MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

ESCOLA DE ENGENHARIA

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGEM

Estudo da Propagação de Trincas Transversais por Fadiga em Trilhos Ferroviários

Inácio da Fontoura Limberger

Tese para a obtenção do título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre
2000

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO E DO DESPORTO

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

ESCOLA DE ENGENHARIA

Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais

PPGEM

Estudo da Propagação de Trincas Transversais por Fadiga em Trilhos Ferroviários

Inácio da Fontoura Limberger

Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Laboratório de Metalurgia Física, Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Ciência dos Materiais

Porto Alegre
2000

Esta Tese foi julgada adequada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração Ciência dos Materiais e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação

Professor Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Orientador

Banca Examinadora:

Professor Dr. Aleir A .Fontana de Paris

Professor Dr. Afonso Reguly

Professor Dr. Vilson João Batista

Professor Dr. Luiz Carlos Pereira

Professor Dr. Telmo Roberto Strohaecker
Coordenador do PPGEM

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pela concessão da Bolsa de Estudos. A Companhia Vale do Rio Doce pelo apoio financeiro e interesse pelo trabalho.

Agradeço ao Professor Telmo Roberto Strohaecker pela confiança, apoio e interesse demonstrado em todas as etapas deste trabalho e, principalmente, pelo exemplo de dedicação a pesquisa.

Agradeço ao Professor Albano Luiz Weber da Universidade de Caxias do Sul pelo apoio na realização dos ensaios de fadiga com segmentos de trilhos.

Obrigado a todos os funcionários e colegas do PPGEM. A todos os estudantes de Graduação e Pós-Graduação do Departamento de Metalurgia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Obrigado colegas do Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) pelo companheirismo, amizade, compreensão e, principalmente, pelo estímulo.

Agradeço especialmente aos estagiários e atuais colegas Engenheiro Metalurgista Antônio Augusto Monaco da Silva (Tomate) e Engenheiro Mecânico Paulo Eduardo Gobbi pela incansável ajuda na realização das tarefas.

Por fim gostaria de agradecer aos meus pais pelo apoio e principalmente a Lucienne, minha esposa, pela ajuda, incentivo e encorajamento durante o decorrer deste trabalho.

Dedico este trabalho a Lucienne e ao Pedro

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS ix
LISTA DE TABELAS xii
LISTA DE ABREVIATURA E SÍMBOLOS xiv
RESUMO xvii
ABSTRACT xviii

1 INTRODUÇÃO 1

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 3
2.1 - Linhas Soldadas Continuamente 7
2.2 - Características Gerais da Estrada de Ferro Carajás 9
2.3 - Defeitos em Trilhos 11
2.3.1 - Defeito Transversal de Fadiga 13
2.3.1.1 - Influência das Tensões no Comportamento em Fadiga 13
2.3.1.2 - Influência das Inclusões sobre a Nucleação das Trincas 24
2.4 - Fadiga 26
2.4.1 - Processo de Iniciação e Propagação de Trincas 28
2.4.2 - Natureza dos Ciclos de Fadiga 33
2.5 - Mecânica da Fratura 38
2.5.1 - Mecânica da Fratura Aplicada à Fadiga 40
2.5.2 - Fenômeno da Fadiga e a Aplicação da Mecânica da Fratura em Trilhos 45

3 MATERIAIS E MÉTODOS 52
3.1 - Material 52
3.2 - Características Geométricas 53
3.3 - Ensaios de Fadiga 55
3.3.1 - Ensaios de Flexão Rotativa 55
3.32 - Ensaio de Flexão à Quatro Pontos em Segmento de Trilhos 57

3.3.3 - Ensaio de Flexão à Três Pontos em Segmentos de Trilhos Entalhados 59
3.3.4 - Ensaio para a determinação das Curvas da/dN x ΔK 65
3.4 - Ensaios para a determinação da Tenacidade à Fratura 66
3.5 - Ensaios de Tração 69
3.6 - Ensaios para a determinação da Dureza 70
3.7 - Metodologia para Análise Microestrutural 71

4 RESULTADOS 75
4.1 - Análise Química 75
4.2 - Análise Metalográfica 75
4.2.1 - Microestrutura 75
4.2.2 - Tamanho de Grão 77
4.2.3 - Espaçamento Interlamelar da Perlita 78
4.2.4 - Inclusões 79
4.3 - Ensaios Mecânicos 85
4.3.1 - Dureza 85
4.3.2 - Tração 89
4.3.3 - Tenacidade à Fratura 91
4.3.4 - Ensaios de Fadiga 92
4.3.4.1 - Flexão Rotativa 92
4.3.4.2 - Flexão à Quatro Pontos em Segmentos de Trilhos 93
4.3.4.3 - Curvas de da/dN x ΔK 96
4.3.4.4 - Flexão à Três Pontos em Segmentos de Trilhos Entalhados... 99

5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS 106
5.1 - Materiais 106
5.2 - Propriedades Mecânicas 108
5.2.1 - Dureza 108
5.2.2 - Tração 109
5.2.3 - Tenacidade à Fratura 110
5.2.4 - Fadiga 110

6 CONCLUSÕES 119

7 SUGESTÕES 121

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 122

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Esquema de obtenção de dados para a pesquisa com trilhos, (Broek, 1989) 5

Figura 2.2 - Mapa da Estrada de Ferro Carajás, (DEELQ CVRD, 1992) 10

Figura 2.3 - Fratura transversal ocorrida na EFC onde nota-se, pela separação dos trilhos, a existência de uma fresta, (DEELQ CVRD, 1992)... 11

Figura 2.4 - Esquema de como é possível existir tensões trativas e cíclicas no boleto, (Broek, 1988) 16

Figura 2.5 - Variação da deformação da perlita conforme a distância da superfície de rolamento, (Stone *et al*, 1989) 16

Figura 2.6 - Perfil volumétrico de durezas mostrando a provável região de nucleação de uma trinca, (Steele, 1991) 18

Figura 2.7 - Perfis de dureza da superfície transversal associado com o local de nucleação de uma trinca (Skinner e Judd, 1981) 18

Figura 2.8 - Mapa da distribuição das tensões, relacionado com o crescimento de uma trinca feito pelo método do seccionamento, (Orringer, 1992) 19

Figura 2.9 - Mapa da distribuição de tensões para um trilho do tipo 136 RE, feita pelo método do seccionamento, (Rice, 1981) 19

Figura 2.10 - Levantamento dos valores e da direção das tensões, feito pelo método da difração de raios X, (Mair e Groenhout, 1981) 20

Figura 2.11 - Perfis de tensões, a partir da superfície de rolamento, feitos pelo método de difração de neutrons, (Webster *et al*, 1988) 21

Figura 2.12 - Esquema de como nuclearia uma trinca de fadiga em trilhos, (Chipperfield, Blicblau, 1982) 24

Figura 2.13 - Superfície de uma fratura transversal por fadiga ocorrida na EFC, (Lamef 1996) 25

Figura 2.14 - Esquema gráfico representando as regiões distintas de uma fratura que ocorre por fadiga (Reed-Hill, 1982) 28

Figura 2.15 - Superfície de um cristal de cobre fadigado a temperatura ambiente, mostrando a região que apresenta micro intrusões e micrco extrusões, (Suresh, 1998) 30

Figura 2.16 - Corte transversal mostrando uma trinca propagando a partir de uma região com micro intrusões e extrusões, (Suresh, 1998)..... 30

Figura 2.17 - Representação gráfica das etapas de formação de estrias de fadiga, (Laird, 1967) 31

Figura 2.18 - Marcas de praia mostrando a diferença na amplitude de carregamento, (Hertzberg, 1988) 33

Figura 2.19 - Representação dos tipos de solicitações mais comu.ns em fadiga, (Branco, 1986) 34

Figura 2.20 - Representação estatística dos dados de fadiga, (Dieter, 1986)..... 36

Figura 2.21 - Dois métodos de representar os dados de fadiga quando a tensão média não é zero, (Dieter, 1986) 36

Figura 2.22 - Influência do raio de concordância em um eixo sobre o desempenho em fadiga,(Cetlin, Silva, 1980)..... 38
Figura 2.23 - Representação esquemática de curvas de crescimento de trincas com diferentes valores de $\Delta\sigma$ aplicados, (Branco, 1986)..... 41
Figura 2.24 - Representação esquemática de uma curva da/dN x ΔK, (ASM, vol 19, 1995)..... 42
Figura 2.25 - Representação esquemática do método da semelhança, (Branco, 1986)..... 45
Figura 2. 26 - Relação entre defeitos elípticos e circulares, (Orringer *et al*, 1988)..... 47
Figura 2.27 - Relação entre a seção transversal do trilho e a posição do defeito no boleto, (Orringer *et al*, 1988)..... 47
Figura 2.28 - Máquina de fadiga e seu principio básico de funcionamento,(Marich *et al*, 1978)..... 49
Figura 2.29 - Comparação entre o tamanho crítico e o número de ciclos para a fratura para materiais distintos, (Marich, 1979)..... 51
Figura 3.1 - Representação gráfica de uma seção transversal de um trilho *Vignole* e identificação de suas partes..... 53
Figura 3.2 - Perfil 136 RE com suas principais medidas cotadas, (Catalogo NSC, 1988)..... 54
Figura 3.3 - Geometria do corpo de prova utilizado nos ensaios de fadiga por flexão rotativa..... 56
Figura 3.4 - Corpo de prova montado no posto de trabalho pronto para ser ensaiado..... 56
Figura 3.5 - Esquema gráfico do posicionamento dos apoios sobre o segmento de trilho..... 57
Figura 3.6 - Máquina de ensaio com todos os acessórios para a realização do ensaio..... 58
Figura 3.7 - Formato e posicionamento do entalhe no boleto, feito com uma fresa circular..... 60
Figura 3.8 - Posicionamento do segmento de trilho para o ensaio de Fadiga em Flexão..... 61
Figura 3.9 - Gráfico ilustrando os blocos de carregamento impostos aos trilhos..... 61
Figura 3.10 - Transformação do perfil *Vignole* em uma seção retangular com mesma altura e momento de inércia..... 62
Figura 3.11 - Transformação das trincas semielípticas em semicirculares..... 64
Figura 3.12 - Esquema gráfico com o posicionamento das principais cotas para o corpo de prova *compact tension*..... 65
Figura 3.13 - Representação do corpo de prova escolhido para determinação da tenacidade à fratura..... 67
Figura 3.14 - Corpo de prova posicionado na máquina de ensaios, pronto para ensaiar..... 68
Figura 3.15 - Representação gráfica do corpo de prova de tração com suas principais medidas..... 69
Figura 3.16 - Esquema mostrando os planos das avaliações de dureza..... 70
Figura 3.17 - Esquema gráfico de como ficam as indentações de dureza..... 71
Figura 3.18 - Esquema gráfico de como foram retiradas as amostras dos corpos de prova..... 72

Figura 4.1 - Microestrutura perlítica encontrada nos trilhos novos. Microscopia óptica, ataque químico Nital 2%, aumento 200 X 75
Figura 4.2 - Microestrutura perlítica encontrada nos trilhos usados. Microscopia óptica, ataque químico Nital 2%, aumento 200 X 75
Figura 4.3 - Micrografia mostrando o tamanho de grão ASTM 4 encontrado nos trilhos novos. Microscopia óptica, ataque químico Picral, aumento 100 X 77
Figura 4.4 - Micrografia mostrando o tamanho de grão ASTM 6 encontrado nos trilhos usados. Microscopia óptica, ataque químico Picral, aumento 100 X 77
Figura 4.5 - Micrografia mostrando as lamelas de ferrita e cementita para o trilho novo. MEV, ataque químico Nital 2% 78
Figura 4.6 - Micrografia mostrando as lamelas de ferrita e cementita para o trilho usado. MEV, ataque químico Nital 2% 79
Figura 4.7 - Porcentagem de ocorrência de inclusões alongadas de sulfeto de manganês pelo comprimento das mesmas 80
Figura 4.8 - Porcentagem de ocorrência de inclusões alinhadas de alumina pelo comprimento das mesmas 80
Figura 4.9 - Micrografia destacando uma inclusão alongada de sulfeto de manganês encontrada nos aços dos trilhos novos e usados. MEV, ataque químico Nital 0,75% 81
Figura 4.10 - Micrografia mostrando alinhamento de inclusões de alumina nos aços dos trilhos novos e usados. MEV, ataque químico Nital 0,75% 81
Figura 4.11 - Micrografia de uma inclusão globular a base de alumínio e cálcio descolada da matriz metálica. MEV, ataque químico Nital 0,75% 82
Figura 4.12 - Micrografia mostrando inclusão globular a base de alumínio e cálcio aderida a matriz metálica. MEV, ataque químico Nital 0,75% 82
Figura 4.13 - Micrografia mostrando precipitados de nióbio na matriz metálica. MEV, químico Nital 0,75% 83
Figura 4.14 - Espectro obtido sobre uma inclusão alongada de sulfeto de manganês 83
Figura 4.15 - Espectro obtido sobre uma inclusão alinhada de alumina 84
Figura 4.16 - Espectro obtido sobre uma inclusão globular a base de alumínio e cálcio 84
Figura 4.17 - Espectro obtido sobre um precipitado rico em nióbio 85
Figura 4.18 - Gráfico do perfil vertical de durezas para três regiões da superfície transversal do boleto dos trilhos novos 86
Figura 4.19 - Gráfico do perfil vertical de durezas para três regiões da superfície transversal do boleto dos trilhos usados 86
Figura 4.20 - Gráfico do perfil vertical de dureza para a superfície longitudinal do boleto dos trilhos novos e usados 87
Figura 4.21 - Mapa de durezas da superfície transversal do boleto do trilho novo 88
Figura 4.22 - Mapa de durezas da superfície transversal do boleto do trilho usado 88

Figura 4.23 - Boleto de um trilho usado mostrando região fortemente atacada com reativo de iodo 89
Figura 4.24 - Fractografia da superfície de fratura de um corpo de prova de tração, apresentando micromecanismo de fratura por clivagem para a fratura. Análise feita no MEV 90
Figura 4.25 - Fractografia da superfície de fratura de um corpo de prova de um trilho usado empregado para a determinação da tenacidade à fratura, apresentando micromecanismo de clivagem. Análise feita no MEV 91
Figura 4.26 - Pontos do Diagrama de Wöhler para aços dos trilhos novos e usados, ensaiados em flexão rotativa 93
Figura 4.27 - Pontos de um Diagrama de Wöhler obtidos por flexão à quatro pontos em segmentos de trilhos 95
Figura 4.28 - Superfície da fratura do boleto de um trilho novo ensaiado em fadiga por flexão à quatro pontos 95
Figura 4.29 - Superfície da fratura do boleto de um trilho usado ensaiado em fadiga por flexão à quatro pontos 96
Figura 4.30 - Gráfico de da/dN x ΔK para o material dos trilhos novos 97
Figura 4.31 - Gráfico de da/dN x ΔK para o material dos trilhos usados 97
Figura 4.32 - Superfície da fratura da região de fadiga mostrando a existência de facetas de clivagem. Análise feita no MEV 98
Figura 4.33 - Superfície da fratura de trilho novo ensaiado em fadiga por flexão 99
Figura 4.34 - Superfície da fratura de trilho usado ensaiado em fadiga por flexão 99
Figura 4.35 - Fotomontagem da região do boleto onde encontra-se o entalhe e a trinca de fadiga para um trilho novo 102
Figura 4.36 - Fotomontagem da região do boleto onde encontra-se o entalhe e a trinca de fadiga para um trilho usado 103
Figura 4.37 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmentos de trilhos novos 104
Figura 4.38 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmentos de trilhos usados 104
Figura 4.39 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmento de trilhos novos, cálculo feito pela área efetiva 105
Figura 4.40 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmento de trilhos usados, cálculo pela área efetiva 105
Figura 5.1 - Esquema da distribuição das tensões e forma das trincas 113
Figura 5.2 - Simplificações feitas nas formas do trilho e da trinca 115

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Principais ferrovias de alta carga soldadas continuamente (CWR), (Adaptada de Brown, 1984) 8

Tabela 2.2 - Incidência de defeitos de fadiga em vias parafusadas e soldadas continuamente, (Orringer, 1992) 9

Tabela 3.1 - Composição química dos aços para trilhos padrões em porcentagem de peso 52

Tabela 3.2 - Valores geométricos usados na avaliação das tensões de ensaio para trilhos 136 RE (Catálogo NSC, 1988) 54

Tabela 3.3 - Apresentação dos ensaios realizados 74

Tabela 4.1 - Composição química média dos aços para trilhos analisados, em porcentagem de peso 75

Tabela 4.2 - Resultados médios dos ensaios de tração para trilhos novos e usados 90

Tabela 4.3 - Valores de tensão e número de ciclos suportados pelos corpos de prova nos ensaios de flexão rotativa 92

Tabela 4.4 - Parâmetros dos ensaios realizados em fadiga por flexão à quatro pontos em segmentos de trilhos em tamanho real 94

Tabela 4.5 - Valores dos parâmetros C e m das equações de Paris e das correlações obtidas através de regressão linear feita nos resultados dos ensaios 96

Tabela 4.6 - Valores das tensões máximas suportadas pelos segmentos de trilhos considerando os valores de K_{IC} segundo a Norma 101

Tabela 5.1 - Valores resultantes dos ensaios e cálculos feitos usando a Mecânica da Fratura 118

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

A relação entre tensão alternada e média;

A' constante do material

AAR American Association Railroads;

ABNT Associação Brasileira de Normas Técnicas;

AREA American Railway Engineering Association;

ASTM American Society for Testing Materials;

B espessura do corpo de prova;

C constante do material para a equação de Paris;

C_1 fator de correção para o tipo de solicitação;

C_2 fator de correção para o tamanho da peça;

C_3 fator de correção para o acabamento superficial da peça;

C_4 fator de correção envolvendo meio ambiente ou anisotropia do material;

CT Compact Tension;

CTOD Crack Tip Opening Displacement;

CVRD Companhia Vale do Rio Doce;

CWR Continuous Welded Rail;

EFC Estrada de Ferro Carajás;

FAST Facility for Acelerated Service Testing;

K fator de intensidade de tensões;

K_c fator de intensidade de tensões crítico;

K_{IC} tenacidade à fratura do material;

ΔK amplitude do fator de intensidade de tensões;

K_f fator de concentração de tensões para fadiga;

K_t fator de concentração de tensões estático;

LAMEF Laboratório de Metalurgia Física;

LT Esforço Sentido Longitudinal Trinca Plano Transversal;

MEV Microscopia Eletrônica de Varredura;

MFLE Mecânica da Fratura Linear Elástica;

MRL Melbourn Research Laboratories;

M_S fator de correção que depende da localização da trinca;

M_t fator de correção para a espessura e largura, em função da forma da trinca;

M_ρ fator de correção para a plasticidade na ponta da trinca;

M_θ fator que considera o local da medida do comprimento da trinca;

MTBT Milhões de Toneladas Brutas Trafegadas;

MTS Materials Test System;

N número de ciclos para a ruptura do corpo de prova;

PPGEM Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais;

R relação entre tensão mínima e máxima;

R' correlação entre pontos e uma reta

S distância entre apoios;

TLS Trilho Longo Soldado;

TTC Transportation Test Center;

UFRGS Universidade Federal do Rio Grande do Sul;

VNIIZT Russiam Research Institute of Railway Transport;

W altura do corpo de prova;

Y fator de forma;

a comprimento da trinca;

b espessura da seção remanescente do corpo de prova;

da/dN velocidade de crescimento da trinca;

m expoente da equação de Paris;

q índice de sensibilidade ao entalhe;

r raio da circunferência para defeitos internos;

r' raio da circunferência para defeitos de canto;

τ tensão de cisalhamento;

$\Delta\sigma$ variação da tensão;

σ tensão nominal;

σ_a tensão alternada;

σ_e tensão de escoamento;

σ_f tensão limite de fadiga;

σ_f^c tensão limite de fadiga corrigido;

σ_m tensão média;

σ_{max} tensão máxima;

σ_{min} tensão mínima;

ϕ_θ fator de forma para trinca semielíptica

RESUMO

O estudo da propagação de trincas transversais de fadiga em trilhos ferroviários foi o objetivo principal deste trabalho. Para tanto foram utilizados trilhos do tipo *Vignole* do aço Niobras 200 com perfil 136 RE, produzido pela Companhia Siderúrgica Nacional, sendo um lote de trilhos manufaturado na década de 80 e outro no decorrer do ano de 1995, para serem utilizados na Estrada de Ferro Carajás.

A análise do desempenho destes materiais foi feita através da interpretação dos resultados obtidos em uma bateria de ensaios mecânicos e exames metalográficos. A avaliação metalográfica dos materiais foi feita através da análise da composição química, da identificação da microestrutura existente, das análises qualitativa e quantitativa das inclusões não metálicas, da determinação do tamanho de grão austenítico prévio e da medição do espaçamento interlamelar da perlita. Os ensaios mecânicos visaram determinar valores numéricos que caracterizassem as propriedades mecânicas e, para isso, foram feitos ensaios de dureza, tração, tenacidade à fratura, fadiga por flexão rotativa e a determinação das curvas da taxa de propagação de trincas por fadiga (da/dN x ΔK). Foram, também, desenvolvidas técnicas e metodologia para a realização de ensaios de fadiga usando segmentos de trilhos em tamanho real, que propiciaram a obtenção das curvas de da/dN x ΔK em ensaios de flexão a três pontos e curvas de σ x N em ensaios de flexão a quatro pontos.

Os resultados destes testes mostraram que a qualidade metalúrgica do aço dos trilhos da década de 80 é superior a dos trilhos mais recentes e isto se reflete no desempenho em fadiga, mostrando que os trilhos antigos tem maior período de vida útil. Entretanto os resultados também revelaram que as taxas de propagação de trincas nestes materiais possuem valores muito próximos, mostrando que depois de nucleada uma trinca, seja ela em um trilho novo ou antigo, o tempo que estas levaram para atingir seu tamanho crítico é praticamente o mesmo.

Foi possível, também, constatar que a metodologia desenvolvida para avaliar o comportamento em fadiga para os segmentos de trilhos em tamanho real correspondeu as expectativas e servem como parâmetro para a qualificação do material, ajudando na tomada de decisão na hora de escolha entre tipos distintos de materiais para trilhos.

ABSTRACT

This study is centered on the propagation of transversal fatigue crack on railroad rails. For this work, *Vignole* rails of Niobras 200 steel with 136 RE profile produced by Companhia Siderúrgica Nacional (CSN) were used. Part of the rails studied was manufactured in the 80s and the rest in 1995, with the purpose of being use at the Carajás Railway.

The materials characterization was accomplished through results obtained from a battery of mechanical and metallographics analyzes. The metallographic evaluation of these materials consisted of chemical analysis, microstructure identification, quantitative and qualitative analysis of the non-metallic inclusions, determination of the previous austenitics grain size and measurement of the pearlite interlamellar spacing. The mechanical properties characterization considered several tests, such as hardness, tensile test and fracture toughness test, rotating bending fatigue test and fatigue crack growth rates curves (da/dN x ΔK). A methodology was developed in order to obtain da/dN x ΔK curves from real size rail segments in three point bending test and σ x N curves in four point bending tests.

The results of these tests showed that the metallurgical quality of the steel rails from the 80s is superior comparing with the more recent ones, and this can be seen in the fatigue performance, it shows that old rails have a larger useful lifetime. Meanwhile, the results also reveals that the fatigue crack growth rates in these materials is very similar showing that after nucleating a crack, in a new or old rail, the time spent to get to its critical size is almost the same.

The methodology developed to evaluate the behaviour in fatigue of rail segment corresponded to the expectations na serves as a parameter of material qualification, assisting in the decision making process when choosing between distinct type of materials for rails.

1 INTRODUÇÃO

Dentre os meios de transporte utilizados para a movimentação de grandes volumes de carga, o transporte ferroviário é dos mais importantes.

Dentro desta ótica, o Brasil, como grande produtor de minério de ferro, tem três das mais importantes ferrovias de transporte do mundo. Uma delas é a Estrada de Ferro Carajás (EFC) que liga a Serra de Carajás no Pará ao Porto de Itaquí em São Luiz do Maranhão, perfazendo aproximadamente 900 km de extensão. Nesta ferrovia são transportadas 173.880 toneladas ao dia, divididos em 7 composições de 207 vagões.

Em termos mundiais esta é uma das maiores composições e também uma das maiores cargas por eixo utilizadas. Devido a estas características a linha férrea é assentada de maneira a formar uma via contínua, a qual é obtida através da soldagem dos segmentos de trilhos. Faz-se necessário um grande cuidado com a manutenção da via, pois é de suma importância que tenha boas condições de tráfego, garantindo o fluxo de carga com a menor probabilidade de ocorrência de acidentes. Possíveis acidentes ocasionados por falhas nos trilhos podem trazer, como conseqüência, perdas humanas além de perdas econômicas e prejuízos ambientais.

Dentre os vários tipos de defeitos que podem ocorrer nos trilhos, existe um, denominado trinca transversal por fadiga (*detail fracture*), que provoca a separação total do segmento de trilho. Este tipo de falha é muito perigosa porque pode provocar o descarrilamento da composição.

Atualmente, na EFC, por medida de segurança, quando detectado este tipo de trinca, é feita a imediata remoção do segmento que contém o defeito, independentemente do tamanho deste em relação a seção transversal do trilho. A operação de remoção dos segmentos de trilhos é uma operação bastante complexa, devido ao grande o fluxo de trens, deixando pouco tempo útil de trabalho para as equipes de manutenção e além do fato de que os locais tem pouca infra-estrutura e exigem o deslocamento de equipamentos e materiais por longos trechos.

A troca pura e simples dos segmentos de trilhos que apresentam este tipo defeito é uma ação muito simplista, visto que existem métodos e procedimentos de cálculo que viabilizam o uso de componentes com defeito com total segurança a partir da Mecânica da Fratura.

Com a caracterização mecânica e metalúrgica do material e a avaliação dos tipos de solicitações que atuam sobre os trilhos, pode-se aplicar os conceitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) criando-se, assim, a possibilidade de manter em operação na via, de forma segura, trilhos com defeitos, obtendo um maior tempo de vida útil para o componente. Desta forma pode-se definir novos métodos e procedimentos de manutenção, dando maior segurança aos usuários e reduzindo significativamente os custos operacionais da via.

Isto destaca a importância da qualificação de materiais em uso e também na pesquisa de novas alternativas técnicas para uso na via. Devido a esta situação foi definida a realização deste trabalho, o qual tem como meta:

- caracterizar a microestrutura do material dos trilhos
- simular o comportamento em fadiga de trilhos, com segmentos de trilhos com tamanho real, e com o uso de corpos de prova *compact tension* (CT).
- caracterizar as propriedades mecânicas do material dos trilhos.

Com os dados obtidos pretende-se conhecer o comportamento dos materiais frente a essas condições e, com isso, manter na via, de forma segura, os trilhos que apresentam defeitos do tipo transversal, retirando-os somente quando esses atingirem um tamanho próximo ao crítico calculado.

Também é objetivo do trabalho montar uma seqüência de ensaios e procedimentos de laboratório que possibilitem avaliar e comparar o comportamento em fadiga de diferentes trilhos com relação a defeitos do tipo transversal. Assim será possível realizar um levantamento de qual o tipo de trilho que tem o melhor desempenho e qual é o mais adequado para as condições de tráfego, dando subsídios técnicos para a tomada de decisão sobre qual trilho é o mais indicado para ser usado na via e qual o nível de qualidade a ser exigido para a reposição ou promover melhorias em ferrovias.

No capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica do assunto, destacando os mecanismos que levam a fadiga de trilhos e diversas abordagens apresentadas na literatura. No capítulo 3 é feita a apresentação do material usado e dos métodos e ensaios utilizados para a obtenção de parâmetros que possibilitam comparação do comportamento destes materiais perante o fenômeno da fadiga. Os resultados dos ensaios são mostrados no capítulo 4 e a discussão destes resultados com comentários, implicações e correlações dos resultados é feita no capítulo 5. No capítulo 6 é feita a síntese dos resultados através da apresentação das conclusões do trabalho e, finalmente, no capítulo 7 são feitas sugestões para futuros trabalhos.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Segundo pesquisa realizada por Clayton, Allerye e Bolton (1988), desde 1840 existem registros, nos anais do Instituto de Engenharia Civil da Inglaterra, da necessidade de conseguir uma maior vida útil para os trilhos. Quando os custos de manutenção atingem valores inaceitáveis em uma ferrovia, os engenheiros da via permanente são obrigados a tomar medidas drásticas, que vão da troca do material ou perfil do trilho à troca da forma construtiva da via, visando soluções que propiciem avanços tecnológicos em vários setores da indústria de produtos ferroviários.

Pode-se ter uma idéia deste avanço observando a evolução dos materiais empregados na produção de trilhos. No início do transporte sobre trilhos, os vagões eram tracionados por cavalos, e os trilhos eram feitos de madeira Evoluiram para trilhos fundidos, posteriormente para trilhos forjados, em seguida para trilhos laminados a partir de lingotes, chegando, atualmente, a trilhos laminados a partir de tarugos obtidos por lingotamento contínuo.

Além das mudanças nos materiais e processos de fabricação dos trilhos, vem sendo utilizados tratamentos térmicos no boleto, com o propósito de aumentar a resistência ao desgaste e a vida útil dos trilhos. Estudos mais recentes feitos pela British Steel levaram ao desenvolvimento de trilhos com microestrutura bainítica, os quais estão sendo estudados desde 1975, (Heller, 1975).

Nos dia atuais a constante necessidade de diminuir custos e aumentar a eficiência do transporte de carga, adequando as ferrovias as exigências do mercado, faz com que os administradores das vias venham a se deparar com um impasse: precisam aumentar a carga por eixo, a velocidade dos trens, o número de vagões por composição ou, ainda, o número de composições por dia para continuaram competitivos. Porém, sabem também que estas medidas provocaram a degradação mais rápida da linha, o que aumenta o custo de manutenção ou aumentam os custos de implantação de uma nova via, pois é necessário a utilização de trilhos de melhor qualidade.

O aumento dos parâmetros de tráfego fazem com que ocorra uma diminuição no tempo de vida útil dos trilhos afetando, também, a integridade da via podendo comprometer a sua segurança.

As exigências com o conforto para o transporte de passageiros e do aumento da tonelagem transportada por eixo no transporte de cargas, associados ao aumento da velocidade, exigem o uso de linhas soldadas contínuas, *Continuous Welded Rail* (CWR). As linhas contínuas nas ferrovias garantem menores níveis de ruído e balanço, dando conforto aos passageiros, bem como diminuem o impacto das rodas contra os trilhos, minimizando a probabilidade da ocorrência de defeitos tanto para as rodas e mancais como para os trilhos.

As linhas contínuas são montadas a partir de sucessivos processos de soldagem feitos para unir vários segmentos de trilhos. Para isto são usados os processos de soldagem elétrica por centelhamento (*Flash Butt Weld*) em estaleiro e soldagem por aluminotermia em campo.

Ferrovias com estas características são projetadas após uma criteriosa avaliação das condições geográficas, climáticas e de uso da via, sendo montadas segundo rigoroso controle de parâmetros especificados no projeto.

A incidência de defeitos em vias onde são transportadas cargas elevadas por eixo e com velocidade elevada é grande, pois nestas condições os trilhos são submetidos, devido ao efeito dinâmico, a esforços severos, e que em alguns casos, podem chegar a valores muito próximos aos limites aceitáveis para o material usado nos trilhos.

Os problemas de defeitos nas vias estão fortemente ligados às condições operacionais específicas de cada ferrovia, sendo estes os mais variados possíveis, indo das características mecânicas e metalúrgicas dos trilhos empregados, às condições climáticas, passando pelo tipo e frequência da carga transportada. Em virtude disso, pode-se dizer que as soluções encontradas para os problemas de uma ferrovia, podem não ser adequadas para outras. As diferentes características, peculiares a cada ferrovia, devem ser levadas em consideração na hora de procurar soluções que as viabilizem economicamente.

Face a isso, é de se supor que as vias férreas sejam locais mais indicados para a realização de testes e obtenção de dados sobre materiais usados nos trilhos. Entretanto, testes realizados exclusivamente nas vias consomem muito tempo, são muito caros, necessitam de grande infra-estrutura e, geralmente, os resultados são difíceis de serem analisados devido a variáveis indesejadas e incontroláveis.

Dentro desta ótica é necessário trabalhar com testes e avaliações em laboratório, tentando sempre simular da melhor maneira possível as condições de serviço da via. Testes em laboratório agilizam a obtenção de dados e oferecem métodos de avaliação relativamente simples, baratos e com critérios científicos.

Segundo Clayton, Allery e Bolton (1988) a principal restrição para os testes em laboratório consiste em decidir até que ponto os resultados são relevantes para as condições reais e se podem ser usados de maneira quantitativa e ou qualitativa. Sempre que possível os testes em laboratório devem ser realimentados com dados e condições levantados na via, tornando os ensaios mais significativos. A figura 2.1 mostra um esquema apresentado por Broek (1989) ilustrando como deve ocorrer a inter-relação dos ensaios de laboratório e a coleta de dados na via.

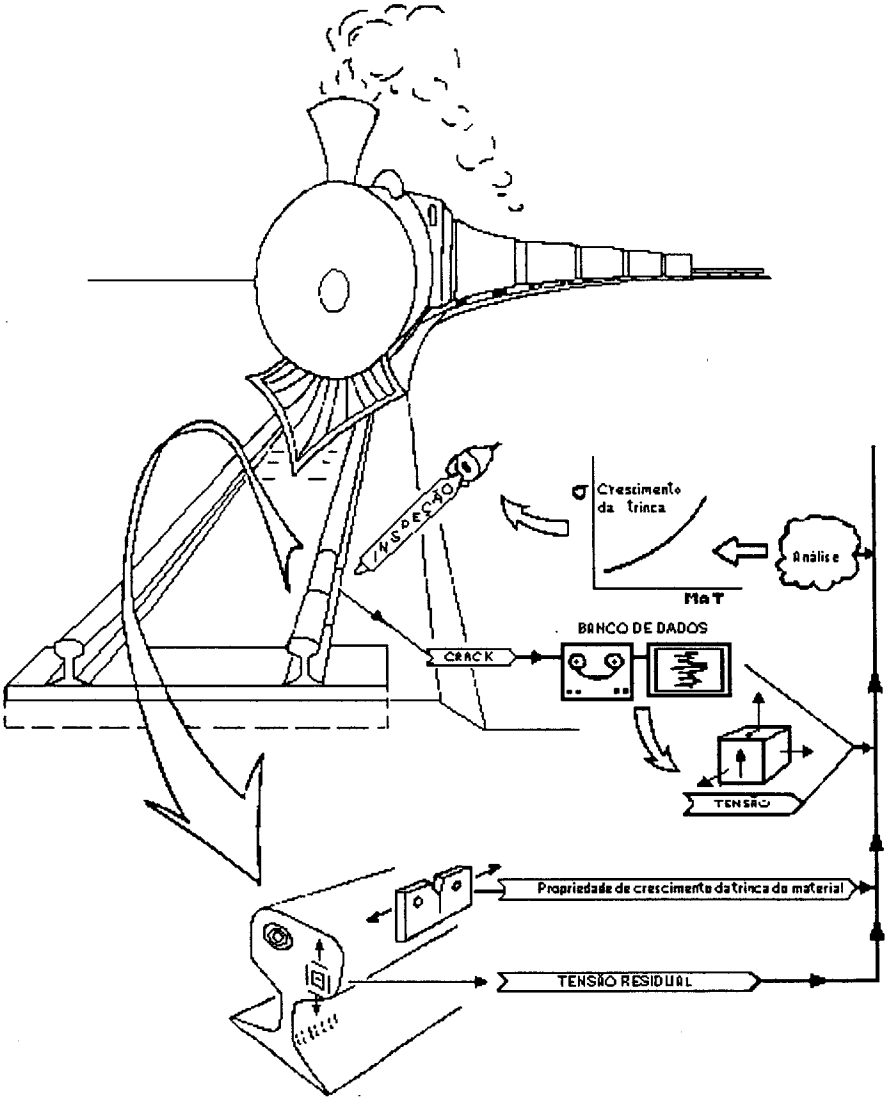


Figura 2.1 - Esquema de obtenção de dados para a pesquisa com trilhos, (Broek, 1989).

A correlação entre a via e os testes de laboratório são importantes pois criam, para os técnicos da via permanente, condições favoráveis à tomada de decisões, pois permitem a estes terem uma noção mais realista e rápida das condições dos trilhos.

Sabendo das vantagens em se obter resultados via ensaios em laboratório e também da real necessidade em obter-se valores a partir de medições feitas na via, surgiu a alternativa de criar circuitos fechados, simulando ferrovias, junto a centros de pesquisa, para tratar de casos específicos das ferrovias.

Dentro dos circuitos fechados nos centro de pesquisas são testados novos materiais para trilhos, novos perfis, influência de velocidades maiores, efeito causado pelo aumento da carga por eixo, tipos de soldas, de lastros, de dormentes e uma infinidade de outros produtos. Além dos testes citados também são efetuadas avaliações sobre o comportamento de trilhos que apresentam defeitos, trilhos estes que são retirados das via e implantados nos circuitos.

A alternativa do uso dos circuitos fechados é uma opção intermediária para a obtenção de dados entre testes de laboratório e resultados obtidos na via em condições reais de uso. Um dos senões da implantação dos circuitos fechados é o seu alto custo de implantação e manutenção.

Atualmente existem dois grandes centros de pesquisa que utilizam circuitos fechados para testes em trilhos e outros componentes ferroviários, que são o *Transportation Test Center* (TTC), nos Estados Unidos, vinculado a *American Association Railroalds* (AAR), situado na cidade de Pueblo no Estado do Colorado (Orringer *et al*, 1988) e o *Russian Research Institute of Railway Transport* (VNIIZT), na Russia, situado em *Shcherbinka* nas proximidades de Moscou (Shur, 1992). Ambos centros trabalham na busca de soluções técnicas para os diversos problemas que costumam ocorrer nas vias permanentes.

Outro centro de pesquisa de destaque é o *Melbourn Research Laboratories* (MRL), pertencente a *Broken Hill Proprietary Co. Ltda.*, localizado em *Clayton*, no estado de *Vitória*, Austrália.

No Brasil, apesar de existirem três das mais importantes ferrovias de transporte de minério de ferro do mundo (CVRD Carajás, CVRD Vitória Minas e MRS), não existem centros de pesquisas em assuntos ferroviários, fazendo com que, em muitos casos, sejam utilizadas soluções não perfeitamente adequadas às realidades das ferrovias nacionais.

2.1 Linhas Soldadas Continuamente (CWR)

Ferrovias com altos níveis de solicitações e com velocidades elevadas exigem vias projetadas e montadas utilizando-se o processo de soldagem contínua dos trilhos. A tabela 2.1

mostra um levantamento feito por Brown (1984), na qual apresenta algumas das mais importantes ferrovias, de alta carga, que são montadas usando-se a soldagem contínua de segmentos de trilhos.

