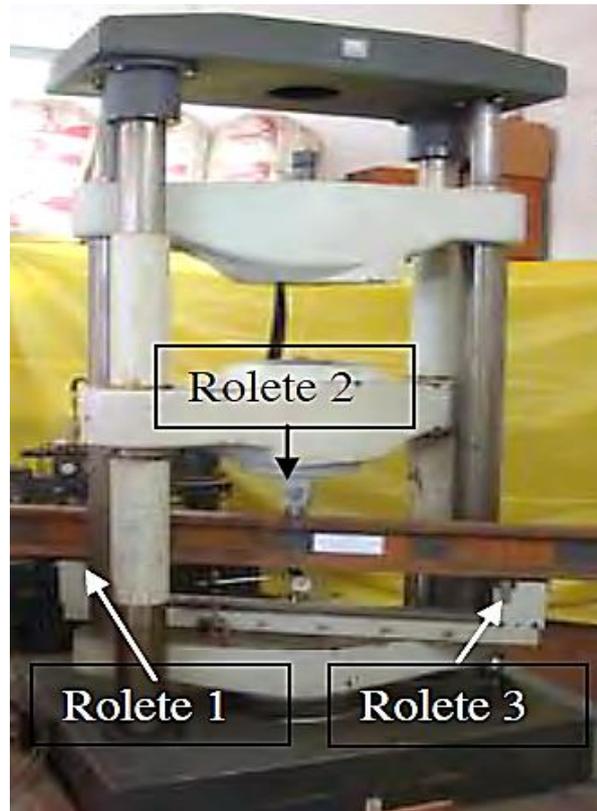
Fonte: UNESP (2012).

O ensaio de ultrassonografia foi realizado não somente para verificar se havia alguma descontinuidade na solda, mas, sobretudo, como procedimento de segurança para tentar minimizar e prevenir de eventual acidente causado pela ruptura do trilho soldado durante o ensaio de flexão. Nesses ensaios, as cargas aplicadas sobre os corpos de prova foram próximas de 1MN.

4.2.4 Ensaios de Flexão em três Pontos

Para determinar o comportamento dos trilhos no ensaio de flexão foram ensaiados cinco corpos de prova, sendo três trilhos não soldados e dois trilhos soldados. O ensaio consistiu na aplicação de carga em três pontos do trilho, como mostrado na Figura 40. O do corpo de prova apoiado nas suas extremidades no rolete 1 e rolete 3 distante 1000 mm um do outro; com a aplicação da carga pelo rolete 2 posicionado na linha de centro do trilho. Os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios mecânicos marca Heckert, modelo EV 100 com capacidade para 100.000 kgf, mostrada na Figura 40.

Figura 40 - Máquina universal para ensaios mecânicos de flexão em três pontos.



Fonte: Elaboração do autor.

O objetivo do ensaio foi avaliar a influência da solda na resistência à flexão do trilho. Para executar a análise comparativa em flexão entre os trilhos soldados e sem solda observou-se os procedimentos prescritos pela norma ASTM E19092 – 2003. A referência foi o trilho sem solda. Foram submetidos ao ensaio de flexão três trilhos sem solda. O critério adotado foi registrar em cada um dos ensaios a carga necessária para produzir uma flecha de 10 mm.

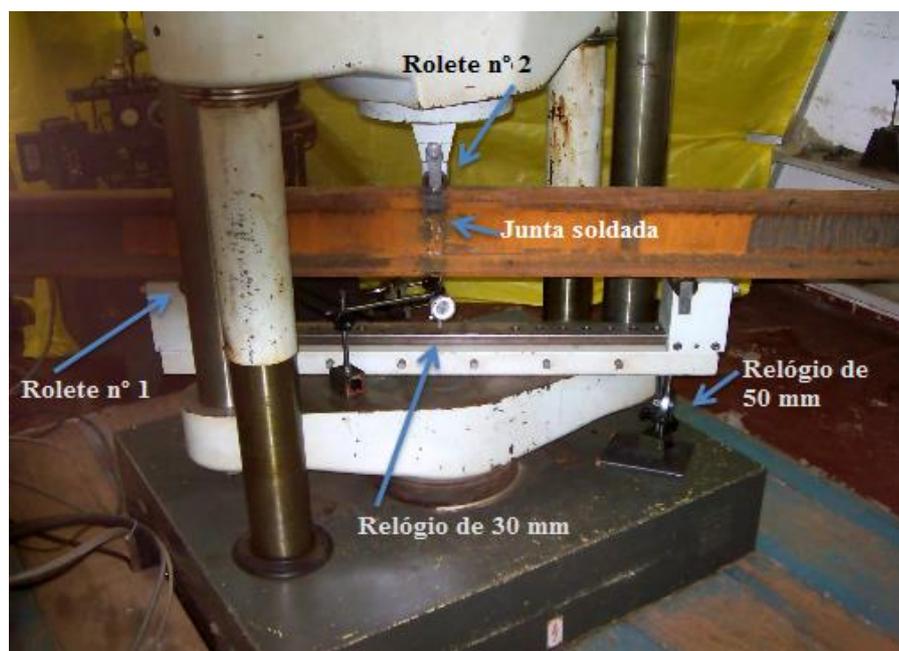
Para medir os deslocamentos do trilho foram utilizados dois relógios comparadores da marca Mitutoyo, ambos com precisão de centésimos de milímetros. Um dos relógios comparador foi posicionado no centro do trilho, em sua parte inferior alinhado verticalmente ao rolete 2, e o outro relógio comparador foi posicionado na parte inferior do trilho em alinhamento vertical com o rolete 3, como mostrado na Figura 41. Posicionado o trilho e os relógios comparadores a carga foi aplicada gradualmente e simultaneamente foi sendo feito o registro do deslocamento produzido para cada intensidade de carga aplicada. A coleta de dados não foi contínua. Estabeleceram-se níveis de carga para sincronizar com a leitura dos relógios comparadores. A Tabela 3 mostra o degrau de leitura utilizado para cada intervalo de carga.

Tabela 3 – Aplicação da carga e leitura dos dados.

Aplicação da Carga (kgf)	Leitura dos Relógios (kgf)
0 a 1.000	500 em 500
1.000 a 10.000	1.000 em 1.000
10.000 a 20.000	2.000 em 2.000
20.000 a 98.000	3.000 em 3.000

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 41 - Mostrando o trilho com solda posicionado para o ensaio de flexão.



Fonte: Elaboração do autor.

4.2.5 Ensaios de dureza Vickers

O ensaio de macrodureza foi realizado para avaliar se o procedimento de soldagem, sobretudo o pós-aquecimento, foi suficiente para deixar a região de solda com características mecânicas muito próximas do metal de base. Trata-se de um trilho com teor elevado de carbono, próximo de 0,8% de carbono, portanto pode ser endurecido por tempera.

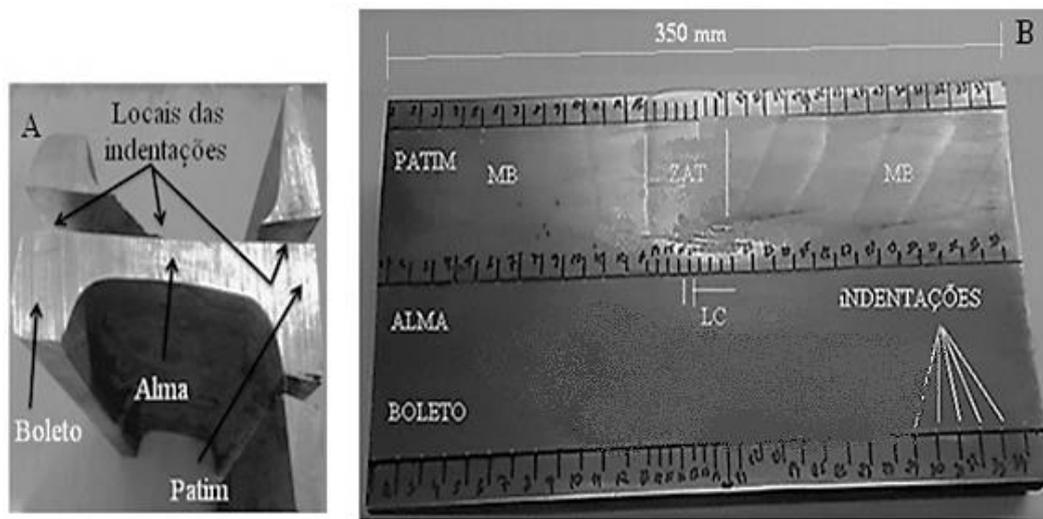
Para realizar esse ensaio recorreu-se a um corpo de prova que foi seccionado longitudinalmente de modo a conter as três regiões do trilho: alma, boleto e patim, juntamente com a região de solda e metal base – vide Figura 42.

Foram feitas marcas sobre a superfície do trilho para organizar e orientar a coleta de dados – vide Figura 42(b), sendo a principal referência a linha de caldeamento. As medidas de dureza foram realizadas a esquerda e a direita da linha de caldeamento (LC). Na região da ZAT –

Zona Afetada Termicamente – o espaçamento das medidas de dureza foi de 5 mm, no metal base (MB) o espaçamento das medidas foi de 10 mm.

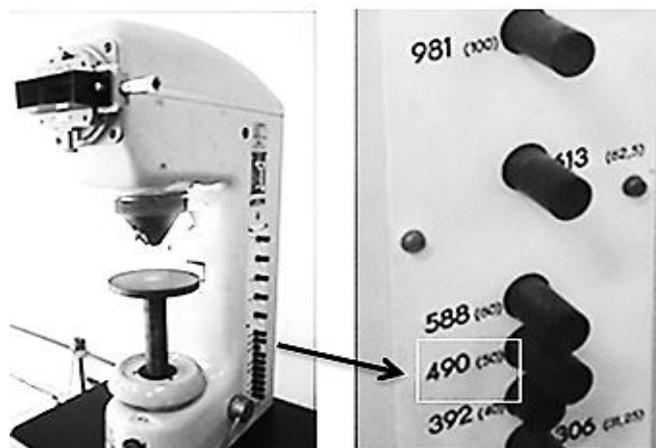
O ensaio de dureza foi realizado em conformidade com a norma ASTM E384 – 01 – 2011, em uma máquina marca Heckert, modelo HPO-2550, com indentador de diamante de base piramidal quadrada e ângulos das faces de 136° , usando uma carga de 490 N sendo o tempo de duração da carga nunca menor que 20 segundos – escala de dureza Vickers.

Figura 42 – Retirada das abas excedentes do boleto e patim em (a), em b) Marcação para orientar a coleta das medidas de dureza Vickers.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 43 - Máquina Heckert para ensaio de dureza Vickers.



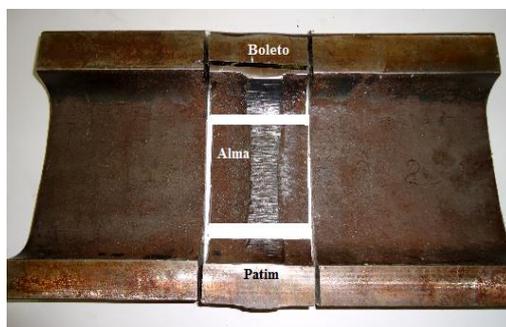
Fonte: Elaboração do autor.

4.2.6 Ensaio de Metalografia

A preparação das amostras para o ensaio de metalografia observou as recomendações norma ASTM E7 – 03 – 2009. Foram extraídas amostras que permitiram analisar a microestrutura das seguintes regiões do trilho: boleto, alma e patim na região do metal base (MB) e também na região de solda, tanto da ZAT como da linha de caldeamento. A Figura 44 mostra o posicionamento dos cortes realizados.

A preparação das superfícies das amostras foi feita por lixamento iniciou-se com a lixa de granulometria 80 e finalizada com a lixa 1500. Sempre invertendo a direção de lixamento em 90° a cada troca de lixa. Logo em seguida foi feito polimento usando a máquina de marca Panambra, com rotação de 600 RPM, feltro e alumina de 0,1µm à base de 1/5 (1 parte de alumina e 5 partes de água bidestilada). Finalizando o polimento das amostras foi realizado ataque com Nital 2%, por imersão, durante 5 segundos, sendo imediatamente lavadas em água corrente e depois em álcool etílico e por fim secas com jato de ar quente.

Figura 44 - Corte feito no corpo de prova da figura 42 (b) para retirada dos corpos de prova para ensaio de metalografia.



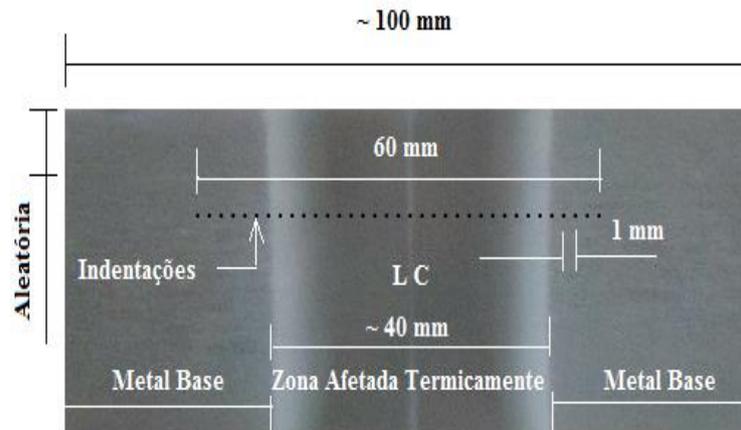
Fonte: Elaboração do autor.

4.2.7 Ensaio de Microdureza Vickers

O procedimento do ensaio de microdureza foi executado conforme a norma, ASTM E384 – 06 – 2011, sendo que as indentações foram feitas no sentido longitudinal do trilho sempre com carga aplicada de 100 gf. A linha definida para coleta dos dados, ou seja, realização das indentações, tanto no boleto, alma e patim foi sempre tomando como referência a linha de caldeamento (LC). O distanciamento entre as indentações foi de 1 milímetro – vide Figura 45. As medidas de dureza foram realizadas em um Microdurômetro N. Hanemann, acoplado ao

microscópio óptico da marca Neophot – 21 – vide Figura 46. As determinações dos valores de dureza foram feitas a partir das medidas das diagonais das identações, realizadas a partir de imagens capturadas com câmera digital – vide Figuras 47 e 48. As medições foram feitas com auxílio do software “Image Tools”. Para a calibração do software foi fotografada uma escala nas mesmas condições das realizações das fotografias – vide Figura 49.

Figura 45 – Orientação para a coleta de dados no ensaio de microdureza Vickers.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 46 - Microdurômetro acoplado ao microscópio *Neophot 21*.



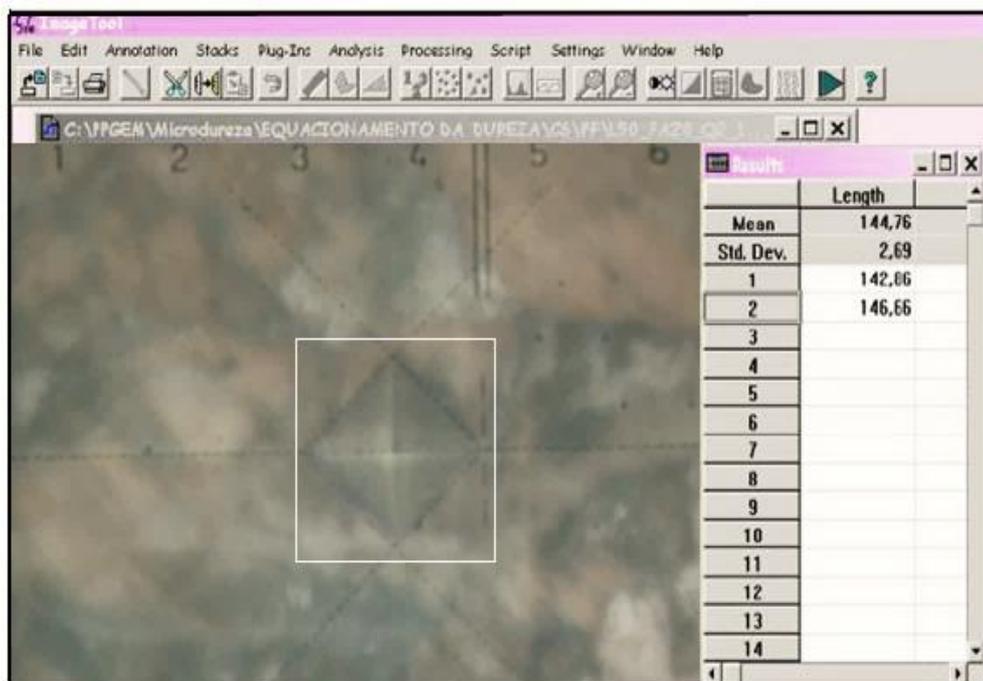
Fonte: Elaboração do autor.

Figura 47 - Câmera Digital acoplada ao microscópio Neophot 21.



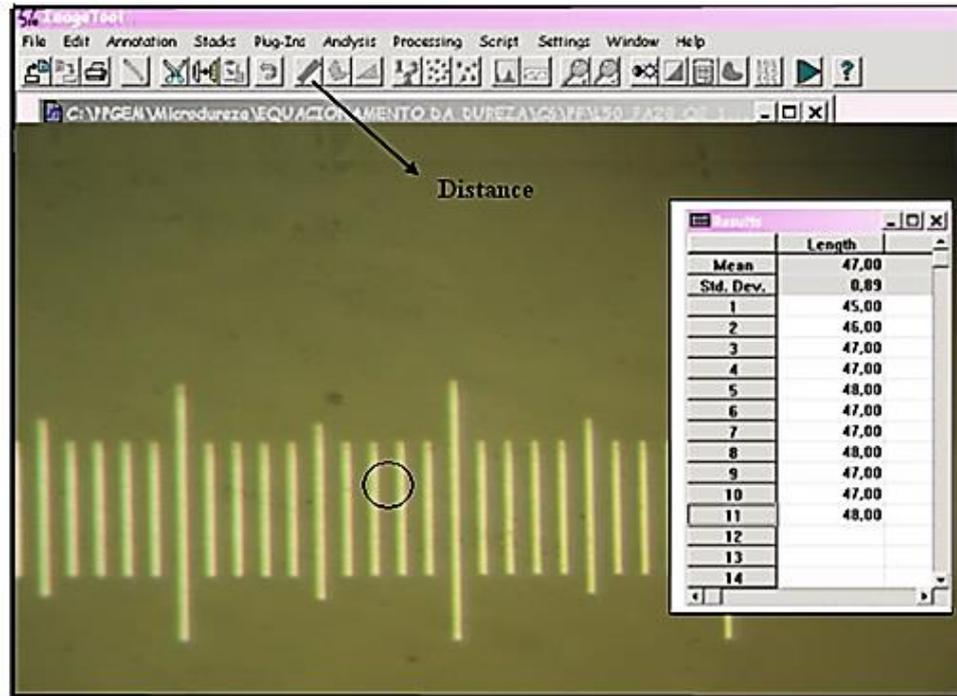
Fonte: Elaboração do autor.

Figura 48 – Ilustração da medição utilizando o programa Image Tool.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 49 - Ilustração da medição da escala utilizando o programa Image Tool.



Fonte: Elaboração do autor.

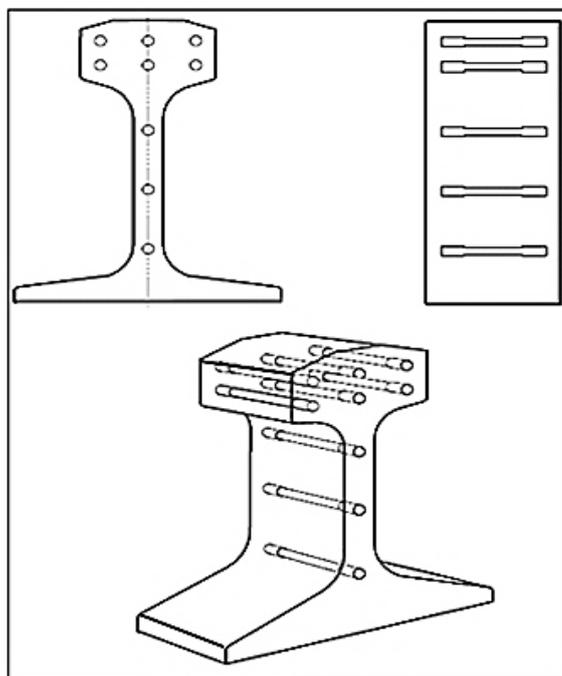
4.2.8 Ensaios de Tração

Tendo em vista que as regiões de maior incidência de falhas mecânicas nos trilhos são o boleto e alma a retirada dos corpos de prova para o ensaio de tração ficou restrita a estas duas regiões. Esse ensaio foi preparado e executado observando a norma ASTM E8/E8M – 2011.

Os corpos de prova para o ensaio de tração foram retirados dos trilhos com auxílio de uma serra mecânica refrigerada. A figura 50 mostra o mapa de retirada dos corpos de prova dos trilhos. Depois do corte mecânico as amostras foram submetidas à operação de usinagem tendo como referência as dimensões estabelecidas na Figura 51. Vale observar que foram retiradas amostras do metal base e da região da solda. Para que pudéssemos fazer a comparação dos resultados entre o metal base e a junta soldada foi realizado ensaios com os corpos de prova extraídos das seguintes condições:

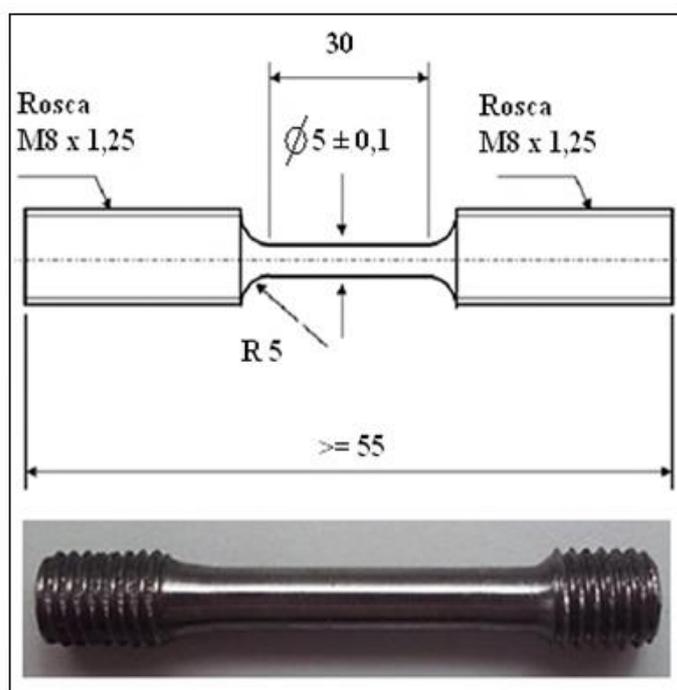
- a) metal Base da Alma no Sentido Longitudinal, (MBASL);
- b) zona Soldada da Alma no Sentido Longitudinal, (ZSASL);
- c) metal Base do Boleto no Sentido Longitudinal, (MBBSL);
- d) zona Soldada do Boleto no Sentido Longitudinal, (ZSBSL).

Figura 50 - Desenho esquemático da retirada dos corpos de prova, para ensaio de tração sentido longitudinal.



Fonte: Elaboração do autor.

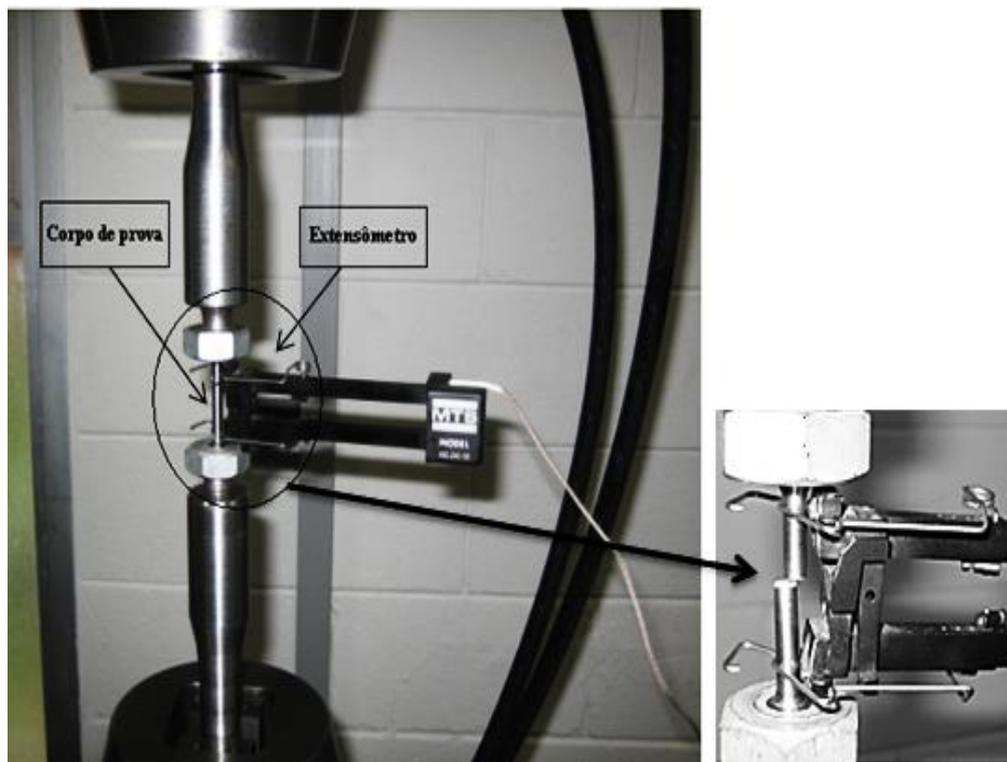
Figura 51 – Desenho esquemático das dimensões do corpo de prova.



Fonte: Elaboração do autor.

Os ensaios de tração foram realizados nas dependências do laboratório de ensaios mecânicos do DEMA/FEM/Unicamp, utilizando equipamento servo-hidráulico MTS (100kN), modelo 810 - vide Figura 52. As propriedades de interesse foram: limite de escoamento (σ_e), limite de resistência à tração (σ_r) e tensão de fratura (σ_f).

Figura 52 - Máquina de ensaio de tração.



Fonte: Elaboração do autor.

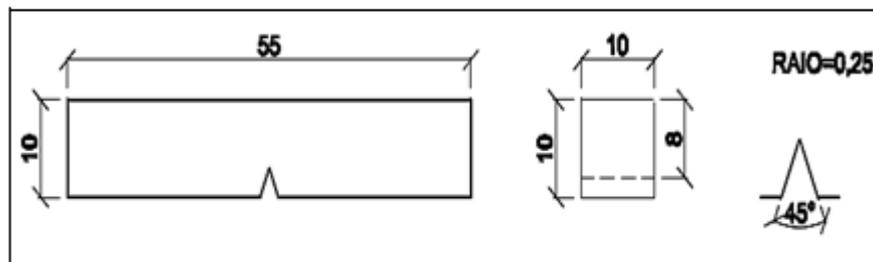
4.2.9 Ensaios de Charpy Convencional

Não obstante, no presente trabalho determinou-se também a tenacidade em diferentes regiões tanto para os trilhos com e sem solda. Os corpos de prova foram entalhados em diferentes posições. O propósito foi avaliar o comportamento à fratura dos trilhos nas diferentes regiões e direções de sollicitação.

O valor de tenacidade foi determinado com base na sensibilidade ao impacto estabelecido com base na energia absorvida registrada diretamente no dial de uma máquina de ensaio Charpy convencional. Os corpos de prova utilizados foram usinados com secção quadrada de 10 milímetros x 10 milímetros e 55 milímetros de comprimento, com entalhe em V em ângulo de

45° e com 2 milímetros de profundidade, mostrado na Figura 53. Com acabamento superficial do lado do entalhe e no lado oposto de 2 μ m, nas demais superfícies acabamento de 4 μ m, a tolerância nas extremidades da secção transversal e aferimento da abertura dos entalhes com perfilômetro óptico.

Figura 53 - Dimensões do Corpo de prova para ensaio Charpy.



Fonte: Elaboração do autor.