Para a montagem de uma linha contínua os segmentos de trilhos, que podem ter de 12 a 26 metros de comprimento, são soldados em estaleiro até perfazerem de 240 a 396 metros de comprimento. Os trilhos com este comprimento recebem a denominação Trilhos Longos Soldados (TLS) e são, então, levados ao local onde serão assentados na linha e, pelo processo de soldagem de aluminotermia, são soldados aos demais trilhos já assentados.

Os processos de soldagem dos trilhos, feitos na via, para a obtenção da linha contínua deve ser feito em uma faixa de temperatura bastante estreita, pois é desta faixa de temperatura que dependem as tensões longitudinais na linha que manterão o alinhamento dos trilhos, possibilitando que a bitola fique uniforme em todo o trajeto.

O não cumprimento destes parâmetro na montagem da linha bem como nas posteriores intervenções de reparo e manutenção podem provocar efeitos danosos, vindo a provocar a degradação prematura da linha devido a introdução de tensões não previstas no projeto, tensões estas que podem inviabilizar futuros aumentos de carga por eixo ou da velocidade das composições.

As soldagens feitas em temperaturas baixas acarretam uma diminuição do tensionamento da linha, podendo ocorrer até a flambagem lateral dos mesmos. Já as soldagem feitas em temperaturas altas acarretam, tensões altamente trativas após o resfriamento.

Entretanto, nem sempre os parâmetros de soldagem podem ser seguidos pois os reparos na linha devem ser feitos o mais rápido possível para minimizar o tempo de permanência de trilhos fraturados, ou com defeitos graves, na linha. Defeitos na via podem, a qualquer momento, causar acidentes e com isso trazer sérios transtornos.

Um segmento contínuo da via pode atingir um comprimento de dezenas de quilômetros, dependendo da necessidade de desvios ou não. A medida que as condições destes segmentos da via são alteradas pelas intervenções de manutenção, há um aumento do número de defeitos. Assim, é necessária uma otimização nos procedimentos manutenção e operações na via, visando a diminuição de defeitos.

Tabela 2.1 - Principais ferrovias de alta carga soldadas continuamente (CWR), (Adaptada de Brown, 1984).

Ferrovia	Produto Transportado	Bitola (mm)	Velocidade max (km/h)	Carga por Eixo (t)	Estrutura Construtiva			Tonelagem Anual (MTBT)
					trilho	dormente	grampo	
África								
Richards Bay Coal Line (SATS)	carvão/ misto	1065	60	20/26	57	concreto	pandrol fist-btr	48
Sishen-saldanha Bay (SATS)	minério de ferro	1055	70	26	60	concreto	fist-btr	20
Lambco Libéria	minério de ferro	1435	60	30	66	madeira	pandrol DE -ERS	13
Cominor	minério de ferro	1435	50	25	54	aço	clip bolt	8
Australia								
Hamersley Iron	minério de ferro	1435	70	30	68	madeira concreto	pandrol	64
MT Newman Mining	minério de ferro	1435	65	30/32.5	66	madeira aço	pandrol trak lok	50
Brasil								
CVRD Vivtóri-Minas	minério de ferro	1000	60	23	68	madeira	pandrol DE	50
RFFSA*	minério de ferro / misto	1600	40/60	30	68	madeira	pandrol	45
CVRD Carajas (1985)**	**minério de ferro**	**1600**	**80**	**30**	**68**	**madeira**	**pandrol**	**60**
América do Norte								
Burlingtom Nortern	carvão / misto	1435	75	30	68	madeira	cut spikes	50
Canadian National	carvão /grãos minérios	1435	80	30	68	madeira cencreto	pandrol	45
Canadian Pacifc	carvão / grãos minérios	1435	80	30	68	madeira condreto	cut spikes	50
QNS&L	minério de ferro	1435	55	30	66	madeira concreto	cut spikes	60
Europa								
Rhenish Lignit Mines	carvão	1435	37	311.3	60	madeira	vosslo	-
Escandinávia								
Kinura-Narvik SJ/NSB	minério de ferro	1435	50	25	54	madeira concreto	Heyback	30

* Após a privatização passou a ser chamada de MRS

** Inaugurada após a elaboração do trabalho de Brown

Segundo Orringer (1992), reportando estudos estatísticos realizados em ferrovias, de 1975 a 1985, quatro tipos de defeitos apresentam maior incidência. Nas ferrovias a principal ocorrência foi a ruptura de juntas soldadas em vias CWR, devido a não observância de parâmetros ideais de soldagem. Os outros três tipos de defeitos ocorrem devido ao processo de fadiga a que são submetidos os trilhos. Devido as severas condições de serviço, os principais defeitos de fadiga encontrados foram: defeitos junto a furos em uniões parafusadas,

em vias não soldadas, e os defeitos de escamação horizontal longitudinal (*shelling*) e a trinca vertical transversal (*detail fracture*), junto as rampas em via CWR.

A tabela 2.2 mostra a frequência de ocorrência destes defeitos com relação ao tipo de via empregado, sendo que o número de defeitos nas vias CWR é menor que nas vias com uniões parafusadas. Outra constatação da pesquisa mostra que o aumento do número de toneladas brutas trafegadas aumenta a incidência de defeitos por fadiga.

Tabela 2.2 - Incidência de defeitos de fadiga em vias parafusadas e soldadas continuamente. (Orringer, 1992)

Tipo de Defeito **Tipo de Via**	**Trincas em furos para uso de talas**	**Trincas longitudinais verticais**	**Trincas transversais verticais**
Via com uniões parafusadas	50%	25%	25%
Via continuamente soldada	____	25%	75%

2.2 Características Gerais da Estrada de Ferro Carajás

A Estrada de Ferro Carajás (EFC), figura 2.2, inaugurada em fevereiro de 1985, é considerada uma das mais importantes ferrovias no âmbito mundial, por sua extensão (aproximadamente de 900 quilômetros, ligando a Serra de Carajás no Pará ao porto de Itaqui na cidade de São Luiz no Maranhão), pelo volume de carga, (trafegam diariamente uma média de 173.880 toneladas de minério de ferro) e pela elevada carga transportada por eixo, (30 toneladas). Por dia trafegam na EFC sete composições carregadas, sendo cada uma composta de 207 vagões graneleiros, com carga média de 120 toneladas, mais as locomotivas necessárias para tracioná-los.

Devido a freqüência de carga e as condições impostas à via, a EFC foi construída utilizando trilhos do tipo *Vignole* com perfil 136 RE soldados continuamente, sendo estes assentados sobre dormentes de madeira, ancorados em lastro de brita. A linha foi montada usando-se TLS com 240 ou 396 metros de comprimento, a partir de segmentos de 12, 18 e 24 metros de comprimento.

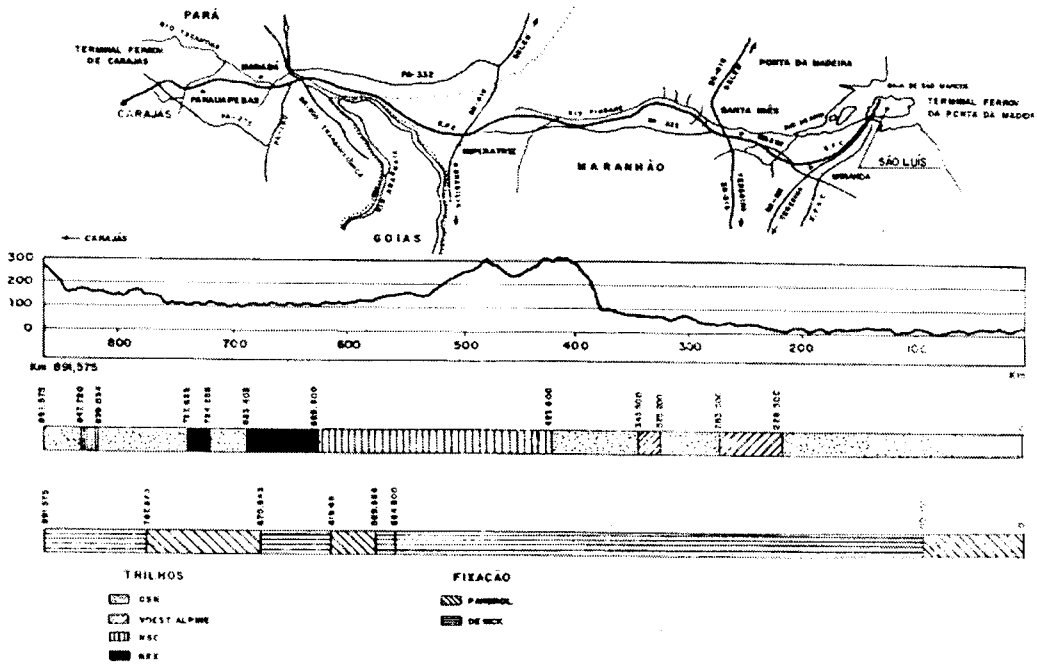


Figura 2.2 - Mapa da Estrada de Ferro Carajás, (DEELQ CVRD, 1992).

Os TLS da EFC são assentados na linha e unidos entre si por meio de soldagem aluminotérmica, as quais só pode ser feita se os trilhos estiverem na temperatura de 36 graus centígrados, ou dentro de uma faixa de temperatura tolerável que vai de 34 a 44 graus centígrados. Feita a soldagem dentro destes parâmetros, a linha fica submetida a esforços contínuos de tração que mantém os trilhos alinhados e, nestas condições, quando ocorre uma ruptura transversal nos trilhos, por um motivo qualquer, abrirá uma fresta entre as superfícies da fratura de aproximadamente 18 milímetros. A figura 2.3 mostra uma fratura transversal ocorrida na EFC, onde é possível visualizar a fresta após a fratura.

Se após uma fratura transversal aparecer uma fenda maior que este valor padrão, isso indicará que os parâmetros de soldagem não foram corretamente observados e que a linha poderá estar com uma sobrecarga trativa, comprometendo a integridade dos trilhos. Já se a fenda for menor que este valor a linha estará pouco tracionada, comprometendo o alinhamento dos trilhos, ou seja, poderá ocorrer a flambagem lateral o que poderá provocar o descarrilamento da composição.

Na EFC existem trechos de tangente em que a velocidade alcançada chega a 80 km/h. Associando-se esta velocidade ao fato de serem transferidas da roda para o trilho 15 toneladas sobre uma pequena área de contato, o problema de excentricidade das rodas e a corrugações

nos trilhos, a carga transferida entre roda e trilho pode sofrer um aumento de até quatro vezes devido ao efeito dinâmico (Orringer *et al*, 1988). Aumentos substanciais na pressão de contato trazem sérios problemas para o desempenho em fadiga dos trilhos, bem como comprometem a integridade e durabilidade dos mesmos.

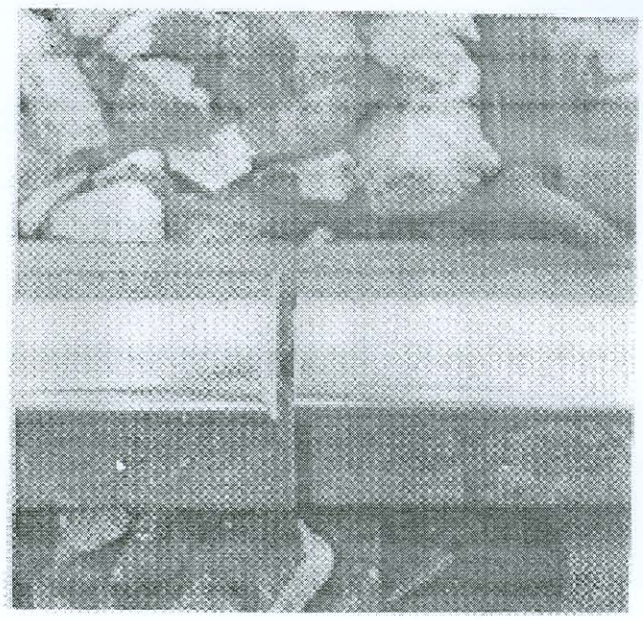


Figura 2.3 - Fratura transversal ocorrida na EFC onde nota-se, pela separação dos trilhos, a existência de uma fresta, (DEELQ CVRD, 1992).

Tendo em vista as condições de tráfego da EFC e da estrutura da via, é de suma importância o estudo do comportamento e desenvolvimento dos defeitos de fadiga visto que a estrada está entrando em um período crítico da sua vida útil (15 anos), período este que acumulou, aproximadamente, 880 milhões de toneladas brutas trafegadas (MTBT).

2.3 Defeitos em Trilhos

Existem inúmeros tipos de defeitos possíveis de ocorrerem em trilhos ferroviários, podendo estes serem causados por descontinuidades na estrutura interna, proveniente do processo de fabricação e/ou devido a esforços combinados impostos pelas condições de tráfego da via. Para os técnicos que trabalham na manutenção das vias férreas, os defeitos

mais perigosos e importantes são os defeitos de infância, o desgaste e aqueles causados por fadiga (Orringer, 1992).

Os defeitos de infância ocorrem devido aos problemas internos no material dos trilhos, associados ao processo de laminação e aparecem normalmente pouco tempo após o assentamento na via. São considerados defeitos grosseiros, de fácil identificação e de fácil detecção pelos processos de inspeção não destrutivos empregados rotineiramente nas ferrovias.

O problema de desgaste é gradual, ficando crítico à medida que a tonelagem bruta trafegada vai aumentando, e também está diretamente associado ao tipo de material usado nos trilhos e rodas. O desgaste é normalmente mais pronunciado em curvas, devido ao escorregamento lateral da roda sobre o trilho, que está diretamente associado a velocidade da composição, raio da curva, da superelevação da curva e do uso ou não de lubrificação entre as rodas e o trilho. Outro local onde o desgaste é bastante acentuado é em rampas íngremes, devido aos esforços elevados provocados pelo atrito da frenagem ou tração.

Os defeitos de fadiga surgem após um elevado número de toneladas brutas trafegadas e possuem como características principais uma superfície lisa na fratura, sendo o seu ponto de nucleação subsuperficial. Dentre os defeitos de fadiga com maior incidência e importância estão: a escamação horizontal e a trinca transversal. Estes defeitos são encontrados normalmente nas ferrovias que trabalham com linhas contínuas soldadas com elevada carga por eixo e número de toneladas brutas trafegadas por ano.

Ambos os defeitos de fadiga têm seu ponto de nucleação no interior do boleto, em uma região acima do centro, em relação a um eixo horizontal que passa pelo centro do boleto e um pouco deslocado para o lado interno da linha, em relação ao eixo vertical de simetria do trilho, em direção ao canto superior onde ocorre o contato do aro da roda.

Segundo Broek (1989), tanto os defeitos horizontais longitudinais como os transversais tem a mesma origem, mudando apenas o plano de propagação da trinca. O plano preferencial de propagação está vinculado às tensões predominantes na região em questão. O local de nucleação dos defeitos está diretamente relacionada à existência de tensões residuais trativas e a presença de inclusões não metálicas, sendo que o caráter cíclico da aplicação da tensão está relacionado com a passagem das rodas sobre o local.

2.3.1 Defeito Transversal de Fadiga

Defeitos transversais, apesar de serem extremamente perigosos, são frequentes nas ferrovias e são de fácil detecção pelos processos rotineiros de inspeção utilizados na linhas férreas. Estes defeitos são internos e podem ser detectados pelo processo de inspeção por ultra-som, normalmente feito com carro de inspeção, mesmo quando estão no seu princípio, com aproximadamente 10 milímetros de diâmetro.

Da detecção do defeito até a ruptura do trilho decorre um certo tempo, período este que não é facilmente estimado. Por este motivo é prática comum, nas ferrovias de alta carga, a retirada dos trilhos com estes defeitos tão logo sejam identificados.

As pequenas descontinuidades internas no material dos trilhos, as inclusões não metálicas, aliadas às condições de trabalho, presença de tensões residuais, levam a nucleação dos defeitos transversais de fadiga.

O efeito cíclico do carregamento imposto pelas rodas aos trilhos e a existência de tensões residuais e inclusões não metálicas, com seu amplo espectro de composição química e morfologia, são fatores preponderantes para a aceleração da degradação dos trilhos por fadiga, principalmente porque os aços para trilhos são de alta resistência e a presença de inclusões nestes aços são as mais deletérias.

2.3.1.1 Influência das Tensões no Comportamento em Fadiga

Os esforços atuantes nos trilhos podem ser classificados em verticais, longitudinais e transversais. Dentro dos esforços verticais inclui-se a carga transportada que é transferida através das rodas ao trilho, o movimento de trepidação (irregulariedades da via), força centrífuga vertical (massa excêntrica rodante). Nos esforços longitudinais tem-se a dilatação térmica dos trilhos, esforços devido a flexão, esforços oriundos do processo de soldagem dos trilhos, atrito entre roda e trilho e esforços de frenagem. Dentre os esforços transversais destaca-se a força centrífuga exercida pelas rodas nas curvas (Klein, 1995).

Os defeitos ou trincas transversais de fadiga tem como ponto de nucleação uma região bem específica do boleto. A ocorrência neste local é função da existência de inclusões não metálicas e da atuação de tensões trativas, aplicadas de forma cíclica.

Todas as tensões trativas que atuam sobre o boleto e que justificariam a nucleação e

propagação de trincas transversais de fadiga são tensões estáticas, tais como a tensão de linha, as tensões residuais provocadas pela deformação localizada causada pela pressão de contato roda/trilho e as tensões térmicas. Por não terem características cíclicas, não poderiam nuclear nem propagar trincas de fadiga, porém, as tensões passam a assumir estas características pela passagem das rodas sobre o trilho. O caráter cíclico ocorre porque a flexão imposta ao trilho, provoca compressão na região do boleto, que tende a anular as tensões longitudinais trativas a cada passagem de uma roda, propiciando assim condições para que ocorra a nucleação e propagação de trincas por fadiga.

A freqüência, a amplitude e a razão de carregamento com que este somatório de tensões são aplicadas sobre o trilho depende da velocidade da composição, da carga transportada por eixo, do fluxo de carga e das condições da linha. Estes fatores são característicos de cada ferrovia, sendo difícil identificar uma ordem de importância, visto que, algo que é crítico para uma ferrovia pode não ser para outra.

A nucleação de trincas de fadiga no boleto dos trilhos é um fato que chama a atenção, inicialmente porque o carregamento imposto ao trilho, pela passagem das rodas, provoca tensões compressivas nesta região e, segundo, porque no patim onde só atuam tensões trativas raramente nucleiam trincas.

Broek (1989), descreve claramente em seu livro, o mecanismo de atuação das tensões, justificando o surgimento de trincas de fadiga no boleto.

Quando da passagem das rodas sobre o trilho, este comporta-se como uma viga bi-apoiada, em flexão, sendo geradas tensões trativas no patim e compressivas no boleto. Nestas condições não seria possível ocorrer a nucleação de trincas de fadiga no boleto. No entanto, nas ferrovias soldadas continuamente, são transportadas cargas elevadas por eixo, que associadas ao efeito dinâmico podem atingir valores de alta magnitude, que são capazes de provocar deformações plásticas localizadas junto a superfície de rolamento, principalmente no início da vida útil dos trilhos. Quando ocorre o esmagamento da camada superior do boleto, com deformação plástica, a camada logo abaixo permanece dentro do regime elástico. Desta forma a camada subsuperficial elástica atua sobre a porção plastificada como se fosse uma mola, tentando fazê-la retornar a sua forma inicial, gerando assim tensões compressivas sobre esta região. Em contrapartida a região elástica irá ficar sujeita a tensões trativas porque tenderá a buscar o equilíbrio, e voltar ao seu estado inicial e será impedida pela região deformada.

As tensões que surgem devido a este mecanismo de deformação são chamadas de tensões residuais devido ao contato roda/trilho e podem variar de magnitude e localização, dependendo da carga, da área de contato roda/trilho e da região do boleto em que estas estão sendo aplicadas.

A existência de tensões trativas no boleto aliadas às tensões compressivas impostas pela flexão no instante da passagem de uma roda em um determinado ponto do trilho, faz com que ocorra a aplicação de um ciclo de carregamento. A alternância entre os valores trativos da tensão residual e os compressivos da flexão são condições básicas para que ocorram falhas por fadiga no boleto dos trilhos.

A figura 2.4 mostra, de forma qualitativa, as tensões compressivas no boleto, devido a flexão e trativas devido a deformação plástica da camada superficial, juntamente com o efeito cíclico devido a passagem das rodas.

As tensões residuais existentes no boleto são oriundas da deformação superficial causada pela pressão de contato roda/trilho. Stone, Marich e Rimnac (1980) mostram a existência da deformação plástica no material do trilho, com uma seqüência de metalografias feitas em diversas profundidades, a partir da superfície de rolamento em direção ao centro do boleto. A deformação plástica do material, devido as altas pressões de contato roda/trilho, fica evidente pela distorção das lamelas da perlita. A seqüência das fotos podem ser vista na figura 2.5.

As tensões residuais que surgem no boleto atuam nas três direções dos eixos de coordenadas do trilho. A deformação que ocorre no sentido vertical surge devido à carga vertical da roda, a deformação no sentido longitudinal, devido ao movimento de rolamento da carga sobre o trilho e a deformação transversal pelo movimento lateral das rodas, definindo a linha de contato sobre a superfície do trilho.

Com o passar do tempo as tensões residuais atingem valores elevados e, quando coincidem com as regiões onde existem inclusões ou alguma outra descontinuidade do material, haverá as condições favoráveis para a nucleação e propagação de trincas transversais de fadiga nos trilhos.

Devido a importância das tensões residuais é preciso quantificá-las para se ter a noção exata da sua influência no mecanismo de nucleação e propagação de trincas transversais de fadiga.

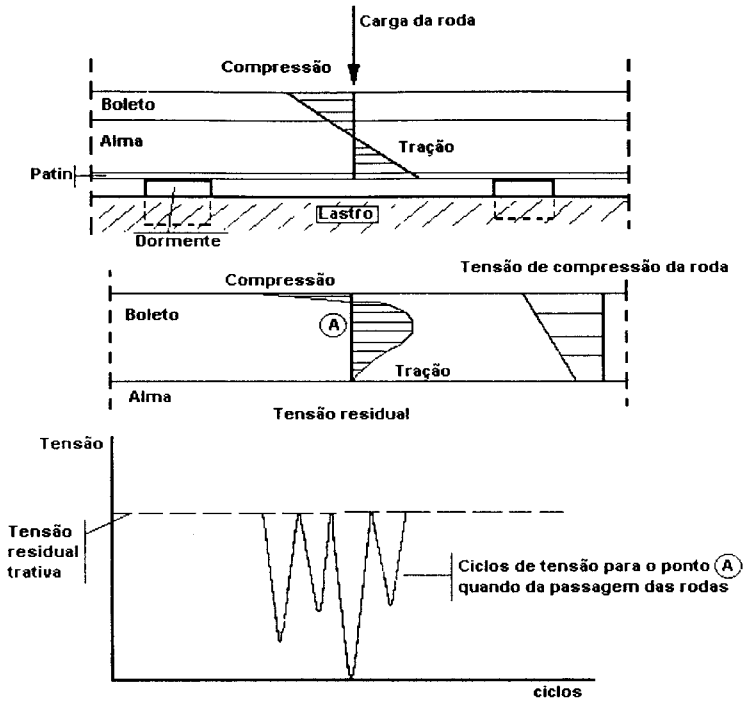


Figura 2.4 - Esquema de como é possível existir tensões trativas e cíclicas no boleto, (Broek, 1989).

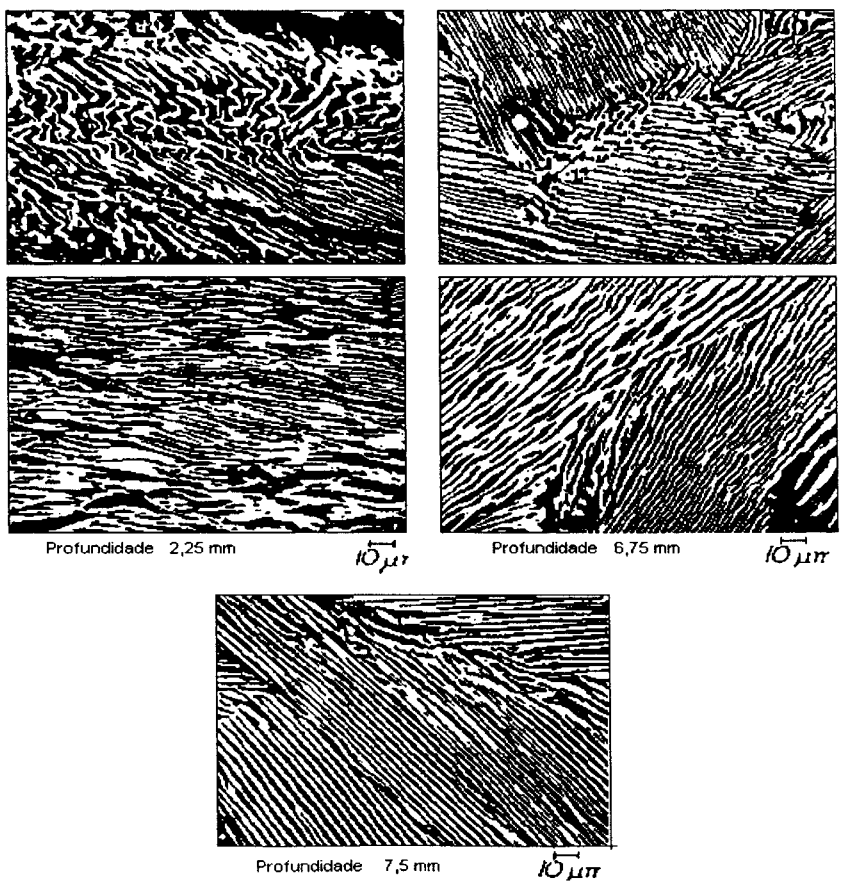


Figura 2.5 - Variação da deformação da perlita conforme a distância da superfície de rolamento, (Stone *et al*, 1980).

A maneira mais simples de verificar a existência de tensões residuais no boleto é fazendo-se o levantamento do perfil de durezas na seção transversal. O perfil de durezas pode comprovar a existência de uma região encruada, apresentando um perfil característico, com valores elevados na superfície de contato roda/trilho e caindo em direção ao centro do boleto. Conhecendo-se o mecanismo de formação de tensões residuais no boleto, pode-se associar a dureza com as tensões. Assim, quanto mais espessa for a camada e mais brusca for a transição entre a dureza da camada encruada e a dureza inicial do material, maiores serão os valores das tensões compressivas e trativas oriundas da deformação a frio.

Skinner e Judd (1981) e Steele (1991) fazem referência à variação de dureza no boleto com a posição de nucleação das trincas e a conseqüente existência de tensões residuais trativas no canto superior do boleto, no lado interno da linha onde ocorre, também, a fricção com o aro da roda. As figuras 2.6 e 2.7 mostram perfis de dureza e os relacionam com o local de iniciação de defeitos por fadiga.

Outra forma de se avaliar as tensões residuais que atuam no boleto é aplicar as técnicas de medição de tensões por extensiometria de resistência elétrica. Dentre as diversas técnicas, o método do furo e o método do seccionamento são os dois mais empregados nas análises de tensões residuais em trilhos ferroviários.

Para se fazer as medições é preciso escolher o plano adequado onde será feita a medição e verificar qual a melhor forma de dispor os extensômetros para obter a resposta mais eficiente do relaxamento das deformações quando do seccionamento ou furação do material analisado.

A medida que é feito o relaxamento das tensões, sejam elas residuais ou não, no material da peça, vai ocorrendo a deformação do material adjacente e, em conseqüência, esta deformação é imposta ao extensômetro pois este está colado a superfície do material analisado.

Com esta leitura é possível calcular o valor da tensão atuante e, também, mostrar qualitativamente o tipo de tensão, compressiva ou trativa, que foi relaxada.

Repetindo-se esta operação para diversos pontos de uma mesma superfície ou mesmo para superfícies logo abaixo, pode-se obter perfis de tensões que atuam no material e assim montar mapas que mostram a distribuição das tensões sobre a peça, no caso o boleto do trilho. Entretanto é preciso fazer algumas aproximações matemáticas para compensar os efeitos de um furo ou seccionamento sobre as novas medidas. As figuras 2.8 e 2.9 mostram

mapas de tensões medidos pelo método do seccionamento, feitos por Orringer (1992) e Rice (1981), respectivamente.

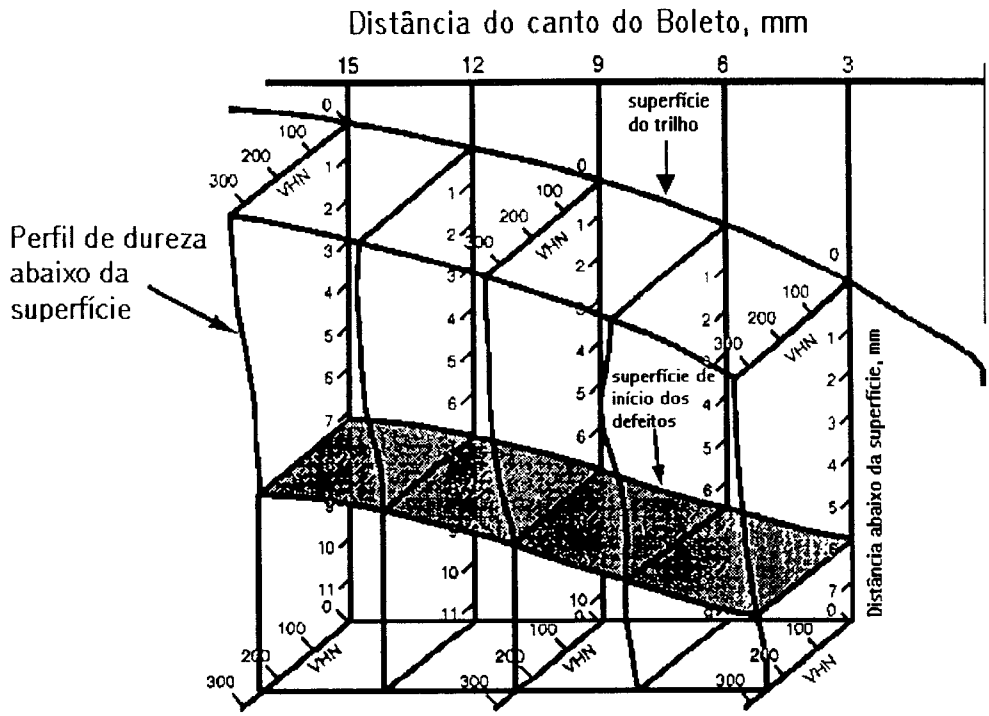


Figura 2.6 - Perfil de durezas mostrando a provável região de nucleação de uma trinca, (Steele, 1991).

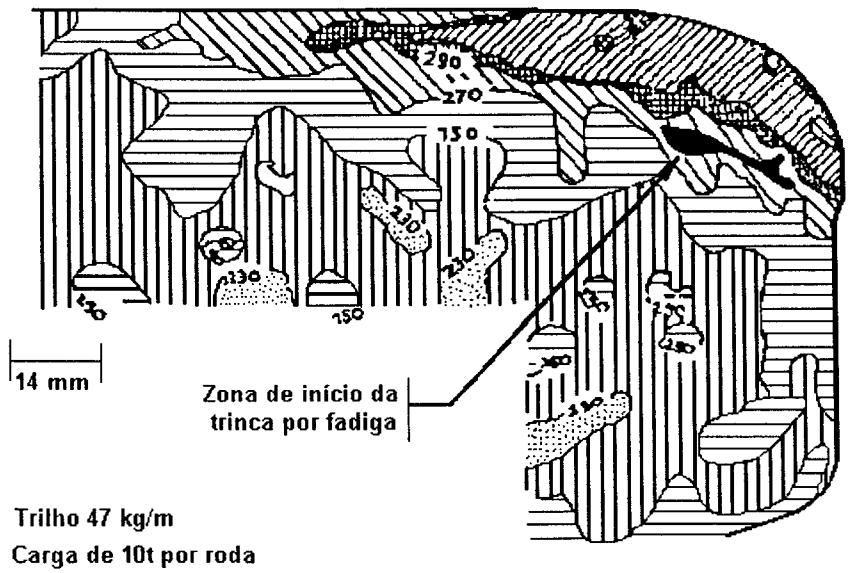


Figura 2.7 - Perfis de dureza da superfície transversal associado com o local de nucleação de uma trinca (Skinner e Judd, 1981).

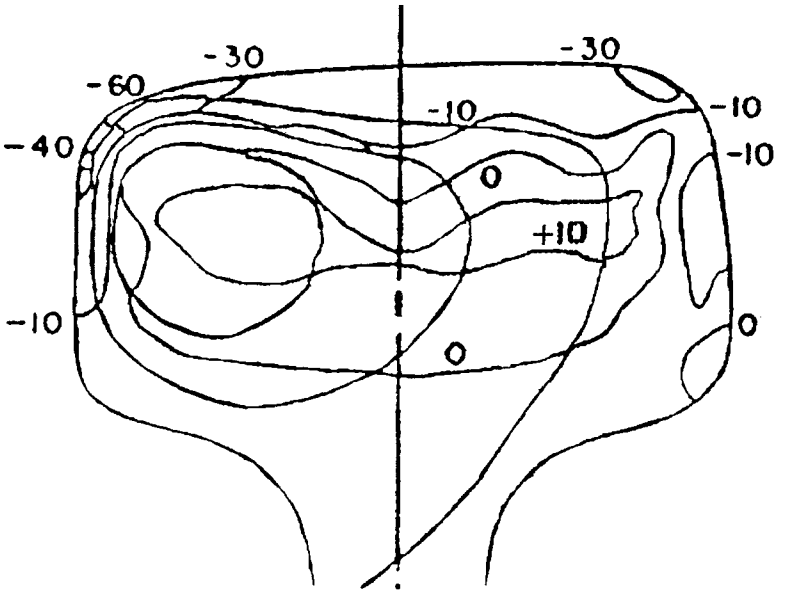


Figura 2.8 - Mapa da distribuição das tensões relacionado com o crescimento de uma trinca, feito pelo método do seccionamento, (Orringer, 1992).

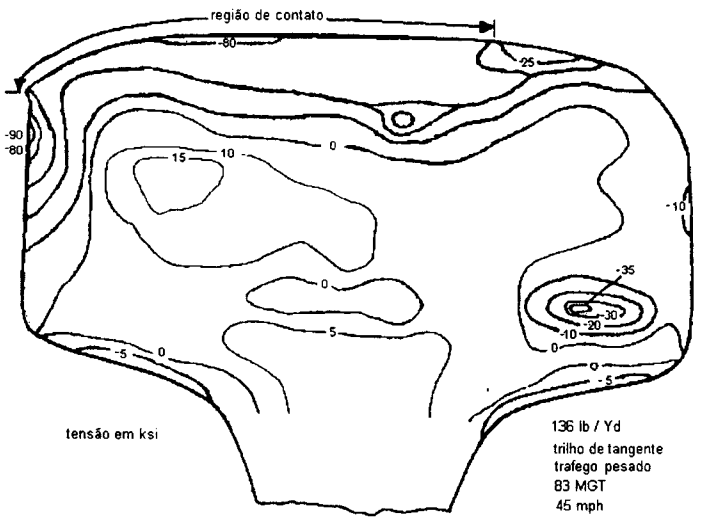


Figura 2.9 - Mapa da distribuição de tensões para um trilho do tipo136 RE, feita pelo método do seccionamento, (Rice, 1981).

Outra maneira para medir as tensões residuais que atuam nos trilhos, é através da utilização do método da difração de raios X. Este método permite a medição de tensões em pequenas profundidades. Desta forma, é preciso fazer várias medições para poder obter um perfil de variação de tensões como é o caso das tensões residuais que atuam no boleto. No boleto as tensões passam de compressiva para trativa numa profundidade aproximada de 10 milímetros, e as trativas atingem seu valor máximo a uma profundidade média de 15 milímetros.

Para fazer a avaliação das tensões a uma determinada profundidade é preciso remover as camadas já analisadas e, por ser um método bastante sensível, a remoção das camadas deve ser feita por meios não mecânicos, ou seja, por eletro-erosão ou decapagem química.

Como no caso da medição por extensômetros, é preciso empregar métodos matemáticos para compensar a influência das camadas removidas.

Medições feitas por Mair e Groenhout (1981) usando o método de difração de raios X, mostram a distribuição de tensões residuais próximo ao canto interno do boleto, como mostra a figura 2.10.

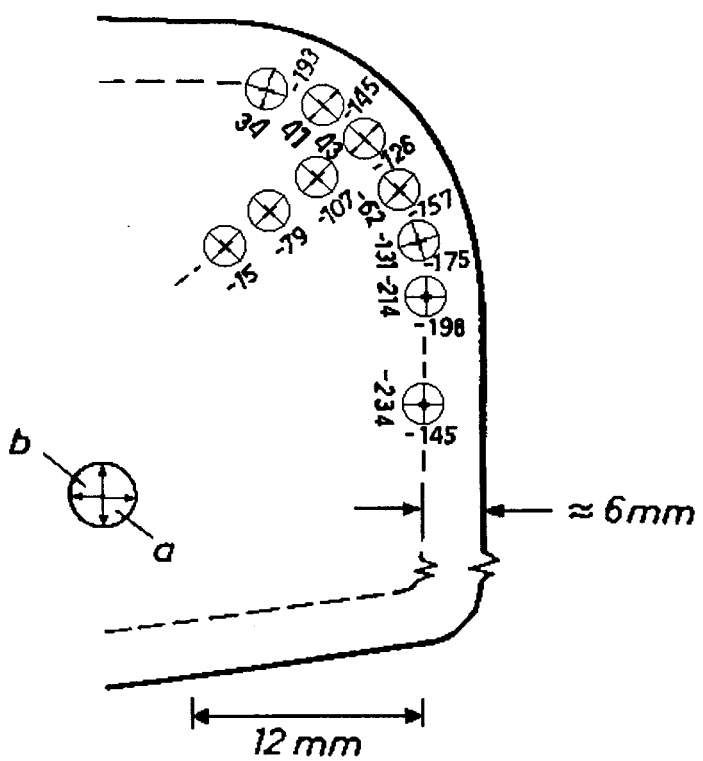


Figura 2.10 - Levantamento dos valores e da direção das tensões, feito pelo método da difração de raios X, (Mair e Groenhout, 1981).

Dentre as técnicas mais recentes de medição de tensões estão os métodos de difração de neutrons e a medição por ultra som. O método de difração de neutrons tem como principio básico aqueles da difração de raios X, porém tem sobre este uma vantagem: possibilita a medição das tensões em todo o volume da peça, sem que seja necessária fazer nenhuma remoção de material, corte ou furação. Desta maneira as tensões podem ser medidas na integra sem que sejam necessárias correções matemáticas para compensar a remoção de camadas. Este método, apesar de ter suas vantagens, esbarra na complexidade técnica e viabilidade econômica. A figura 2.11 apresenta algumas das medições efetuadas utilizando o método da difração de neutrons (Webster *et al*, 1988).

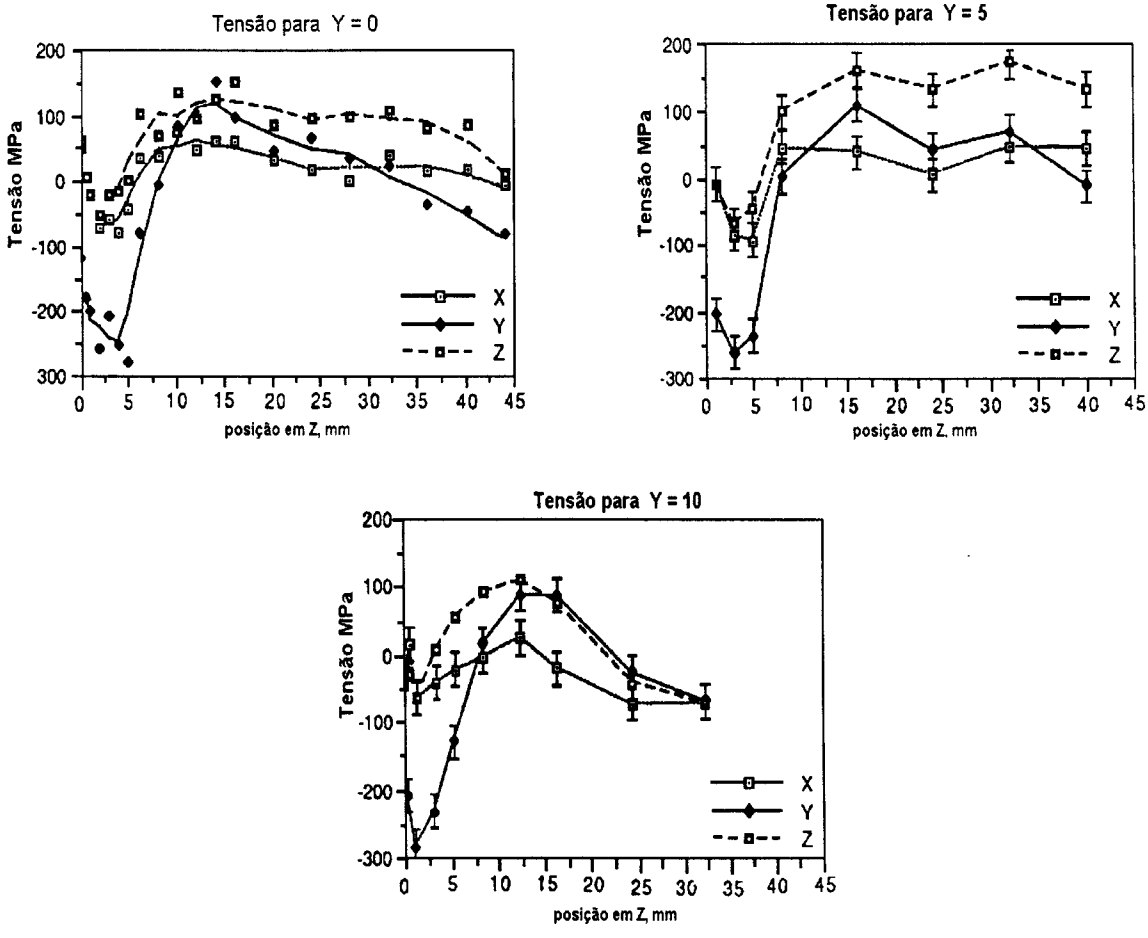


Figura 2.11 - Perfis de tensões, a partir da superfície de rolamento, feitos pelo método de difração de neutrons, (Webster *et al*, 1988).

O método de medição de tensões por ultra som também é não destrutivo e baseia-se na teoria de que a onda de ultra som, quando emitido em um material sob tensão, possui uma velocidade de propagação diferente do que em um material isento de tensões (Utrata, 1992). Este método permite a medição de tensões em campo, na linha, bastando para isso fazer a

calibração do sistema e obter a determinação das tensões existentes nos trilhos. O ponto interessante do desenvolvimento desta técnica é o fato de que a técnica de ultra-som é muito aplicada nas estradas de ferro e dominada pelas equipes de manutenção de linha, e também porque esta técnica permitiria a obtenção não somente das tensões residuais como também as tensões longitudinais da linha.

Outro tipo de tensão bastante importante que atua sobre uma linha férrea e que é decisiva para a ocorrência de trincas tranversais nos trilhos é a tensão térmica.

Nas estradas de ferro com linhas contínuas soldadas a variação de temperatura ambiente é de grande importância, porque, devido a ausência de juntas de dilatação, todo o alinhamento da linha é mantido por uma tensão trativa longitudinal que é imposta a linha pela diferença entre a temperatura de soldagem e a temperatura ambiente média na linha.

Na montagem da linha, toda as soldas aluminotérmicas devem ser feitas sempre com o trilho na temperatura especificada. A temperatura ideal para o trilho é estipulada durante o projeto e leva em consideração as estações do ano e a variação da temperatura entre dia e noite, ocorridas na região de implantação da ferrovia. A temperatura do trilho mais adequada para a soldagem é chamada de Temperatura Neutra e cada vez que esta não for obedecida ocorrerá uma variação no estado de tensões local da linha.

Montada a via, as oscilações da temperatura que ocorrem entre o dia e a noite, em relação a temperatura neutra de soldagem, provocam uma variação da tensão da linha, em função da contração e dilatação do trilho. Esta variação de tensões será cíclica com o passar dos dias, colaborando assim para a degradação do material dos trilhos por fadiga. No entanto Orringer *et al* (1988) constataram que em vias de transporte de cargas elevadas o efeito desta variação de temperatura nos trilhos, acumulados durante um ano inteiro, provoca sobre o material do trilho um efeito comparável a passagem de uma única composição. Desta forma os ciclos de fadiga oriundos da variação de tensão devido ao efeito dia/noite podem ser desconsideradas.

A influência da temperatura sobre a vida em fadiga terá maior efeito, quando esta estiver abaixo da temperatura neutra de soldagem, acarretando um acréscimo da tensão trativa da linha, provocando um aumento da amplitude de variação da tensão aplicada a cada vez que houver a passagem de uma roda da composição sobre o ponto considerado no trilho.

A grande influência da temperatura sobre a vida útil dos trilhos está relacionada com o atendimento da temperatura neutra de soldagem.

Em ferrovias, como a *Alliane Division of Bulington Northern* em Nebraska nos Estados Unidos, situada em uma região com grande variação de temperatura entre inverno e verão, é difícil executar soldas aluminotérmicas pois tanto durante o dia como a noite a temperatura não mantém-se igual a temperatura neutra. Nesta ferrovia durante o inverno as temperaturas chegam a cair até -9,4^{0}C e no verão atingem 46,1^{0}C.

Devido a esta variação, entre os meses de inverno e verão, em ferrovias com este problema deveriam ser adotadas duas temperaturas neutras. Para o caso desta ferrovia seria recomendado a temperatura neutra de 7,2 ^{0} C para o inverno, início de novembro a fim de junho, e 32 ^{0} C para o verão, início de julho a fim de outubro (Orringer *et al*, 1988). No caso do uso de duas temperaturas neutras, é preciso fazer um alívio de tensões em toda a linha a cada seis meses.

A combinação dos efeitos provocados pelas tensões térmicas são importantes pois propiciam maior facilidade para a propagação de trincas já existentes ou da nucleação de novas trincas. É comum nas ferrovias que as rupturas transversais nos trilhos ocorram a noite ou pelo amanhecer, quando as temperaturas são menores, aumentando a tensão trativa, comprovando assim a influência das tensões térmicas sobre a integridade dos trilhos.

O conjunto de tensões atuantes sobre o boleto e a forma da trinca são complexos fazendo com que o encaminhamento das fórmulas para o cálculo do tamanho crítico dos defeitos ou o valor de K_{IC} seja bastante complicado.

2.3.1.2 Influência das Inclusões sobre a Nucleação das Trincas

Associado ao processo de fabricação dos trilhos é comum a existência de inclusões não metálicas no material. Quanto a composição química e a morfologia das inclusões presentes nos aços de trilhos, estas podem ser endógenas, quando originadas à partir de impurezas inerentes a matéria prima tais como enxofre e fósforo, ou de elementos usados no processo de desoxidação como alumínio e silício ou podem ser exógenas, provenientes da erosão dos refratários e/ou do aprisionamento de escória no metal líquido. Ainda, podem ocorrer precipitados e de elementos de liga com baixa solubilidade no ferro alfa e ávidos por carbono como o nióbio e titânio.

Existem algumas teorias que procuram explicar a nucleação das trincas transversais. Chipperfield e Skinner (1981), após realizar análises em mais de 100 trilhos com este tipo de

defeito, propuseram uma teoria sobre a origem, os motivos da nucleação e a morfologia destes defeitos. A figura 2.12 apresenta, esquematicamente, esta teoria, onde uma inclusão ou um conjunto de inclusões com um comprimento e um diâmetro determinados, submetidos a um carregamento cíclico é capaz de crescer inclinado de aproximadamente 60^0 em relação ao eixo de coordenadas de forma plana até atingir uma certa dimensão e, então, passa a propagar seguindo o plano transversal ou horizontal, dependendo do estado de tensões predominante no local.

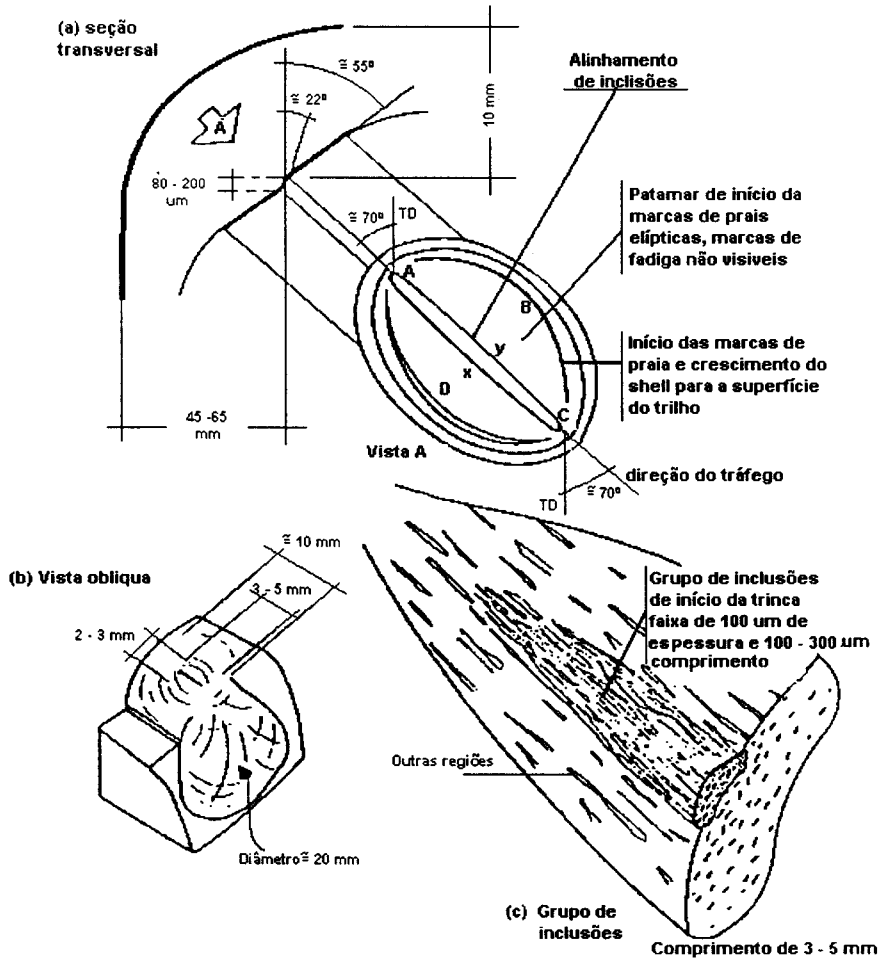


Figura 2.12- Esquema de como nuclearia uma trinca de fadiga em trilhos, (Chipperfield, Blicblau, 1982).

Marich, Cottan e Curcio (1978) utilizando uma máquina capaz de simular em laboratório algumas características existentes nas vias, puderam estudar melhor o mecanismo de nucleação de trincas transversais. desses estudos ficou constatado o que na realidade já vinha sendo observado, ou seja, as trincas nucleiam sempre em inclusões não metálicas ricas em cálcio ou alumínio e raramente em inclusões de sulfeto de manganês.

A figura 2.13 mostra uma fratura por fadiga do tipo transversal retirada da EFC, onde é possível observar todas as características também descritas por Skinner e Judd (1981) para este tipo de defeito.

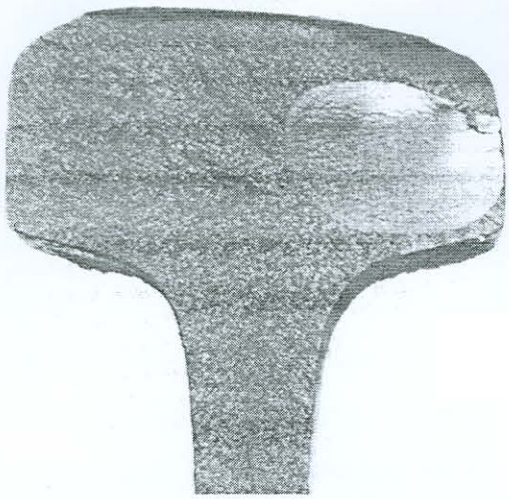


Figura 2.13- Superfície de uma fratura transversal por fadiga ocorrida na EFC, (Lamef, 1996).

Segundo Steeles, Rungta e Rice (1987) as trincas transversais tem a mesma morfologia descrita anteriormente e a sua nucleação também ocorre junto a inclusões não metálicas, porém com uma ressalva: as microtrincas iniciais dependem somente da forma e do tamanho das inclusões e não da sua composição química, indicando que as inclusões de sulfeto de manganês também podem dar origem a trincas transversais de fadiga.

Lankford (1977) e Leslie (1983), em revisões sobre o assunto, reiteram a teoria de que a composição química, o tamanho, a morfologia e a densidade das inclusões nos materiais dos trilhos são os fatores determinantes para o início das trincas transversais. Também confirmam que as inclusões de óxido são as mais deletérias, pois a diferença entre o coeficiente de dilatação destas e da matriz metálica, relacionado com a constante elástica da matriz, podem provocar tensões residuais bastante elevadas durante o processo de resfriamento após a laminação a quente, tensões estas que favorecem a nucleação das trincas.

Schmedders (1992) afirma que o efeito da diferença de coeficientes de dilatação é pequeno para os sulfetos, moderado para os silicatos e elevado para a alumina. Dentre os óxidos os mais danosos estão a corderita, alguns tipos de cálcio-aluminatos e a alumina.

Apesar da pequena influência do coeficiente de dilatação dos sulfetos em relação a matriz metálica, Suresh (1991) afirma que em aços de alta resistência, inclusões de sulfetos de manganês podem dar início às trincas de fadiga, pois os esforços aplicados podem

provocar o descolamento entre a inclusão e a matriz metálica. Desta maneira pode-se dizer que inclusões de sulfetos são potencialmente capazes de provocar a nucleaçãò de trincas transversais de fadiga.

Steele (1991) mostra resultados experimentais de G. J. Fowler, onde foram testados seis materiais de trilhos, em flexão rotativa, com seis diferentes níveis percentuais de área de inclusões, variando de 0,15% a 0,32%, sendo constatada a influência destas inclusões na nucleação de trincas.

Steele, Rungta e Rice (1987) mostram, também, a influência da maior ou menor quantidade de inclusões no material e qual é a relação custo benefício entre obter-se materiais mais limpos, de alta qualidade, e os gastos com manutenção e riscos de acidentes na via.

Shih e Araki (1973), a partir de seus experimentos, afirmam que as trincas nucleiam em inclusões, independente da composição, sendo importante a determinação do tamanho e forma limites destas inclusões em relação ao carregamento imposto.

2.4 Fadiga

Grande parte dos componentes estruturais de engenharia estão submetidos a ciclos repetidos de tensões, variáveis com o tempo, que são capazes de provocar alterações estruturais localizadas, permanente e progressiva no material, mesmo que estas tensões estejam dentro do regime elástico. A este fenômeno de degradação mecânica a que os materiais são submetidos em serviço chama-se de Fadiga. Atualmente 90% das falhas de componentes mecânicos submetidos a esforços cíclicos, que operam a temperatura ambiente, são causados por danos de fadiga.

Segundo a revisão bibliográfica feita por Suresh (1998) os primeiros estudos sobre o tema fadiga dos metais tem sido creditados ao engenheiro W. A J. Albert, na Alemanha em 1829, quando fez testes com um guindaste de mina de carvão. Contudo a primeira análise detalhada feita sobre a fadiga de metais ocorreu em 1842, motivada por um grave acidente ferroviário ocorrido nas proximidades de *Versailles*, onde houve a perda várias vidas humanas. Neste trabalho ficou apurado que a causa do acidente foi o rompimento, por fadiga, de um dos eixos da locomotiva.

Nesta época o interesse sobre o assunto fadiga aumentou devido a utilização de estruturas de ferro para a construção de pontes ferroviárias. Em 1849 o governo Britânico

propiciou condições para que Hodgkinson estudasse o fenômeno da fadiga em peças de ferro forjadas e fundidas usadas em estruturas de pontes ferroviárias, com o intuito de evitar acidentes causados por estes componentes.

Entretanto os primeiros estudos sistemáticos de investigação sobre fadiga foram feitos por A Wöhler, no período de 1852 a 1869, em *Berlim*, para a *Prussiam Railway Service*, motivado pela constante quebra de eixos de rodados de vagões ferroviários.

Na época já sabia-se da existência de um fenômeno chamado fadiga, porém era um mistério para os engenheiros o motivo pelo qual eixo dimensionados de acordo com os critérios de resistência estática, pelas normas existentes, vinham a falhar após um determinado tempo de uso, mesmo que estivessem operando em tensões abaixo das previstas. Outro fato que despertava o interesse era o fato de que testes feitos com o material dos eixos antes da entrada em serviço e após o rompimento, apresentavam os mesmos valores iniciais, ou seja, valores adequados de ductilidade e resistência mecânica.

Em seus testes Wöhler usou eixos de rodado em tamanho normal, submetidos a tensões axiais, torção e flexão. Uma vez que nestas condições os ensaios demoravam muito passou a testes com corpos de prova em escala reduzida, sendo que com estes conseguiu os melhores resultados na caracterização da resistência à fadiga dos materiais. Com o desenrolar das pesquisas e dos resultados obtidos, foi possível para Wöhler identificar e conceituar o processo de fadiga.

Nos ensaios com corpos de prova lisos, feitos por Wöhler, os resultados mostrados em um gráfico de tensão aplicada pelo número de ciclos suportados, plotados em escala logarítmica, mostram uma curva com característica assintótica ao eixo do número de ciclos. Isso caracteriza a existência de um limite de fadiga do material e que, abaixo dele, não ocorrerá a formação de defeitos de fadiga.

Em 1874 o engenheiro alemão H. Gerber começou a desenvolver métodos de projeto usando o conceito de limite de fadiga, deixando como contribuição o método de cálculo de vida em fadiga para diferentes níveis de tensões.

A partir daí a fadiga tornou-se alvo de maior atenção, mesmo porque o avanço tecnológico desenvolveu uma infinidade de equipamentos sujeitos a carregamentos cíclicos e a vibrações. Apesar dos estudos incessantes desenvolvidos, mesmo no século XX, principalmente nas décadas de 40 e 50, a ocorrência de acidentes com os aviões *Comet* e os navios *Liberty*, incentivou o desenvolvimento de pesquisas mais aprofundadas. Foi somente a partir da década de 60, com os trabalhos feitos por Paris, que os conhecimentos sobre fadiga

passaram a ter uma maior aplicação prática para grandes estruturas, principalmente nas indústrias aeronáutica, nuclear e de estruturas *off-shore*.

2.4.1 Processo de Iniciação e Propagação de Trincas

Uma falha por fadiga é sempre perigosa porque ocorre sem que haja deformação plástica aparente, não oferecendo indício prévio de que a falha irá ocorrer. A fadiga dá origem a uma fratura de aspecto frágil, sem a existência de deformação macroscópica. Analisando-se a superfície da fratura pode-se dizer que ela é quase sempre normal a direção da tensão principal de tração que atua no componente.

O aspecto de uma fratura por fadiga é bem característica e peculiar, sendo possível identificar duas regiões bem distintas: uma bastante lisa correspondente a propagação da trinca por fadiga propriamente dita, e outra, rugosa, que representa a propagação instável da trinca. Devido a esta característica é possível estabelecer com certeza o ponto de origem da fadiga, pois na região lisa da fratura existem marcas superficiais concêntricas, denominadas de marcas de praia, onde o centro é o ponto de nucleação da trinca (Reed-Hill, 1982). A figura 2.14 apresenta um esquema de uma superfície de fratura onde pode-se ver as zonas de propagação por fadiga, com as marcas de praia, e a instável, com aspecto rugoso.

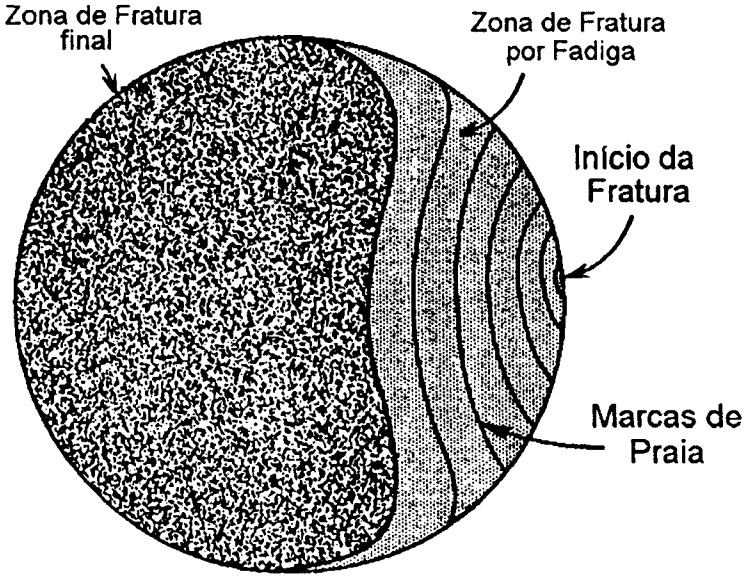


Figura 2.14 - Esquema gráfico representando as regiões distintas de uma fratura que ocorre por fadiga (Reed-Hill, 1982).

Dentro das características do processo de fadiga é definido que esta divide-se em quatro etapas distintas. A primeira é a iniciação da trinca, fase em que ocorre o desenvolvimento do dano cíclico inicial, os quais podem ser removidos através de tratamento térmico adequado. A segunda é do crescimento em bandas de deslizamento ou criação de microtrincas, fase do aprofundamento da trinca inicial nos planos de alta tensão de cisalhamento. Esta fase tem como característica que a trinca cresce a um ângulo de 45° em relação a direção principal de carregamento, dando origem ao dano inicial. A terceira é a do crescimento nos planos de alta tensão de tração, fase de crescimento da trinca, até atingir o tamanho crítico, segundo a direção normal a da aplicação do carregamento máximo, também identificada como propagação macroscópica. Esta fase é importante pois pode ser caracterizada pela mecânica da fratura. A quarta e última, é a de instabilidade, onde a peça com uma trinca de tamanho crítico não suporta mais o carregamento e rompe catastroficamente.

A origem de uma trinca de fadiga pode estar em um minúsculo defeito superficial, tal como um risco de usinagem ou pites de corrosão, em defeitos metalúrgicos como inclusões não metálicas ou ainda em cantos vivos e entalhes nas peças, que agem como concentradores de tensões, propiciando o surgimento de um pico de tensão localizado capaz de promover condições de nucleação de trincas. Nucleada a trinca esta irá propagar até que a seção remanescente da peça não for mais capaz de suportar o esforço aplicado, provocando a ruptura da mesma.

A utilização de corpos de prova polidos nos ensaios para a determinação do limite de fadiga visa diminuir a possibilidade da trinca iniciar a partir de irregularidades da superfície e ter a certeza de que o defeito irá nuclear em função da aplicação cíclica da carga possibilitando, assim, estudar o mecanismo de nucleação das trincas junto a superfície.

O processo cíclico de carregamento provoca, na superfície, a formação de micro irregularidades com a forma de pequenos ressaltos e reentrâncias, denominados de microintrusões e microextrusões, conforme pode ser visto na figura 2.15.

Quando estes micro defeitos atingem um certo tamanho passam a comportar-se como concentradores de tensões tornando-se potenciais pontos de nucleação de trincas. A figura 2.16 mostra uma trinca de fadiga tendo como início uma micro saliência na superfície da peça. Neste estágio a propagação da trinca ocorre em uma faixa muito estreita, alcançando apenas alguns poucos diâmetros de grão, a uma taxa da ordem de ângstrons por ciclos.

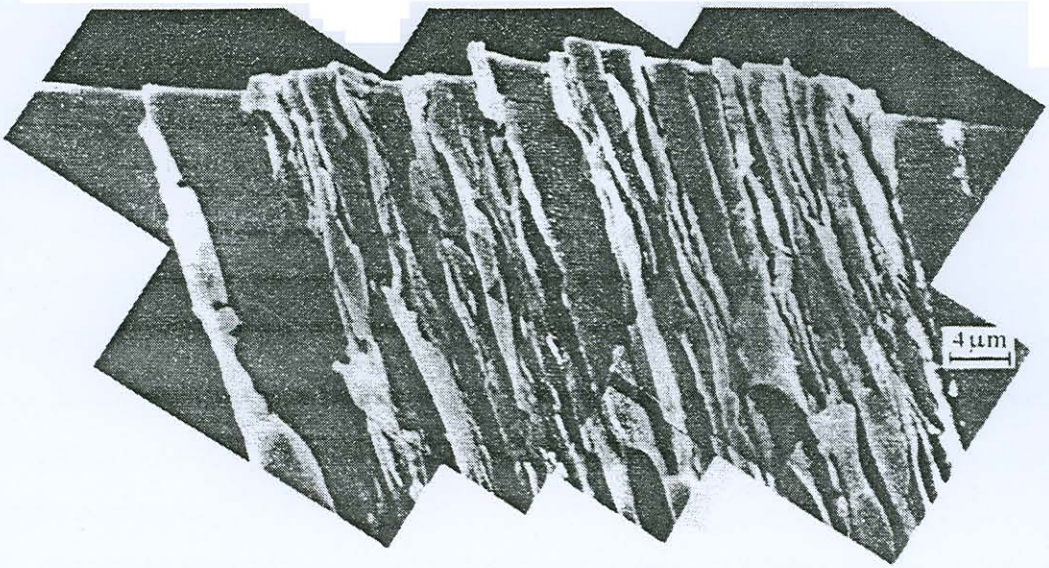


Figura 2.15 - Superfície de um cristal de cobre fadigado a temperatura ambiente, mostrando a região que apresenta micro intrusões e micro extrusões, (Suresh, 1998).

Figura 2.16 - Corte transversal mostrando uma trinca propagando a partir de uma região com micro intrusões e micro extrusões, (Suresh, 1998).

Quando a propagação da trinca passa da etapa dois para a três a taxa de crescimento passa a ser maior indo para a faixa de microns por ciclo. Nesta fase a superfície da trinca apresenta um aspecto característico, detectado a elevados aumentos, que ocorre devido a formação de pequenas rugas ou estrias. Cada uma destas estrias corresponde a um avanço da

frente de propagação da trinca, sempre em um plano normal a direção de aplicação da máxima tensão de tração, que pode ser associada a um ciclo de carregamento.

A existência de microestrias na superfície de fratura de uma trinca, é um grande indicativo que a trinca propagou pelo mecanismo de fadiga, pois as estrias possuem afastamentos na ordem de microns, o que é impossível de produzir por qualquer processo mecânico de usinagem conhecido. Entretanto, segundo Beachem e Yoder (1973) e Fé (1992), é possível que ocorram o aparecimento de estrias parecidas com as de fadiga em processos de ruptura dúctil em que o alinhamento de pequenas ondulações (*serpentine glides*) criam o aspecto de estrias ou mesmo em superfícies de fraturas por corrosão sob tensão, onde planos cristalográficos ou repetidas formações e quebras de camadas protetoras dão o aspecto de estriações na fratura.

Uma série de modelos foram propostos para explicar a formação das estrias de fadiga, sendo que a teoria lançada por Laird e Smith, é uma das mais aceitas. Inicialmente propuseram que o mecanismo de estriação dava-se de uma forma totalmente dúctil e formava-se durante a solicitação de tração. Após a realização de inúmeros ensaios viram que na realidade, os sulcos eram formados por ocasião do carregamento compressivo ou descarregamento que ocorre antes de uma nova solicitação trativa.

Estas constatações levaram Laird (1967) a apresentar um novo modelo de propagação de trinca que chamou de Propagação pelo Processo de Cegamento Plástico, o qual é mostrado na figura 2.17 de forma esquemática.

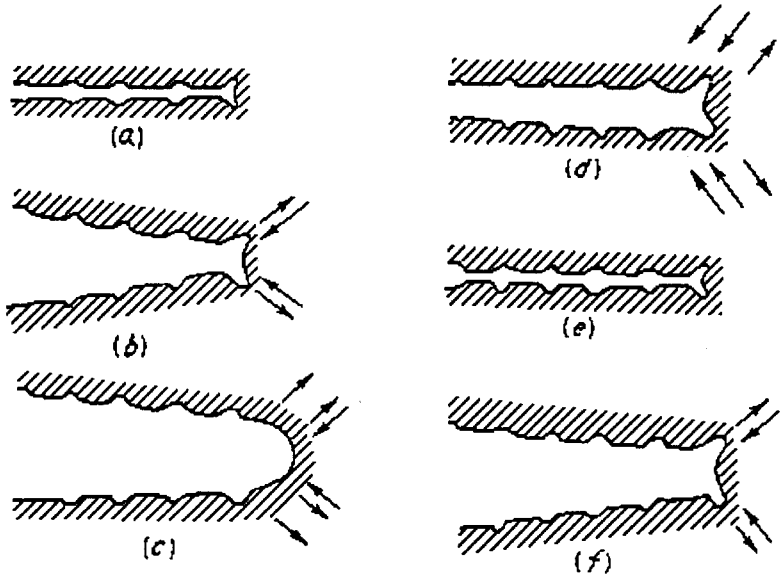


Figura 2.17 - Representação gráfica das etapas de formação de estrias de fadiga, (Laird, 1967).

Na figura 2.17, a etapa *a* corresponde a trinca ainda não solicitada. Com a aplicação de um esforço trativo ocorre a concentração de deslizamentos ao longo dos planos que fazem 45° com o entalhe duplo da ponta da trinca, visto na etapa *b*. Quando a solicitação de tração atinge seu valor máximo ocorre o arredondamento da ponta da trinca ou o chamado cegamento, etapa *c*. Na etapa *d* ocorre a inversão do carregamento passando a ter solicitação de compressão ou o descarregamento da tração e as direções de deslizamento das extremidades da trinca são invertidas, fazendo com que a nova superfície da trinca, formada em tração, seja forçada para o plano inicial da trinca, Na etapa *e* a trinca esta na mesma posição da etapa *a*, formando novamente o pequeno entalhe duplo na ponta da trinca.

Assim o avanço da trinca ocorre na máxima carga trativa com o cegamento da ponta da trinca enquanto que a formação da estria ocorre por ocasião do descarregamento ou solicitação de compressão quando há o reaguçamento da ponta da trinca.

Cabe ressaltar a diferença entre estas estriações, que só são observadas com o uso de microscópio eletrônico, e as marcas de praia observáveis a vista desarmada. Marcas de praia representam períodos de milhares de ciclos de carregamento, ou seja, milhares de estrias de fadiga. As marcas de praia podem ser oriundas de mudanças na magnitude de carregamento, da freqüência de carregamento ou da oxidação da superfície da trinca, dependendo das condições do ambiente de trabalho.

Hertzberg (1988) mostra a superfície de um corpo de prova, figura 2.18, onde são vistas marcas de praia referentes a mudanças da magnitude da amplitude de carregamento imposto durante o ensaio. As marcas claras, neste caso, correspondem aos blocos de carregamento mais brandos e as marcas mais escuras correspondem aos blocos de carregamento mais severos e a diferença de tonalidade entre as bandas de propagação da trinca estão associadas a diferença no tamanho da zona plasticamente deformada na ponta da trinca que torna mais ou menos uniforme a superfície da trinca. Isto possibilita a identificação da mudança no carregamento imposto ao corpo de prova e permite, após a ruptura, deste a medição do comprimento do acréscimo da trinca para cada bloco de carregamento.

São as marcas de praia que primeiro dão indícios de que uma fratura teve a propagação de uma trinca por fadiga. Na literatura específica sobre o assunto, é possível encontrar mapas de identificação do tipo de solicitação que estava atuando sobre um componente rompido em serviço, mediante a comparação das marcas de praia da peça com os mapas.

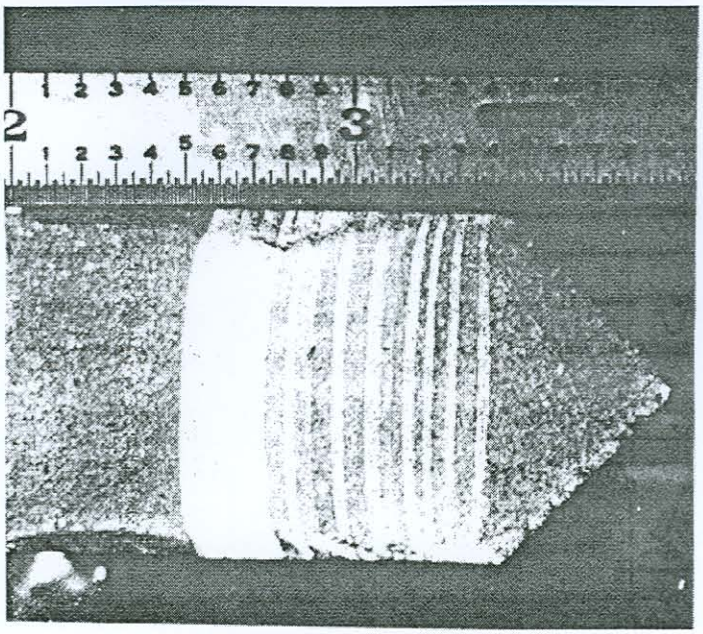


Figura 2.18 - Marcas de praia mostrando a diferença na amplitude de carregamento, (Hertzberg, 1988)

2.4.2 Natureza dos Ciclos de Fadiga

Dentro do estudo sobre fadiga, além do entendimento do mecanismo de iniciação das trincas é importante também identificar os tipos de solicitações que estão atuando sobre o componente mecânico e as características físicas do componente tais como: material de que é feito, fatores geométricos e do ambiente no qual está atuando.

Basicamente os tipos de solicitações que atuam sobre os componentes mecânicos podem ser alternados, repetidos, flutuantes ou aleatórios, conforme pode-se ver na figura 2.19.

As solicitações alternadas puras são as que possuem a tensão média igual a zero e as tensões mínima e máxima são iguais em módulo, sendo convencionado que tensões trativas são positivas e tensões compressivas negativas. A forma cíclica como é feita a solicitação sobre o componente pode ser de várias maneiras, sendo as mais comuns a senoidal, a triangular e a dente de serra. A senoidal é a forma mais simples de ser aplicada sobre um corpo de prova porque é o tipo de carregamento resultante da flexão rotativa, o mesmo normalmente empregado para a determinação das curvas de Wöhler. Em serviço a forma

senoidal pode ser encontrada em eixos que trabalham com velocidade constante e sem ocorrência de picos de carga.

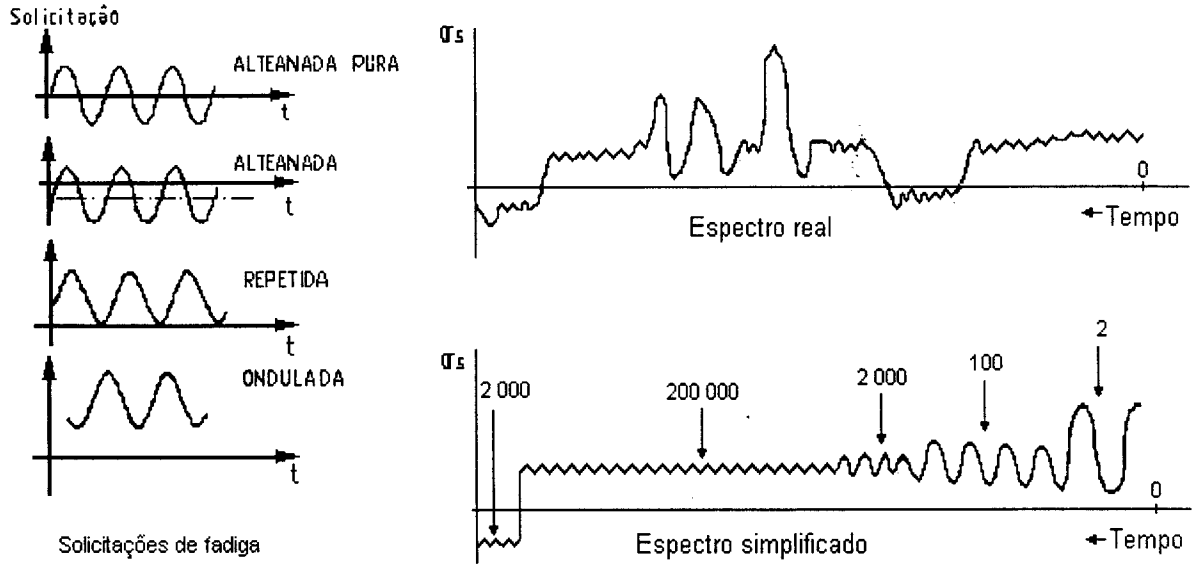


Figura 2.19 - Representação dos tipos de solicitações mais comuns em fadiga, (Branco 1986).

As solicitações alternadas são aquelas em que a tensão média é diferente de zero e as tensões são diferentes em módulo e tensão máxima é compressiva e a tensão mínima é trativa. As solicitações repetidas são aquelas onde a tensão mínima é igual a zero.

As tensões flutuantes são aquelas em que o valores máximos e mínimos são diferentes, sendo ambas trativas. Na forma flutuante de aplicação das tensões é importante conhecer os valores da tensão média, da tensão alternada e da variação da tensão que são definidas nas seguintes equações, 2.1, 2.2, 2.3,

$$\sigma_m = (\sigma_{max} + \sigma_{min})/2 \tag{2.1}$$

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \tag{2.2}$$

$$\sigma_a = (\sigma_{max} - \sigma_{min})/2 \tag{2.3}$$

As tensões aleatórias são as mais comuns de serem encontradas nos componentes mecânicos em serviço e são as mais difíceis de serem avaliadas. Entretanto, para fins de

estudos, elas podem ser decompostas em blocos dos dois tipos anteriormente citados, de tal forma que permitam a reprodução dos efeitos sobre o componente.