Os corpos de prova para o ensaio de Charpy foram obtidos a partir de seccionamento do trilho, subdividindo o boleto e a alma, descartando o patim, como dito no item 4.2.8, seguindo a orientação longitudinal (sentido de laminação do trilho) e transversal com subdivisão dos corpos de prova pela condição da região do metal base (MB), zona afetada termicamente (ZAT), e linha de caldeamento, (LC).

Separados os corpos de prova por partes (boleto e alma), por orientação (longitudinal e transversal), posição do entalhe (topo, lateral ou frente), na condição (MB, ZAT), necessárias foi definir a posição do entalhe para cada corpo de prova, visto na Tabela 4.

Tabela 4 – Posição do entalhe no corpo de prova.

Partes do Trilho	Orientação	Posição do Entalhe	Nomenclatura
Boleto	Sentido Longitudinal	Topo	BLT
		Lateral	BLL
Alma	Sentido Longitudinal	Topo	ALT
		Lateral	ALL

Fonte: Elaboração do autor.

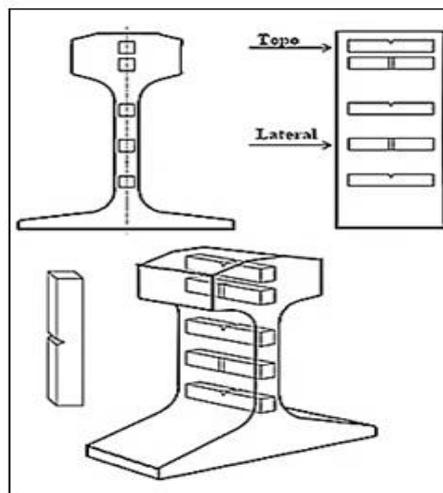
Feito essa separação restava duas condições, MB e ZAT de cada parte do trilho, (boleto e alma), então foi criada uma nova nomenclatura para identificar cada corpo de prova, a condição (MB e ZAT) e a parte do trilho (Boleto e Alma), a direção (longitudinal ou transversal) e por fim a posição do entalhe, (topo, lateral ou frente), descrito na Tabela 5, e as orientações da retirada dos corpos de prova são mostradas nas Figuras 54 e 55.

Tabela 5 – Nomenclatura dos corpos de prova, para os ensaios de Charpy.

Condição do Material	Parte do Trilho	Sentido	Posição do Entalhe	Nomenclatura
MB	Alma	Transversal	Frente	A1-MBATF
		Transversal	Lateral	A2-MBATL
		Longitudinal	Topo	A3-MBALT
	Boleto	Longitudinal	Topo	BB1-MBBLT
		Longitudinal	Lateral	BB2-MBBLL
		Transversal	Topo	BB3-MBBTT
		Transversal	Frente	BB4-MBBTF
ZAT	Alma	Transversal	Frente	AA1-ZATATF
		Transversal	Lateral	AA2-ZATATL
		Longitudinal	Topo	AA3-ZATALT
		Longitudinal	Lateral	AA4-ZATALL
	Boleto	Longitudinal	Topo	B1-ZATBLT
		Longitudinal	Lateral	B2-ZATBLL
		Transversal	Topo	B3-ZATBTT
		Transversal	Frente	B4-ZATBTF
LC	Boleto	Longitudinal	Topo	L1-LCBLT
	Alma	Longitudinal	Lateral	LA2-LCALL

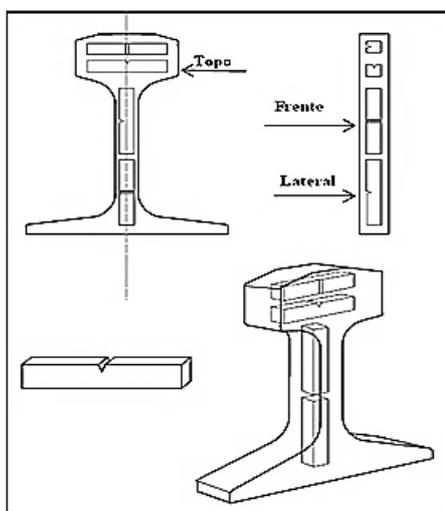
Fonte: Elaboração do autor.

Figura 54 - Desenho da retirada dos corpos de prova na direção longitudinal, com a posição do entalhe para ensaio de Charpy.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 55 - Desenho da retirada dos corpos de prova na direção Transversal, com a posição do entalhe para o ensaio de Charpy.

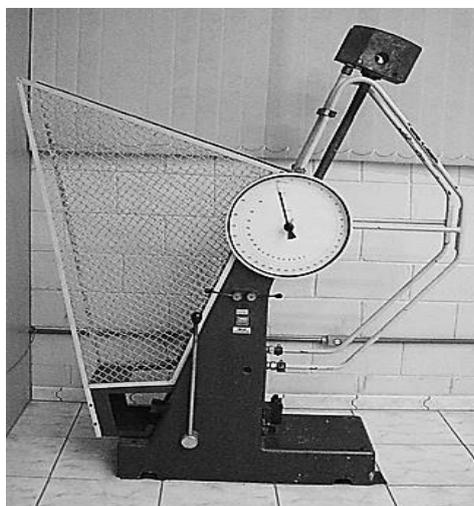


Fonte: Elaboração do autor.

Para a coleta de dados foram ensaiados três corpos de prova de cada orientação e posição do entalhe. Os ensaios foram realizados no DEM/UNESP de Ilha Solteira no laboratório GC3M – Grupo de Caracterização Microestrutural, usando uma máquina Heckert modelo 423/18 com capacidade para 300 J.

Com uma precisão de 0,5 J apresentada pelo dial, o martelo com massa de 19,952 Kg liberada por sistema de alavancas e a velocidade atingindo 5,4 m/s, mostrado esquematicamente na Figura 56, os ensaios foram realizados em temperatura ambiente de 25° C, com levantamento do valor da energia global absorvida para a fratura dos corpos de prova.

Figura 56 - Máquina de ensaio de Charpy Convencional.



Fonte: Elaboração do autor.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Análise Química

Os elementos químicos encontrados na amostra analisada estão dentro da porcentagem estabelecida pela norma ABNT NBR 7590 – 2012 - vide tabela 1 e 6.

Tabela 6 – Composição química nominal, Trilho TR-57 classe 260 (% massa/massa).

Elementos	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
Obtido	0,82	0,42	1,02	0,011	0,005	0,40	0,04	ND	0,03
*U	±0,01	±0,02	±0,02	±0,004	±0,003	±0,02	NC	NC	±0,009
**	**	**	**	**	**	**	**	**	**
Elementos	Al	V	Nb	Ti	W	Pb	B	Fe	**
Obtido	0,003	0,003	ND	ND	ND	ND	ND	Base	**
*U	NC	NC	NC	NC	NC	NC	NC	NA	**

Fonte: (LABMAT, 2011).

Onde:

*U = Variação da quantidade;

NA = Não analisado;

ND = Não detectado.

NC = Não considerado – Valor da incerteza não considerado devido à baixa concentração do elemento resultar em valores de incerteza próximos ao valor da concentração.

Portanto, foi verificado que a composição química está dentro dos limites estipulados pela norma (ABNT NBR 7590 – 2012). Foi observado que a relação Mn/Si está baixa em torno de 2,43%. Todavia, segundo CHOI (2004) a relação ideal para a soldagem HF-ERW seria de 7 a 9%. Foi alegado que quando essa relação fica nesse intervalo possibilita a formação de óxidos de menor dimensão, quando comparado a óxidos formados com outras relações Mn/Si, os quais são mais facilmente expulsos para a superfície das bordas e dificilmente ficarão retidos após a etapa de recalque. Apesar da relação Mn/Si não ser a recomendada por CHOI (2004) aparentemente isto não interferiu na qualidade da solda.

5.2 Ensaio de Ultrassom

A análise ultrassônica realizada em todas as amostras, com varredura completa das juntas soldadas atestou a boa qualidade e excelente controle do processo de soldagem. Não foi encontrada nenhuma anormalidade, quer seja de trinca, poros, falta de fusão, ou outro tipo qualquer.

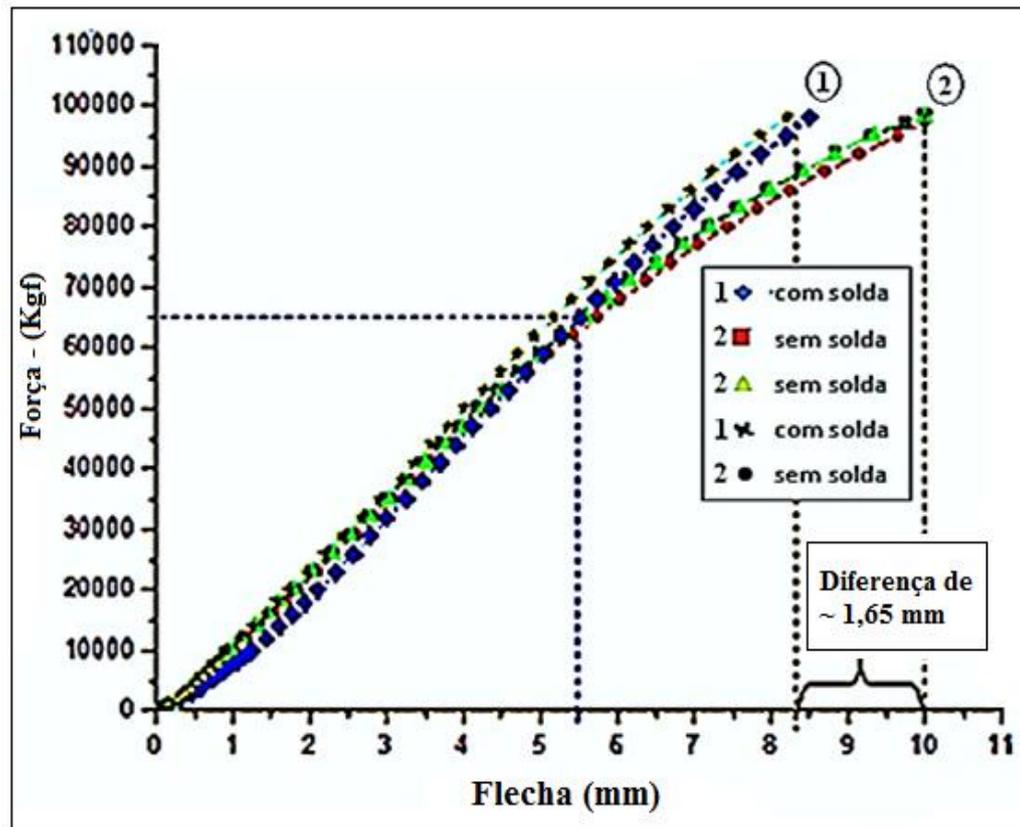
5.3 Ensaio de Flexão em Três Pontos

A finalidade deste ensaio de flexão em três pontos foi verificar a influência da solda na resistência à flexão do corpo de prova e comparar com os resultados dos corpos de prova que não foram soldados. Para isso como determina a norma ABNT – NBR 12993 – 1993 para o teste de flexão a junta soldada pelo processo de caldeamento deverá suportar uma deflexão/flecha de 10 mm sem que ocorra a ruptura da mesma, no entanto o resultado apresentado pelos trilhos sem solda foi uma deflexão/flecha de 10 milímetros com uma diferença de 1.500 Kgf entre os três ensaios realizados para uma carga de 98.000 kgf.

Os ensaios realizados com os dois trilhos soldados, aplicando a mesma carga obteve o primeiro ensaio uma flecha de 8,5 milímetros e o segundo trilho ensaiado foi conseguido uma flecha de 8,21 milímetros, portanto com a mesma carga aplicada aos dois trilhos sob as mesmas condições houve uma variação no comprimento da flecha igual ou próxima de 0,29 milímetros, visto que a capacidade máxima da máquina de ensaio é de 100.000 kgf.

Analisando a Figura 57, onde o gráfico mostra que o comportamento dos trilhos soldados e não soldados foram similares até a carga de 65.000 kgf e acima deste valor os trilhos soldados mostraram uma menor deflexão ao atingir a carga máxima, mostrando também uma melhor rigidez que os demais.

Figura 57 - Gráfico da diferença da flecha entre os trilhos com e sem solda.



Fonte: Elaboração do autor.

5.4 Ensaios de Dureza Vickers

No ensaio de dureza Vickers, foram feitas 34 indentações no sentido longitudinal do trilho envolvendo as três partes do trilho, boleto, alma e patim, para verificar se houve variações na dureza do material e comparar os resultados da dureza entre a região do metal base (MB), com a zona afetada termicamente (ZAT) onde no centro desta encontramos a linha de caldeamento (LC) provavelmente o ponto número 18 da Figura 42(b), com os dados mostrados na Tabela 7 foi possível construir a Figura 59. Sobrepondo a tabela 7 sobre a figura 42(b), podemos determinar quais os pontos que formam o Metal Base, Zona Afetada Termicamente e a Linha de Caldeamento, mostrados na Figura 58 da seguinte forma:

- metal Base (MB) inicia no ponto 1 até o ponto 13, e do ponto 21 ao ponto 34.
- zona Afetada Termicamente (ZAT) começando no ponto 13 ao ponto 21.
- linha de Caldeamento (LC) que provavelmente é o ponto 18.

Vale lembrar que essas marcações não são especificamente o início e o fim das regiões mencionadas, podendo os mesmos variar alguns milímetros tanto para a esquerda como para a direita, foram tomados apenas para efeito de estudo. Para melhor analisar as variações foram feitas as médias de cada região citada como segue:

Figura 58 – Mostra as médias das durezas obtidas nos ensaios de acordo com a região especificada na Figura 60.