Para caracterizar as tensões que atuam sobre os componentes solicitados de maneira flutuante ou aleatório é importante, também, identificar os parâmetros R e A definidos pelas equações, 2.4 e 2.5,

$$R = \sigma_{min} / \sigma_{max} \tag{2.4}$$

$$A = \sigma_a / \sigma_m \tag{2.5}$$

As curvas de Wöhler são obtidas graficando os dados experimentais obtidos através de ensaios que, na sua grande maioria, são obtidos usando flexão rotativa. Nestas curvas são plotados os valores da tensão nominal aplicada pelo número de ciclos que o corpo de prova leva até a ruptura, sendo este normalmente plotado em escala logarítmica.

As tensões usadas para formar as curvas podem ser a σ_a , σ_{max} , σ_{min} e $\Delta\sigma$, sendo que, na execução dos ensaios, deve-se definir quais dos parâmetros (σ_m , R ou A) será mantido constante.

Devido as características do processo de formação do defeito e da propagação deste, os ensaios de fadiga apresentam uma dispersão razoável nos valores obtidos do número de ciclos de carregamento para que ocorra a ruptura. Devido a isso recomenda-se que, para determinar-se uma curva, sejam necessários no mínimo de 8 a 12 corpos de prova, (Dieter 1986).

Considerando a vida em fadiga e o limite de fadiga de um material como sendo um valor estatístico, é necessário raciocinar em termos de probabilidade de ocorrência de uma falha por um determinado número de ciclos de solicitações. A figura 2.20 ilustra, esquematicamente, como ocorre a distribuição dos pontos resultantes de ensaios para um determinado valor de tensão constante. Quando são realizados ensaios para determinação do limite de resistência à fadiga de um material deve-se ter em mente que cada amostra possui seu próprio valor para o limite de fadiga. Este valor leva em consideração inúmeros fatores inerentes a amostra, que podem ser decisivos para a performance do corpo de prova, podendo ou não estar presente no ensaio seguinte e, por ser um ensaio destrutivo, não permite que um corpo de prova venha ser novamente ensaiado.

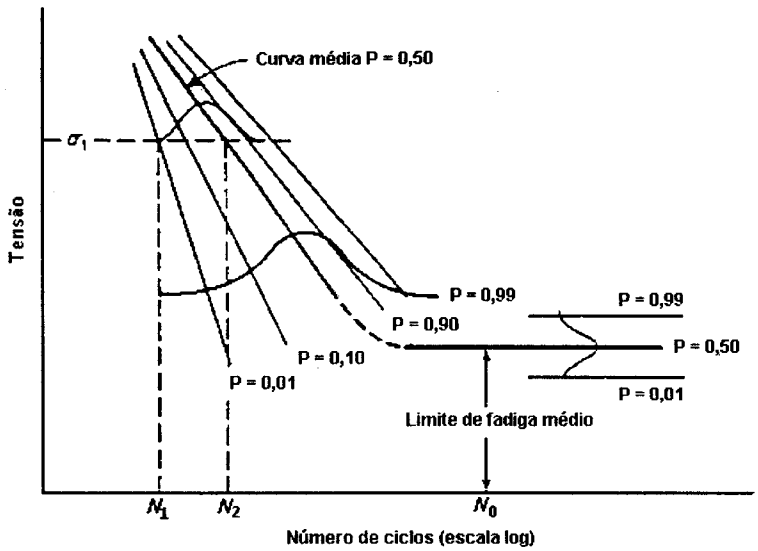


Figura 2.20 - Representação estatística dos dados de fadiga, (Dieter, 1986).

Quando a determinação do limite de fadiga é feita com o valor de $\sigma_{médio}$ diferente de zero é possível utilizar dois métodos diferentes de apresentação dos resultados, sendo um utilizando o valor de $\sigma_{médio}$ e o outro o valor de R como constante. Nestes ensaios quando é usado $\sigma_{médio}$ como constante, é recomendado que o gráfico deva ser feito com a tensão alternada e o número de ciclos e, para ensaios com R constante, deve-se graficar a tensão máxima e o número de ciclos. A figura 2.21 mostra dois gráficos, um feito usando R e outro usando $\sigma_{médio}$ como constantes, sendo possível identificar as diferenças entre eles na representação do limite de fadiga. Dentro de cada gráfico é possível ver a diferença entre as curvas ao analisar os diferentes valores dos parâmetros adotados como constante.

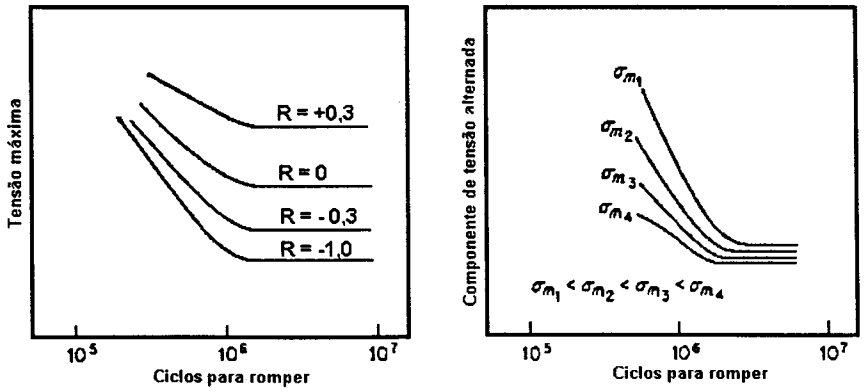


Figura 2.21 - Dois métodos de representar os dados de fadiga quando a tensão média não é zero, (Dieter, 1986).

Na maioria dos casos os valores do limite de fadiga são obtidos a partir de corpos de prova definidos por normas, possuindo a superfície polida e ensaiados por flexão rotativa. Para a aplicação dos resultados destes ensaios em projetos ou avaliação do dimensionamento de elementos de máquinas ou componentes estruturais é necessário a correção destes valores uma vez que deve-se levar em consideração as diferenças geométricas, o tipo de solicitação, o acabamento superficial e outros aspectos que separam a aplicação prática dos ensaios em laboratório e que podem vir a comprometer a vida útil das peças. O valor do limite de fadiga multiplicado pelos valores destas correções deve ser adotado como sendo o novo limite de fadiga para aquelas condições.

Segundo Branco, Fernandes e Castro (1986), com relação ao tipo de carga aplicada utiliza-se um fator de correção C_1 que varia de *zero* a *um*, dependendo da solicitação aplicada. Para a flexão rotativa é considerado um, para a as solicitações axiais o valor será de aproximadamente 0,85 e para solicitações em torção o valor cai para 0,58.

- C_2 é o fator de correção usado para levar em consideração o tamanho da peça. O valor de C_2 pode ser obtido na literatura em forma de gráficos onde é apresentado em valores de *zero* a *um*, diminuindo seu valor a medida que aumenta o volume da peça, ou seja, o valor do limite de fadiga vai diminuindo a medida que aumenta o tamanho do componente.

- C_3 é o fator de correção que leva em consideração o tipo de acabamento superficial da peça. Os valores de C_3 levam em consideração os valores da concentração de tensões ocasionado pelo acabamento superficial, a alteração das propriedades físicas da camada superficial e eventuais tensões residuais introduzidas pelos processos de acabamento da peça.

- O valor de C_4 é usado para corrigir o valor do limite de fadiga para determinados casos particulares tais como defeitos internos, ambiente de serviço, problemas de corrosão, anisotropia ou temperatura de trabalho.

Considerando todos estes valores de correção que devem ser avaliados, o valor do limite de fadiga, $\sigma^c{}_f$, para um caso em estudo deve então ser definido

$$\sigma^c{}_f = \sigma_f * C_1 * C_2 * C_3 * C_4 \qquad (2.6)$$

Outro fator que altera o limite de fadiga para uma peça, e deve ser levado em conta, é a presença de descontinuidades na superfície, tais como, rasgos, estriações, entalhes, chavetas, furos e outros que agem como concentradores de tensões. O valor do fator de concentração de tensões para a fadiga, k_f, é um dado definido em função do fator de concentração de tensões de solicitação estática k_t e do índice de sensibilidade ao entalhe q.

$$k_f = 1 + q * (k_t - 1) \qquad (2.7)$$

A influência do fator de concentração de tensões sobre o limite de fadiga de uma peça pode ser claramente observada na figura 2.22, onde a variação do raio de um entalhe muda consideravelmente o valor do limite de fadiga.

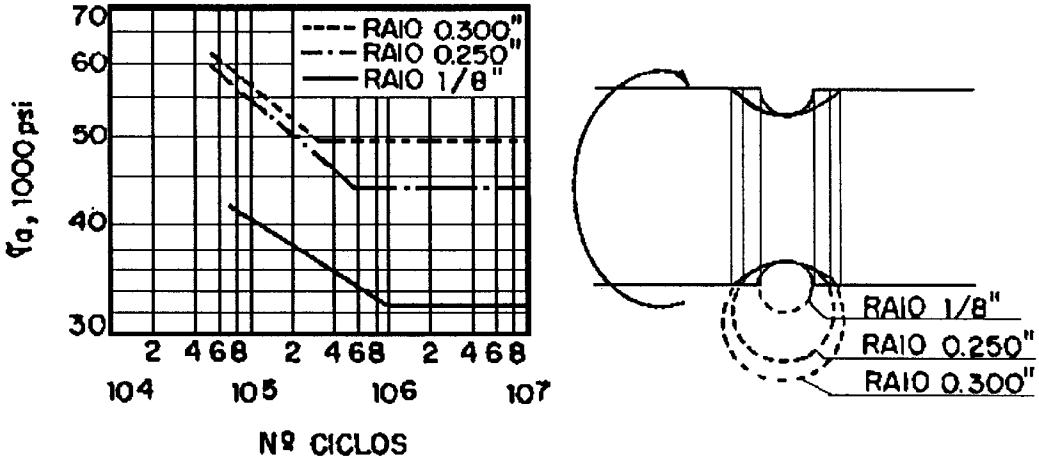


Figura 2.22 - Influência do raio de concordância em um eixo sobre o desempenho em fadiga, (Cetlin; Silva, 1980).

2.5 Mecânica da Fratura

Com o advento da revolução industrial houve uma grande evolução na produção de aço, aumentando a sua disponibilidade e viabilizando o seu emprego como material estrutural. Devido a maior ductilidade deste material surgiu a possibilidade de projetos onde a estrutura estivesse sujeita a esforços de tração, dando maior liberdade aos projetistas.

Em 1892, na primeira edição de seu seus textos sobre elasticidade, Love dizia que as condições para que ocorresse a ruptura de uma estrutura era vagamente compreendida. Dentro desta filosofia os projetistas da época aplicavam altos valores de coeficientes de segurança, tentando minimizar a ocorrência de falhas.

Por volta de 1913 Inglis comprovou a existência da influência de concentradores de tensões quando tensões são aplicadas em componentes com descontinuidades, comprovando

também a influência da geometria destes concentradores de tensões, estipulando a existência de um fator de concentração de tensões.

Em 1920 as teorias sobre a fratura de materiais avançaram bastante com os trabalhos de Griffith, com os quais pode-se concluir que, quanto maior for o volume de material maior será a possibilidade da existência de defeitos internos e, em consequência, menor será a resistência à tração para este material. Griffith em seus estudos associou a teoria de Inglis para a propagação instável das trincas com a primeira Lei da Termodinâmica e formulou uma teoria para a propagação de trincas baseado no balanço de energia.

Nesta teoria Griffith diz que uma trinca torna-se instável, isto é: ocorre a fratura, quando a energia de deformação, que é responsável pelo incremento do crescimento da trinca, supera a energia superficial de formação de duas novas faces da trinca. Devido a este importante trabalho e do consequente avanço que propiciou este estudo, Griffith é considerado o pai da Mecânica da Fratura.

A Mecânica da Fratura deixou de ser curiosidade científica para tornar-se uma ferramenta de engenharia durante a Segunda Guerra Mundial, motivado pelos problemas que ocorreram com os navios *Liberty*, principalmente após uma sequência de acidentes, onde cerca de 400 dos 2700 navios fabricados fraturaram, sendo que 90 destes acidentes foram graves, com perda total em 20 destes, sendo que em 10 casos o navio rompeu em duas metades. Face a essa ocorrência os pesquisadores do *Naval Research Laboratory* em *Washington* passaram a estudar o assunto com maior profundidade criando os alicerces da Mecânica da Fratura (Godefroid, 1995).

No período pós guerra várias modificações foram propostas à teoria de Griffith, com a finalidade de aumentar a aplicabilidade desta teoria a casos práticos. Nesta época a Mecânica da Fratura foi aplicada a vários casos, como o dos aviões a jato *Comet* que tinham problemas de projeto e acarretaram vários acidentes catastróficos, com muitas vítimas.

Na década de 60 a Mecânica da Fratura recebeu contribuições de grande relevância, como as dadas por Paris, que estudou a propagação de trincas aplicando os conceitos da mecânica da fratura. Outra contribuição valiosa foi feita por Wells que aplicou a Mecânica da Fratura a materiais dúcteis levando ao desenvolvimento do parâmetro de deslocamento da abertura da ponta da trinca, conhecido por CTOD (*crack tip opening displacement*).

Neste período Rice desenvolveu o método da integral J, que é outro parâmetro para caracterizar o comportamento não linear à frente da trinca. Tomando como premissa que deformação plástica pode ser idealizada como sendo uma deformação elástica não linear ele

foi capaz de generalizar a taxa de liberação de energia para materiais com comportamento tensão/deformação não lineares

Durante a década de 70 várias indústrias como a de reatores nucleares, a aeroespacial, a de prospecção de petróleo e de plataformas *off-shore* desenvolveram manuais de projeto usando as técnicas de CTOD ou a Integral J (PD 6493-BS; ASME;..).

A mecânica da fratura tem como objetivo dar respostas quantitativas para problemas específicos relacionados com a presença de trincas em componentes sujeitos a tensões. As trincas podem crescer com o tempo por inúmeras causas, fazendo com que a resistência dos componentes decresça, chegando a um ponto em que não suporte mais a tensão aplicada e venha a ocorrer a fratura do componente em serviço.

2.5.1 Mecânica da Fratura Aplicada à Fadiga

Paris e seus colaboradores foram os responsáveis pela introdução da Mecânica da Fratura nos estudos de propagação de trincas por fadiga quando, na década de 60, propuseram uma equação que era capaz de descrever a propagação de uma trinca de fadiga.

A partir daí ocorreu um desenvolvimento notável na aplicação destes conceitos e atualmente, com a metodologia de danos permissíveis, vem sendo largamente utilizados. Estes métodos permite evitar falhas em componentes com defeitos porque mantém sob controle o crescimento das trincas, propiciando uma programação de tal forma que o tamanho do defeito não alcance o valor crítico antes de uma inspeção programada ou a troca do componente.

Para que este avanço tecnológico tenha ocorrido foi preciso entender e quantificar o crescimento de trincas em serviço. A avaliação das características das trincas de fadiga e o conceito do fator de intensidade de tensões da Mecânica da Fratura Linear Elástica foram de grande utilidade para a descrição e análise teórica deste fenômeno e também na aplicação a resolução de problemas práticos de engenharia.

O conceito do fator de intensidade de tensões pode ser aplicado ao estudo da propagação de trincas de fadiga porque, normalmente, o tamanho da zona plastificada junto a ponta da trinca é muito pequeno não comprometendo as análises e enquadrando-se aos requisitos da Mecânica da Fratura Linear Elástica.

Em fadiga o valor de K varia a cada instante, devido a variação cíclica da tensão aplicada e ao incremento do comprimento da trinca. Assim a cada instante existe um valor para K que mede o campo de tensões na ponta da trinca.

Paris em seus estudos verificou que a variação externa da tensão, de um valor σ_{max} a um σ_{min}, provocava uma variação no valor de K, e que o incremento no comprimento da trinca por ciclo era função da diferença entre K_{max} e K_{min} atuantes na ponta da trinca. A esta diferença entre os valores máximo e mínimo Paris chamou de Amplitude do Fator de Intensidade de Tensões (ΔK).

Ensaios de crescimento de trincas são normalmente feitos sob amplitude de carga constante e a representação em gráficos do comprimento da trinca *a* em relação ao número de ciclos *N* aplicados para em determinado tempo, como pode ser visto esquematicamente na figura 2.23.

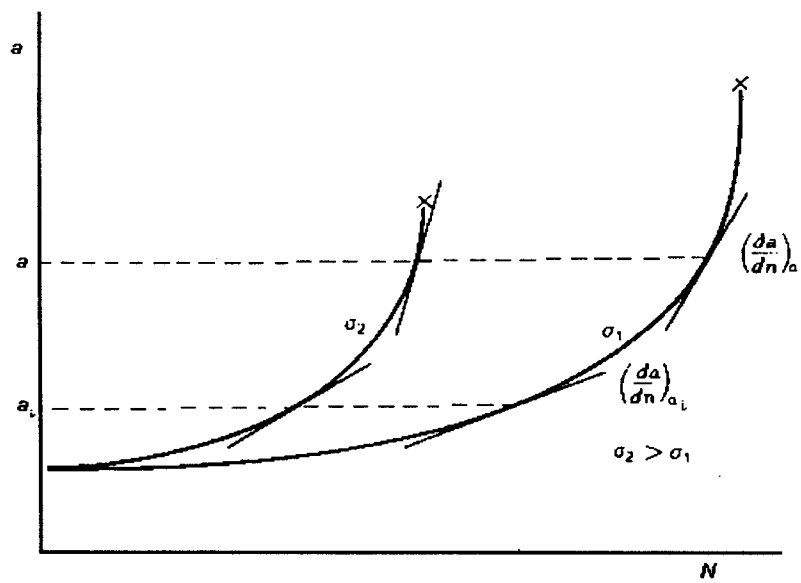


Figura 2.23 - Representação esquemática de curvas de crescimento de trincas com diferentes valores de $\Delta\sigma$ aplicada, (Branco, 1986).

No gráfico *a* x *N* pode-se observar a propagação por fadiga de duas trincas, com mesmo tamanho original de trincas, submetidas a níveis de tensões distintos. Nota-se que a tensão aplicada é um parâmetro de grande importância no processo de propagação de uma trinca. As condições representadas nas duas curvas são bastante semelhantes, mas como σ_1 é menor que σ_2, observa-se que a inclinação da curva de propagação para a tensão σ_1 é maior e os valores do comprimento crítico da trinca e o número de ciclos em que ocorre a ruptura é menor.

Analisando-se as curvas de propagação de trincas pode-se dizer que existe, efetivamente, uma relação entre a velocidade de propagação, da/dN, e a amplitude do fator de intensidade de tensões ΔK.

A Lei de Paris foi determinada experimentalmente e foi a primeira relação obtida entre da/dN e ΔK, esta relação é definida como,

$$da/dN = C\,(\Delta K)^m \tag{2.8}$$

onde *C* e *m* são constantes inerentes ao material e que são afetadas pela tensão média, frequência, temperatura e meio ambiente.

Para determinar a curva que relaciona da/dN e ΔK é preciso ter a curva de propagação da trinca, pois é a partir dela que obtém-se o valor de da/dN por derivação da curva (tangente a curva no ponto considerado) ou por cálculos diretos entre sucessivos pares de medidas de Δa e ΔN sendo os valores de *a* aplicados para calcular os valores de ΔK.

Plotando-se os valores de da/dN e ΔK em um gráfico com escala bi logarítmica, observa-se que a curva resultante apresenta uma forma sigmoidal onde é possível determinar três regiões distintas. A figura 2.24 mostra, de maneira esquemática, uma curva da/dN x ΔK onde são demarcadas as três regiões.

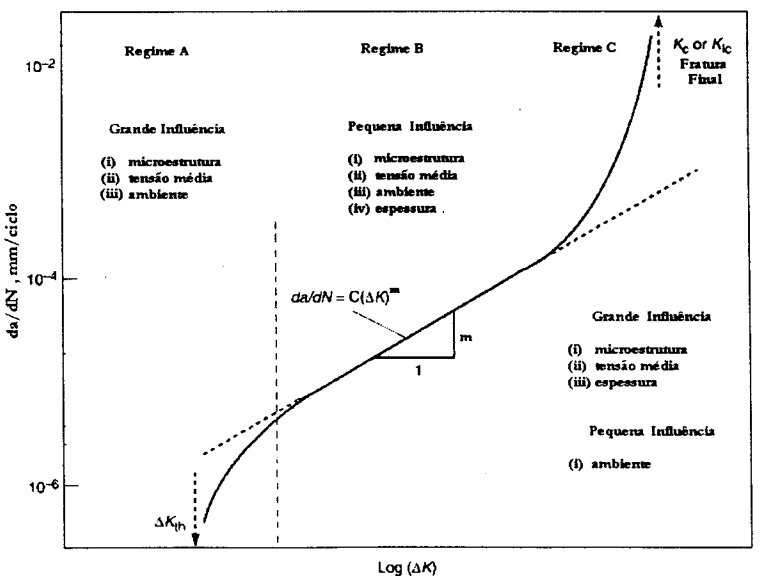


Figura 2.24 - Representação esquemática de uma curva da/dN X ΔK, (ASM, vol. 19, 1995).

A região A caracteriza-se pela existência de um limite inferior de ΔK para o qual não há propagação da trinca ou a propagação ocorre em taxas tão baixas que não interessam para fins práticos. Este valor característico é conhecido como amplitude do fator de intensidade de tensões de iniciação e é representado por ΔK_{th}. Nesta região a dimensão da zona plastificada na ponta da trinca é muito pequena, por ser ela proporcional ao quadrado do fator de intensidade de tensões e, neste caso, esse valor é baixo. Nesta região do gráfico a taxa de crescimento é sensível a cristalografia local e das estruturas de discordâncias.

A região B caracteriza-se por apresentar uma relação linear entre da/dN e ΔK e o crescimento da trinca segue predominantemente o mecanismo de estriação dúctil transgranular. Nesta região é possível quantificar a resistência à propagação de uma trinca pré-existente em um componente, uma vez que segue a Lei de Paris. Nesta região do gráfico a deformação da ponta da trinca pode-se estender por vários grãos dando uma componente plástica contínua e não cristalográfica.

A região C caracteriza-se por ser a região de propagação instável e tende a apresentar mecanismos estáticos de fratura como clivagem e ou coalecimento de micro-cavidades. Nesta região o valor de K_C é atingido e o crescimento da trinca sofre influência das descontinuidades do material.

A relação da/dN e ΔK e os valores de K_{th} e K_C são informações de fundamental importância para a seleção de materiais, no que se refere a resistência à propagação de trincas por fadiga.

Na comparação da influência relativa de ΔK_{th} e K_C no tempo de duração da propagação de uma trinca por fadiga, segundo Branco, Fernandes e Castro (1986), ΔK_{th} é mais importante porque grande parte do período de propagação dá-se dentro do regime A e no início do regime B, onde a velocidade de propagação é bastante baixa, ou seja, para um mesmo aumento para os valores de ΔK_{th} e K_C, para um material, o ganho no tempo de vida de um componente será mais influenciado por ΔK_{th} do que por K_C.

Entretanto valores elevados de K_C são indicados porque aumentam o nível de aceitação de defeitos e aumenta, também, o tamanho crítico do defeito tolerado, facilitando os procedimentos de inspeção de avaliação do crescimento da trinca por métodos não destrutivos.

As curvas de da/dN x ΔK são importantes, também, para a previsão de duração da vida remanescente em fadiga de um componente ou estrutura que apresente uma pequena trinca ou defeito interno inerente ao seu processo de fabricação. Devido a esta característica a

filosofia tradicional de projeto, da vida garantida (*safe life*), é deixada de lado e passa-se a utilizar novos métodos como o da falha controlada (*fail safe*) e a avaliação crítica de defeitos (Branco, Fernandes e Castro, 1986). Estas metodologias tratam com maior rigor o período de crescimento da trinca e desprezam o tempo de iniciação do defeito, concentrando-se apenas dentro do período de propagação, ou seja no regime B do gráfico da/dN x ΔK.

O cálculo do número de ciclos de propagação por fadiga de uma trinca, desde um comprimento a_1 até uma dimensão final a_2, é efetuado através da integração da equação da lei de propagação da trinca levantado para o material em questão. Esta integração determina a relação teórica entre a vida do componente, a tensão nominal e a dimensão do defeito.

Para a realização deste tipo de cálculo é necessário conhecer um conjunto de dados e parâmetros tais como:

- a lei de propagação da trinca no material, de preferência nas mesmas condições de serviço
- a equação do fator de intensidade de tensões
- o comprimento inicial e final da trinca
- a tensão nominal aplicada
- a distribuição de tensões na ponta da trinca
- os valores de ΔK_{th} e K_C

O valor da intensidade de tensões, se não for conhecido, pode ser determinado empregando-se o método da semelhança proposto por Schijve (Branco 1986). Este método foi largamente usado na indústria aeronáutica e baseia-se na existência de uma relação unívoca entre da/dN e ΔK.

Este método parte do princípio de que o mesmo valor de ΔK aplicado em geometrias diferentes produz o mesmo valor de da/dN, desde que os outros parâmetros do processo não sofram alterações. Esta tese levantada é confirmada experimentalmente, daí o sucesso de sua aplicação a casos práticos.

Para a aplicação deste método é preciso conhecer a curva básica de da/dN x ΔK do material. Para isso são feitos ensaios em laboratório com corpos de prova onde é obtido a curva a x N. Com esta curva é possível obter os valores de da/dN e obter os valores de ΔK para cada comprimento da trinca. É necessário obter a curva a x N do componente ou estrutura em estudo, para obter uma curva do tipo da/dN x a . Com estes dados é possível estabelecer a correspondência entre os valores de da/dN entre os valores obtidos a partir de

corpos de prova e os determinados na peça real. A equação encontrada para o fator de intensidade de tensões irá depender da relação obtida experimentalmente de da/dN e *a* da peça e dos valores de C e *m* da lei de Paris do material em questão. A figura 2.25 ilustra, graficamente, a aplicação do método da semelhança.

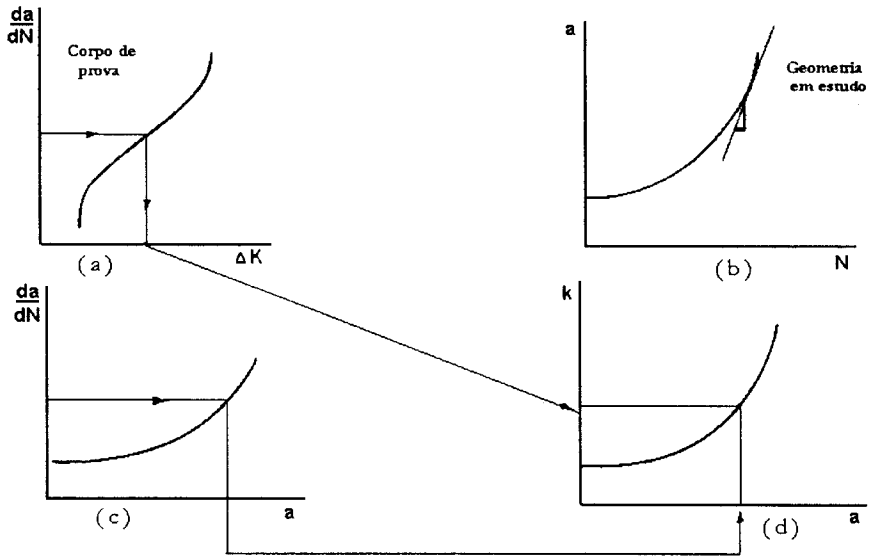


Figura 2.25 - Representação esquemática do método da semelhança, (Branco, 1986).

O método da semelhança é capaz de reproduzir condições reais de propagação de trincas e, por isso, é utilizado para a verificação do valor do fator de intensidade de tensões ou da comparação destes com os valores já existentes para ele.

Para o cálculo do número de ciclos de propagação da trinca até a ruptura, ou seja, da vida útil da peça, que normalmente é uma porcentagem da vida total, é preciso definir alguns parâmetros importantes, como os valores do comprimento inicial e final da trinca, que serão usados como limites quando do processo de integração da lei de propagação da trinca.

2.5.2 Fenômeno da Fadiga e a Aplicação da Mecânica da Fratura em Trilhos

A Mecânica da Fratura vem sendo aplicada a trilhos ferroviários com bastante sucesso, principalmente no TTC nos Estados Unidos e no MRL na Austrália, onde experimentos vem sendo realizados com o intuito de desenvolver procedimentos experimentais e modelos matemáticos capazes de prever a vida útil para trilhos que apresentam defeitos transversais de fadiga.

Os dois centros de pesquisas trabalham com metodologias distintas, sendo que o TTC usa como fonte principal de obtenção de dados o circuito fechado de testes, denominado *Faciliy for Accelerated Service Testing* (FAST) (Orringer *et al*, 1988), e o MRL obtém a grande maioria dos dados utilizando uma máquina desenvolvida para simular tráfego sobre amostras de trilho e também dados coletados em ferrovias associadas.

Nos testes feito no TTC os resultados obtidos durante as pesquisas alimentam um banco de dados que serve de parâmetro para a comparação com os dados obtidos através das simulações feitas por meio de modelos matemáticos computacionais.

Conforme foi visto nos itens 2.3.1.1 e 2.3.1.2 a localização e a forma dos defeitos transversais de fadiga, bem como, as tensões que atuam sobre eles tornam complexo o encaminhamento das fórmulas da Mecânica da Fratura, sendo em alguns casos necessária a simplificação de alguns parâmetros.

Para poder melhor contornar alguns problemas os pesquisadores do TTC sugerem algumas simplificações que facilitam a elaboração dos modelos. Dentre as propostas de simplificação está o uso de defeitos circulares ao invés de elípticos como são na realidade. A transformação de um defeito elíptico em circular pode ser feito desde que eles possuam a mesma área, sendo assim o raio da circunferência deve ser

$$r = a / b \tag{2.9}$$

onde *a* é o semi eixo maior e *b* o semi eixo menor. Os defeitos com área inferior a 50% da área do boleto devem ser considerados como defeitos internos (*peny crack*) e os defeitos com área acima deste valor devem ser considerados como defeitos de canto (*corner crack*), mesmo que os defeitos não aflorem a superfície, como mostra a figura 2.26.

Como os trilhos são analisados sob condições reais na *FAST* é importante que a avaliação dos esforços seja adequada, não esquecendo de considerar a relação existente entre os esforços laterais e verticais atuantes sobre a seção do trilho. É importante saber também as coordenadas do centro do defeito em relação a linha de centro vertical do trilho e a linha neutra da seção transversal, conforme mostra a figura 2.27.

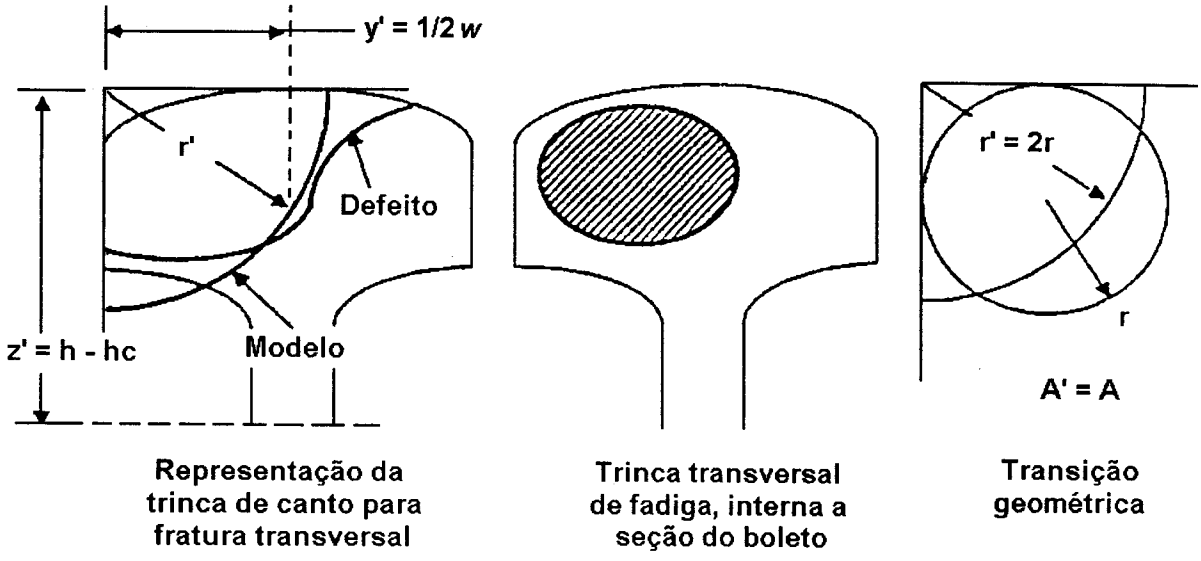


Figura 2.26 - Relação entre defeitos elípticos e circulares, (Orringer *et al*, 1988).

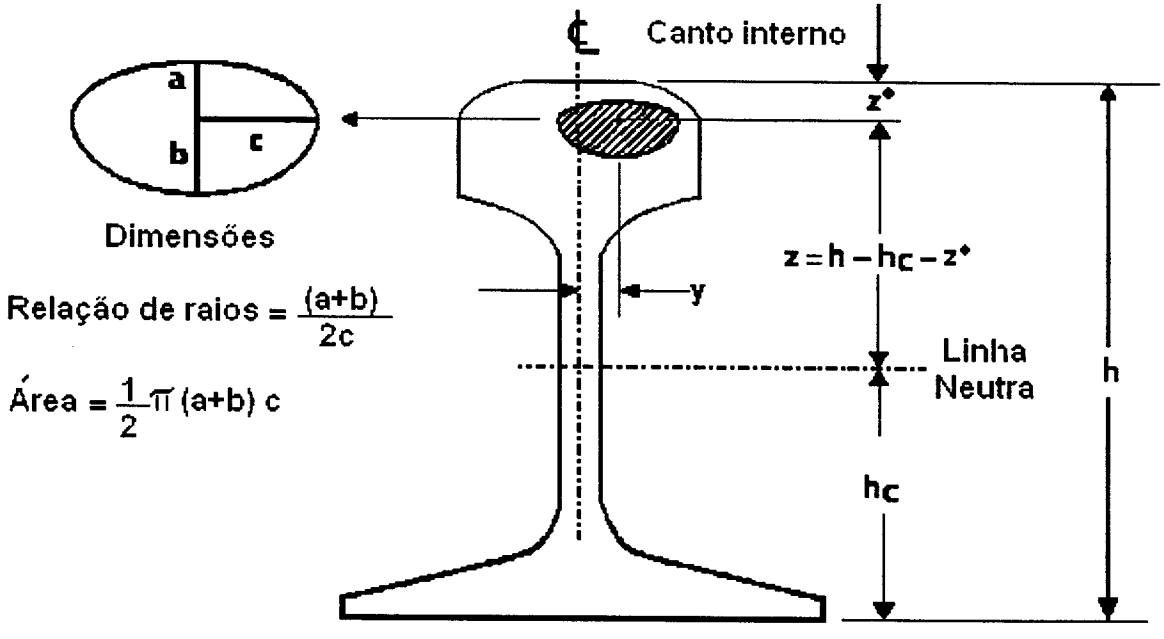


Figura 2.27 - Relação entre a seção transversal do trilho e a posição do defeito no boleto, (Orringer *et al*, 1988).

Para os estudos relacionados com o crescimento de trincas em trilhos, a porcentagem da área do boleto comprometida pelo defeito é um parâmetro importante a ser considerado. Os modelos de cálculo usados para a obtenção do valor do fator de intensidade de tensões, K, para os trilhos são dados em relação a este parâmetro. Assim os valores de K podem ser calculados a partir das fórmulas :

$$K = 2Ms\ Mi\ (Sr\text{-}St+Mg\ S)(r/\pi)^{1/2} \tag{2.10}$$

para defeitos internos e

$$K' = 2Mi\ (Sr\text{-}St+Mg'S')(r'/\pi)^{1/2} \tag{2.11}$$

para defeitos de canto.

Nestas equações o termo Ms é o fator de magnificação de forma o qual relaciona a área do defeito e a distância do centro do defeito aos eixos de simetria da seção do trilho. Mi é o fator de magnificação da área finita que relaciona a área do defeito e a área do boleto, Sr é a tensão residual na região do defeito, St é a tensão térmica devido a diferença entre a temperatura ambiente e a temperatura neutra, S é a tensão de flexão que atua no trilho e Mg que é o gradiente do fator de magnificação, que é inerente ao perfil do trilho e função da área do defeito e sofre também influência das cargas lateral e vertical

Sendo assim ΔK e $\Delta K'$ serão

$$\Delta K = 2Ms\ Mi\ Mg\ \Delta S(r/\pi)^{1/2} \tag{2.12}$$

$$\Delta K' = 2\ Mi'\ Mg'\ \Delta S'(r'/\pi)^{1/2} \tag{2.13}$$

e a razão de carregamento R será

$$R = (Sr\text{-}St+Mg\ S_{min}) / (Sr\text{-}St+MgS_{max}) \tag{2.14}$$

Com isso tendo-se as curvas do número de ciclos de carregamento pelo crescimento do defeito, obtidas através da medição feita usando-se a técnica de ultra som e das fórmulas de ΔK e R, é possível determinar o número de ciclos que faltam para que o defeito atinja o seu tamanho crítico, fazendo-se a integração da equação dr/dN

$$dr/dN = (C(\Delta K)^m) / (1-R)^q \tag{2.15}$$

$$N = ((1-R)^q / C) * \int^{r2}_{r1}(1 / (\Delta K)^m)dr \tag{2.16}$$

O MRL avalia o crescimento de trincas transversais em trilhos utilizando uma máquina de ensaios projetada para simular as condições de tráfego em segmentos de trilhos. O principio básico da máquina é o de pressionar um pedaço de roda sobre um segmento de trilho e fazer um movimento relativo entre eles. Usando-se a roda e o trilho é possível variar, também, a área de contato roda/trilho e a máquina permite, ainda, colocar o segmento de trilho inclinado em relação a linha de centro para obter esforços parecidos com os esforços laterais da via.

O crescimento das trincas, nesta máquina, é acompanhado por um sistema de medição por ultra som. A máquina e o esquema de medição podem ser vistos na figura 2.28.

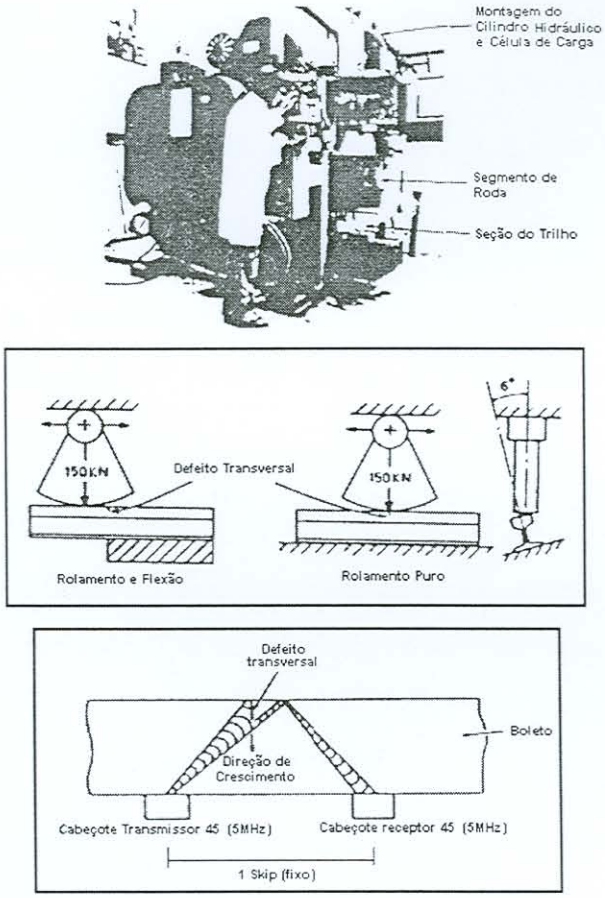


Figura 2.28 - Máquina de fadiga e seu principio básico de funcionamento, (Marich *et al*, 1978).