Metal Base (MB)								
Boleto	Pontos de referência		Alma	Pontos de referência		Patim	Pontos de referência	
	1 ao 13 e 21 ao 34			1 ao 13 e 21 ao 34			1 ao 13 e 21 ao 34	
	Média em (GPa)	2,95		Média em (GPa)	2,98		Média em (GPa)	3,14

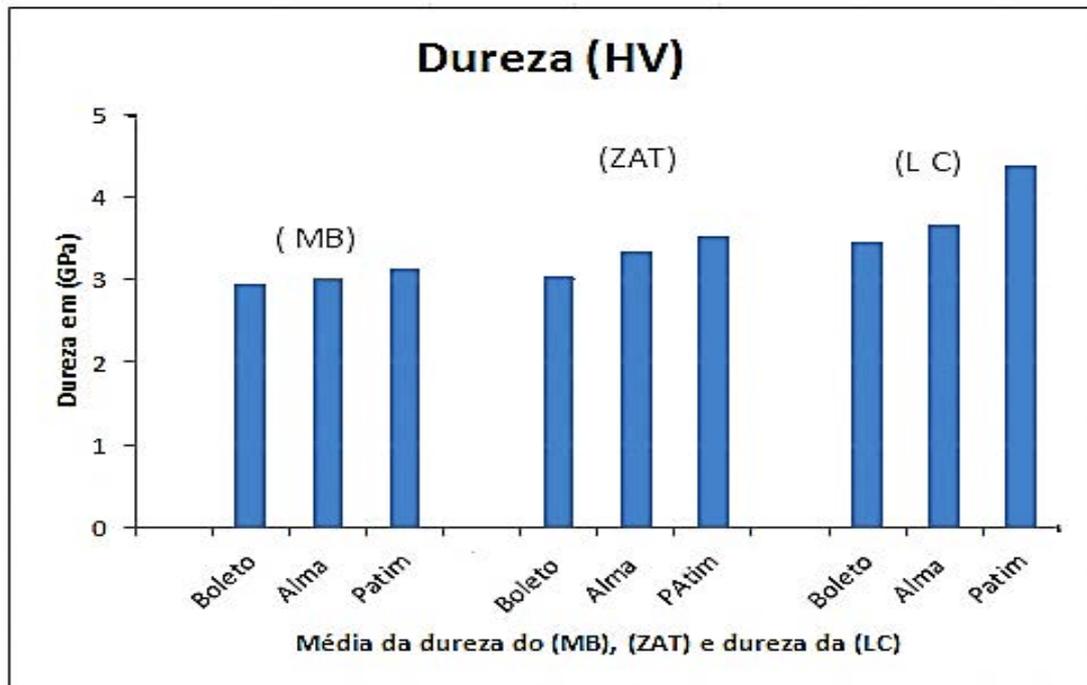
Zona Afetada Termicamente (ZAT)								
Boleto	Pontos de referência		Alma	Pontos de referência		Patim	Pontos de referência	
	13 ao 21			13 ao 21			13 ao 21	
	Média em (GPa)	3,03		Média em (GPa)	3,33		Média em (GPa)	3,52

Linha de Caldeamento (LC)								
Boleto	Ponto de referência		Alma	Ponto de referência		Patim	Ponto de referência	
	18			18			18	
	(GPa)	3,45		(GPa)	3,67		(GPa)	4,38

Fonte: Elaboração do autor.

Com os dados acima foi possível construir a Figura 59.

Figura 59 – Comparação da média da dureza entre as regiões soldada do trilho.



Fonte: Elaboração do autor.

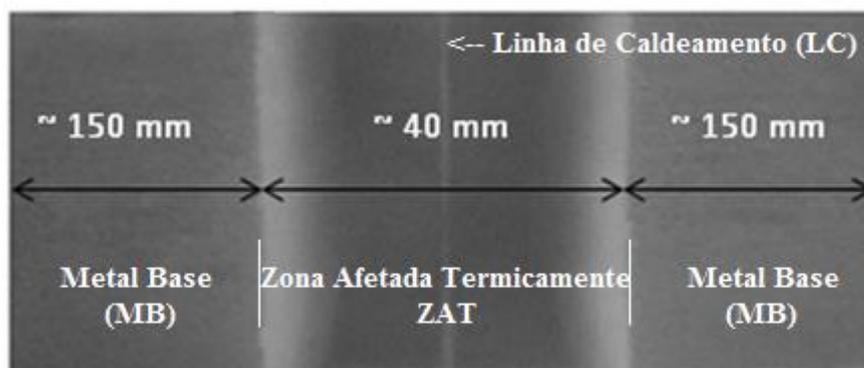
A variação da média de dureza do metal base para as três partes do trilho foi semelhante entre o boleto e a alma (2,9 e 3,0 GPa) com cerca de 3% no valor da dureza. Essa diferença aumenta para cerca de 6% comparada o boleto com o patim (2,9 e 3,1 GPa). Para a zona afetada termicamente as variações aumentam quando fazemos as mesmas comparações, com cerca de 10% quando comparado o boleto com a alma (3,0 e 3,3 GPa) e de cerca de 20 % comparando o boleto com o patim (3,0 e 3,5 GPa).

Notamos também variações na linha de caldeamento quando comparamos as três regiões entre si e vemos que a variação é de cerca de 8% se comparados o boleto com a alma (3,4 e 3,7 GPa) e de aproximadamente 23% quando comparado o boleto com o patim (3,4 e 4,4 GPa). Outro fator notado, é que os valores de dureza na região da linha de caldeamento, o boleto foi quem apresentou menor dureza, 3,4 GPa, 3,7 GPa e 4,4 GPa, (boleto, alma e patim). Logo, a região da solda indicada na Figura 60 que abrange a zona afetada termicamente influenciam mudança no comportamento mecânico e microestrutural do trilho nesta faixa, com um comprimento aproximado de ± 40 milímetros.

Essas variações de dureza apresentada provavelmente foram causadas pelo processo de resfriamento, pois região com menor secção de área recebe um resfriamento mais severo causando uma maior dureza no material ao passo que o boleto que em todos os ensaios

realizados apresentou menor dureza é o componente com maior secção de área e seu resfriamento é mais lento que os demais.

Figura 60 - Macrografia da junta soldada e as regiões do MB, ZAT, LC.



Fonte: Elaboração do autor.

Tabela 7 – Valor da dureza Vickers coletados nos pontos pré-estabelecidos.

(continua)

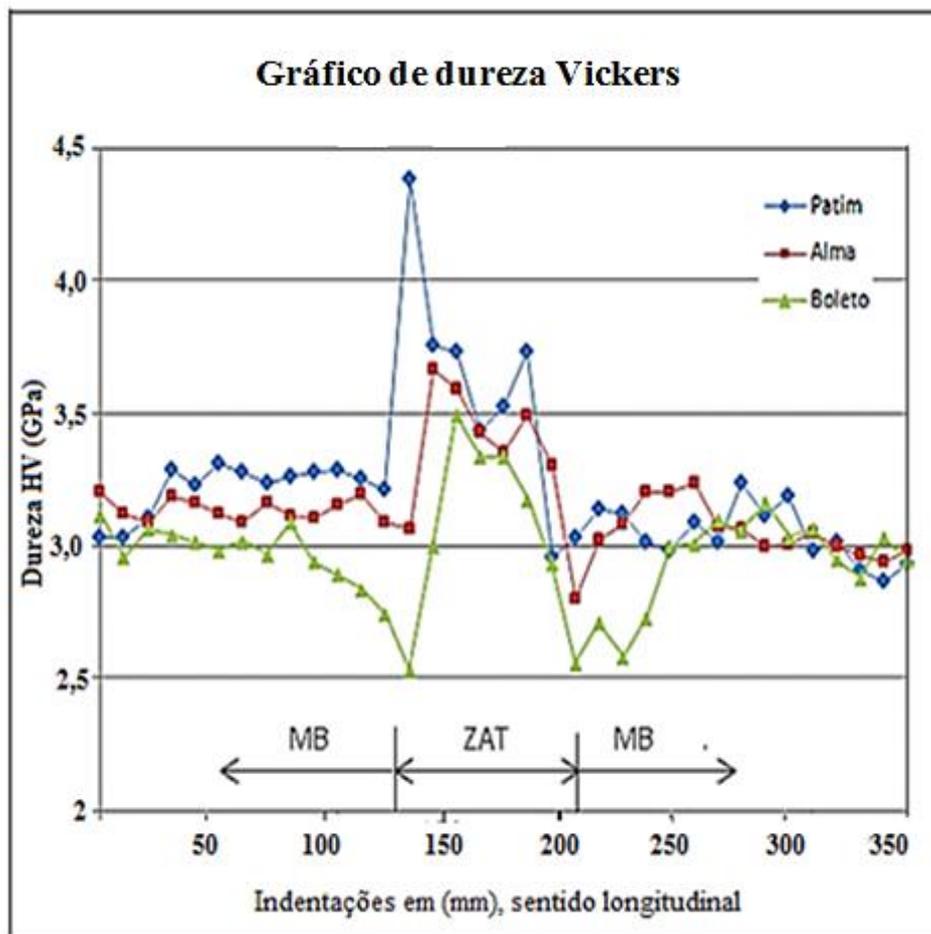
Boleto	Alma	Patim	Indentações	
			Dist. (mm)	Ponto n°
			Ver Fig. 42(b)	
GPa	GPa	GPa		
3,03	2,97	3,02	0	1
2,94	2,94	2,9	10	2
3,11	2,98	2,87	20	3
2,95	3,28	2,93	30	4
3,06	3,19	3,03	40	5
3,04	3,09	3,03	50	6
3,01	3,18	3,10	60	7
2,98	3,16	3,29	70	8
3,02	3,12	3,22	80	9
2,97	3,08	3,31	90	10
3,08	3,17	3,27	100	11
2,94	3,11	3,24	110	12

(conclusão)

2,89	3,11	3,26	120	13
2,83	3,15	3,28	130	14
2,74	3,2	3,29	135	15
2,53	3,1	3,26	140	16
2,99	3,06	3,21	145	17
3,45	3,67	4,38	150	18
3,33	3,59	3,76	155	19
3,33	3,42	3,73	160	20
3,17	3,35	3,43	165	21
2,93	3,45	3,52	170	22
2,56	3,3	3,73	180	23
2,71	2,78	2,95	190	24
2,58	3,02	3,03	200	25
2,73	3,08	3,17	210	26
3,0	3,20	3,12	220	27
3,01	3,20	3,02	230	28
3,1	3,24	2,98	240	29
3,06	3,07	3,08	250	30
3,16	3,06	3,01	260	31
3,03	3,0	3,24	270	32
3,06	3,01	3,11	280	33
2,95	3,05	3,18	290	34
2,87	2,99	2,98	300	35

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 61 – Gráfico do ensaio de dureza Vickers, trilho TR-57.



Fonte: Elaboração do autor.

5.5 Ensaio de microdureza Vickers

Realizado através da metodologia da captura de imagens, citado no item 4.2.7, obedecendo às marcações da Figura 45, foram efetuadas 61 indentações, partindo da Linha de Caldeamento (LC) ponto zero, para o Metal Base (MB), tanto para a direita da linha como para a esquerda com os dados coletados mostrado na Tabela 8, foi possível a construção da Figura 62.

Tabela 8 - Valor da microdureza Vickers coletados nos pontos pré-estabelecidos.

(continua)

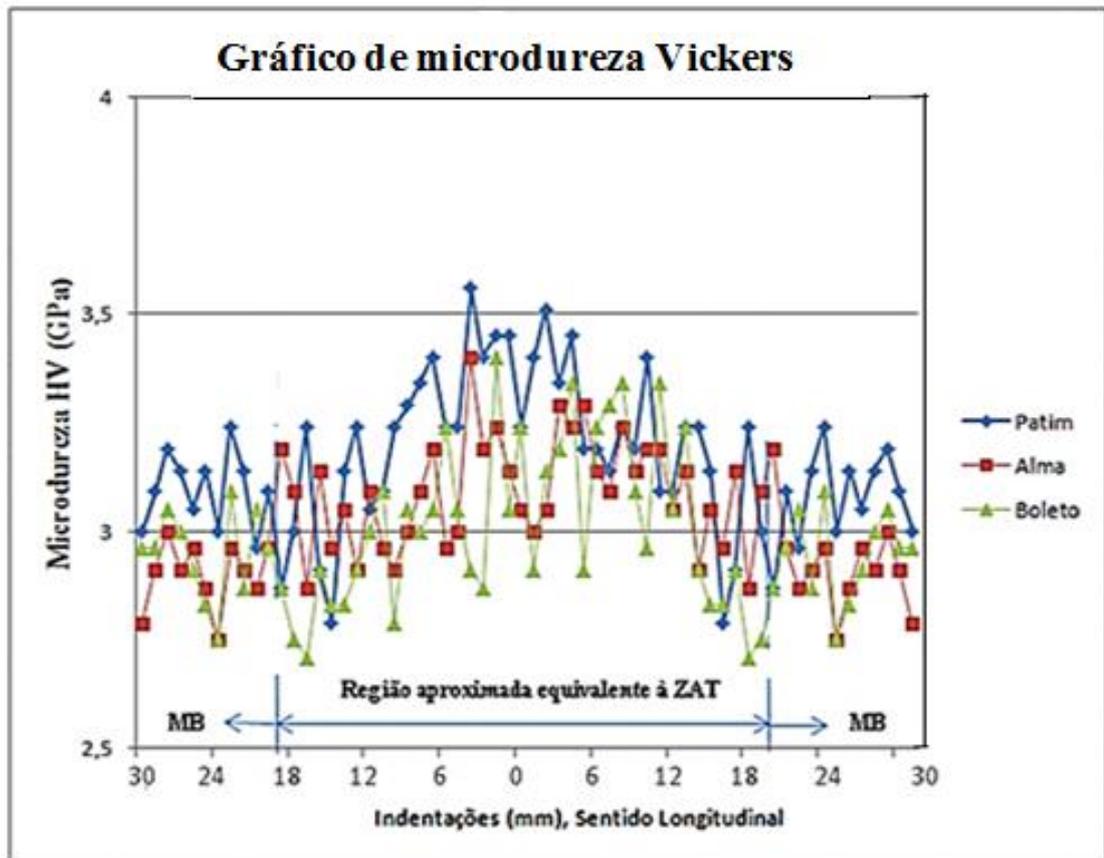
Boleto	Alma	Patim	Local da Indentação (Figura 45)	
			Ponto nº	(mm) da LC
GPa	GPa	GPa		