No trabalho de pesquisa feito por Marich, Cottan e Curcio (1978), Rooke e Cartwright (1976) são citados e ressaltam que o K atuante nos trilhos é a soma de K_I e K_{II}, devido os esforços vertical e horizontal que agem sobre o material. Então,

$$K = K_I + K_{II} \tag{2.17}$$

onde,

$$K_I = 2\sigma\,(\pi / a)^{1/2} \tag{2.18}$$

$$K_{II} = 0{,}8\tau\,(\pi\, a)^{1/2} \tag{2.19}$$

sendo σ a soma das tensões atuantes devido as cargas verticais e horizontais, da tensão térmica devido a soldas aluminotérmicas e das tensões residuais devido a deformação localizada ocorridas pela pressão de contato roda/trilho. τ é a tensão de cisalhamento decorrente da soma das tensões atuantes.

Ainda, neste trabalho, é citado Broek e Rice (1977) que dizem que o valor de $\Delta K_{max\ th}$ será a soma de $\Delta K_{I\ th}$ e $\Delta K_{II\ th}$ e, a partir daí, afirmam que existe um tamanho máximo de defeito capaz de não propagar por fadiga, ou seja, todo o defeito menor que a_{th} não irá propagar.

O cálculo do número de ciclos necessários para que um defeito de um tamanho a_1 passe para um tamanho a_2, é feito através da integração da equação da propagação de trinca, usando-se o fator de intensidade de tensões de um defeito elíptico sujeito a flexão pura proposto por Shah (1974).

$$N = \int_{a1}^{a2} (da / (C\Delta K^m)) \tag{2.20}$$

Marich (1979) analisando o comportamento de vários materiais para trilhos concluiu que o tamanho crítico dos defeitos elípticos que ocorrem nos trilhos pode ser definido por

$$dc = (A'\ K_{IC}^2) / \sigma \tag{2.20}$$

onde K_{IC} é o fator de intensidade de tensões crítico, σ é a tensão axial aplicada e A' é uma constante do material. Como A' e σ são os mesmos para um caso específico pode-se dizer que de posse do valor de K_{IC} de dois materiais distintos e o tamanho crítico para um destes materiais, pode-se determinar o tamanho crítico para o outro.

$$dc_{(x)} = (K_{IC}^2{}_{(x)}\, dc_{(y)}) / K_{IC}^2{}_{(y)} \tag{2.21}$$

A figura 2.29 apresentada por Marich (1979) mostra a evolução das trincas para cinco trilhos de diferentes procedências onde fica evidente que o trilho do tipo 2 resistiu mais apesar do tamanho crítico pequeno, comparando com o trilho *standard*.

Casos como os dos trilhos dos tipos 2 e 4 são críticos pois o valor do tamanho crítico do defeito é muito próximo do valor mínimo de detecção de defeito, para a maioria dos carros de inspeção por ultra som.

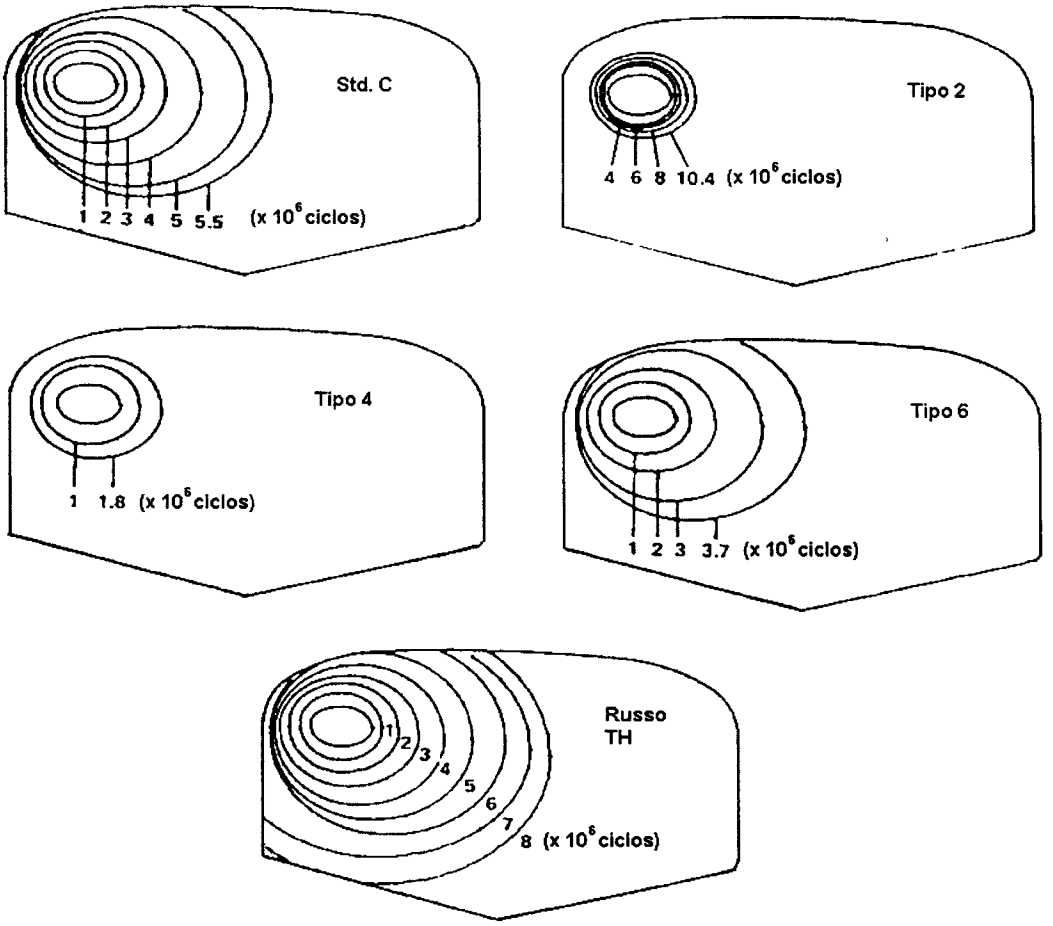


Figura 2.29 - Comparação entre o tamanho crítico e o número de ciclos para a fratura para materiais distintos, (Marich, 1979).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Material

Para a realização dos estudos propostos neste trabalho foram utilizadas duas famílias de trilhos, ambos produzidos e laminados pela Companhia Siderúrgica Nacional (CSN), com a denominação Niobras-200. Um lote de trilhos analisado foi retirado da via permanente, que estavam instalados desde a sua inauguração, tendo sido fabricados no início dos anos 80. O outro lote de trilhos analisado foi produzido em 1995 e não chegou a ser instalado na via.

Para facilitar a identificação convencionou-se que os trilhos retirados da via para serem analisados, fossem denominados de Usados (U) e os trilhos produzidos recentemente, que não foram instalados na via, fossem denominados de Novos (N).

O aço utilizado para a produção dos trilhos, denominados Niobras-200, é considerado um aço microligado, pois apresenta composição química diferente dos aços denominados *standard* especificados pelas normas da *American Railway Engineering Association* (AREA) e pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT).

O aço dos trilhos Niobras-200 são cem por cento perlíticos e a adição de nióbio, o qual empresta o nome, é feita com o propósito de controlar o espaçamento interlamelar da perlita e, com isso, obter melhores propriedades mecânicas.

A tabela 3.1 mostra a faixa de composição química tolerável para trilhos com aço *standard* dados pela AREA e a composição indicada para o aço Niobras-200 (Chiaverini, 1988).

Tabela 3.1 - Composição química dos aços para trilhos padrões, em porcentagem de peso.

Elementos **Trilho**	**C** %	**Si** %	**Mn** %	**P** %	**S** %	**Nb** %
Standard **AREA**	0,72 a 0,82	0,10 a 0,50	0,80 a 1,10	max 0,035	max 0,037	-
Niobras-200 **Padrão**	0,74	0,80	1,30	max 0,035	max 0,037	0,03

3.2 Características Geométricas

O perfil dos trilhos empregados na realização dos ensaios de fadiga por flexão a quatro pontos e fadiga por flexão a três pontos com presença de entalhe, em que foram usados segmentos de trilhos com tamanho real, são do tipo *Vignole*.

A figura 3.1 mostra uma seção transversal de um trilho do tipo *Vignole* onde observa-se a parte superior denominada de boleto, região onde ocorre o contato roda/trilho, a região do meio, que dá rigidez ao perfil, chamada de alma e a parte inferior, que dá sustentação e transmite o carregamento imposto para os dormentes, que é denominada de patim.

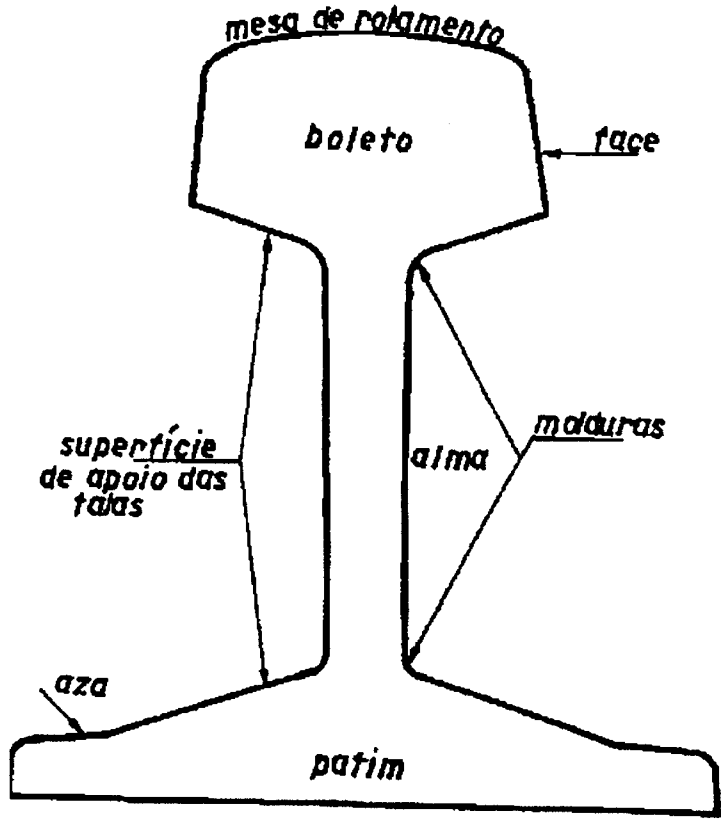


Figura 3.1 - Representação gráfica de uma seção transversal de um trilho *Vignole* e identificação de suas partes.

Os trilhos *Vignole*, são classificados, segundo normas, sendo que estas usam habitualmente algumas características geométricas para identificá-los.

O perfil denominado 136 RE, utilizado na EFC e aqui testados, segundo a norma AREA, possui dimensões tais que um trilho laminado com este perfil tenha 136 libras de peso por jarda de comprimento, justificando a sua denominação. Para a norma brasileira, ABNT,

que usa outro sistema de unidades de medidas, este perfil possui 68 quilos por metro de comprimento, explicando a terminologia TR 68 adotado por esta norma.

A tabela 3.2 e a figura 3.2 apresentam algumas das principais medidas e valores geométricos que caracterizam o perfil 136 RE, e que serviram de base para o cálculo das tensões que deveriam ser aplicadas em cada etapa dos ensaios.

Tabela 3.2 - Valores geométricos usados na avaliação das tensões de ensaio para trilhos 136 RE (Catálogo NSC, 1988).

Peso por comprimento	Altura total	Área total	Momento de Inércia (I_Z)	Linha neutra	Momento resistente	
					Boleto(Z_X)	Patim (Z_X)
kg/m	mm	cm^2	cm^4	mm	cm^3	cm^3
68	185,7	86,12	3950,0	85	391,6	463,6

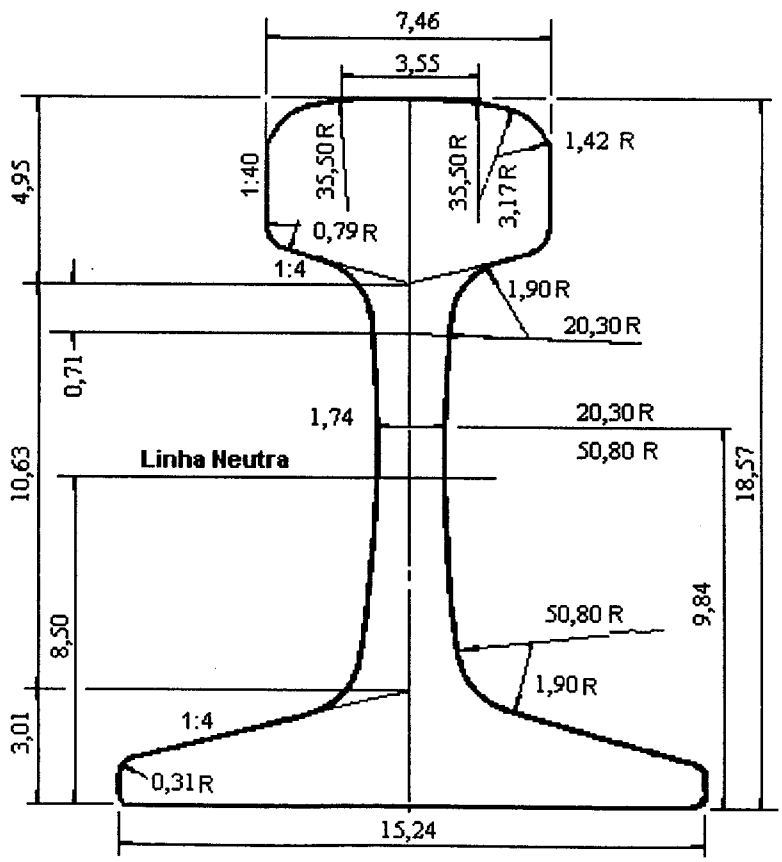


Figura 3.2 - Perfil 136 RE com suas principais medidas cotadas em centímetros, (Catálogo NSC, 1988).

3.3 Ensaios de Fadiga

No decorrer deste trabalho foram realizados quatro tipos de ensaios de fadiga. Estes ensaios foram feitos com o intuito de caracterizar o material usado na laminação dos trilhos nas diferentes épocas de fabricação e também para levantar a taxa de propagação de trinca. Nos ensaios de caracterização e nos de levantamento da taxa de crescimento de trinca foram utilizados corpos de prova padronizados por Norma e segmentos de trilhos em tamanho real.

3.3.1 Ensaio de Flexão Rotativa

Estes ensaios foram realizados para a determinação de pontos da curva de *Wöhler* do material e foram feitos em uma máquina Werkstoffprüfmachinem UBM, do tipo convencional de ensaios de fadiga por flexão rotativa. Dentre as opções possíveis para a execução dos ensaios, a opção escolhida foi a de utilizar o corpos de prova como uma viga em balanço. Nesta configuração uma das extremidades do corpo de prova fica presa a um mancal do cabeçote da máquina, que é responsável pelo giro, e na outra extremidade é colocado um outro mancal, no qual aplica-se o carregamento.

Foram utilizados no mínimo oito corpos de prova, para cada tipo de material testado, sendo todos retirados da região do boleto segundo a direção de laminação. A forma e as dimensões dos corpos de prova são indicadas pelo catálogo que acompanha a máquina.

O tipo de corpo de prova escolhido é cilíndrico e possui uma redução de secção na região central quando passa de um diâmetro de 12 para 8 milímetros com um raio de concordância de 25 milímetros, conforme mostra a figura 3.3. Para realizar os ensaios os corpos de prova devem estar isentos de tensões residuais e polidos na região da menor secção para eliminar a presença de defeitos superficiais que possam agir como concentradores de tensões.

Além da possibilidade de regulagem na aplicação da carga a máquina permite escolher a velocidade de rotação com que o corpo de prova gira, ou seja, permite variar a frequência com que ocorre a alternância entre as tensões trativa e compressiva. Nos ensaios realizados neste trabalho a rotação escolhida foi de 2000 rpm, o que equivale a 33,3 Hz.

Para diminuir a possibilidade da existência de pequenas diferenças de resultados entre os ensaios e para garantir maior repetibilidade nos mesmos, foi usado apenas um dos quatro

postos de trabalho disponíveis na máquina. A figura 3.4 mostra um corpo de prova montado na máquina, no posto de trabalho escolhido, pronto para ser ensaiado.

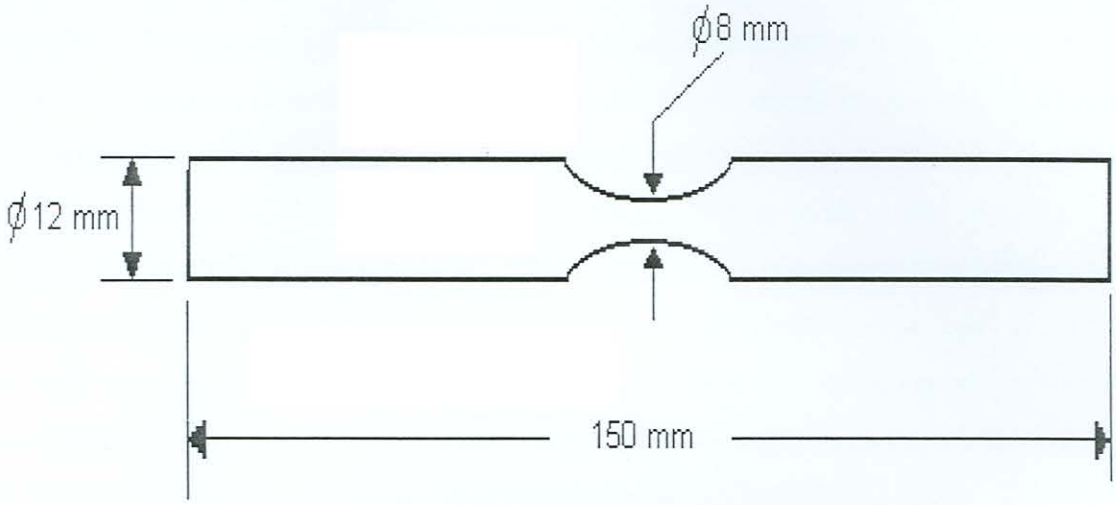


Figura 3.3 - Geometria do corpo de prova, secção circular, utilizado nos ensaios de fadiga por flexão rotativa.

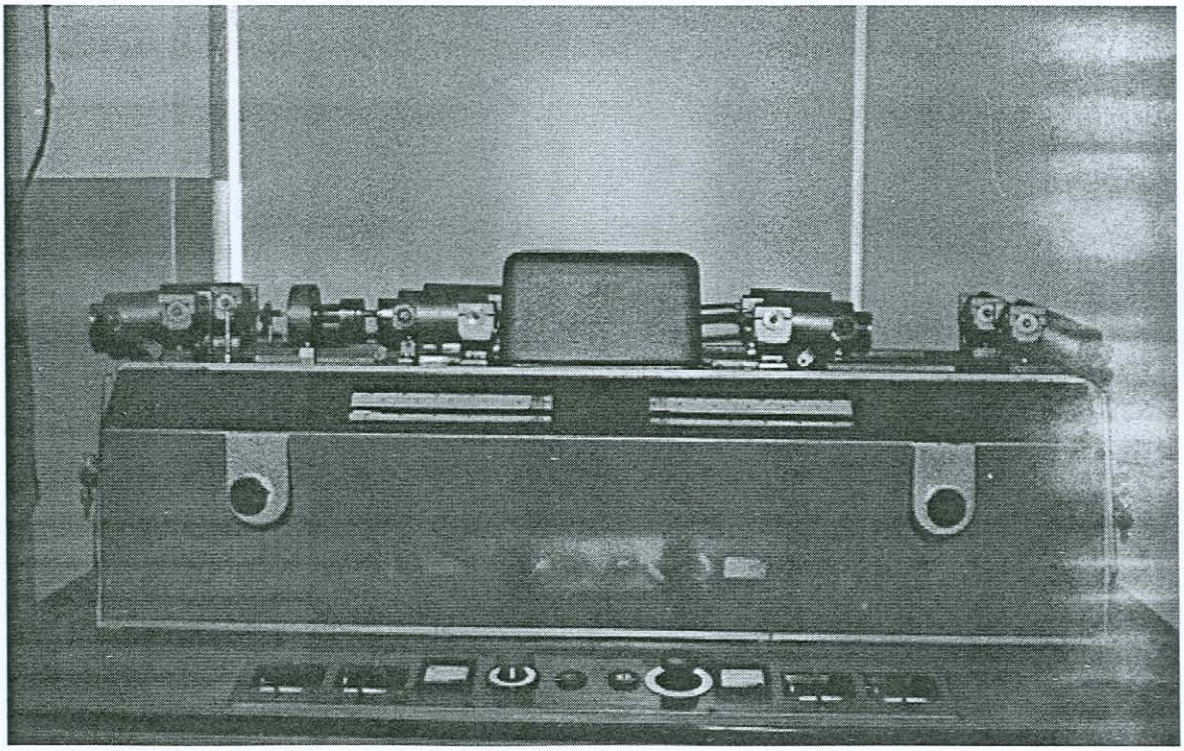


Figura 3.4 - Corpo de prova montado no posto de trabalho pronto para ser ensaiado.

3.3.2 Ensaio de Flexão à Quatro Pontos em Segmentos de Trilhos

Os ensaios de fadiga por flexão a quatro pontos em segmentos de trilho foram feitos para a determinação de ponto da curva de *Wöhler* para os materiais dos trilhos, levando-se em conta os efeitos do fator geométrico da seção e do acabamento superficial.

As características técnicas adotadas para a montagem destes ensaios foram obtidas a partir de testes de qualificação e comparação de entre diferentes tipos de materiais usados em trilhos feitos pela *Nippon Kokam Corporation* (NKK), (Catálogo NKK, 1991) e pela *Nippon Steel Corporation* (NSC)(Catálogo NSC, 1988), bem como dos testes de qualificação de soldas aluminotérmicas proposto pela *Elektro-Thermit GmbH* (Catálogo Thermit).

Após a avaliação destes testes optou-se pela utilização do ensaio a quatro pontos pois esta configuração permite obter uma região central do vão com tensão máxima constante. Nestas condições pode-se testar uma zona mais abrangente de material do trilho.

Nestes ensaios optou-se, também, por fazer com que a região de boleto do trilho estivesse sendo solicitado em tração dentro do perfil de distribuição de tensões por flexão. Assim as trincas tem condições de nuclearem e propagarem, no boleto, na mesma região que ocorrem nos trilhos em serviço.

Para obter estas condições no ensaio os segmentos de trilhos são posicionados na máquina de tal forma que os apoios externos são posicionados na superfície de rolamento do boleto e os apoios internos na superfície de assentamento do patim. A figura 3.5 mostra como o segmento de trilho é posicionado sobre a bancada da máquina de ensaio.

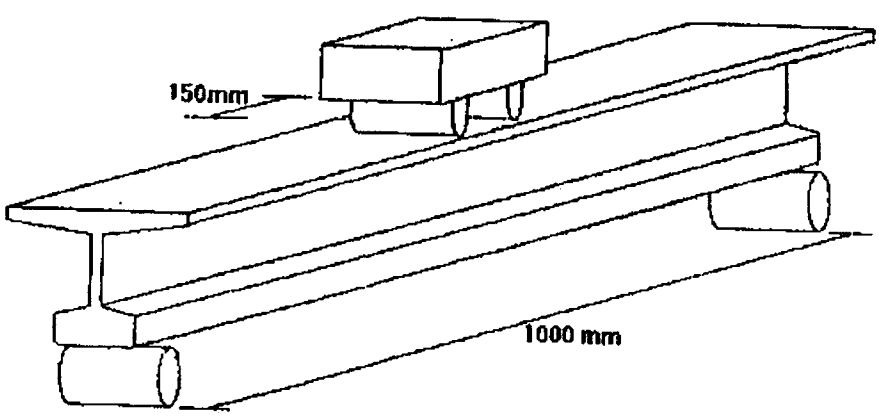


Figura 3.5 - Esquema gráfico do posicionamento dos apoios sobre o segmento de trilho.

Devido as características e limitações da máquina de ensaios escolhida definiu-se que 1000 mm seria a medida básica para a distância entre os apoios externos e 150 mm a distância entre os apoios internos, sendo todos centrados no eixo central de aplicação da carga da máquina.

A máquina usada para os ensaios foi uma Veb Werkstoffprüfmachinen Leipzig, hidráulica com capacidade de aplicação de carga máxima de 1000 kN. Com a carga máxima a máquina impõe algumas limitações como a frequência que não deve ultrapassar a 10 Hz e a flecha máxima que não deve exceder a 5 mm. A contagem do número de ciclos acumulados nos ensaios é feito por um contador mecânico, que interrompe a contagem quando da ruptura do material em teste. A figura 3.6 mostra a máquina usada, com um segmento de trilho posicionado e pronto para ensaiar.

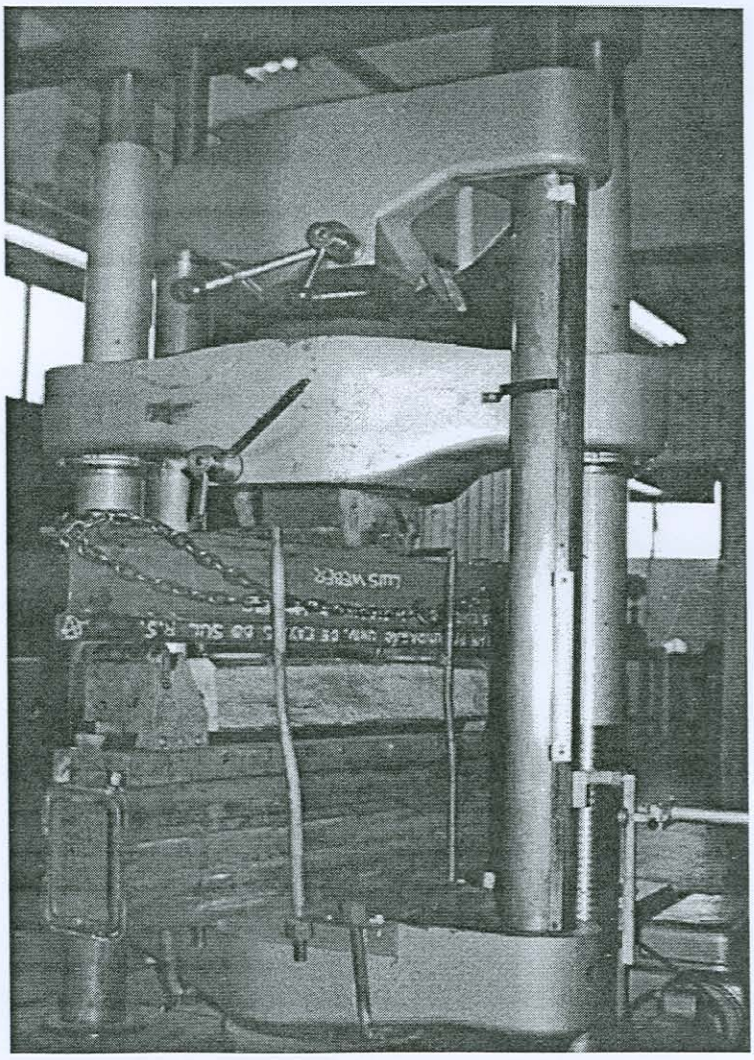


Figura 3.6 - Máquina de ensaio com todos os acessórios para a realização do ensaio.

Devido as condições de ensaio e da geometria do trilho, adotou-se como padrão para os ensaios que a tensão média fosse a mesma para todos testes, estipulando-se este valor em 276 MPa e, a partir daí, variou-se a os valores das tensões máxima e mínima.

Nestes ensaios de fadiga por flexão a quatro pontos em segmentos de trilhos são obtidos, o número de ciclos que o material suporta até o momento da ruptura e a diferença entre as tensões máxima e mínima. Estes valores são, então, plotados em um sistema de coordenadas em escala logarítmica que permite a comparação do desempenho dos materiais testados.

3.3.3 Flexão à Três Pontos em Segmentos de Trilhos Entalhados

Os testes de fadiga por flexão a três pontos usando segmentos de trilhos reais com um entalhe na região onde ocorre o valor mais elevado de tensões foram feitos para levantar a taxa de propagação de trinca e, assim, fazer uma analogia com a taxa de crescimento de trinca em corpos de prova padronizados por norma.

Para isso criou-se um método especial de medição do comprimento da trinca, com o qual, após a fratura do trilho no ensaio, pode-se fazer a determinação dos valores de da/dN e ΔK. A medição dos valores de a e N são feitos através do mapeamento da superfície da fratura e do acompanhamento do número de ciclos aplicados a cada bloco de carregamento do ensaio.

Os ensaios foram realizados em uma máquina Veb Werkstoffprüfmachinen, hidráulica com capacidade de aplicar carregamento de até 1000 kN, com uma frequência máxima de 10 Hz com uma flecha máxima de 5 mm.

Para estes ensaios foram recebidos segmentos de trilhos de 1,2 m de comprimento que foram cortados dividindo-os em dois segmentos de 0,60 m. Cada segmento foi, então, preparado para ser ensaiado em fadiga por flexão a três pontos.

O preparo dos segmentos de trilho consta da usinagem de um entalhe semicircular, na parte mediana do segmento, junto ao cantos do boleto onde ocorre a fricção do aro da roda com a parte interna do trilho, usando-se para isso uma fresa tipo serra circular. A fresa possui espessura de 1 mm e diâmetro de 100 mm. A fresa entra pela lateral do boleto e produz um entalhe com profundidade de 10 mm em relação a superfície em que ocorre o contato roda/trilho. Um desenho esquemático da posição do entalhe em relação ao segmento do trilho

pode ser visto na figura 3.7.

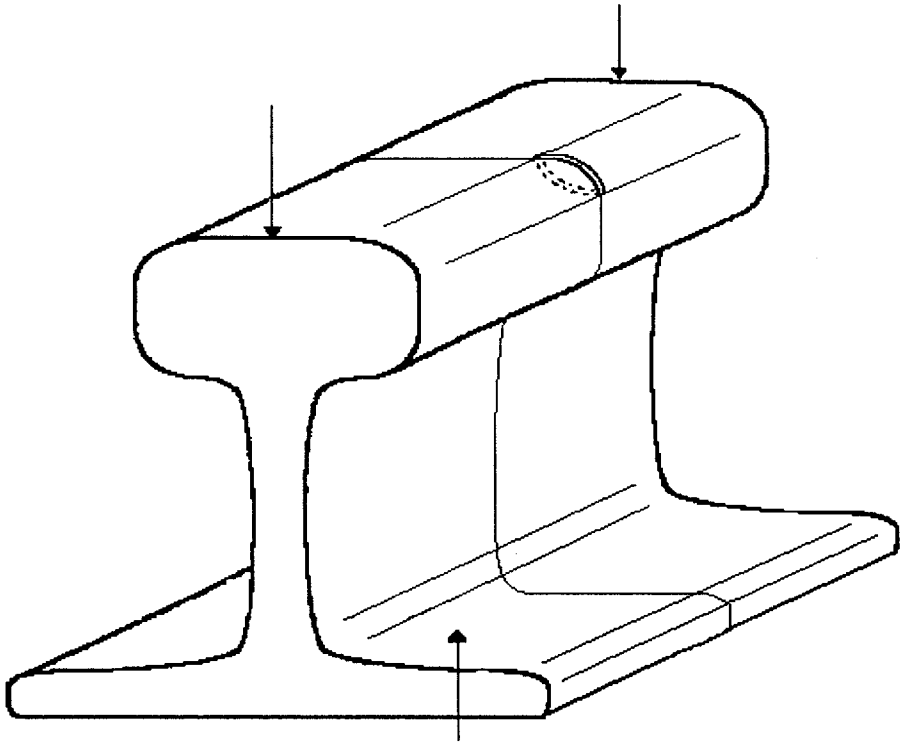


Figura 3.7 - Formato e posicionamento do entalhe no boleto, feito com uma fresa circular.

Os ensaios de fadiga em flexão a três pontos foram feitos de maneira que os esforços de tração decorrentes da aplicação da carga fossem aplicados sobre o boleto e que o ponto de momento fletor máximo coincidisse com a seção do trilho em que foi feito o entalhe. Desta maneira cria-se condições para que nucleie uma trinca junto ao entalhe e ela propague, possibilitando estabelecer uma relação entre o tamanho da trinca (a), o número de ciclos de carregamentos aplicados (N) e a amplitude do fator de intensidade de tensões (ΔK). O esquema do posicionamento do trilho sobre a máquina de ensaio pode ser visto na figura 3.8.

O carregamento foi aplicado sobre os segmentos do trilho em blocos de 100 mil ciclos e, após a conclusão de cada bloco, faz-se uma variação de 100 kN, ora para cima ora para baixo, sobre a carga máxima, conforme está ilustrado na figura 3.9. Esta variação propicia uma mudança de textura na superfície da fratura (marcas de praia) possibilitando assim o acompanhamento da evolução do crescimento da trinca de fadiga após o término do ensaio.

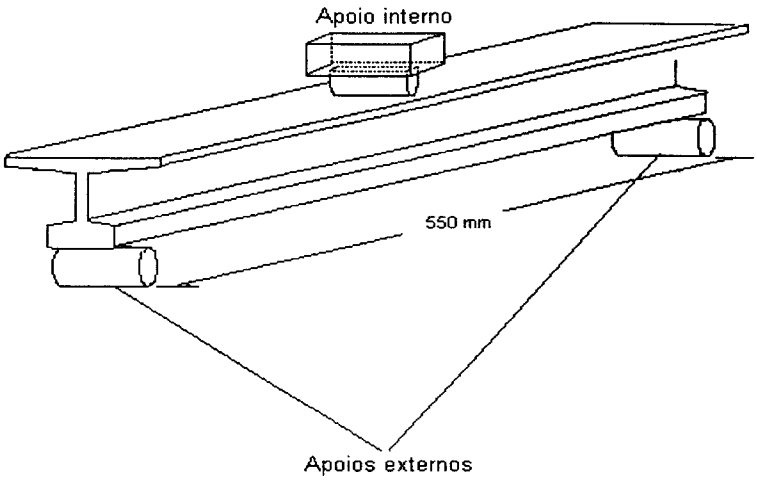


Figura 3.8 - Posicionamento do segmento de trilho para o ensaio de Fadiga em Flexão.

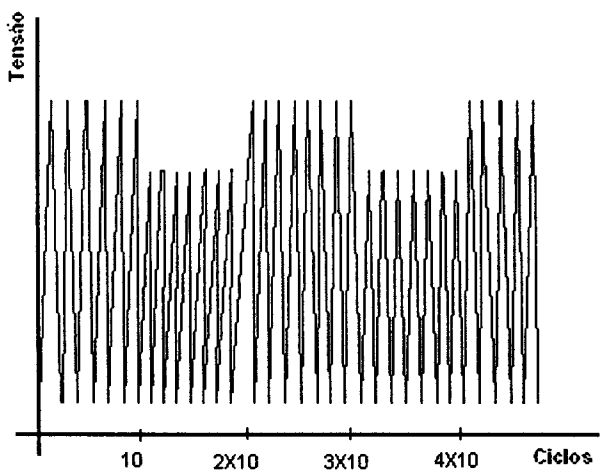


Figura 3.9 - Gráfico ilustrando os blocos de carregamento impostos aos trilhos

A obtenção da taxa de propagação da trinca é feita através da medição do comprimento do avanço da trinca para cada bloco de carregamento. Para tanto fez-se o mapeamento da superfície da trinca, por meio de algumas dezenas de fotos, que foram obtidas com uma microcâmara de vídeo adaptada a uma lupa estereoscópica e a um equipamento de *vídeo printer.*

Após a montagem final da macrografia obtém-se uma relação de aumento da foto com relação à peça real e, com uma régua, obtém-se de forma simplificada os valores do crescimento da trinca em função do número de ciclos de carregamento, ou seja, para cada bloco de carregamento aplicado.

As diferenças de textura da superfície da fratura (marcas de praia) observadas na foto servem para identificar o início e fim de cada bloco de carregamento, permitindo assim a obtenção de dados para o levantamento do gráfico do número de ciclos pelo tamanho da trinca (a/N). Estes valores são posteriormente derivados para obter-se os valores de da/dN, e relacioná-los com os valores calculados para a variação do fator de intensidade de tensões (ΔK), que leva em consideração a flutuação da carga e o fator de forma da peça, dado em função do comprimento da trinca, para cada bloco de carregamento.

Em cima da fotomontagem pode-se, também, determinar regiões onde são mais visíveis as marcas do crescimento da trinca e, então, levar esta região do boleto do trilho para o microscópio eletrônico de varredura e ali realizar um mapeamento mais minucioso dessas medidas e da superfície da fratura, identificando os micromecanismos de fratura.

A determinação dos valores de ΔK foi feita utilizando-se uma simplificação para a forma do trilho, pois as fórmulas propostas pelos centros de pesquisa em trilhos levam em consideração dados específicos do tráfego e também usam testes empregando trilhos e rodas diferentes do teste de flexão simples usado neste trabalho.

A simplificação proposta mantém o mesmo valor do momento de inércia do trilho e a mesma altura, transformando o perfil *Vignole* numa seção retangular, conforme mostra a figura 3.10.

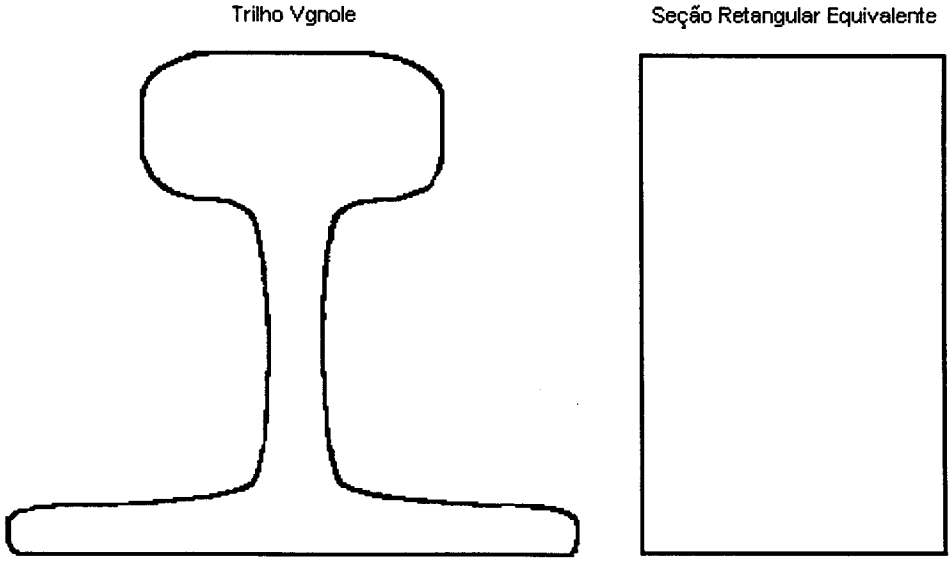


Figura 3.10 - Transformação do perfil *Vignole* em uma seção retangular com mesma altura e momento de inércia.

A largura calculada para a seção retangular foi de 74 mm, valor este bastante próximo da largura do boleto do trilho com perfil 136 RE que é de 74,6 mm. Esta simplificação é proposta porque na grande maioria dos casos as trincas transversais de fadiga propagam na região do boleto e as regiões do patim e alma entram para dar rigidez a estrutura.

Devido a semelhança entre a largura do boleto, da altura total do trilho e do momento de inércia para a seção do perfil do trilho, com estes mesmos valores para uma seção retangular equivalente, utilizou-se para fins de cálculos a fórmula de ΔK para uma barra de seção retangular solicitada por flexão pura, contendo uma trinca de canto, (Branco 1986).

A fórmula usada para o cálculo de K é a seguinte:

$$K=(M_s M_t M_p M_\theta F(\sigma) (\pi a)^{1/2})/\phi_0 \qquad (3.1)$$

Onde,

$M_t =(M_G M_B)$ é o fator de correção para a espessura finita (B) e largura finita (W) e depende da forma da trinca e das relações (a/B) e (b/W)

M_s = é o fator de correção que considera apenas a localização da trinca junto a uma superfície livre e que depende da relação (a/2b)

M_p = é o fator de correção para a plasticidade na ponta da trinca. Pode ser considerado igual a um no domínio de validade da Mecânica da Fratura Linear Elástica

$M_\theta = (\text{sen}^2\theta+ ((a/b)\cos^2\theta))^{1/4}$ é a expressão que considera a variação do fator de intensidade de tensões com o ângulo θ e que permite calcular o valor de K em qualquer ponto da trinca

$\phi_0 = (1+ 1{,}47\ (a/b)^{1{,}64}\ )^{1/2}$ para $(a/b) \leq 1$ é um fator de forma da trinca considerando a sua configuração semielíptica

$F(\sigma)$ = é o fator que leva em consideração a distribuição de tensões nominais perpendiculares ao plano da trinca (modo I)

a = comprimento da trinca medido na direção de propagação

Para as condições levantadas nas trincas obtém-se os seguintes valores para

$M_G = 0{,}1x^2 + 0{,}29x +1{,}081$

$M_B = 0{,}75x^2 - 0{,}21x + 1{,}019$

$M_s = 0{,}9x^2 - 0{,}29x + 1{,}019$ sendo $x = b/H$

Os valores da/dN e ΔK levantados, plotados em eixos de coordenadas em escala logarítmica, possibilitam determinar o tamanho crítico da trinca ou o valor de K_{IC} para as condições de ruptura do trilho.

No decorrer dos ensaios observou-se que os resultados obtidos com a aplicação da fórmula proposta, para os trilhos Usados, não estavam dentro dos valores estimados para aquele material, mesmo porque à forma da trinca resultante dos ensaios não se enquadravam dentro do modelo proposto nem nas exigências das fórmulas. Para enquadrar as trincas as condições exigidas pelas fórmulas foi efetuada a transformação da trinca semielíptica dos ensaios em trincas semicirculares, mantendo-se para isso uma área equivalente aquela da trinca verdadeira, para cada bloco de carregamento, como mostra a figura 3.11. As medidas dos valores das áreas das trincas foram feitas a partir das fotomontagens, utilizando um planímetro. Com os novos valores para o comprimento da trinca fez-se os cálculos para obter-se os valores de da/dN e ΔK e levantados novos gráficos plotando este valores em eixos de coordenadas com escala logarítmica para a obtenção de novos valores para os parâmetros da equação de Paris.

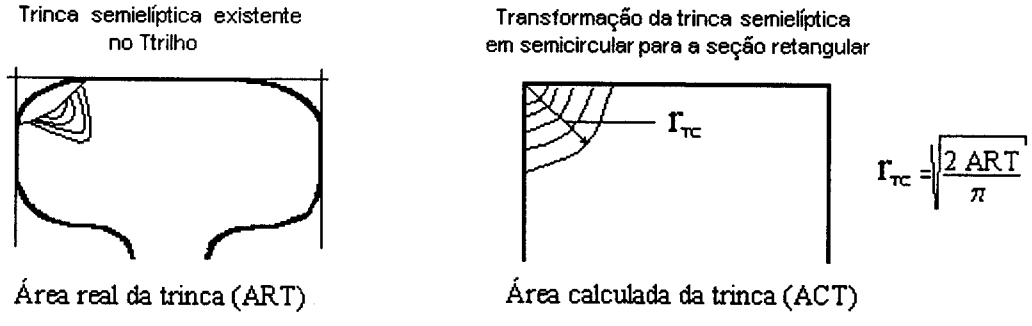


Figura 3.11 - Transformação das trincas semielípticas em semicirculares.

Entretanto mesmo com essa adaptação da forma da trinca, os resultados obtidos para os trilhos usados permaneciam bastante acima dos valores estimados de K_{IC} obtidos nos ensaios com corpos de prova padronizados. Foi feito, então, o cálculo do valor da tensão necessária para a ruptura dos segmentos dos trilhos, considerando-se o valor de K_{IC} dos ensaios de tenacidade à fratura e o comprimento da trinca quando da ruptura nos ensaios. A diferença entre a tensão aplicada na hora da ruptura no ensaio e a tensão calculada com o valor de K_{IC} obtidos segundo a norma o passou a ser considerada como o valor da tensão residual compressiva que atua no trilho devido a deformação superficial provocada pelo contato roda/trilho.

3.3.4 Ensaio para a determinação das Curvas da/dN x ΔK

As curvas de da/dN x ΔK para os materiais em estudo foram executados segundo as recomendações da Norma ASTM 647 - 95. A retirada dos corpos de prova foi feita da região do boleto, de tal forma que a direção de propagação da trinca no corpo de prova fosse a mesma que a que ocorre no boleto dos trilhos em serviço (direção transversal).

A forma dos corpos de prova escolhidos foi o tipo *compact tension*, por se adaptar melhor às dimensões do boleto. A figura 3.12 mostra a forma do corpo de prova as principais medidas a serem observadas.

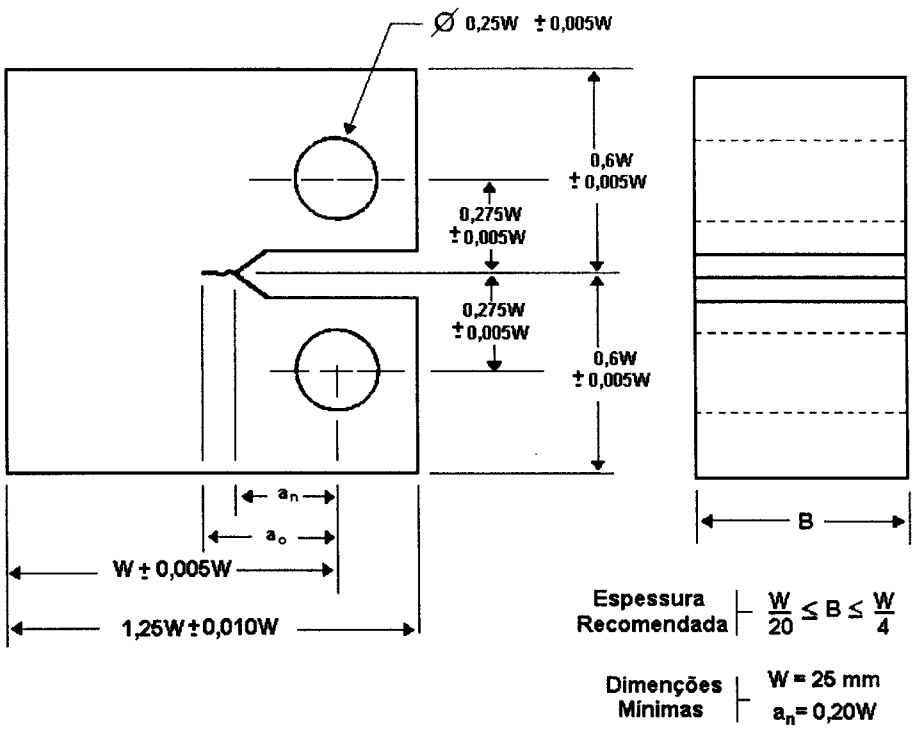


Figura 3.12 - Esquema gráfico com o posicionamento das principais cotas para o corpo de prova *compact tension.*

Os ensaios de fadiga foram feitos com corpo de prova segundo a orientação LT em uma máquina universal de ensaios MTS (*Material Test System*) modelo 810, servo hidráulica, sendo que esta foi programada para atuar com controle de carga, frequência média de 30 Hz e razão de carregamento (R) de 0,1. Para controlar estes parâmetros foi usado o programa *Test Star IIs.*

O acompanhamento do crescimento da trinca foi feito através de um sistema de medição óptico que envolve a montagem de um sistema com um tripé, uma câmara CCD, um jogo de lentes móvel, acoplada a um monitor de vídeo e uma escala.

As aquisições de dados são feitas pelo operador da máquina mediante a leitura direta do comprimento da trinca sobre a tela do vídeo. Os valores do número de ciclos e do comprimento da trinca levantados nos ensaios foram usados para a obtenção dos valores de da/dN, através do método da secante, sugerido pela Norma ASTM E 647-95. Os valores da amplitude do fator de intensidade de tensões para cada comprimento da trinca também foram calculados segundo esta mesma norma. Plotando os valores calculados em um sistema de eixos de coordenadas em escala logarítmica obtém-se as curvas da taxa de propagação da trinca versus amplitude do fator de intensidade de tensões, que são características para cada tipo de material testado.

3.4 Determinação da Tenacidade à Fratura

Os ensaios realizados para a determinação da tenacidade à fratura dos dois aços utilizados neste trabalho seguiram as recomendações da Norma ASTM E 399-90, sendo todos os ensaios realizados à temperatura ambiente.

Dentre os possíveis formatos de corpos de prova foi escolhido para os ensaios o tipo flexão a três pontos, o qual possui a forma de uma barra de seção retangular e cujo dimensionamento é especificado no item 7.1.2 da referida Norma. A figura 3.13 mostra um desenho com as principais cotas para o corpo de prova.

O dimensionamento dos corpos de prova, visando ensaios dentro do estado plano de deformação, estabelece algumas medidas mínimas. Para isso os valores geométricos adotados foram:

Espessura (B) = 15 mm

Altura (W) = 30 mm

Pré-trinca (a) = 15 mm

Distância entre apoios (S) = 120 mm

Comprimento total = 140 mm

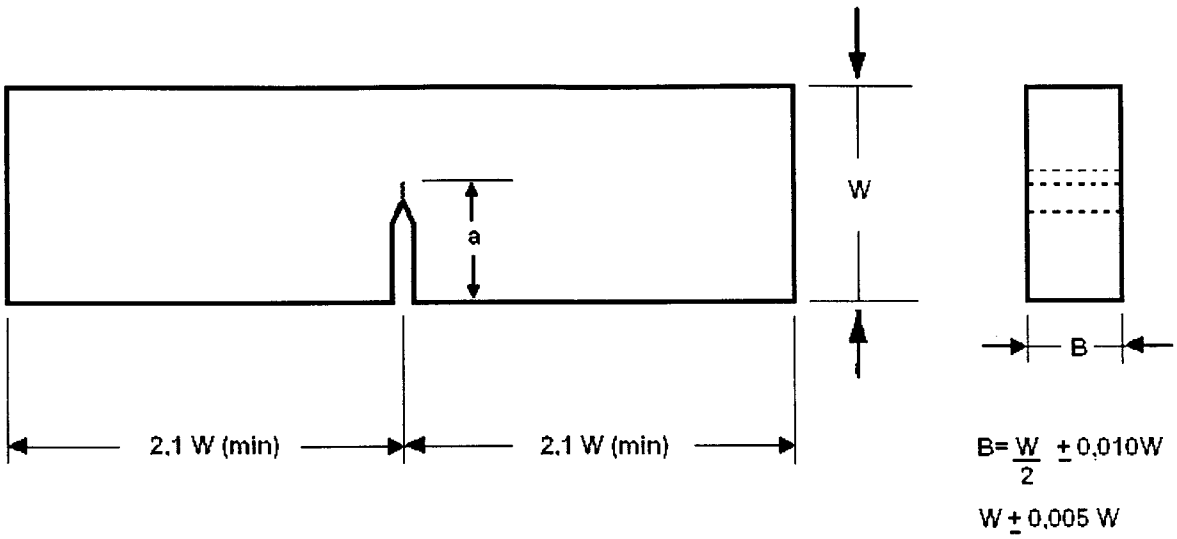


Figura 3.13 - Representação do corpo de prova escolhido para determinação da tenacidade à fratura.

A Norma recomenda que estes corpos de prova tenham, na sua parte central, um defeito com a maior acuidade possível, e que este vá até a metade da altura.

Para produzir este defeito inicialmente utilizou-se uma máquina de corte Struers Miniton dotada de um disco diamantado com espessura de 0,3 mm, com a qual fez-se um corte com 7 mm de profundidade. A segunda parte do defeito foi feita em uma máquina de fadiga por flexão a três pontos, na qual o corpo de prova é colocado com uma pré-carga de flexão. O apoio central, onde está o entalhe, fica posicionado sobre um eixo excêntrico que quando posto a girar faz com que ocorra um movimento de flexão cíclico que induzirá o aparecimento de uma trinca de fadiga , a qual propagará até a profundidade de 15mm.

Após o pré-trincamento do corpo de prova, a superfície onde foi feito o corte é preparada para colar os suportes do extensômetro de fratura (*clip gage*) que irá monitorar a abertura da trinca quando da execução de ensaio.

Os ensaios foram realizados em uma máquina universal MTS modelo 810, cujo sistema de aquisição e monitoramento das variáveis do ensaio, tais como, a abertura da trinca, a taxa de aplicação da carga e o valor desta carga é feito por um *software* chamado *Test Star IIs*. A figura 3.14 mostra um corpo de prova posicionado na máquina, pronto para ser ensaiado.

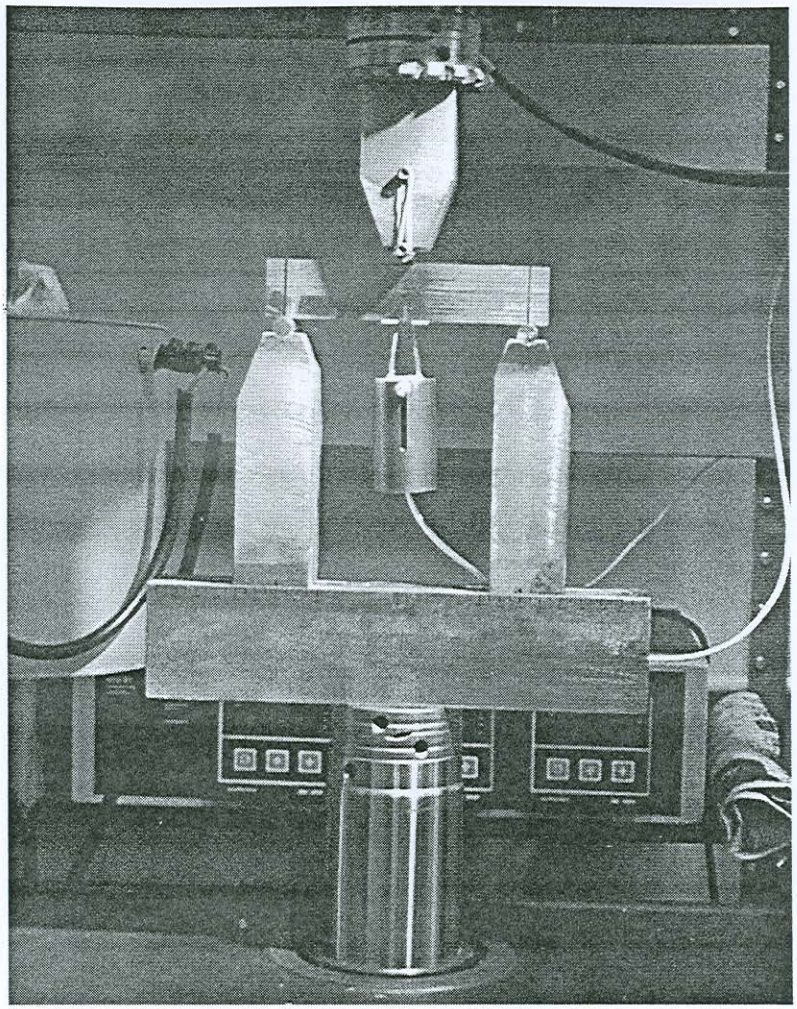


Figura 3.14 - Corpo de prova posicionado na máquina de ensaios, pronto para ensaiar.

Para os ensaios optou-se pelo controle de carga e utilizou-se uma taxa de carregamento constante no valor de 0,5 kN / s conforme recomenda o item A 4.4.2.1 da Norma.

Os dados obtidos nos ensaios são plotados em gráficos de carga contra o deslocamento e compara-se o gráfico resultante com os modelos propostos pela Norma para encontrar o valor da carga máxima que o corpo de prova trincado é capaz de suportar antes de romper.

Com o corpo de prova rompido é feita a medição, sobre a superfície da fratura, do tamanho da trinca de fadiga. De posse destes valores pode-se calcular, utilizando a fórmula proposta no item A 3.5.3 da Norma, o valor da tenacidade à fratura do material testado, desde que o comprimento da pré-trinca não esteja fora dos limites de 0,45 a 0,55 do comprimento especificado e que a carga máxima não ultrapasse em dez por cento a carga usada para os cálculos.

3.5 Ensaio de Tração

A determinação da resistência a tração dos aços utilizados na fabricação dos trilhos em estudo foram feitos a temperatura ambiente. A retirada das amostras de material para a posterior usinagem dos corpos de prova foi feita da região do boleto, de maneira que a direção de solicitação do ensaio coincidisse com a direção de laminação do perfil do trilho. Desta maneira a seção resistente do corpo de prova coincide com a orientação de seção resistente nos segmentos de trilhos quando estes estão assentados na linha.

As dimensões adotadas para os corpos de prova seguem as especificações da norma ASTM E 8, como podem ser visto na figura 3.15, bem como a velocidade do atuador que foi de 0,025 mm/s.

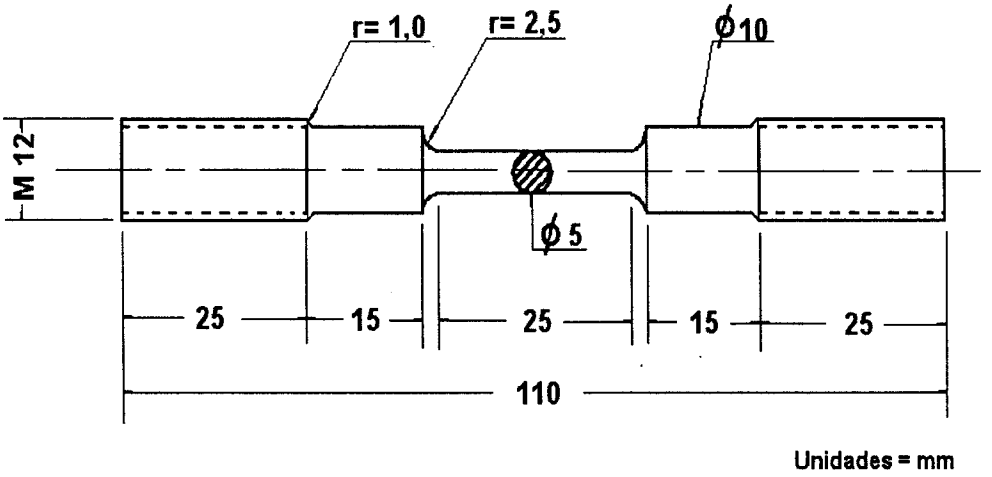


Figura 3.15 - Representação gráfica do corpo de prova de tração com suas principais medidas.

Os ensaios foram realizados em uma máquina de ensaios universal MTS do modelo 810, cujo sistema de controle e aquisição de dados é feito através do *software Test Works*. Este *software* faz a plotagem dos valores diretamente em um sistema de coordenadas, tensão/deformação, e indica os valores de tensão de ruptura, tensão máxima e tensão de escoamento. Quando o material testado não possui tensão de escoamento definido, o sistema calcula o valor utilizando o método de traçar uma reta paralela a parte elástica a partir de uma deformação de 0,2%.

3.6 Ensaio para a determinação da Dureza

O levantamento da dureza do material dos trilhos foi feita em um durômetro Wolpert utilizando a escala *Vickers* (HV), com carga de 31,25 kg e tempo de penetração de um minuto. As indentações foram efetuadas na região do boleto, envolvendo toda a superfície transversal e três superfícies longitudinais, como mostra a figura 3.16, e não só as três linhas recomendadas pela Norma AREA (1988-4-Rail).

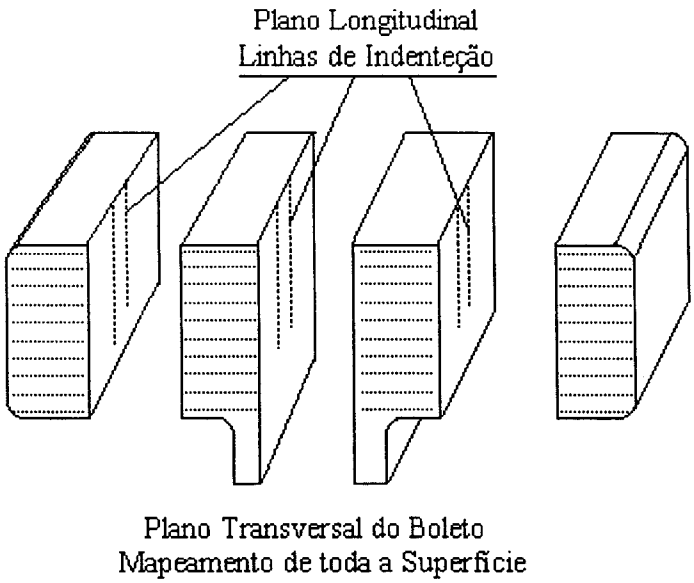


Figura 3.16 - Esquema mostrando os planos e os locais das avaliações da dureza.

Para facilitar o espaçamento das indentações foi necessário traçar uma malha sobre a superfície transversal do boleto. A malha empregada é quadrada com 2 mm de lado e as indentações foram feitas nos nós da malha, respeitando assim o afastamento mínimo de 2 mm entre duas indentações e sempre respeitando, também, o afastamento mínimo de 1 mm das borda de contorno do boleto. A figura 3.17 mostra, de maneira esquemática, a borda do boleto, o desenho da malha e as indentações.

As amostras usadas para a realização dos ensaios de dureza foram retiradas dos boletos dos trilhos, sendo que as superfícies resultantes do corte foram preparadas lixando-se até a lixa 600 e depois aplicado o desenho da malha quadriculada.

Os resultados das medições de dureza feitas desta forma possibilitam avaliar toda a influência da deformação imposta na superfície de rolamento sobre a seção transversal e longitudinal do boleto.

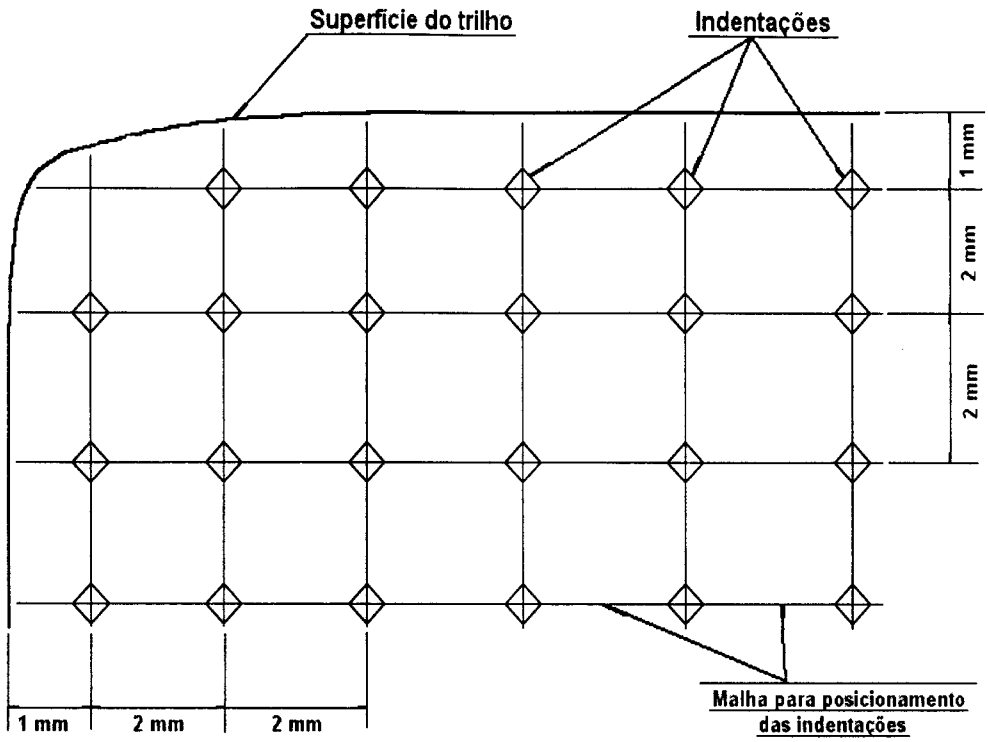


Figura 3.17 - Esquema gráfico de como ficam as indentações de dureza.

3.7 Metodologia para Análise Microestrutural

Para a análise da microestrutura dos aços em estudo foram retiradas amostras dos corpos de prova *compact tension* usados nos ensaios para a determinação da taxa de propagação de trinca, conforme pode ser visto na figura 3.18.

Parte das amostras foram embutidas de maneira que a análise fosse feita na seção longitudinal, em relação a direção de laminação do trilho, e outra parte na seção transversal. A preparação das amostras seguiu procedimentos padrões de lixamento, com uma sequência de lixas com gramatura de 120 a 1000 e polimento usando pasta de diamante de 4 e 1 μm com panos adequados.

As amostras, tanto da seções transversal como da longitudinal, foram analisadas sem ataque químico para a identificação qualitativa dos tipos de inclusões não metálicas presentes. Para a avaliação quantitativa das inclusões foram analisadas apenas as amostras longitudinais sendo que estas também não foram atacadas quimicamente. Para a observação utilizou-se microscopia óptica, através de um microscópio *Uniom Versamet 3*, e microscopia

eletrônica de varredura e microssonda EDS *Philips Xl-20*. Para inclusões de baixo contraste com a matriz foi usado um leve ataque com reativo Nital 0,75%.

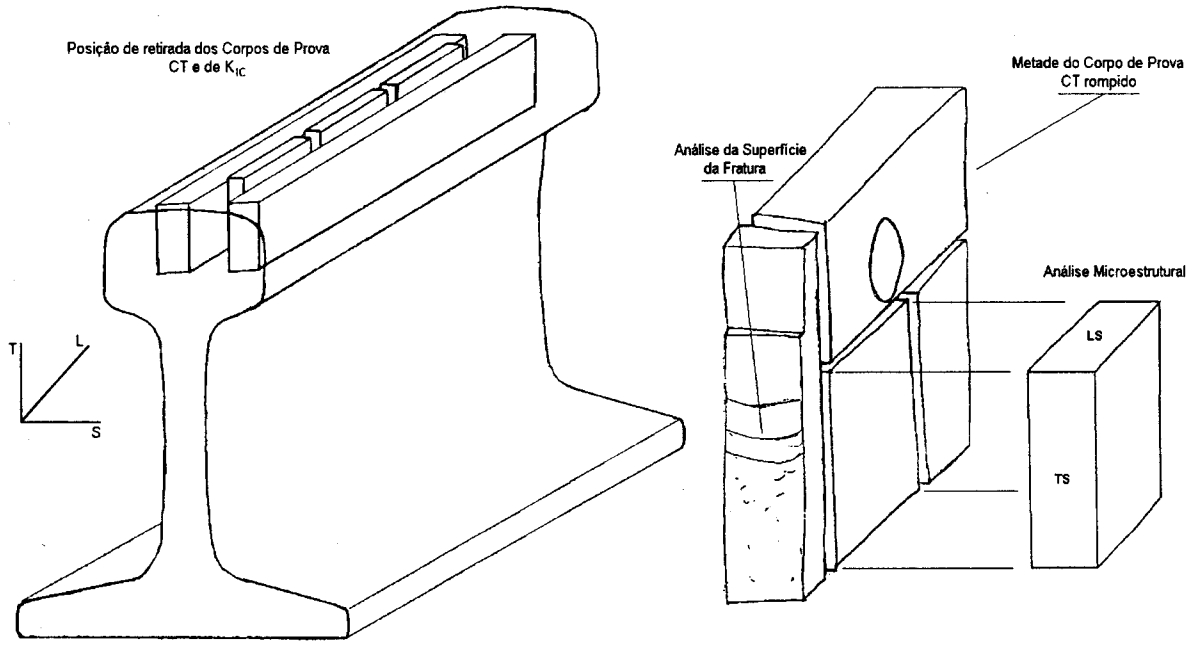


Figura 3.18 - Esquema gráfico de como foram retiradas as amostras dos corpos de prova.

Para a caracterização do tipo de microestrutura existente nos aços foi feito um ataque químico nas amostras longitudinais e transversais, com reativo Nital 2%, e a observação foi feita utilizando-se o recurso da luz polarizada, através do filtro *Nomarski*, do microcópio óptico e também através de microscopia eletrônica de varredura.

Na avaliação do tamanho do grão austenítico prévio utilizou-se as amostras da seção transversal, por ser esta a seção cortada pela trinca de fadiga quando do trilho em serviço, sendo a técnica empregada para a revelação do contorno do grão a mesma usada para revelar contornos de grãos em aços martensíticos.

Nesta técnica utilizou-se um reativo químico supersaturado de ácido pícrico em água e um tensoativo para servir como agente de molhamento. A formulação usada foi: 3 g de ácido pícrico, 5 g de tensoativo e 100 ml de água destilada.

Para fazer o ataque químico a solução é posta em um agitador/limpador por ultra som e a amostra polida é mergulhada por alguns minutos na solução sob agitação. Posteriormente a amostra é retirada e feito um leve polimento para remover parcialmente a matriz e alguns contornos mais tênues como os das colônias perlíticas, que são característicos de estruturas

cem por cento perlíticas, deixando delineados apenas os contornos dos grãos austeníticos prévios. Caso o delineamento não fique bom, o procedimento de ataque e polimento deve ser repetido diversas vezes, até ressaltar bem os contornos de grãos.

Para determinar o valor do tamanho do grão austenítico prévio as amostras foram analisadas em microscópio óptico e eletrônico de varredura e a classificação foi dada segundo a Norma ASTM E 112-96.

Foi avaliado, ainda, o espaçamento interlamelar da perlita. Para ser possível a observação e medição foi empregado um ataque forte com nital 2%. As amostras foram levadas ao MEV e, com o auxilio de um sistema de análise digital que possui um sistema de medição com régua digital móvel foi feita a medição. As regiões escolhidas para a medição foram aquela em que observava-se o menor espaçamento, ou seja, os locais em que as lamelas fossem perpendiculares ao plano da amostra.

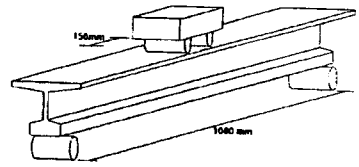
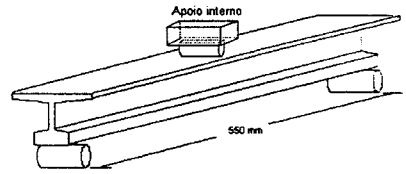
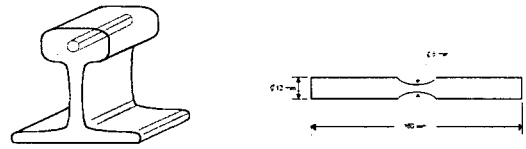
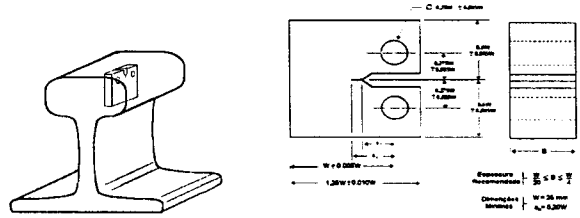
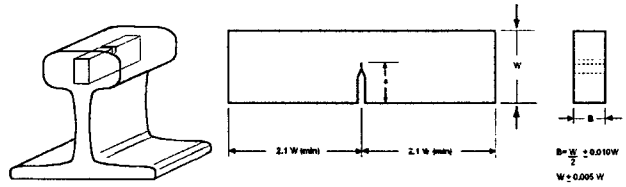
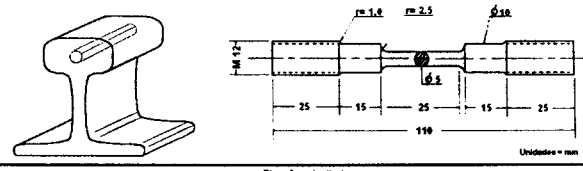
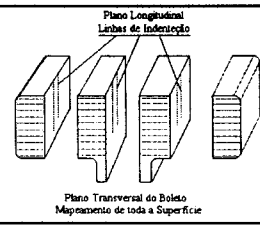
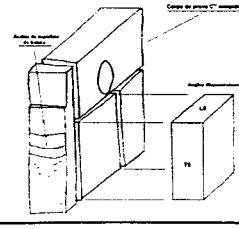
Sobre as mesmas áreas de medição feitas com a régua digital foi feito uma checagem dos valores medidos utilizando-se, para isso, o analisador de imagens Analisys.

Em alguns casos foi feito, também, a análise macroscópica do material dos trilhos, na seção transversal. Para isso, foram retiradas amostras transversais de aproximadamente 15 mm de espessura, que foram posteriormente preparadas de acordo com procedimentos usuais de lixamento com lixas de gramatura 120 até 600. Após a preparação da superfície as amostras são mergulhadas em um reativo de iodo contendo 100 ml de água destilada e 40 g de iodo ressublimado que revela a macroestrutura do material resultante do processo de laminação.

Também foram realizadas análise das superfícies de fraturas nos corpos de prova dos ensaios de fadiga, tração e tenacidade à fratura, através do uso do MEV. Esta análise foi feita para a identificação dos micromecanismos de fratura presentes.

A seguir é apresentado de forma sucinta, na tabela 3.3, a sequência de ensaios realizados e as orientação destes em relação aos segmentos dos trilhos.

Tabela 3.3 - Apresentação dos ensaios realizados

Ensaios	Tipo	Caracterização das amostras e modo de carregamento
Fadiga	Determinação das curvas S x N por flexão em quatro pontos com segmentos de trilhos.	
Fadiga	Determinação das curvas da/dN x ΔK por flexão em três pontos com segmentos de trilhos entalhados.	
Fadiga	Determinação das curvas S x N por flexão rotativa, corpo de prova orientado no sentido LT.	
Fadiga	Determinação das Curvas de da/dN x ΔK em corpos de prova *compact tension*, orientado no sentido LT.	
Tenacidade à Fratura	Determinação do valor de KIC, corpo de prova de dobramento em três pontos, com orientação LT.	
Tração	Corpo de prova cilíndrico, orientado no sentido longitudinal.	
Dureza	Vickers feitas nos planos TS(transversal) e LT(vertical).	
Metalografia	Óptica e MEV Microestrutura Tamanho de Grão Espaçamento Interlamelar Inclusões	

4 RESULTADOS

4.1 Análise Química

Os resultados das análises químicas efetuadas nos aços dos trilhos novos e usados mostrou que ambos os materiais estão dentro dos valores especificados pelo fabricante dos trilhos. A tabela 4.1 mostra os resultados médios obtidos nas análises realizadas.

Tabela 4.1 - Composição química média dos aços para trilhos analisados, em porcentagem de peso.

Elementos / Trilho	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Cr %	Mo %	Nb %
Niobras-200 N	0,70	0,76	1,17	0,018	0,009	0,012	0.004	0,032
Niobras-200 U	0,71	0,76	1,24	0,027	0,017	0,011	0.004	0,023

Há de se ressaltar, entretanto, as diferenças nos teores de fósforo, enxofre e nióbio encontrados entre os aço.

4.2 Análise Metalográfica

4.2.1 Microestrutura

As análises feitas nas amostras retiradas dos trilhos novos e usados, tanto na seção transversal como na longitudinal, após o ataque químico, revelaram a existência de uma microestrutura totalmente perlítica uniformemente distribuída, onde a estrutura perlítica apresenta-se fina e as colônias ou nódulos bem definidos. As figuras 4.1 e 4.2 mostram, respectivamente, as microestruturas encontradas nas amostras dos segmentos de trilhos novos e usados.

Figura 4.1 - Microestrutura perlítica encontrada nos trilhos novos. Microscopia óptica, ataque químico nital 2%, aumento 200 X.

Figura 4.2 - Microestrutura perlítica encontrada nos trilhos usados. Microscopia óptica, ataque químico nital 2%, aumento 200 X.

Foi verificada a existência de inclusões não metálicas, globulares e alongadas, no dois tipos de aços avaliados. Foi encontrado no aço dos trilhos novos, alguns precipitados alinhados, ricos em nióbio, decorrentes da laminação.

4.2.2 Tamanho de Grão

A microestrutura atacada para a determinação do tamanho de grão apresentou contornos de grãos bem definidos e sub-contornos, colônias, em todas as regiões observadas, sendo que a determinação do tamanho do grão austenítico prévio foi feito com base nos contornos mais definidos. As figuras 4.3 e 4.4 mostram, respectivamente, as micrografias com os contornos de grão revelados para os aços dos trilhos novos e usados.

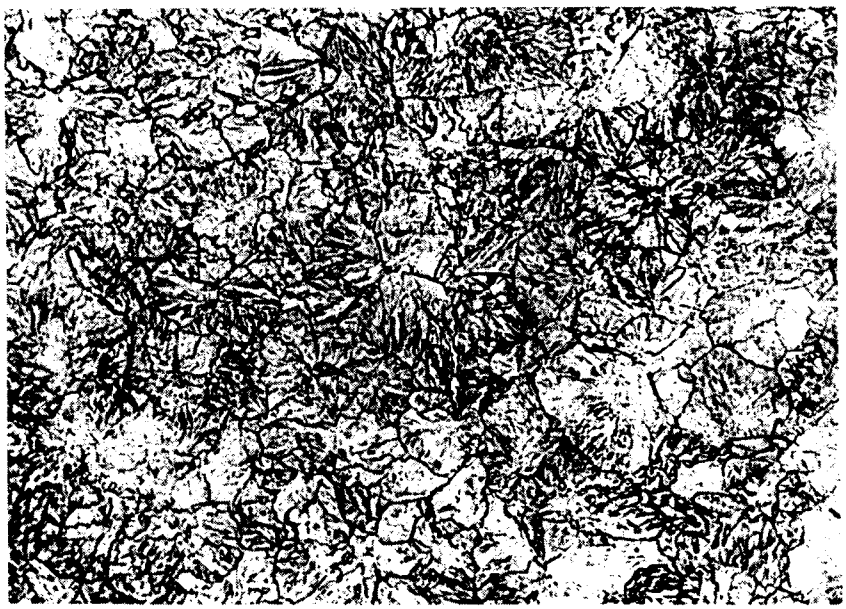


Figura 4.3 - Micrografia mostrando o tamanho de grão ASTM 4 encontrado nos trilhos novos. Microscopia óptica, ataque químico picral, aumento 100 X.