(continuação)				
2,96	2,79	3	1	30
2,96	2,91	3,09	2	29
3,05	3	3,19	3	28
3	2,91	3,14	4	27
2,91	2,96	3,05	5	26
2,83	2,87	3,14	6	25
2,75	2,75	3	7	24
3,09	2,96	3,24	8	23
2,87	2,91	3,14	9	22
3,05	2,87	2,96	10	21
2,96	2,96	3,09	11	20
2,87	3,19	2,87	12	19
2,75	3,09	3	13	18
2,71	2,87	3,24	14	17
2,91	3,14	2,91	15	16
2,83	2,96	2,79	16	15
2,83	3,05	3,14	17	14
2,91	2,91	3,24	18	13
3	3,09	3,05	19	12
3,09	2,96	3,09	20	11
2,79	2,91	3,24	21	10
3,05	3	3,29	22	9
3	3,09	3,34	23	8
3,05	3,19	3,4	24	7
3,24	2,96	3,24	25	6
3,05	3	3,24	26	5
2,91	3,4	3,56	27	4
2,87	3,19	3,4	28	3
3,4	3,24	3,45	29	2
3,43	3,24	3,05	30	1
3,51	3,19	3,29	31	0
3,4	3	2,91	32	1

(conclusão)				
3,24	3,05	3,14	33	2
3,34	3,05	3,14	34	3
3,34	3,24	3,45	35	4
2,91	3,29	3,19	36	5
3,24	3,14	3,19	37	6
3,29	3,09	3,14	38	7
3,34	3,24	3,24	39	8
3,09	3,14	3,19	40	9
2,96	3,19	3,4	41	10
3,34	3,19	3,09	42	11
3,05	3,05	3,09	43	12
3,24	3,14	3,24	44	13
2,91	2,91	3,24	45	14
2,83	3,05	3,14	46	15
2,83	2,96	2,79	47	16
2,91	3,14	2,91	48	17
2,71	2,87	3,24	49	18
2,75	3,09	3	50	19
2,87	3,19	2,87	51	20
2,96	2,96	3,09	52	21
3,05	2,87	2,96	53	22
2,87	2,91	3,14	54	23
3,09	2,96	3,24	55	24
2,75	2,75	3	56	25
2,83	2,87	3,14	57	26
2,91	2,96	3,05	58	27
3,00	2,91	3,14	59	28
3,05	3,00	3,19	60	29
2,96	2,91	3,09	61	30

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 62 - Gráfico de microdureza Vickers.



Fonte: Elaboração do autor.

As variações da microdureza foram similar às variações da macrodureza, Figura 61, com apresentação tanto para cima como para baixo não exorbitante em nenhum ponto, medido na região do metal base (MB), com uma ascendente de acréscimo na zona afetada termicamente (ZAT), apresentando pico máximo na linha de caldeamento (LC), com dureza máxima truncada de 3,5 GPa para o patim, 3,3 GPa na alma e com menor dureza o boleto com 3,2 GPa.

Pelo resultado do ensaio apresentado, e comparando aos resultados da macrodureza são satisfatórios, onde os dois resultados apresentaram variações de medições da dureza semelhantes.

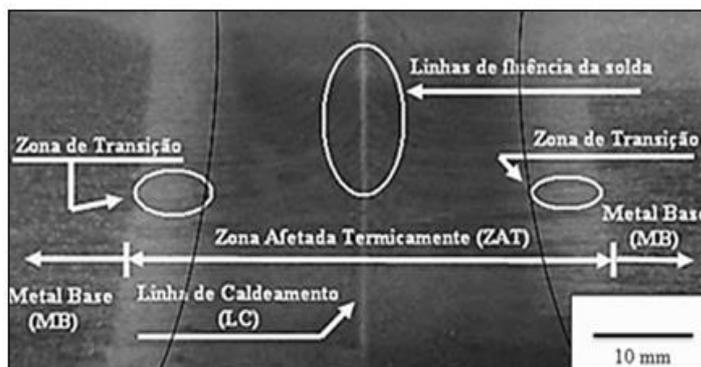
5.6 Ensaio de Metalografia

As análises de metalografia foram realizadas nas três partes do trilho, boleto, alma e patim sendo todas as amostras retiradas da região da junta soldada, mostrada na Figura 44.

Na Figura 63, está ilustrada a macrografia da junta soldada do boleto, em detalhe mostra as linhas de fluência da solda formadas devido ao recalçamento durante o processo de soldagem

dos trilhos, a linha de caldeamento ao centro da figura e da zona afetada termicamente com as duas zonas de transição e o metal base nas extremidades da figura.

Figura 63 – Macrografia longitudinal do trilho, e as áreas formadas pelo processo de soldagem.



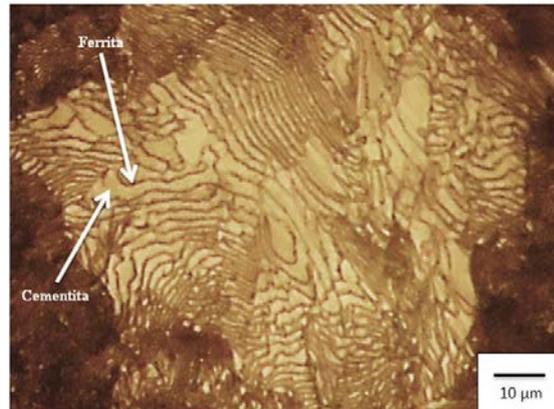
Fonte: Elaboração do autor.

Na figura também é evidente a forma de “ampulheta” entre a zona afetada termicamente e o material base, decorrente da característica de aquecimento das bordas dos trilhos, onde as extremidades concentram maior intensidade de corrente elétrica e, conseqüentemente, maior aporte térmico que no centro do trilho.

Considerando a figura 63, é possível verificar a existência de simetria entre as linhas de fluência da parte superior. Essa simetria é característica do posicionamento e alinhamento dos trilhos soldados de topo. Sua formação é devido ao recalçamento das peças uma contra a outra, sendo um indicativo da maneira que ocorre à expulsão do material oxidado formado durante o processo de aquecimento das peças para a superfície, formando assim um “colar” de solda na face externa dos trilhos.

Na micrografia do material analisado, a predominância é de uma estrutura perlítica, (ferrita + cementita), formação típica do material com alto teor de carbono (0,82% C), caracterizado por lamelas paralelas alternadas de ferrita e cementita, com várias orientações e espaçamentos formando a microestrutura do trilho e determinando sua dureza, que quanto menor o espaçamento entre as lamelas, maior será a dureza do material, mostrado na Figura 64.

Figura 64 – Colônia lamelar de perlita do trilho.



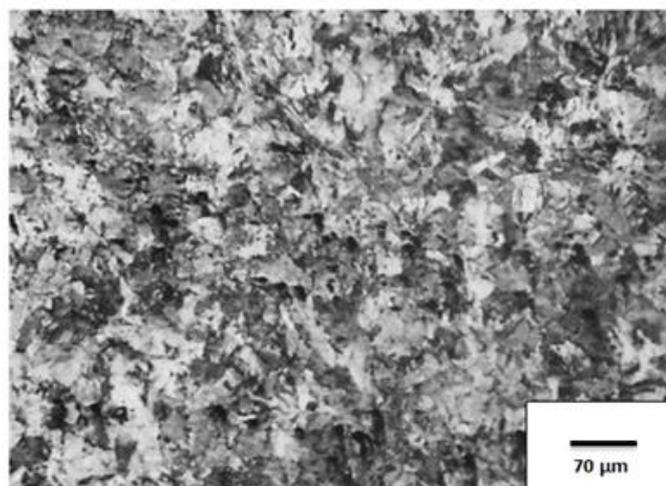
Fonte: Elaboração do autor.

A Figura 65 mostra que predominância da microestrutura também é perlítica no material base. Esse tipo de aço com alto teor de carbono e com carbono equivalente próximo a 1,1, fato evidente para uma microestrutura do material analisado é perlítica.

As lamelas formadas são orientadas no mesmo sentido dentro de cada colônia, formando assim uma estrutura lamelar fina em forma de agulhas, juntamente com ferrita (grãos mais escuros), que influencia nas propriedades mecânicas do material.

Nos contornos de grãos, principalmente na linha de caldeamento aparece formação de cementita, outro fator observado foi a não formação de descontinuidades decorrentes do processo de laminação e soldagem com o percentual da relação Mn/Si citado na página 45, essa relação não influenciou na qualidade final da junta soldada, bem como trincas e dupla laminação.

Figura 65 – Micrografia óptica do material base.

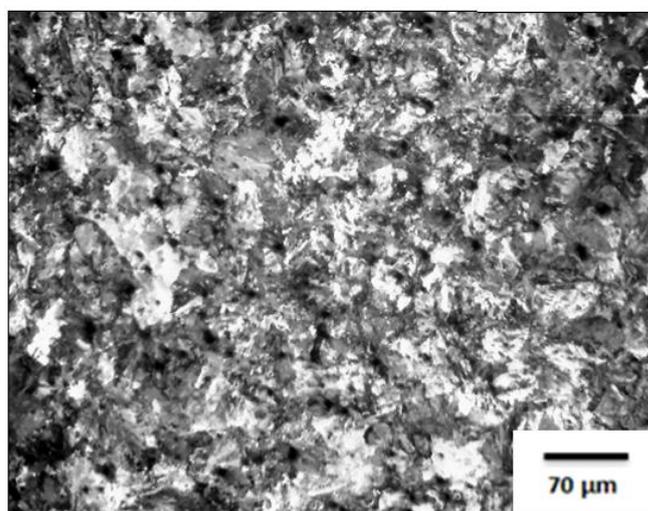


Fonte: Elaboração do autor.

Para a execução do processo de soldagem o material foi aquecido próximo a 1500 °C, que durante o processo de resfriamento variou da fase Delta a Alfa tendo como resultado final das transformações de fases em uma estrutura cúbica de corpo centrado (CCC) denominada perlita, cujos constituintes de formação é a ferrita mais cementita.

Analisando a zona afetada termicamente, (ZAT), Figura 66, próxima à linha de caldeamento das partes do trilho, boleto, alma e patim, observou-se que a mesma encontra-se com o tamanho dos grãos um pouco menor que o material base mostrando um refinamento dos grãos.

Figura 66 – Micrografia óptica da ZAT.



Fonte: Elaboração do autor.

Na parte central da zona afetada termicamente (ZAT) encontra-se a Linha de caldeamento (LC) – vide Figura 63, que na análise de macrografia dessa região mostra as linhas de fluência do material e o local de maior dureza em relação às demais regiões. A mesma apresenta duas sub-regiões distintas, ou seja, a linha de caldeamento ao centro delineado com a zona afetada termicamente.

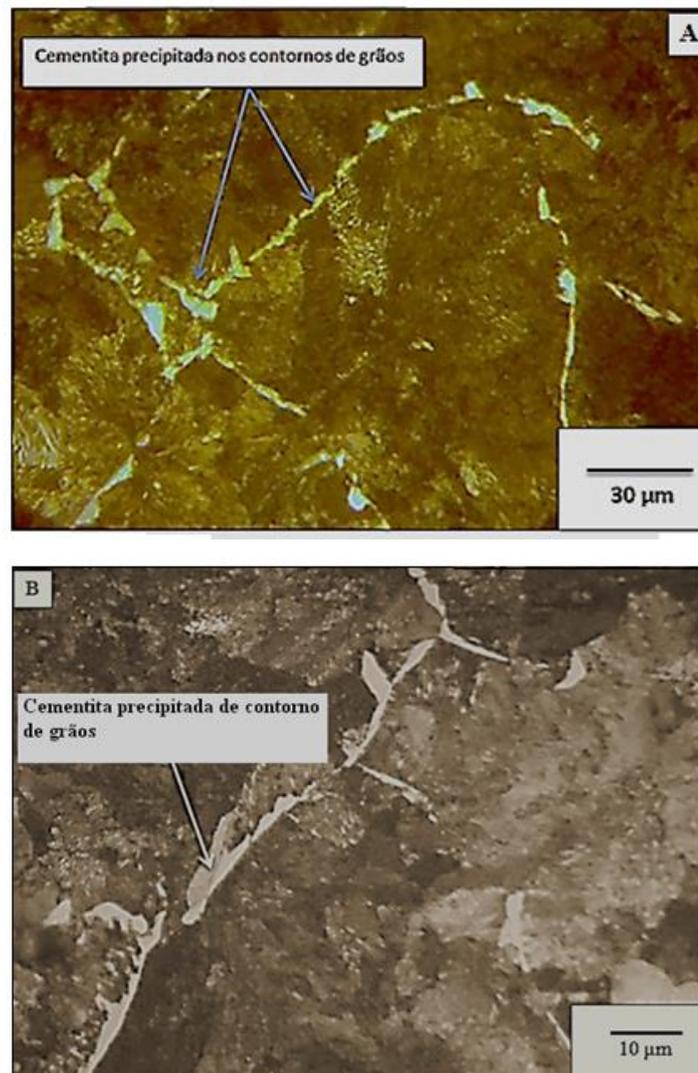
Analisando a micrografia da linha de caldeamento (LC) do boleto alma e patim, principalmente na região da interface da solda, apresentaram a mesma estrutura perlítica encontrada no material base.

Nessa região, conforme o diagrama de equilíbrio Fe-C a temperatura atingiu cerca de 1500 °C, condição que temos o material no estado Delta. Com o resfriamento novas microestruturas vão se transformando constituindo lamelas de ferrita alternada com cementita,

resultando em uma microestrutura constituída de perlita com cementita de contorno de grão, ou seja, ferrita mais Fe_3C evidenciada na Figura 67.

Esta região da solda está praticamente isenta de descontinuidades, pois não ocorreu à formação de poros ou vazios, apenas algumas inclusões não identificadas foram notadas, fato que pode ser considerado desprezível. Não foi constatada a presença de nenhum tipo de trinca, seja quente (hot cracking) ou frio (cold cracking), considerando que elas estão relacionadas às características metalúrgicas do material base, ainda que o corpo de prova foi submetido ao ensaio de flexão citado na página 78.

Figura 67 – Micrografia óptica da LC: A) Boleto, B) Alma e C) Patim.





Fonte: Elaboração do autor.