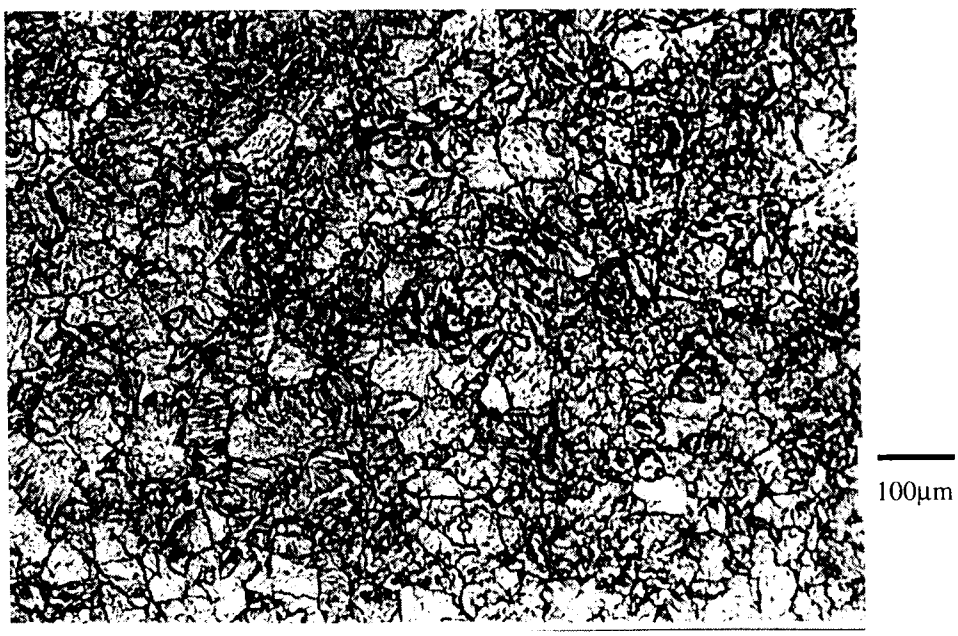


Figura 4.4 - Micrografia mostrando o tamanho de grão ASTM 6 encontrado nos trilhos usados. Microscopia óptica, ataque químico picral, aumento 100 X.

A determinação do tamanho de grão austenítico prévio para os aços dos trilhos novos e usados mostrou diferenças entre os materiais. Para o aço dos trilhos novos foi encontrado, em média, um grão com tamanho ASTM 4, enquanto que para o aço dos trilhos usados foi encontrado um tamanho de grão ASTM 6.

4.2.3 Espaçamento Interlamelar da Perlita

O levantamento do espaçamento interlamelar da perlita feito nos aços dos trilhos em questão mostrou existir uma diferença entre os valores encontrados para os trilhos novos com relação aos trilhos usados.

O espaçamento interlamelar da perlita médio medido para o trilho novo foi de 0,252μm, com desvio padrão de 0,025μm e para o trilho usado o valor médio medido foi de 0,173μm, com desvio padrão de 0,020μm.

As figuras a seguir mostram duas imagens feitas no MEV, em regiões escolhidas para a medição do espaçamento interlamelar, sendo a figura 4.5 uma imagem do trilho novo e a figura 4.6 uma imagem do trilho usado.

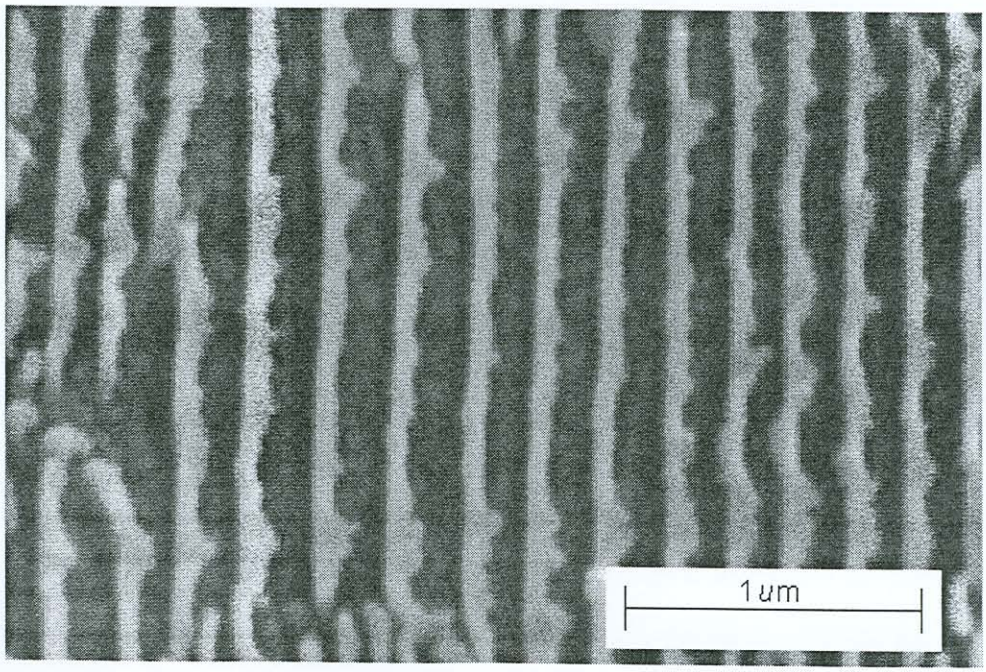


Figura 4.5 - Micrografia mostrando as lamelas de ferrita e cementita para o trilho novo. MEV, ataque químico nital 2%.

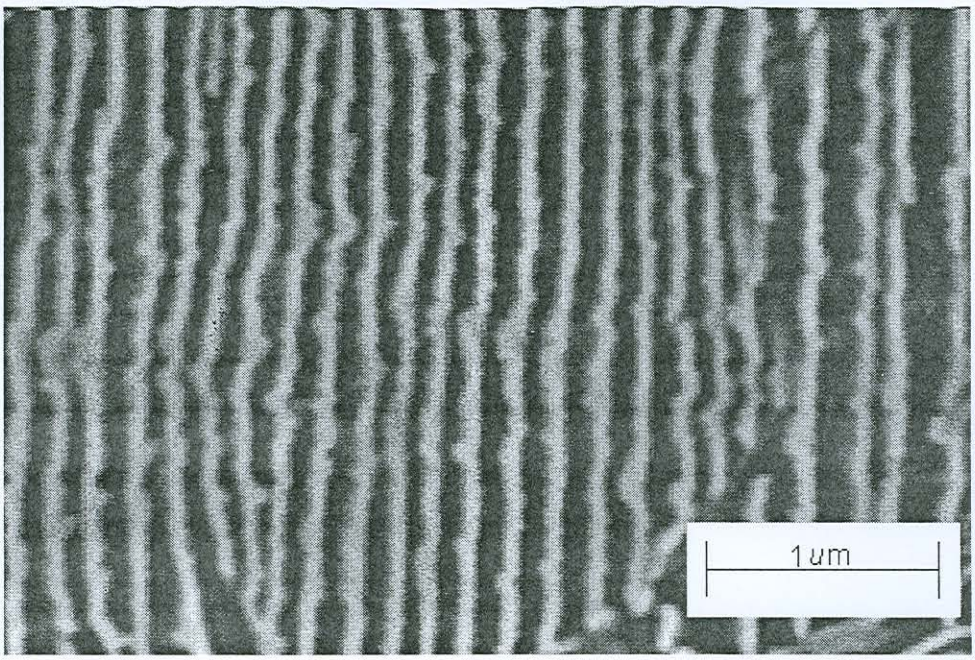


Figura 4.6 - Micrografia mostrando as lamelas de ferrita e cementita para o trilho usado. MEV, ataque químico nital 2%.

4.2.4 Inclusões

As análises feitas nas amostras, tanto para os trilhos novos como para os usados, segundo o sentido longitudinal do material, mostraram uma grande incidência de inclusões alongadas de sulfeto de manganês e alinhamento de óxidos de alumínio.

Nas figuras 4.7 e 4.8 são apresentados os gráficos resultantes da análise quantitativa das inclusões, onde cada tipo de inclusão é relacionada por faixa de comprimento, em μm, com a porcentagem de ocorrência na área analisada.

Nestes gráficos verifica-se que nos aços dos trilhos usados existe uma quantidade maior de inclusões de sulfetos de manganês na faixa de 26 a 50 μm de comprimento e, para as inclusões de alumina, a maior incidência está na faixa de 0 a 25 μm de comprimento. A incidência de inclusões de sulfeto de manganês e alumina acima de 100μm de comprimento são quase desprezíveis para os trilhos usados.

Para os aços dos trilhos novos, nota-se uma distribuição mais uniforme entre as faixas de tamanho das inclusões, chamando a atenção para a elevada incidência de inclusões com comprimento acima de 100 μm (inclusões de sulfeto de manganês).

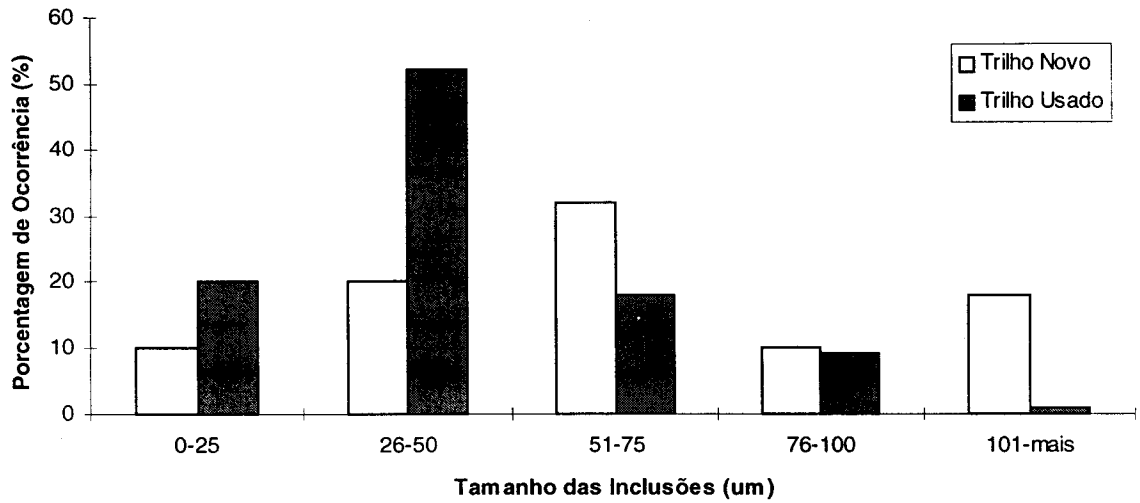


Figura 4.7 - Porcentagem de ocorrência de inclusões alongadas de sulfeto de manganês pelo comprimento das mesmas.

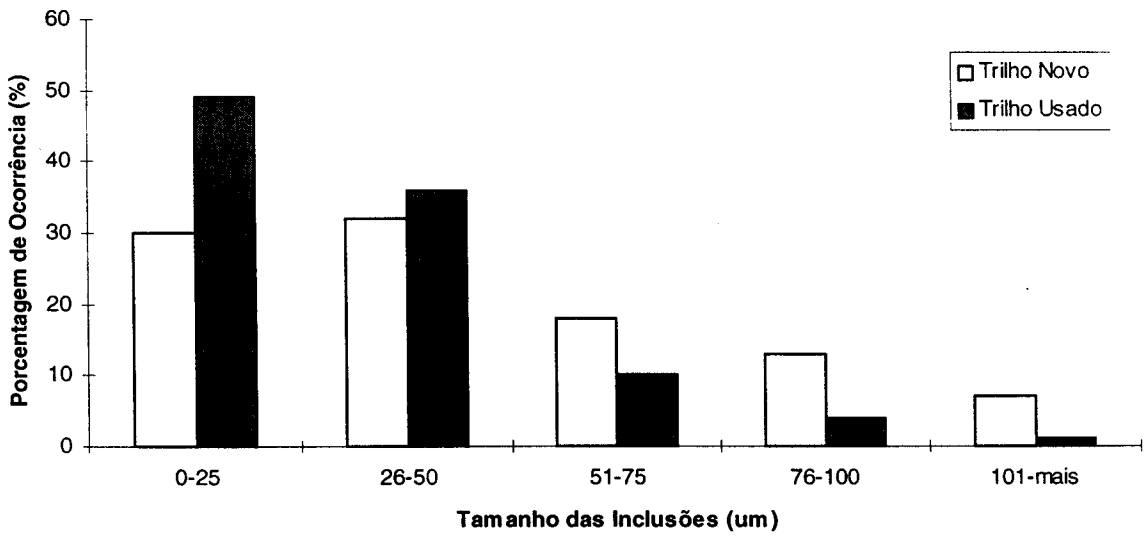


Figura 4.8 - Porcentagem de ocorrência de inclusões alinhadas de alumina pelo comprimento das mesmas.

As figuras 4.9 e 4.10 mostram, respectivamente, inclusões alongadas de sulfeto de manganês e alinhamento de inclusões de alumina, que são encontradas nos dois tipos de aços para trilhos analisados

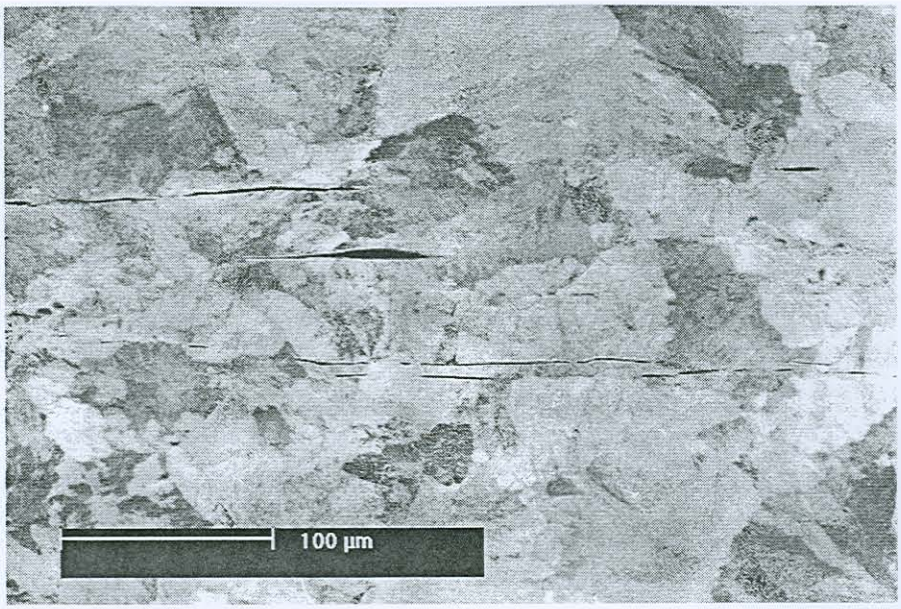


Figura 4.9 - Micrografia destacando uma inclusão alongada de sulfeto de manganês encontrada nos aços dos trilhos novos. MEV, ataque químico Nital 0,75%.

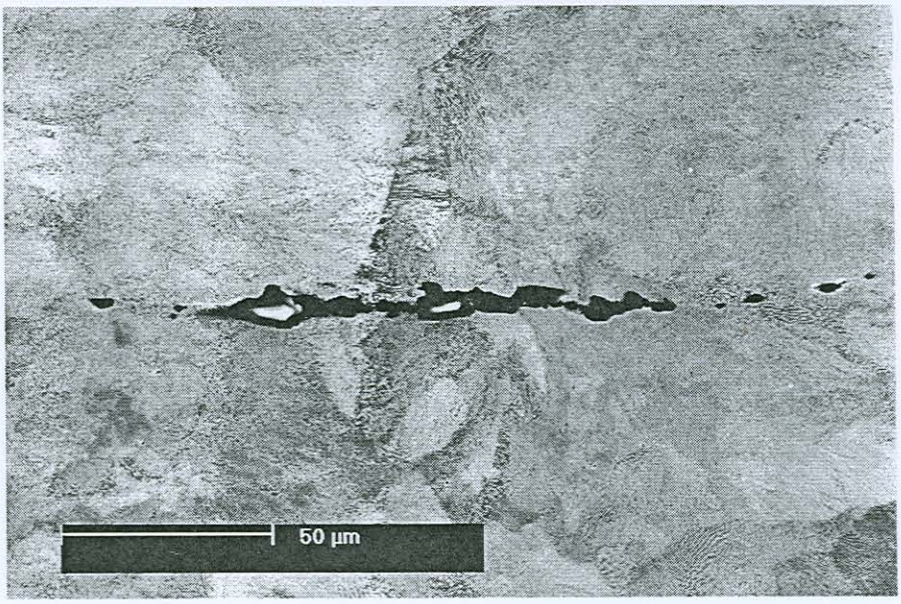


Figura 4.10 - Micrografia mostrando alinhamento de inclusões de alumina nos aços dos trilhos novos. MEV, ataque químico Nital 0,75%.

Foi encontrado, também, em pequena escala, inclusões globulares a base de alumínio e cálcio em ambos os aços dos trilhos, sendo que nos trilhos novos, junto a estas inclusões a matriz metálica encontra-se descolada da inclusão, apresentando a forma de um olho, com dois cantos bastante agudos, que podem agir como fortes concentradores de tensão, conforme mostra a figura 4.11.

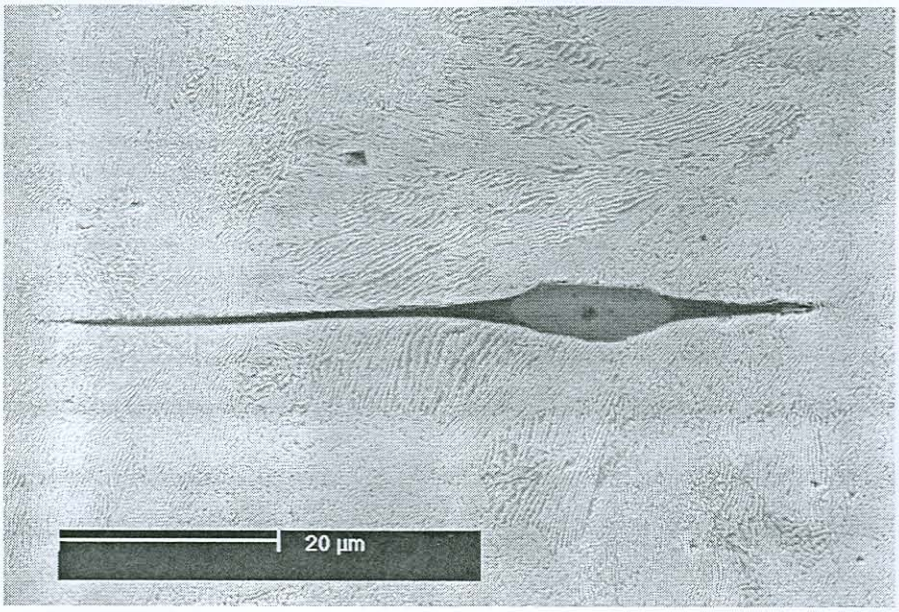


Figura 4.11 - Micrografia de uma inclusão globular a base de alumínio e cálcio descolada da matriz metálica, trilho novo. MEV, ataque químico Nital 0,75%.

Para os trilhos usados não foi observada nenhuma ocorrência de descolamento entre a matriz metálica e as inclusões. A figura 4.12 mostra uma inclusão globular aderida a matriz metálica.

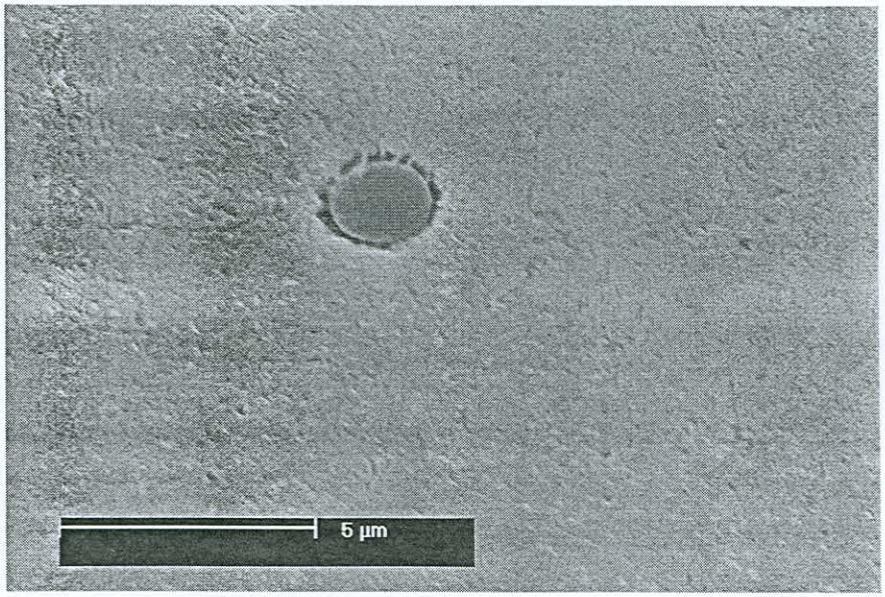


Figura 4.12 - Micrografia mostrando inclusão globular a base de alumínio e cálcio aderida a matriz metálica, trilho usado. MEV, ataque químico Nital 0,75%.

Nos trilhos novos foi encontrado, em algumas regiões, alinhamento de precipitados ricos em nióbio. A figura 4.13 mostra um destes precipitados encontrados.

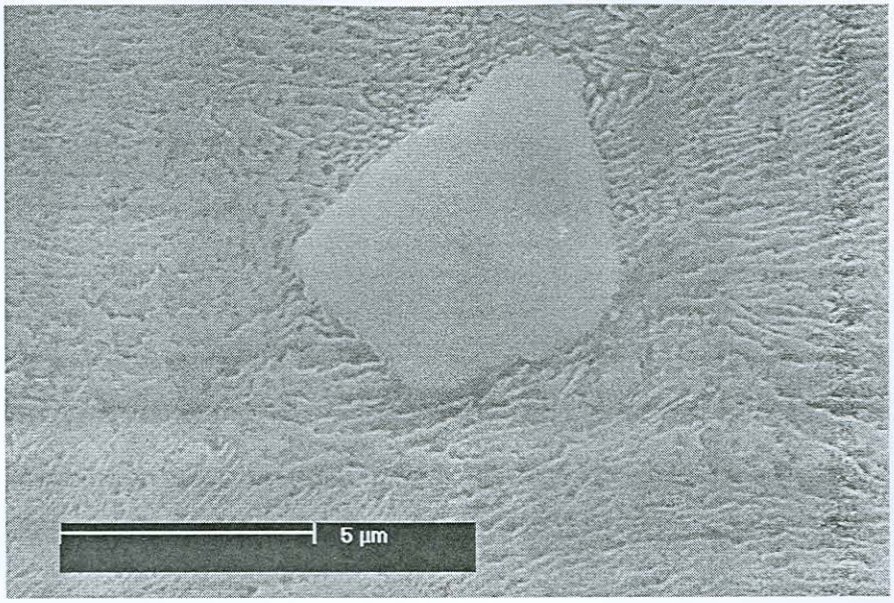


Figura 4.13 - Micrografia mostrando precipitados de nióbio na matriz metálica, trilho novo. MEV, ataque químico Nital 0,75%.

A confirmação qualitativa dos tipos de inclusões encontradas nos trilhos foi feita com o auxilio da microsonda e pode ser visto na sequência das figuras 4.14 a 4.16, as quais apresentam os espectros obtidos. Na figura 4.17 pode-se ver um espectro obtido sobre uma região com precipitados onde fica comprovada a presença de nióbio na composição química.

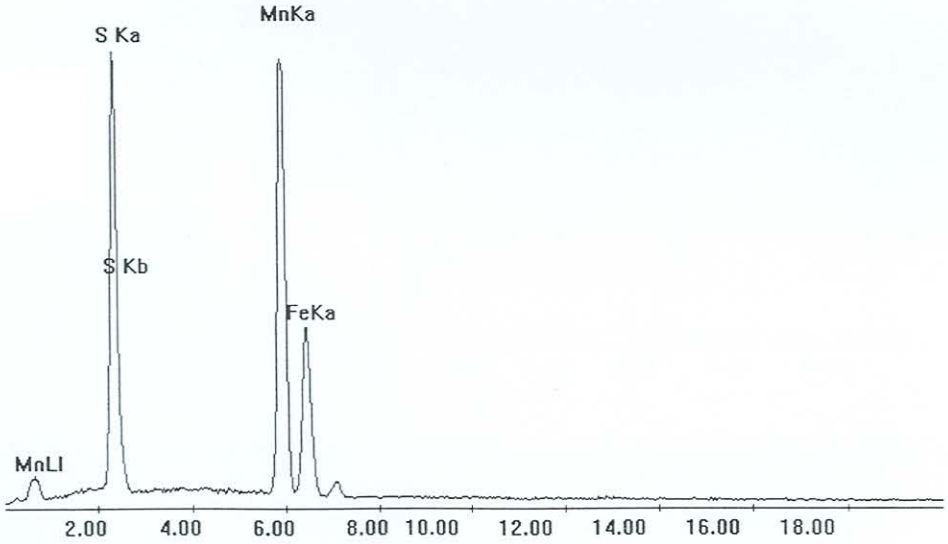


Figura 4.14 - Espectro obtido sobre uma inclusão alongada de sulfeto de manganês.

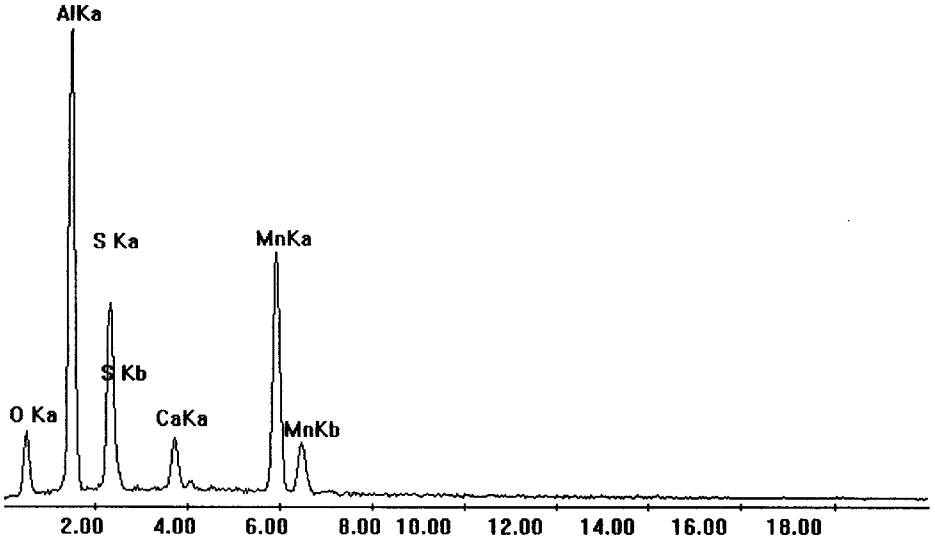


Figura 4.15 - Espectro obtido sobre uma inclusão alinhada de alumina.

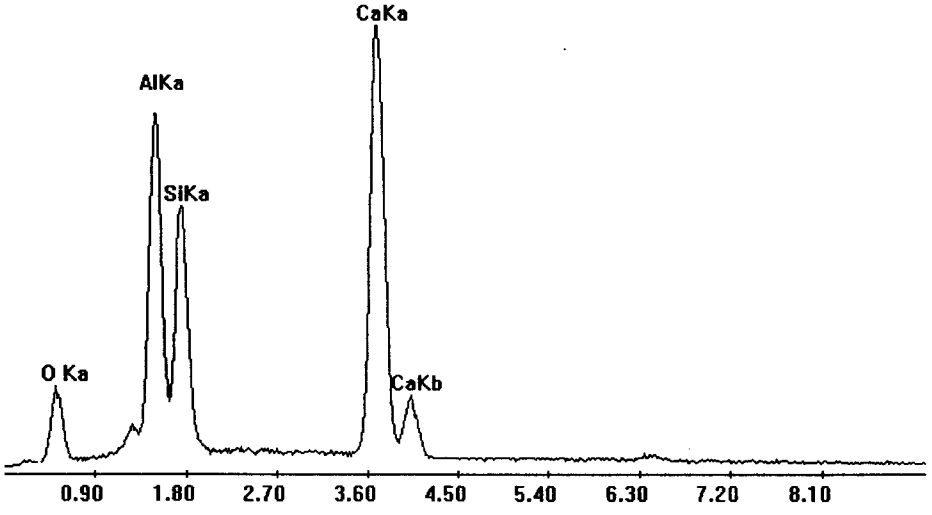


Figura 4.16 - Espectro obtido sobre uma inclusão globular a base de alumínio e cálcio.

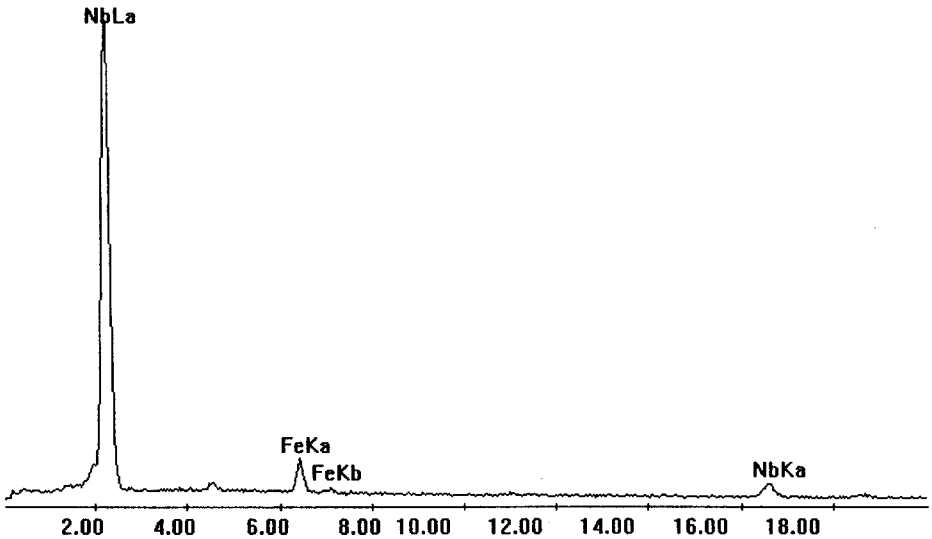


Figura 4.17 - Espectro obtido sobre um precipitado rico em nióbio.

Todos os tipos de inclusões encontradas nos aços dos trilhos novos e usados agem de forma deletéria nas propriedades mecânicas, sendo mais nocivas para os trilhos novos onde aparecem com tamanho maior e nas formas mais prejudiciais.

4.3 Ensaios Mecânicos

4.3.1 Dureza

A apresentação dos resultados obtidos no levantamento da dureza, feita com os três perfis indicados pela AREA, mostra a variação da dureza do material da borda superior, onde ocorre o contato roda/trilho em direção a região de união do boleto com a alma.

As figuras 4.18 e 4.19 mostram, respectivamente, os perfis obtidos para os trilhos novos e usados. Nestes gráficos pode-se observar de forma clara a existência de um encruamento na superfície dos trilhos usados e observa-se, ainda, que na parte central do boleto a dureza encontrada no trilho diminui de valor a medida que vai se aproximando da região de união com a alma.

A figura 4.20 mostra dois perfis, um para o trilho novo e outro para o trilho usado obtidos no levantamento feito na superfície longitudinal, sobre uma linha vertical junto a parte central do boleto. Neste gráfico pode-se ver o mesmo comportamento descrito anteriormente para os perfis de dureza da seção transversal.

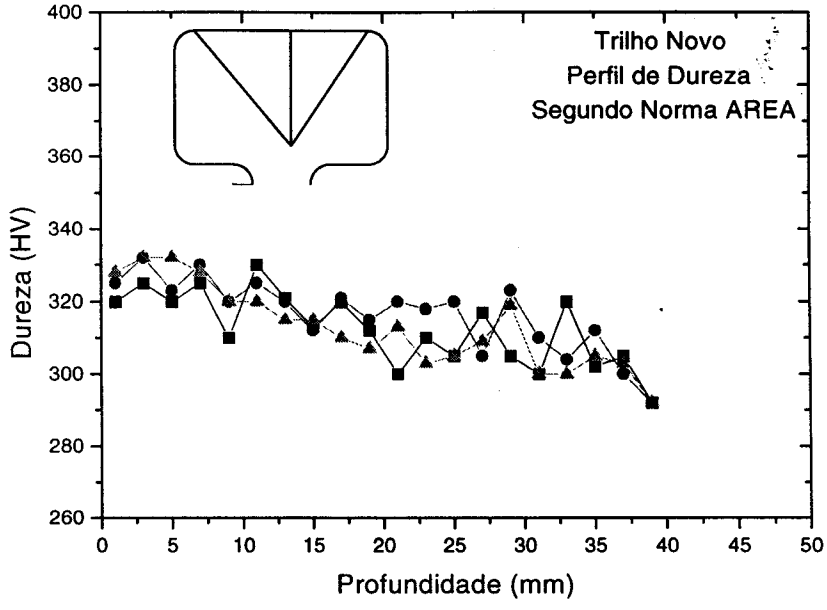


Figura 4.18 - Gráfico do perfil vertical de durezas para três regiões da superfície transversal do boleto dos trilhos novos.

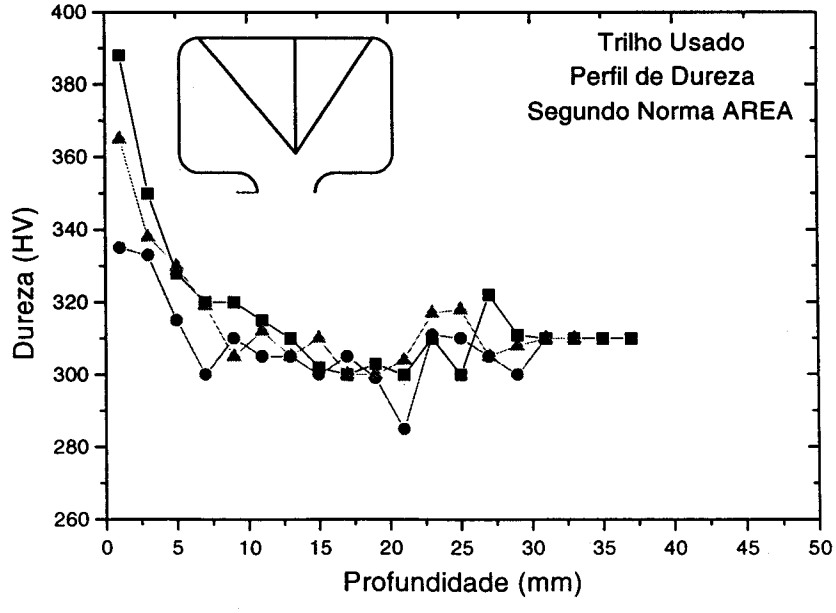


Figura 4.19 - Gráfico do perfil vertical de durezas para três regiões da superfície transversal do boleto dos trilhos usados.

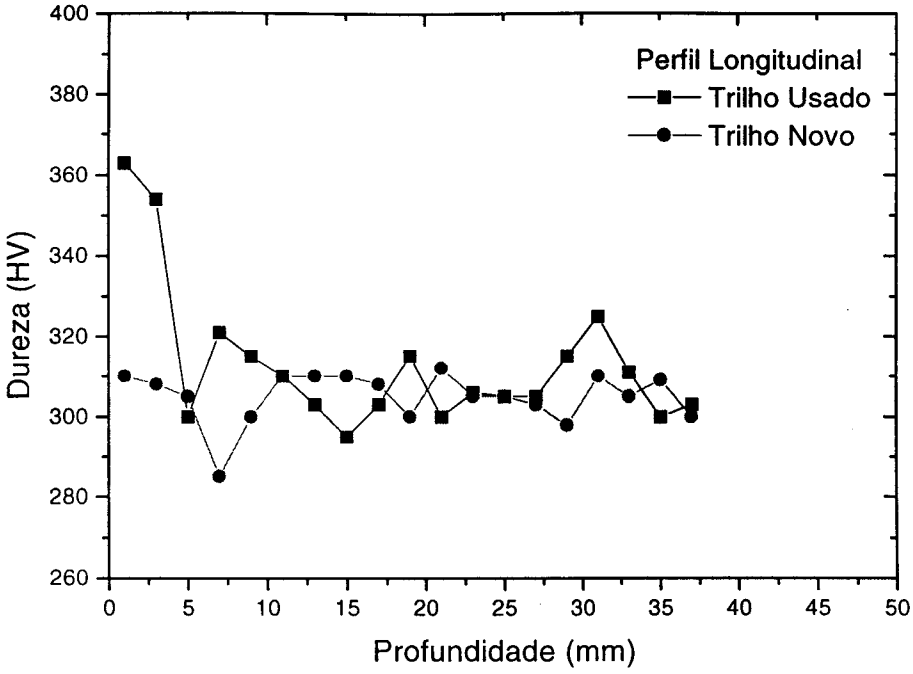


Figura 4.20 - Gráfico do perfil vertical de dureza para a superfície longitudinal do boleto dos trilhos novos e usados.

O levantamento da dureza feito em toda a superfície transversal do boleto mostrada em forma de mapa de relevo, facilita o entendimento da distribuição da dureza. Os gráficos feitos para os trilhos novos e usados, podem ser vistos nas figuras 4.21 e 4.22 onde são plotados em média 700 pontos, para cada seção transversal levantada.

Observando os mapas gerais de dureza levantados, nota-se que nos trilhos usados existe uma região encruada que vai da borda superior do boleto até uma profundidade em torno de 10 milímetros. Percebe-se que a parte encruada reflete a região de contato roda/trilho e, para este caso, a banda de contato tem aproximadamente 42 mm de largura. Os pontos de maior dureza, para este caso, atingem valores da ordem de 410 HV e estão mais próximos a um dos lados do boleto, justamente no lado interno do trilho onde passa o aro da roda e normalmente é mais constante o contato. Nestes mesmos trilhos não foi observado encruamento na região lateral do boleto devido ao contato com o aro da roda. Para os trilhos novos constata-se que a dureza é praticamente uniforme em toda a superfície do boleto, com uma pequena queda nos valores da dureza próxima a região de encontro do boleto com a alma.