5.7 Ensaios de Tração

Para a realização do ensaio de tração foram usinados corpos de prova do boleto e da alma, no sentido longitudinal do trilho citadas na Figura 50 do item 4.2.8, com um ensaio para o material base, tanto para o boleto como para a alma, dispensando o sentido transversal, e dois ensaios para a região da junta soldada. Com os resultados obtidos foi construída a Tabela 9, que para melhor interpretação segue logo adiante os gráficos, onde os interesses foram o limite de escoamento (σ_e), limite de resistência à tração (σ_r) e tensão de fratura (σ_f) citada na página 72.

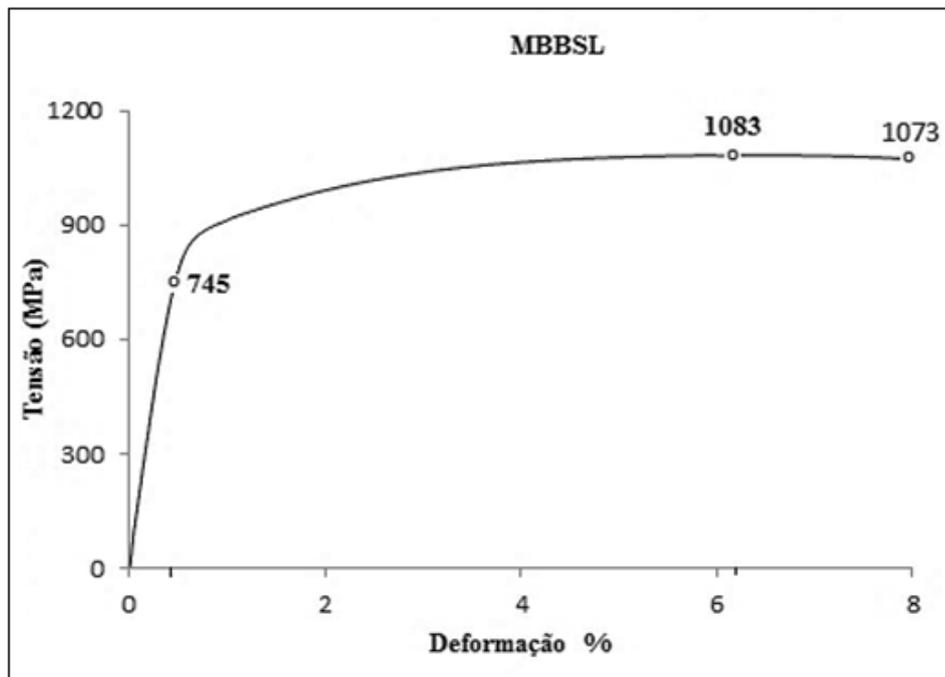
Tabela 9 – Resultados dos ensaios de tração.

Corpo de Prova	Limite de Escoam. (MPa)	Média (Desvio) (MPa)	Limite de Resistência (MPa)	Média (Desvio) (MPa)	Tensão de Ruptura (MPa)	Média (Desvio) (MPa)
MBBSL (1)	745	-	1083	-	1073	-
ZSBSL (1)	514	511 (3)	1058	1047 (16)	904	860 (62)
ZSBSL (1)	509		1037		816	
MBASL (1)	555	-	1078	-	1020	-
ZSASL (1)	577	549 (40)	1001	977 (34)	879	865 (19)
ZSASL (1)	522		953		853	

Fonte: Elaboração do autor.

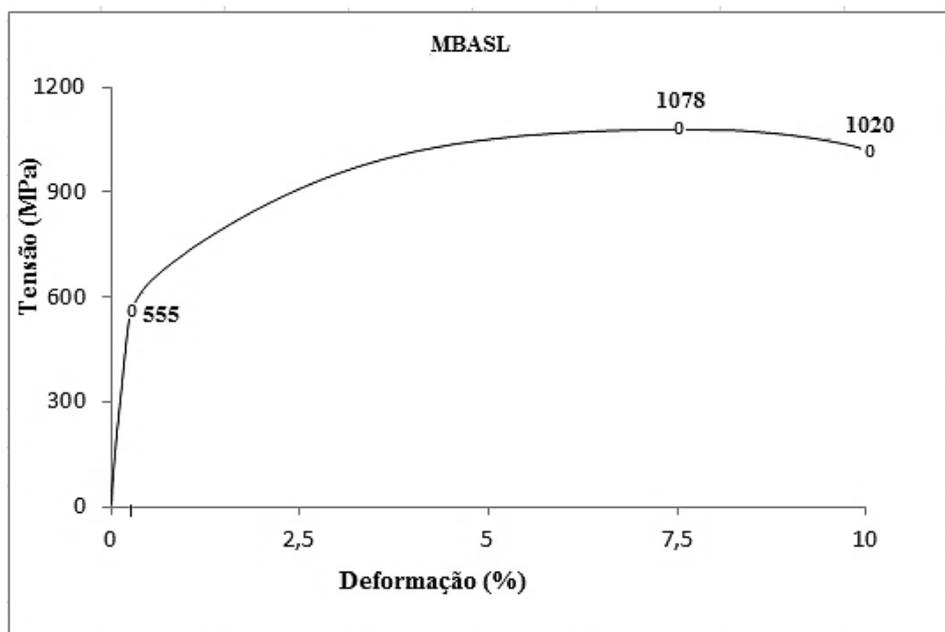
A Figura 68 e 68(a) são os resultados dos corpos de prova do material base do boleto e da alma, retirados no sentido longitudinal do trilho mostrando do limite de escoamento (σ_e), limite de resistência à tração (σ_T) e tensão de fratura (σ_f) do material ensaiado.

Figura 68 - Gráfico do ensaio de tração, material base do boleto.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 69 – Gráfico do Ensaio de tração, material base da alma.

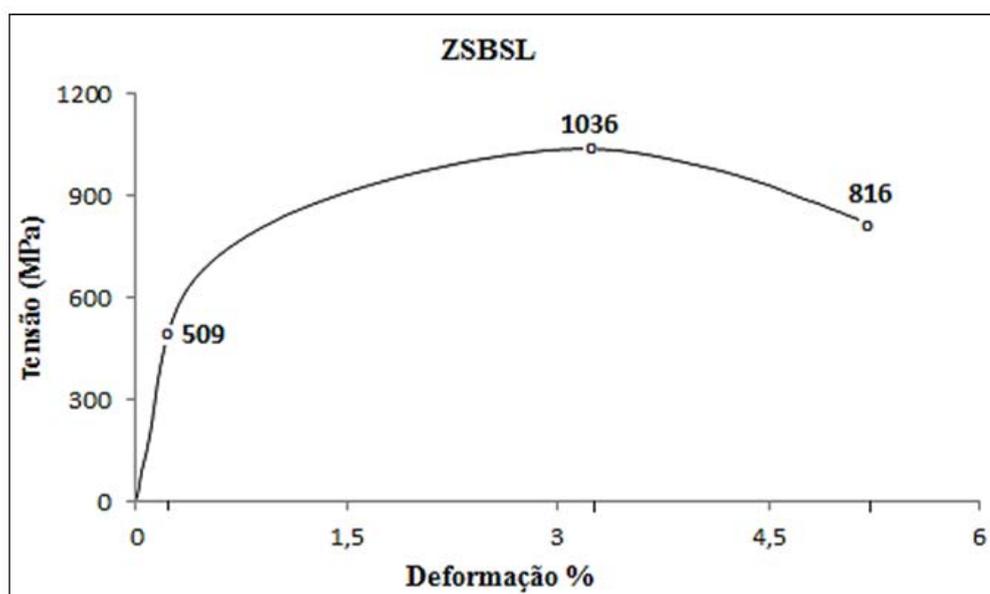


Fonte: Elaboração do autor.

Comparando os dois gráficos 68 e 68(a) notamos que as medidas são diferentes para o mesmo tipo de sollicitação com uma maior variação no limite de escoamento em que a diferença apresentada é em torno de 190 MPa, mostrando que o material base do bolete teve uma maior elasticidade que a alma para o mesmo tipo de material.

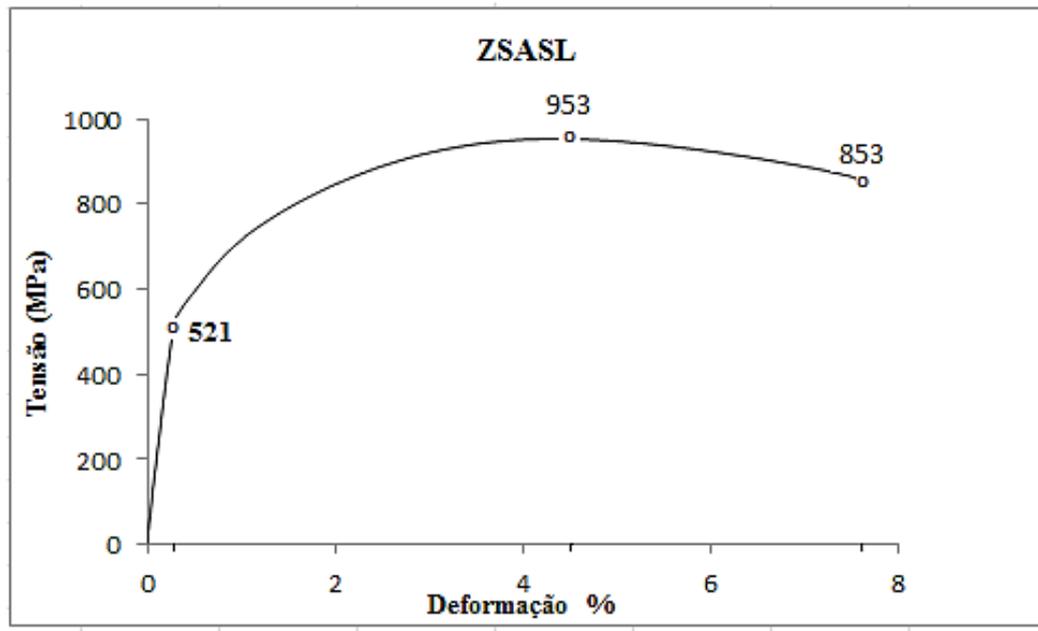
Logo para os resultados do limite de resistência à tração a variação foi de cerca de 5 MPa, o que significa que os materiais analisados são similares. Houve uma variação de 53 MPa para a fratura entre um corpo de prova e o outro. Isso poderá ser justificado pelo processo de resfriamento quando laminados os trilhos devido às secções das áreas.

Figura 70 – Gráfico do ensaio de tração do bolete, zona soldada.



Fonte: Elaboração do autor.

Figura 71 – Gráfico do ensaio de tração da alma, zona soldada.



Fonte: Elaboração do autor.

Os resultados dos ensaios de tração, do boleto e da alma no sentido longitudinal mostradas nas Figuras 69 e 69(a) demonstram que na região do material base os valores para o limite de escoamento, limite de resistência à tração e limite à fratura são os mais elevados, por terem menor dureza e com maior ductilidade comparadas com a região da junta formada pelo processo de soldagem, envolvendo a ZAT e a LC, indicando que o material possui uma maior capacidade de deformação elástica e plástica antes da fratura.

O Limite de escoamento é maior no material base do boleto, característica muito boa para uma região de contato direto roda/trilho, e que sofre grandes deformações, assim como o limite de escoamento, o limite de resistência à tração e limite à fratura. Logo a alma apresentou os resultados inferiores ao do boleto indicando que a mesma possui um comportamento menos dúctil.

O limite de escoamento é menor na alma em relação ao boleto, assim como a sua deformação, pois essa área é submetida às tensões de flexão do trilho devido ao contato roda/trilho. Para a condição dos corpos de provas contendo a junta soldada tanto do boleto como da alma, observou-se quando se compara os valores de tensão percebe-se uma queda nos valores em relação ao valor do material base tanto na alma quanto no boleto. Os valores do limite de escoamento, limite de resistência à tração e limite à fratura sofrem uma queda brusca em relação ao metal base.

A alma apresenta uma variação no comportamento não muito discrepante como o do boleto, porém ao analisarmos os limites de resistência à tração e limite à fratura, vemos que nos dois corpos de prova os valores são menores que no material base. Analisando as duas Figuras 68 e 68(a), que correspondem ao ensaio de tração do material base do boleto e da alma, há uma variação de 190 MPa, próxima de 25% para o limite de escoamento, e menos de 2% para o limite de resistência à tração, e cerca de 5% para a fratura.

Para os Gráficos 69 e 69(a), que correspondem ao ensaio de tração da junta soldada do boleto e da alma temos uma variação de 2% para o limite de escoamento, sendo o boleto com menor ductilidade. Para o limite de resistência à tração houve uma diferença de 83 MPa sendo a variação aproximadamente a 8% favorecendo o boleto com a ductilidade e mais ou menos 4% no limite à fratura sendo maior na alma.

De uma forma geral este ensaio de tração não forneceu resultados confiáveis, pois não sabemos precisamente qual é o local do corpo de prova que fraturou, diante dessa incerteza foi decidido fazer o ensaio de impacto convencional de Charpy.

5.8 Ensaio de Charpy Convencional

A realização deste ensaio foi para determinar o local exato da fratura do corpo de prova, e colher o valor da energia global absorvida pelo mesmo, fazendo a simulação da passagem das rodas dos trens sobre o trilho que causam os esforços gerados pelo contato roda/trilho. Os dados coletados estão dispostos na Tabela 10, com a condição de retirada do corpo de prova e a posição do entalhe.

A variação da microestrutura influenciou nos resultados da tenacidade à fratura dinâmica obtida através do ensaio Charpy Convencional, fato este evidenciado pelas diferentes amplitudes das energias absorvidas de cada corpo de prova conforme a região em que foi retirado e a posição do entalhe apresentadas na Tabela 10.

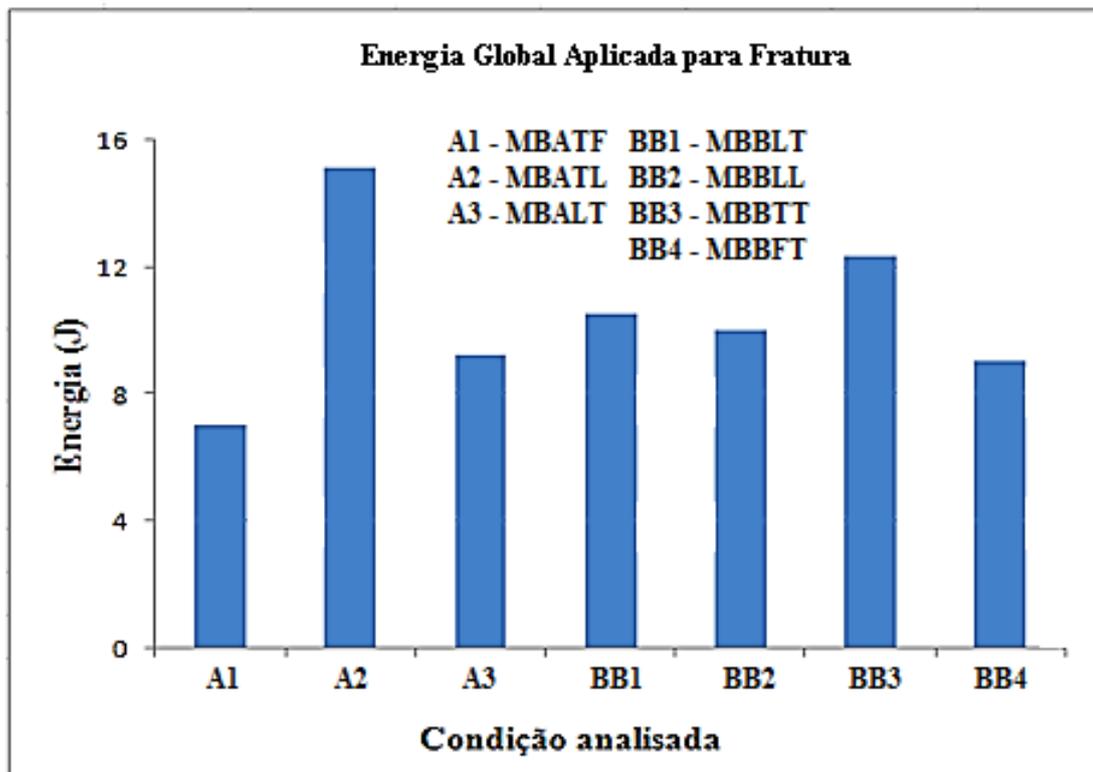
Para uma melhor interpretação dos dados colhidos foram comparados os resultados entre eles: o primeiro grupo corresponde aos corpos de prova do material base do boleto e da alma mostrados na Figura 70.

Tabela 10 - Ensaio de Charpy Convencional, material base (boleto e alma).

Corpo de Prova	Média da Energia Global Absorvida (J)	Desvio Padrão (J)
A1-MBATF	7	1
A2-MBATL	15	6
A3-MBALT	10	5
BB1-MBBLT	11	2
BB2-MBLL	10	2
BB3-MBBTT	13	4
BB4-MBBTF	9	5

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 72 – Gráfico da Energia Global para Fratura do material base do boleto e da alma com entalhe.



Fonte: Elaboração do autor.

A primeira condição a ser discutida é do material base do boleto e da alma, que observando a Figura 70, constatamos que a média da energia global, necessária para a fratura dos

corpos de prova foi bastante reduzida. A maioria dos corpos de prova fraturou com menos de 12 Joules de energia. Isto implica dizer que não houve uma deformação plástica considerável, e o material possui pouca tenacidade, foi também observada a superfície de fratura de todos os corpos de prova, que apresentaram na maior parte da superfície fraturada indícios de fratura por clivagem.

Na média da energia global do corpo de prova (A1) comparado com o (BB4), os dois com a mesma posição do entalhe apresentaram menor ductilidade dentre os setes corpo de prova. A classe de corpos com a sigla (A) com entalhe lateral foi o que apresentou maior diferença de energia com variação com cerca de 50% a mais que os demais. Os corpos do grupo (BB) todos apresentaram resultado sem variações exorbitantes.

Os corpos de prova (A3, BB1, BB2, e BB4), todos apresentaram um comportamento similar entre si, já os corpos de prova (A2, e BB3) apresentaram a maior capacidade de absorção de energia para a fratura, destacando-se o primeiro corpo de prova que retirado da alma no sentido transversal (perpendicular ao patim) com entalhe lateral apresentou 114% a mais de absorção de energia em relação ao corpo de prova (A1), e aproximadamente 50% aos demais corpos de prova.

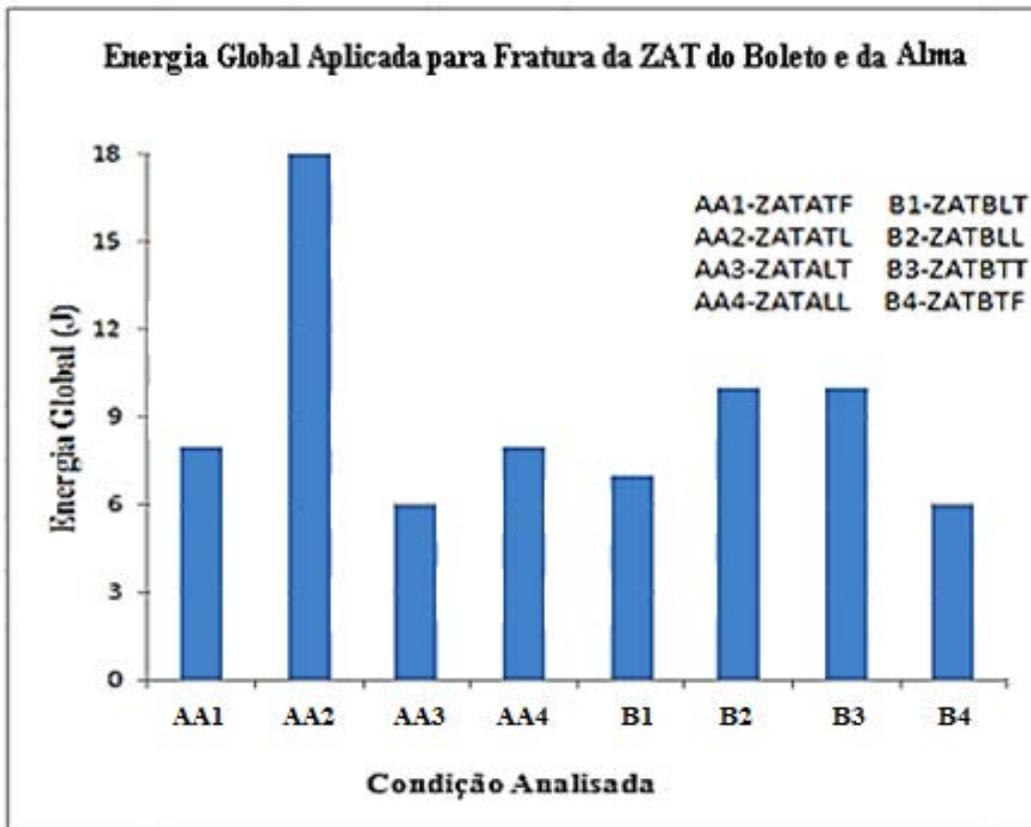
A segunda condição analisada foi a região denominada zona afetada termicamente, tanto do boleto como da alma que são mostrada na Tabela 11 e ilustrada graficamente na Figura 70(a).

Tabela 11 - Ensaio de Charpy Convencional, ZAT (boleto e alma).

Corpo de Prova	Média da Energia Global Absorvida (J)	Desvio Padrão (J)
AA1-ZATATF	8	1
AA2-ZATATL	18	13
AA3-ZATALT	6	1
AA4-ZATALL	8	2
B1-ZATBLT	7	1
B2-ZATBLL	10	1
B3-ZATBTT	10	3
B4-ZATBTF	6	1

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 73 - Gráfico da Energia Global para Fratura da ZAT do boleto e da alma com entalhe.



Fonte: Elaboração do autor.

Os resultados apresentados pela região da zona afetada termicamente do boleto e da alma, estão agrupados na figura acima, os resultados mostram novamente que a alma (AA2), corpo de prova retirado transversalmente e com o entalhe na lateral deformou mais plasticamente antes de fraturar absorvendo em média de 18 J. Se compararmos os corpos (B2 e B3) que absorveram uma média de 10 J de energia, a alma neste caso absorveu aproximadamente 80%. Essa diferença é ainda maior se comparado com os corpos (AA3, e B4), cerca de 200% de energia absorvida até a sua fratura. As Figuras 70 e 70(a) mostram que os corpos de prova retirado do metal base e da junta soldada no sentido transversal com o entalhe lateral para a alma e de topo para o boleto são condições que mais deformaram plasticamente antes da ruptura, provavelmente pela condição de laminação do trilho.

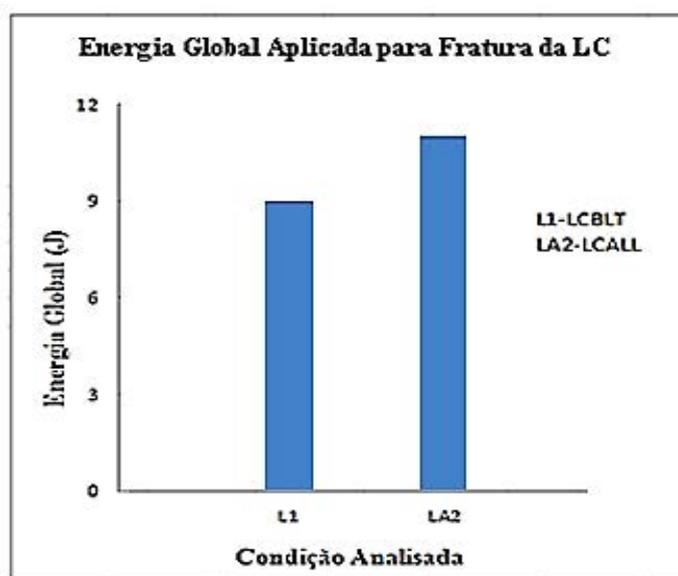
A terceira condição analisada foi a região da linha de caldeamento do boleto e da alma em duas condições mostrada na Tabela 12 e na Figura 70(b).

Tabela 12 - Ensaio de Charpy Convencional, LC (boleto e alma).

Corpo de Prova	Média da Energia Global Absorvida (J)	Desvio Padrão (J)
L1-LCBLT	9	2
LA2-LCALL	11	2

Fonte: Elaboração do autor.

Figura 74: Gráfico da Energia Global para fratura da LC do boleto e da alma com entalhe.



Fonte: Elaboração do autor.

Quando analisamos a linha de caldeamento do boleto e da alma, Figura 70(b), a variação da energia global absorvida para a fratura dos corpos de prova não variaram como os anteriores, mesmo assim a alma mostrou-se com capacidade de absorver maior quantidade de energia. O corpo de prova (LA2) para o sentido longitudinal com entalhe lateral fraturou com 11 J, e 9 J o corpo de prova (L1).

Com respeito ao comportamento mecânico dos materiais, é sabido que quando um dado carregamento é aplicado no corpo de prova, a plasticidade começa a agir na região à frente da trinca, no sentido de tentar dificultar sua propagação. Quanto maior a ductilidade do material, maior é sua capacidade de absorver energia e tanto maior é o efeito do escoamento plástico sobre o mecanismo de propagação da trinca, podendo ser observado que na Figura 69 e 69(a) temos

que para a zona afetada termicamente do boleto e da alma, que a tensão versus deformação é próxima de 5,2 e 7,8% respectivamente.

Comparando-se as forças máximas obtidas no ensaio Charpy com aquelas medidas na condição do carregamento monotônico, determinada através dos ensaios realizados, observa-se que as primeiras são menores que as obtidas monotonamente, o que comprova a tendência dos valores em posicionar-se abaixo daqueles extraídos do ensaio de tração, pois no ensaio Charpy o impacto ocasiona uma taxa de deformação maior promovendo a diminuição da resistência oferecida pelo corpo de prova ao impacto.

6 CONCLUSÕES

Os resultados das análises realizadas para avaliar a caracterização microestrutural e mecânica da junta soldada pelo processo de caldeamento (HF-ERW) permitem as seguintes conclusões:

- a) o resultado laboratorial para a determinação dos elementos químicos que compõem o trilho mostrou-se de conformidade às exigências da norma estabelecida, sendo que, nenhum dos elementos apresentou variação além dos limites estabelecidos pela norma, portanto sua composição química é satisfatória;
- b) no resultado apresentado no ensaio de ultrassom não foi detectado nenhuma descontinuidade de massa, trincas ou vazios, portanto o processo de soldagem foi executado com qualidade;
- c) o ensaio de flexão objetivou conseguir uma flecha na deflexão de 10 milímetros nos trilhos com solda conforme a norma. Esse índice foi alcançado nos trilhos sem a junta soldada com a carga de 98.000 kgf e 8,35 mm nos trilhos com solda. Portanto a diferença entre os dois tipos de trilhos (com e sem solda) foi de aproximadamente 1,65 mm, o que demonstra que os trilhos contendo a junta soldada apresentaram maior rigidez sobre os demais;
- d) os resultados de dureza mostraram oscilações, sendo o material base (MB) com uma variação não discrepante tanto para mais como para menos, na zona afetada termicamente (ZAT). Nota-se que a dureza é crescente na medida em que se aproximamos da linha de caldeamento (LC), onde se encontra o pico máximo da dureza. Essa predominância ocorreu nas três partes do trilho (boleto, alma e patim), sendo o boleto a parte do trilho que apresentou menor dureza que as demais;
- e) devido ao aporte térmico que proporciona mudança de fases no material notou-se também pela análise de metalografia a presença de cementita precipitada nos contornos de grãos juntamente com perlita na linha de caldeamento;
- f) na verificação da microdureza, os resultados foram semelhantes ao resultado da macrodureza com oscilações no material base e na zona afetada termicamente. A dureza aumenta à medida que aproximamos da linha de caldeamento onde se encontra o pico de maior dureza para as três partes do trilho;
- g) no ensaio de tração é observado que o limite de escoamento e resistência à tração do material, a região da solda apresenta menor deformação plástica que no material base,

principalmente na alma e patim as duas partes mais duras do trilho como o apresentado no ensaio de dureza (HV);

- h) a amostra de trilho estudado apresentou comportamento de fratura frágil quando submetida a uma alta taxa de carregamento de impacto, embora os corpos de prova com entalhe lateral sejam capazes de absorver cerca de 50% de energia a mais que os demais corpos ensaiados.

Com base nos enunciados acima, conclui-se que o trilho estudado atende aos parâmetros de soldagem por caldeamento, (HF-ERW), como um processo de soldagem de ótima qualidade e que não apresentou nenhuma trinca ou descontinuidades de massa mesmo depois que a amostra submeteu-se ao ensaio de flexão com uma carga de 98.000 kgf e uma flecha na sua curvatura de 8,35 milímetros. Desta forma estão compatíveis com os tipos de solicitações e carregamentos das ferrovias construídas com os trilhos TR-57 soldados de topo pelo processo de resistência elétrica de alta frequência (HF-ERW).

Conclui-se ainda que houve mudanças nas características microestrutural e mecânica do material, fato esperado devido ao aporte de calor, no entanto essas mudanças ficaram bem próximas das características do material base, o que indica que o processo de soldagem por caldeamento é um processo eficaz e pode ser controlado pelo tempo de resfriamento, fator que influencia nas propriedades mecânicas e microestrutural do material.

7 SUGESTÕES PARA PRÓXIMOS TRABALHOS

- a) realizar ensaios comparativos entre trilhos novos e usados para estabelecer uma função de degradação dos trilhos no tempo, sobretudo devido ao efeito da deformação plástica e encruamento dos trilhos;
- b) observar quais serão as características das trincas oriundas na zona soldada bem como a direção de propagação;
- c) fazer tratamento térmico pós-soldagem por caldeamento para aprimorar ainda mais o processo.

REFERÊNCIAS

AGLAN, H. A.; LIU, Z. Y.; HASSAN, M. F.; FATEH, M. Mechanical and fracture behavior of bainitic rail steel. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 151, n. 1-3, p. 268-274, 2004.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E384 – (06) 2011**: standard test method for micro hardness of materials. Reno: ITLA, 2001. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 10 set. 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E164 – 2008**: standard practice for contact ultrasonic testing of weldments. Reno: ITLA, 2008. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 20 abr. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS - ASTM. **E23 – 07AE1**: standard test methods for notched bar impact testing of metallic materials. Reno: ITLA, 2007. Disponível em : <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 20 jun. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **A 751/2008**: standard Test methods, practices, and terminology for chemical analysis of steel products. Reno: ITLA, 2008. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 13 jan. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **A 388M – 2011**: standard practice for ultrasonic examination of steel forgings. Reno: ITLA, 2011. Disponível em <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 15 jun. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E190-92 - 2003**: standard test method for guided bend test for ductility of welds. Reno: ITLA, 2003. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 23 nov. 2011.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E384 – (01) 2011**: standard test method for knoop and vickers hardness of material. Reno: ITLA, 2011. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 20 jun.2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E7 – (03) 2009**: standard terminology relating to metallography. Reno: ITLA, 2009. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 20 jun. 2012.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS – ASTM. **E8 / E8M**: standard test methods for tension testing of metallic materials. Reno: ITLA, 2011. Disponível em: <<http://www.ebah.com.br/search?start=90&q=normas+astm>>. Acesso em: 20 dez. 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. **NBR 8050**: ensaios não destrutivos: ultrassom: terminologia. Rio de Janeiro, 2005.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. **NBR 9440**: materiais metálicos: detecção de descontinuidades por ultrassom. Rio de Janeiro, 1986.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. **NBR 7590**: trilhos “vignole”. Rio de Janeiro, 2012.

BROEK, D. **The practical use of mechanics**. Netherlands: Kluwer Academic Publishers, 1989. 585 p.

CAI, S. et al. Residual stresses in flash butt welded rail. **Transactions of JWRI**, Osaka. v. 40, p. 79-87, 2011. Disponível em: <<http://www.jwri.osaka-u.ac.jp/publication/trans-jwri/pdf/401-14.pdf>>. Acesso em: 25 jun. 2012.

CANNON, D. F. et al. an overview. **Fatigue and fracture of engineering materials and structures**, Oxford, v. 26, p. 865-887, 2003.

CHIAVERINI, V. **Tecnologia mecânica, processos de fabricação e tratamento**. 2ª ed. v. 3. São Paulo. MacGraw-Hill, 1986. 389 p.

CHOI, J. H. et al. Penetrator formation mechanisms during high frequency electric resistance welding. **Welding Journal**, Miami, p. 27S-31S, 2004. Disponível em: <http://www.aws.org/wj/supplement/01-2004-CHOI-s.pdf>. Acesso em: 20 mar. 2012.

DESIMONE, H. et al Mechanisms of mixed mode fatigue crack propagation at rail butt welds. **International Journal of Fatigue**, Guildford, v. 28, n. 5/6, p. 635-642, 2006.

GARCIA, A.; SPIM, J. A.; SANTOS, C. A. **Ensaio dos materiais**. Rio de Janeiro: LTC, 2000. 247 p.

GRIFFIN, K. **Surface residual stresses for rail steels and flash-butt**. In: RAIL STEELS SYMPOSIUM PROCEEDINGS, 1992, Montreal. **Proceedings...** Montreal: [s.n.], 1992. p. 564-576.

GUANGWEN, X. et al. Track dynamic behavior at rail welds at high speed. **Acta Mechanica Sinica**, Heidelberg, v. 26, n. 3, p. 449-465, 2010. Disponível em: <<http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs10409-009-0332-9?LI=true#page-1>>. Acesso em: 20 maio 2012.

HAGA, H.; AOKI, K.; SATO, T. The mechanisms of formation of weld defects in high-frequency electric resistance welding. **Welding Journal**, Miami, v. 60, p. 104-109, 1981.

HAGA, H.; AOKI, K.; SATO, T. Welding phenomena and welding mechanisms in high-frequency electric resistance welding. **Welding Journal**, Miami, v. 59, n. 7, p. 208-212, 1980.

ICHIHARA, H.; SUMIMOTO, D.; KIMURA, T. Manufacture of alloy steel tube by high frequency electric resistance welding. **Transactions Iron Steel International Japan**, Tokyo, v. 26, n. 5, p. 469-475, 1986.

INTERNATIONAL STANDARD. **ISO 14556**: steel: charpy V: notch pendulum impact test-instrumented test method. Geneva: ISO, 2000. 14 p.

KIM, C. M.; KIM, J. M. The effect of electromagnetic forces on the penetrator formation during

high-frequency electric resistance welding. **Journal of Materials Processing Technology**, Amsterdam, v. 209, p. 838-846, 2009.

KIM, C. M.; KIM, J. M. The effect of heat-input on the defect phases in high frequency electric resistance welding. **Metals and Materials International**, Seoul, v. 15, n. 1, p. 141-148, 2009. Disponível em: <<http://link.springer.com/article/10.1007%2Fs12540-009-0141-5?LI=true#page-1>>. Acesso em: 20 dez. 2011.

KIM, D. et al. Estimation of weld quality in high-frequency electric resistance welding with image processing. **Welding Research**, Miami, p. 71S-79S, 2007. Disponível em: <<http://files.aws.org/wj/supplement/wj0307-71s.pdf>>. Acesso em: 25 jun. 2011.

KLEIN, L. B. **Estudo de tensões em trilhos ferroviários**. 1995. 115 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1995.

KOMINE, I.; TAKAHASHI, I.; ISHIRO, S. Heat control for electric resistance welding in steel pipe production. **Control Systems Magazine IEEE**, New York, v. 7, n. 5, p. 10-14, 1986. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=1105359>>. Acesso em: 20 jun. 2012.

LABMAT. **Análises ensaios de materiais**. Piracicaba, 2011.

LIEBERMAN, M. A.; LICHTENBERG, A. J. **Principles of plasma discharges and materials processing**. New York: John Wiley and Sons, 1994.

MACEDO, M. L. K. et al. Avaliação mecânica e metalúrgica em trilhos ferroviários utilizados em via contínua. In: CONGRESSO INTERNACIONAL DE METALURGIA Y MATERIALES. 2001, Porto Alegre. **Anais...** Porto Alegre: UFRGS, 2001. p. 519 – 526. Disponível em: <<http://www.materiales-sam.org.ar/sitio/biblioteca/posadas/trabajos/0617.pdf>>. Acesso em: 23 dez. 2011.

MAKSUTI, R.; MEHMETI, H.; OETTEL H. The influence of the plastic deformation on the metal flow during high frequency electric resistance welding of longitudinally welded pipes. In: INTERNATIONAL CONFERENCE DEFORMATION PROCESSING AND STRUCTURE OF MATERIALS, 3., 2007, Belgrade. **Proceedings...** Belgrade: [s. n], 2007. Disponível em: <<http://elektron.tmf.bg.ac.rs/dpsm2007/proceedings/06-Rrahim%20Maksuti-Beograd-2007.pdf>>. Acesso em: 20 abr. 2012.

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**, London, v. 39, n. 3, p. 271-283, 2004.

MARICH, S. **Major advances in rail technologies achieved in the past 10-20 years**. In: IHHA-CONFERENCE, 2005, [S. l.]. **Proceedings...** [S. l: s.n], 2005.

MINAHARA, Y.; SUZUKI, K.; OHKAWA, T. A new automatic heat input control for production of electric resistance welded pipe. **Transactions Iron Steel International Japan**. Tokyo, v. 26, n. 5, p. 476 – 483, 1986.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem: fundamentos e tecnologia**. 3 ed. Belo Horizonte: UFRGS, 2009. 365 p.

MUTTON, P. J.; MARICH, S. Rail and wheel materials for high axle load operations. In: INTERNATIONAL HEAVY HAUL CONFERENCE, 3., 1986, Vancouver.

Proceedings... Vancouver: [s. n.], 1986.

NICHOLS, R. K. **Principais processos de soldagem: classificação**. [S. 1]: Thermatool Corp. 1994. 154 p. Disponível em: http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/6288-principais-processos-de-soldagem-classificacao. Acesso em: 16 ago. 2010.

QUITES, A. M.; DUTRA, J. C. **Tecnologia da soldagem a arco voltaico**. Florianópolis: EDEME. 1979. 250 p.

RAILTRACK, P. L. C. Rolling contact fatigue in rails, guide to current understanding and practice. **Public Money and Management**, London, v. 22, n. 1, p. 165-178, 1993. Disponível em: <http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1111/1467-9302.00296>. Acesso em: 11 fev. 2012.

FUNDAÇÃO DE ENSINO E PESQUISA E EXTENSÃO DE ILHA SOLTEIRA – FEPISA. **Relatório de ensaio/análises nº 0895.07528-11I- F2**. Ilha Solteira, 2011.

ROLDO, L. **Análise de tensões residuais em trilhos ferroviários**. 1998. 117 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1998.

ROSA, J. S. C. **Avaliação de solda aluminotérmica em ângulo**. 2008. 66 f.. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Minas, Metalúrgica e Materiais) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2008.

RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R.; BLACK, M. **Handbook of induction heating**. New York: Marcel Dekker. 2003. 800 p.

SAITO, M.; KASAHARA, H.; TOMINAGA, H. Theoretical analysis of current distribution in electric resistance welding. **Transactions Iron Steel International Japan**, Tokyo, v. 26, n. 5, p. 461-467, 1986.

SARTORI, M., **Caracterização mecânica e metalúrgica de soldas aluminotérmica em trilho ferroviário**. 2010. 56 f. Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre. 2010.

SCHNEIDER, E. L. **Análise da vida remanescente de trilhos com defeitos transversais desgastados em serviço**. 2005. 98 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2005.

SILVA, A. A. M.; LIMBERGER, I. F.; REGULY, A. **Análise de falha e caracterização metalúrgica de um segmento de trilho soldado por aluminotermia**. In: COLOQUIO LATINO AMERICANO DE FRACTURA Y FATIGA, 4., 2004, Porto Alegre. **Anais...** Porto Alegre: UFRGS. Disponível em: <http://www.materiales-sam.org.ar/sitio/biblioteca/neuquen/Trabajos/0904.PDF>. Acesso em: 25 mar. 2012.

SKYTTEBOL, A. **Continuous welded railway rails: residual stress analyses, fatigue assessments and experiments**. 2004. 176 f. Thesis (Doctor in Mechanical Engineering) – Chalmers University of Technology, School of Mechanical Engineering. Sweden. 2004.

TATSUWAKI, M.; HOTTA, K. Automatic welding control system for electric-resistance weld tube mill. **Transactions Iron Steel International Japan**, Tokyo, v. 24, p. 847 – 856. 1984.

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**, Amsterdam, v. 196. P. 279 – 291. 2008.

TIMOSHENKO, A.; LANGER, B. F. Stress in railroad track. New York: American Society of Mechanical Engineering. 1932. 34 p. (ASME transaction. 54).

TRILHO. In: WIKIPEDIA, a enciclopédia livre. Flórida: Wikimedia Foundation. 2010. Disponível em: <<http://pt.wikipedia.org/w/index.php?title=Trilho&oldid=34521560>>. Acesso em: 25 jan. 2012.

WAINER, E. **Soldagem: processos e metalurgia**. São Paulo: Blucher, 1992. 494 p.

WATANABE, N.; FUNAKI, M.; SANMIYA, S. An automatic power input control system in high frequency electric resistance welding. **Transactions Iron Steel International Japan**. Tokyo. V. 26. p. 453 – 460. 1986.

WATANABE, S.; KANO, N.; HIRANO, Y.; ODE, F. Recent progress in techniques of manufacturing small diameter electric-resistance welds tubes. **Kawasaki Steel Technical Report**, Tokyo, n. 4, p. 84-89, 1981. Disponível em: <http://www.jfe-steel.co.jp/archives/en/ksc_giho/no.04/e4-084-096.pdf>. Acesso em: 25 mar. 2012.

YOKOYAMA, E. et al. Effects on penetrator defect occurrence of welding conditions and Mn/Si ratio of erw high manganese line pipe. **Kawasaki Steel Giho**, Tokyo, v. 10, n. 1, p. 23-33, 1978. Disponível em: <<http://www.jfe-steel.co.jp/archives/kscgiho/10-1/j10-023-033.pdf>>. Acesso em: 15 jan. 2011.

ZERBST, U. et al. **Introduction to the damage tolerance behaviour of railway rails**. In: **Engineering Fracture Mechanics**, Kidlington, v. 76, n. 17, p. 2563-2601, 2009.