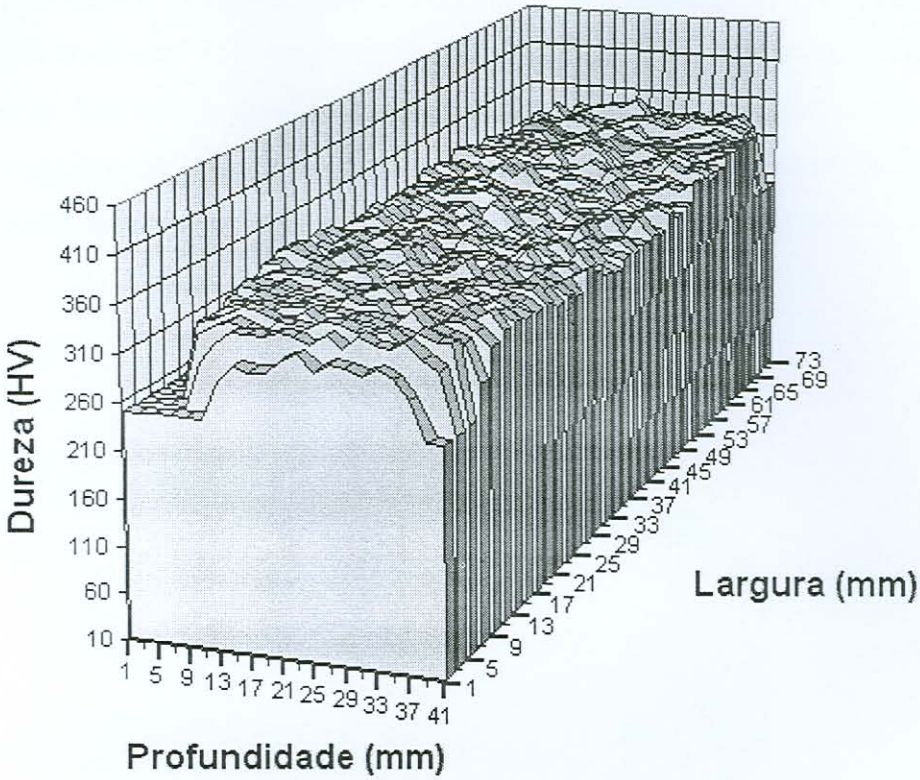


Figura 4.21 - Mapa de durezas da superfície transversal do boleto do trilho novo.

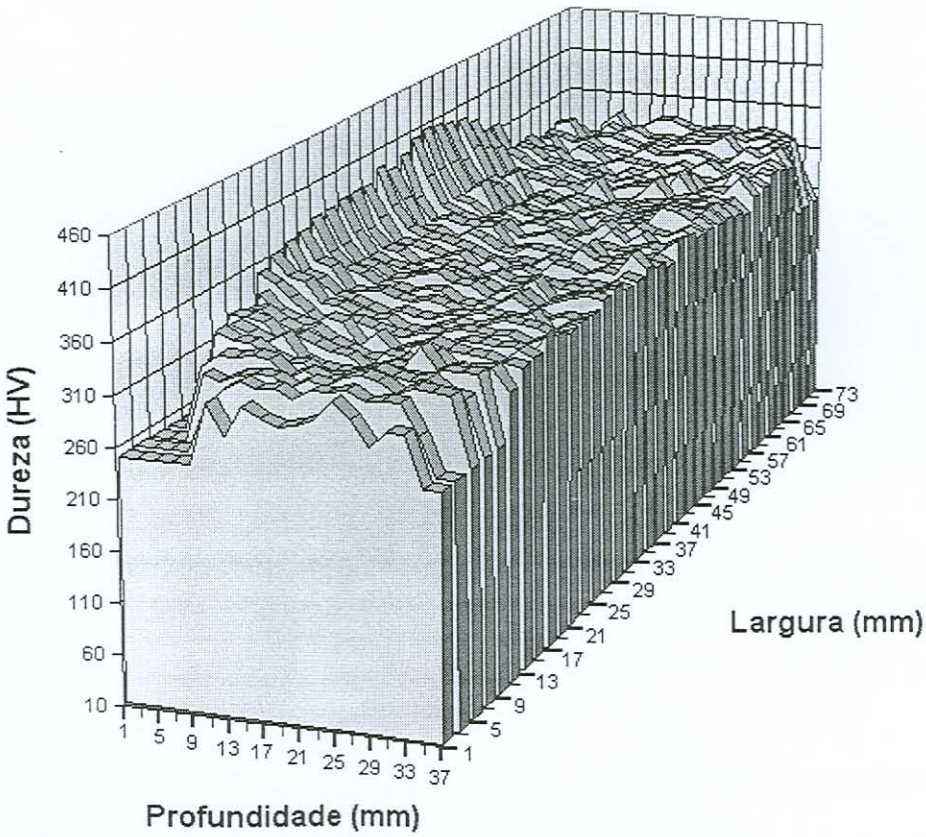


Figura 4.22 - Mapa de durezas da superfície transversal do boleto do trilho usado.

Quando da análise das macrografias feitas nos trilhos pode-se observar que após vinte e quatro horas do ataque químico com reagente de iodo as regiões onde havia encruamento o ataque continuava. Em virtude disso foi possível verificar que isto só ocorria com os trilhos usados e que as regiões reveladas coincidiam com as regiões de dureza elevada. A figura 4. 23 mostra um dos boletos dos trilhos usados, com a região encruada fortemente atacada.

Figura 4.23 - Boleto de um trilho usado mostrando região fortemente atacada com reativo de iodo.

4.3.2 Tração

Os resultados médios obtidos nos ensaios de tração realizados nas amostras retiradas dos trilhos novos e usados são apresentados na tabela 4.2. Analisando-se estes os resultados verifica-se um aumento de resistência e queda da ductilidade nos aços usados em relação ao aço dos trilhos novos.

Nenhum dos corpos de prova rompidos nos ensaios de tração apresentaram patamar de escoamento definido nos gráficos tensão/deformação obtidos nos ensaios.

Tabela 4.2 - Resultados médios dos ensaios de tração para trilhos novos e usados

Amostras	$\sigma_{2\%}$ (MPa)	$\sigma_{Máximo}$ (MPa)	Alongamento* (%)	Red. Área (%)
Trilho Novo	680	1072	15	23,3
Trilho Usado	797	1103	14,6	18

* Base de medida 20 mm

Na análise das superfícies de fratura dos corpos de prova rompidos nota-se que todos apresentaram a mesma morfologia, tanto para os trilhos novos como para os usados. A figura 4.24 mostra uma fractografia de uma região da superfície da fratura de um dos corpos de prova analisados, onde observa-se uma fratura do tipo frágil, evidenciada pela presença, em toda a área analisada, do micromecanismo de fratura por clivagem.

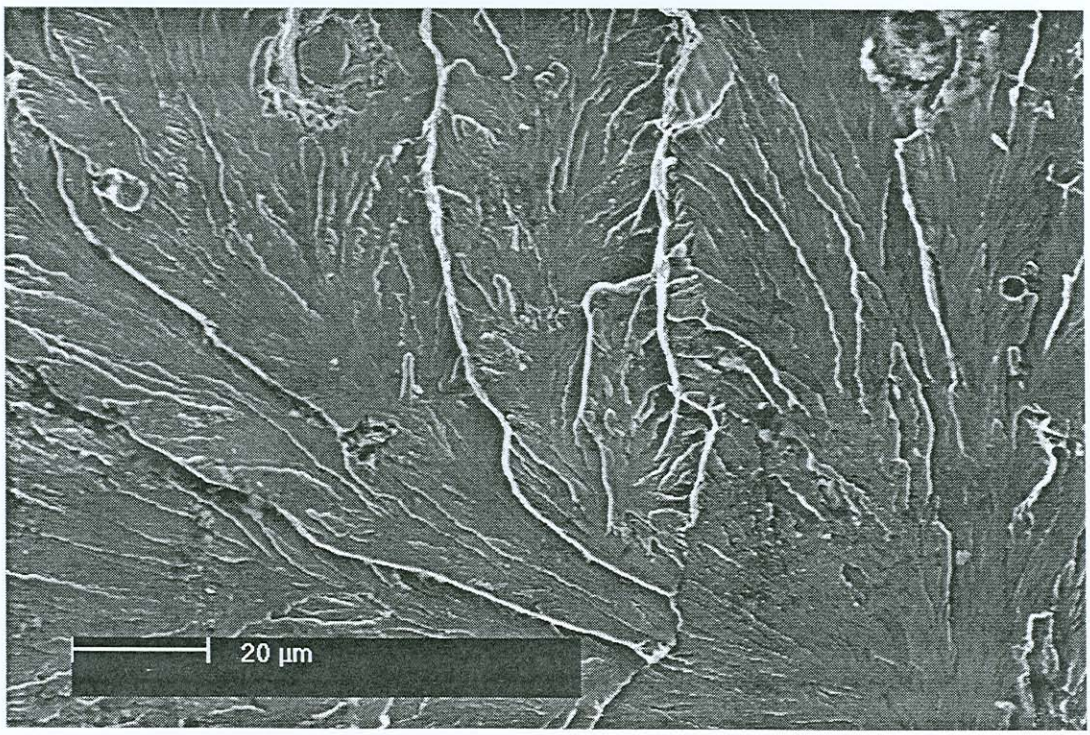


Figura 4.24 - Fractografia da superfície de fratura de um corpo de prova de tração, apresentando micromecanismo de fratura por clivagem para a fratura. Análise feita no MEV.

4.3.3 Tenacidade à Fratura

Os resultados destes ensaios mostraram que o material dos trilhos usados possui um melhor comportamento quanto a tenacidade à fratura quando comparado aos resultados obtidos com os trilhos novos. Os valores médios encontrados para os trilhos novos e usados foram, respectivamente, 39,6 MPa $m^{1/2}$ e 43,2 MPa $m^{1/2}$ e seus desvios padrão são, respectivamente, 1,60 MPa $m^{1/2}$ e 1,69 MPa $m^{1/2}$.

A análise da superfície da fratura dos corpos de prova rompidos mostrou, para ambos os materiais, um comportamento do tipo frágil, evidenciado pela presença do micromecanismo de propagação por clivagem encontrado em toda a extensão da fratura. A figura 4.25 mostra uma fractografia, feita no MEV, característica para todas as superfícies das fraturas, para ambos os materiais.

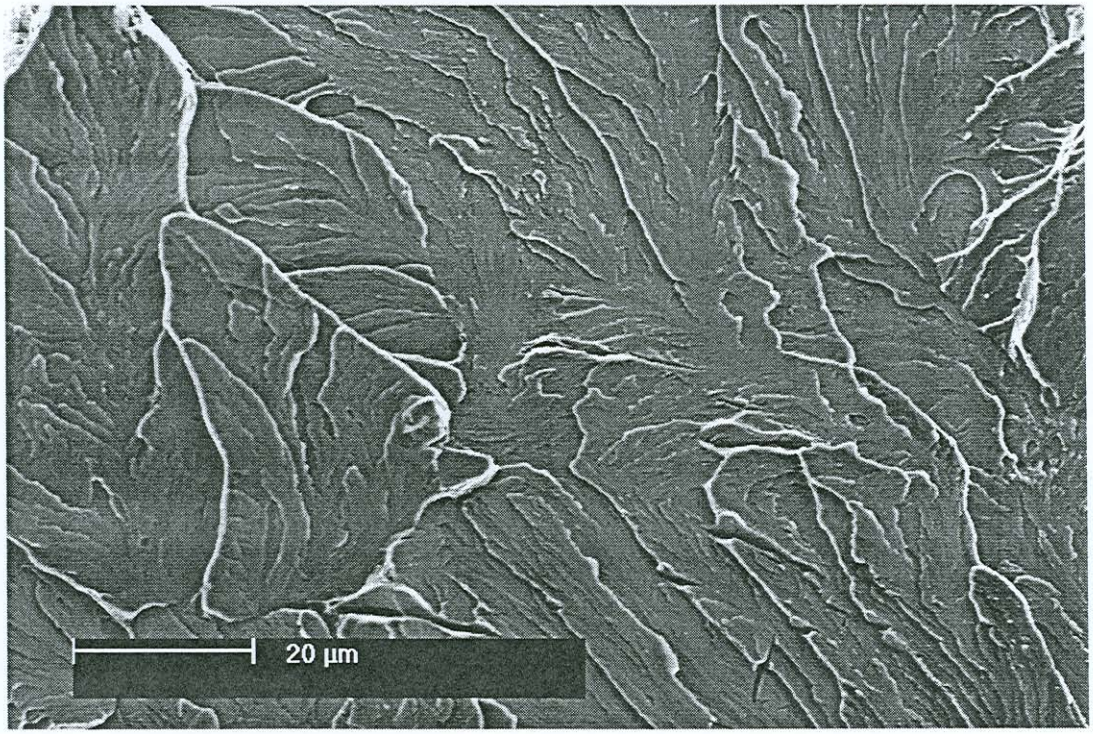


Figura 4.25 - Fractografia da superfície de fratura de um corpo de prova empregado para a determinação da tenacidade à fratura, apresentando micromecanismo de clivagem. Análise feita no MEV.

4.3.4 Ensaios de Fadiga

4.3.4.1 Flexão Rotativa

Os resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão rotativa mostraram que o aço dos trilhos usados são mais resistentes à fadiga quando comparados aos resultados obtidos com os aço dos trilhos novos.

A tabela 4.3 mostra os valores de tensão e número de ciclos obtidos nos ensaios de flexão rotativa para os dois tipos de aços testados. Nesta tabela pode-se verificar que, para o aço dos trilhos usados, o número de ciclos que o corpo de prova resiste até a ruptura, é bastante superior ao número de ciclos resistidos pelo aço dos trilhos novos considerando a mesma tensão de ensaio.

Tabela 4.3 - Valores de tensão e número de ciclos suportados pelos corpos de prova nos ensaios de flexão rotativa

Trilhos Novos		
Amostra	**$\sigma_{Máximo}$** (MPa)	**Nº ciclos**
CP N1	750	$8,3x10^3$
CP N2	620	$3,0x10^4$
CP N3	620	$3,2x10^4$
CP N4	570	$4,0x10^4$
CP N5	570	$7,0x10^4$
CP N6	540	$7,3x10^4$
CP N7	540	$6,0x10^4$
CP N8	520	$1,0x10^5$
CP N9	520	$1,1x10^5$
CP N10	500	$2,3x10^5$
CP N11	500	$1,2x10^5$

Trilhos Usados		
Amostra	**$\sigma_{Máximo}$** (MPa)	**Nº ciclos**
CP U1	750	$6,3x10^3$
CP U2	620	$1,1x10^5$
CP U3	570	$2,7x10^5$
CP U4	540	$8,0x10^5$
CP U5	520	$6,0x10^6$ *
CP U6	500	$6,3x10^6$ *

* Corpo de prova não rompeu

Plotando os valores de tensão aplicada pelo número de ciclos, em uma escala logarítmica, obtém-se um gráfico do tipo Diagrama de Wöhler. A figura 4.26 mostra o gráfico obtido com os valores levantados nos ensaios.

Neste gráfico pode-se verificar que os valores obtidos para o aço dos trilhos usados apresentam a característica assintótica, indicando o valor para o limite de fadiga do material, que para este caso está em torno de 520 MPa. Para o aço dos trilhos novos os valores das tensões aplicadas nos testes não possibilitou alcançar o valor do limite de fadiga, então, prolongando-se a reta de tendência dos pontos até o valor de 10^6 ciclos, que normalmente é a região onde se pronuncia o limite de fadiga para os aços, obter-se-á um valor próximo de 400 MPa para o limite de fadiga do material do trilho novo. Valor este baixo para um material que tem um valor de 1000 MPa para a tensão máxima de tração.

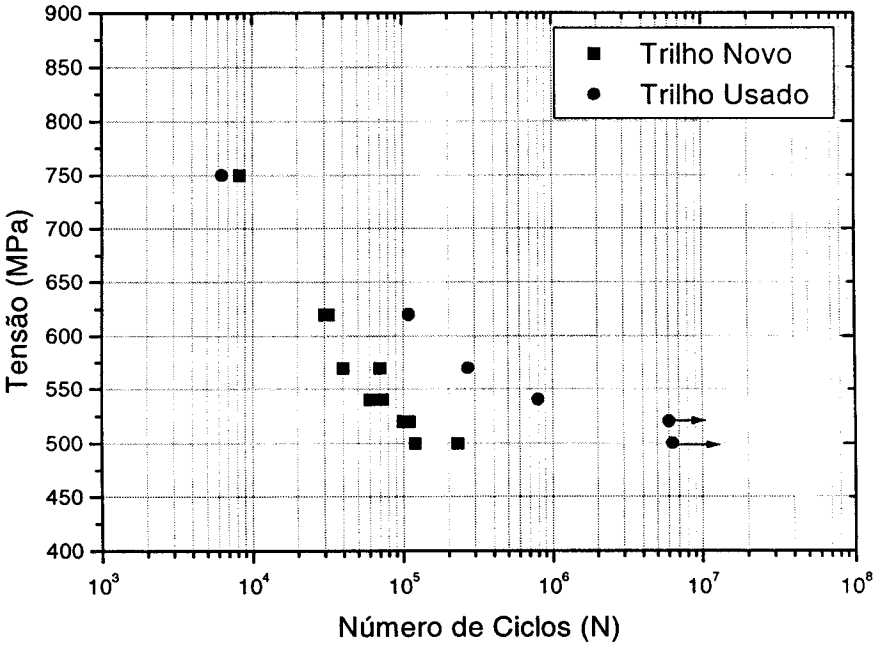


Figura 4.26 - Pontos do Diagrama de Wöhler para aços dos trilhos novos e usados, ensaiados em flexão rotativa.

4.3.4.2 Flexão à Quatro Pontos em Segmento de Trilhos

Os ensaios realizados com os segmentos de trilhos em tamanho real mostraram que o comportamento em relação à fadiga para os materiais dos trilhos novos e usados, foi o mesmo que os encontrados nos ensaios de flexão rotativa com corpos de prova de dimensões reduzidas, ou seja, o material dos trilhos usados apresentou melhor resistência à fadiga que o material dos trilhos novos.

A tabela 4.4 apresenta os parâmetros usados nos ensaios e os valores dos números de ciclos que os corpos de prova resistiram até a ruptura.

Tabela 4.4 - Parâmetros dos ensaios realizados em fadiga por flexão à quatro pontos em segmentos de trilhos em tamanho real.

Amostra	$\sigma_{Máximo}$ (MPa)	$\sigma_{Mínimo}$ (MPa)	Nº ciclos
CP-N1	434,3	119,4	$5{,}0 \times 10^5$
CP-N2	418	135,7	$8{,}6 \times 10^5$
CP-N3	407,2 434,3	146,5 119,4	$2{,}0 \times 10^6$ * $2{,}2 \times 10^5$
CP-U1	434,3	119,4	$1{,}1 \times 10^6$
CP-U2	434,3	119,4	$1{,}0 \times 10^6$
CP-U3	426	127,5	$2{,}0 \times 10^6$ *

* Corpo de Prova não rompeu

A amostra CP-N3 não rompeu com o carregamento inicialmente imposto para um valor de 2×10^6 ciclos, valor este estipulado como sendo um limite para o comportamento em fadiga, nestas condições de ensaio, visto que o valor do limite de fadiga fica pronunciado, normalmente, em torno de 10^6 ciclos. Foi efetuado, então, o aumento da carga para o valor máximo, para estimar quanto de vida ainda restava a amostra e, segundo a Lei de Miner, restavam ainda 50% de vida para o segmento.

Para a amostra CP-U3 ocorreu a mesma situação, entretanto devido a proximidade da carga de teste com a carga máxima e a longa duração do ensaio não foi feita a estimativa da vida remanescente.

A figura 4.27 mostra os pontos obtidos nos ensaios plotados em um Diagrama de Wöhler, onde observa-se o melhor comportamento em fadiga para o segmento de trilho usado.

Observando as superfícies das fraturas dos dois tipos de trilhos nota-se que, para os trilhos novos a trinca de fadiga nucleia na parte superior do boleto, próximo a um dos cantos, tendo sua forma parecida com um semicírculo, conforme pode ser visto na figura 4.28. Para os trilhos usados a trinca de fadiga nucleia sempre junto ao canto interno do boleto, canto este

que fica entre as áreas de contato da roda com a parte superior do boleto e da lateral do boleto com o aro da roda. A trinca apresenta a forma de uma unha, com as laterais retas e a frente de propagação semicircular, como mostra a figura 4.29

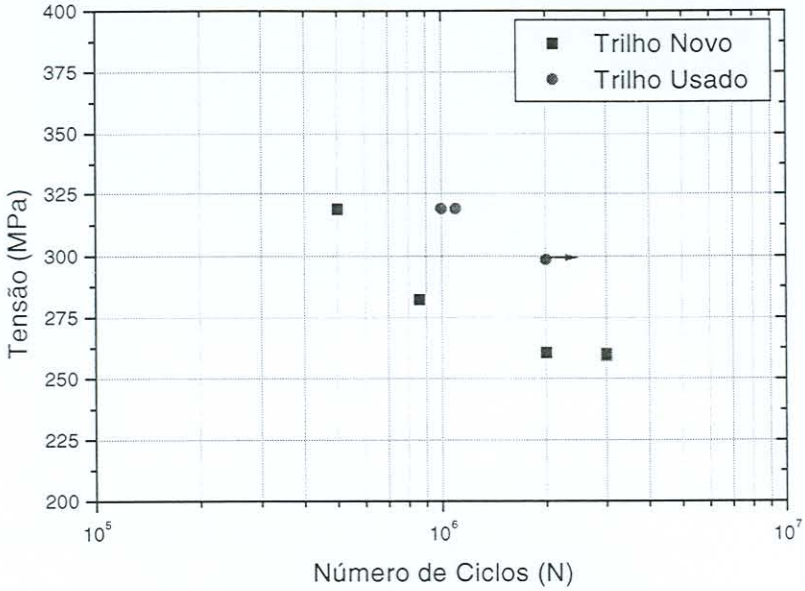


Figura 4.27 - Pontos de um Diagrama de Wöhler obtidos por flexão à quatro pontos em segmentos de trilhos.

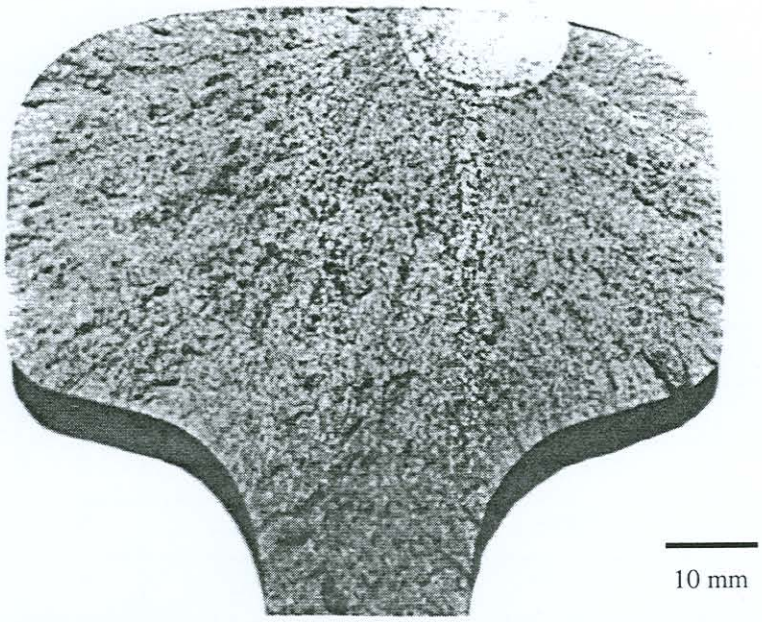


Figura 4.28 - Superfície da fratura do boleto de um trilho novo ensaiado em fadiga por flexão à quatro pontos.

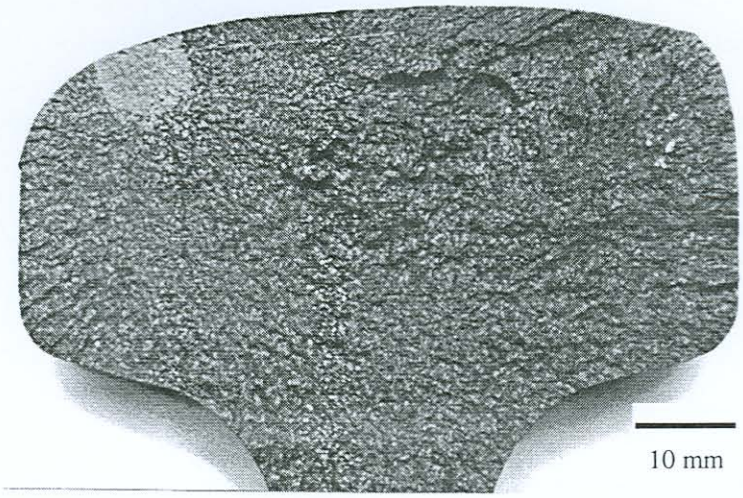


Figura 4.29 - Superfície da fratura do boleto de um trilho usado ensaiado em fadiga por flexão à quatro pontos.

4.3.4.3 Curvas de da/dN x ΔK

Os resultados obtidos nos ensaios de fadiga feitos em corpos de prova *compact tension*, com a orientação LT, plotados como log (da/dN) x log (ΔK), permitiram obter a Equação de Paris através de regressão linear para cada material testado.

Os valores dos parâmetros *C* e *m* da equação de Paris e os valores das correlações *R* dos pontos com as retas obtidas, são apresentadas na tabela 4.5.

Tabela 4.5 - Valores dos parâmetros C e m das equações de Paris e das correlações obtidas através de regressão linear feita nos resultados dos ensaios.

Trilho	CP	*C*	*m*	*R*
Novos	1	$7{,}986 \times 10^{-17}$	8,726	0,973
	2	$3{,}263 \times 10^{-11}$	4,477	0,974
	3	$4{,}095 \times 10^{-12}$	5,155	0,972
	4	$2{,}649 \times 10^{-11}$	4,852	0,942
Usados	1	$5{,}227 \times 10^{-10}$	3,826	0,958
	2	$2{,}967 \times 10^{-13}$	6,412	0,945
	3	$1{,}733 \times 10^{-10}$	3,962	0,965
	4	$2{,}071 \times 10^{-11}$	4,789	0,984
	5	$1{,}851 \times 10^{-15}$	8,150	0,961

Analisando os valores de *m* observa-se que estes valores são elevados. Para os trilhos novos os valores de *m* oscilam entre 4,47 e 8,72, já para os trilhos usados os valores oscilam entre 3,82 e 8,14.

As correlações levantadas nos ensaios mostram, tanto para trilhos novos como usados, que os dados dos ensaios apresentam pequena dispersão em relação a reta obtida, variando estes de 0,942 a 0,972 para os trilhos novos e de 0,9450 a 0,984 para trilhos usados.

Reunindo os pontos de todos os ensaios levantados para um mesmo tipo de material e considerando-os como um único ensaio, obtém-se como resultado gráficos como os das figuras 4.30 e 4.31.

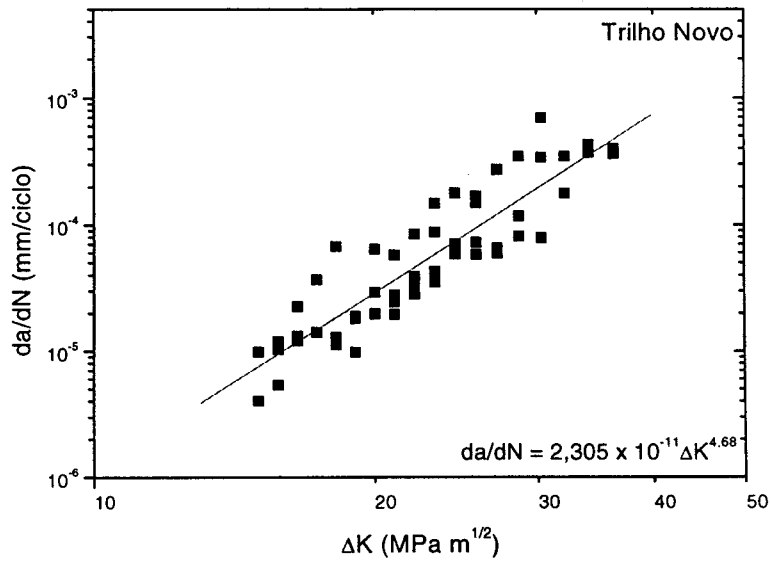


Figura 4.30 - Gráfico de da/dN x ΔK para o material dos trilhos novos.

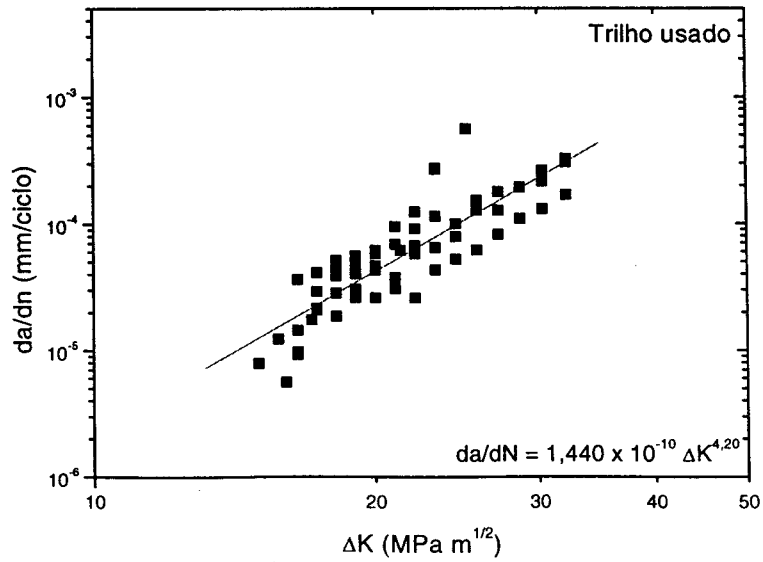


Figura 4.31 - Gráfico de da/dN x ΔK para o material dos trilhos usados.

Nestes gráficos os resultados para as equações de Paris foram:

$$da/dN = 2{,}305 \times 10^{-11}.\Delta K^{4{,}68} \qquad \text{trilhos novos}$$

e

$$da/dN = 1{,}440 \times 10^{-10}.\Delta K^{4{,}20} \qquad \text{trilhos usados}$$

e as correlações entre as retas e os pontos dos ensaios foram, respectivamente, de 0,898 e 0,852.

Com a união dos resultados dos ensaios em um único gráfico, apesar de se verificar uma diminuição no valor da correlação entre os pontos levantados experimentalmente e a reta obtida por regressão linear, nota-se que os valores do parâmetro *m* resultantes, 4,68 para trilhos novos e 4,20 para trilhos usados, ficam bem mais próximo do valor típico para aços apresentados na literatura.

Na análise das superfícies de fratura dos corpos de prova, feitas no MEV, não foi possível verificar a presença das estrias de fadiga, sendo observado a existência de regiões amassadas e regiões com facetas de clivagem bastante lisas e extensas. A figura 4.32 mostra uma região de um corpo de prova que representa as superfícies encontradas.

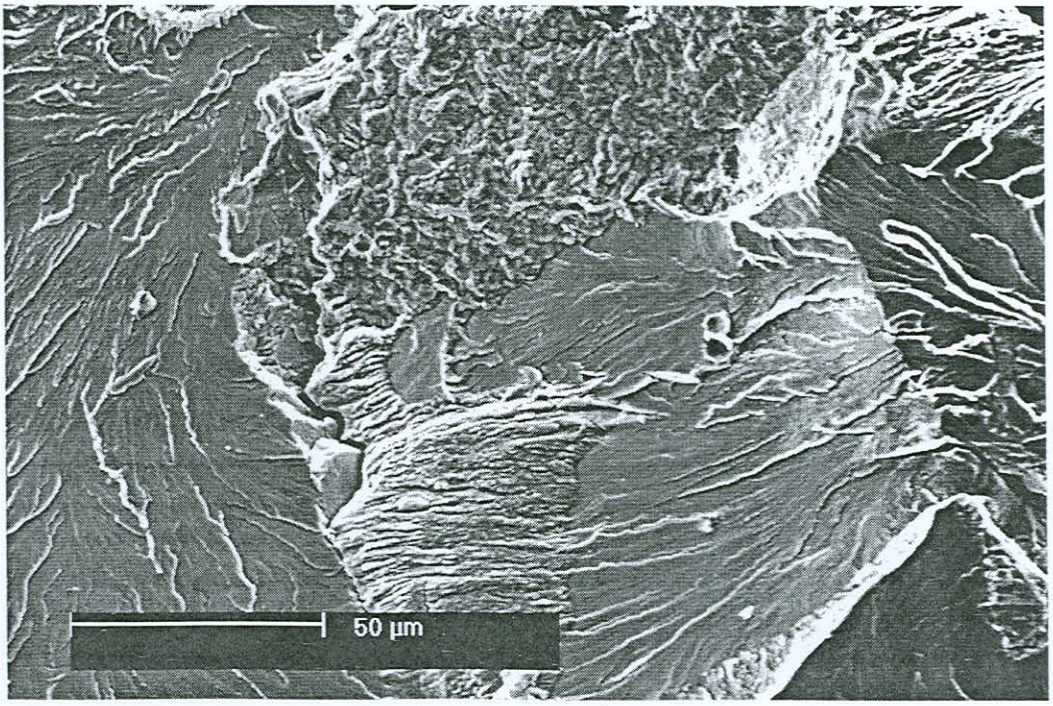
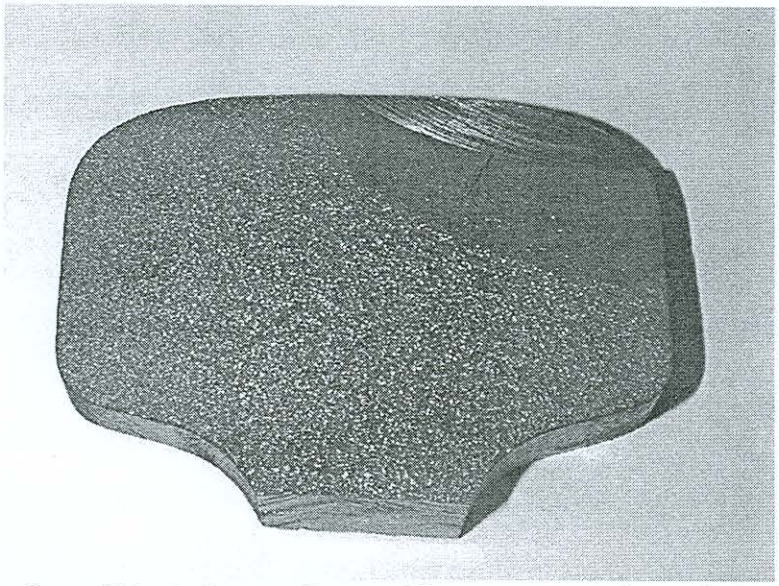


Figura 4.32 - Superfície da fratura da região de fadiga mostrando a existência de facetas de clivagem. Análise feita no MEV.

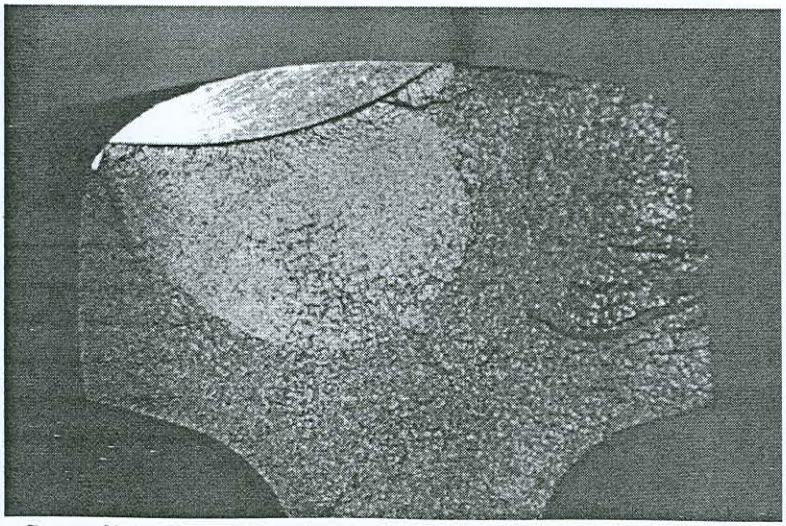
4.3.4.4 Flexão à três Pontos em Segmento de Trilhos com Entalhados

Após a realização dos ensaios com os segmentos de trilhos com entalhe, foi constatado que a morfologia das trincas de fadiga encontradas nas superfícies das fraturas para os trilhos novos e usados eram bastante diferentes. Para os trilhos novos as marcas de praia que configuram a trinca seguem a forma do entalhe feito com a fresa, avançando de forma concêntrica a este, conforme a figura 4.33. A análise da superfície da fratura dos trilhos usados, mostrou que as trincas de fadiga não seguiram a forma do entalhe, iniciando seu crescimento a partir da parte central do entalhe e seguindo em direção a região central do boleto, conforme mostra a figura 4.34.



10 mm

Figura 4.33 - Superfície da fratura de um trilho novo ensaiado em fadiga por flexão.



10 mm

Figura 4.34 - Superfície da fratura de um trilho usado ensaiado em fadiga por flexão.

As medições do avanço das trincas propagadas por fadiga, para a obtenção dos gráficos da taxa de propagação, foram feitas medindo a distância entre cada linha das marcas de praia encontradas na superfície da fratura, usando para isso as fotomontagens como as das figuras 4.35 e 4.36.

O resultado das medições feitas nas fotomontagens possibilitou obter os parâmetros para a elaboração dos gráficos das taxas de propagação de trincas nos ensaios de fadiga por flexão em três pontos dos segmentos de trilho pelos respectivos valores de amplitude do fator de intensidade de tensões calculados a partir da equação 3.1.

As figuras 4.37 e 4.38 mostram os gráficos de da/dN x ΔK obtidos, tomando-se como base que as trincas são semicirculares e que os valores dos comprimentos das trincas foram medidos diretamente sobre as fotomontagens. Nestas condições os valores encontrados para os valores de C e *m* da equação de Paris foram os seguintes

$$da/dN = 1{,}128 \times 10^{-6}\ \Delta K^{0{,}624}$$ para os trilhos novos e

$$da/dN = 6{,}028 \times 10^{-6}\ \Delta K^{0{,}834}$$ para os trilhos usados

e as correlações dos resultados dos ensaios e a reta obtida pela regressão linear feita para a obtenção destes resultados foram, 0,538 e 0,614 para os trilhos novos e usados, respectivamente.

Com base nesta metodologia de cálculo, com os valores medidos para o tamanho final das trincas e o valor das tensões máximas aplicadas na hora da ruptura dos segmentos dos trilhos, obteve-se para K_{IC} os valores de 42 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos e 115 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos usados.

As figuras 4.39 e 4.40 mostram os gráficos de da/dN x ΔK obtidos através da medição das áreas das trincas sobre as fotomontagens e a transformação das trincas para a forma semicircular através do cálculo do novo raio para a trinca, proposto na figura 3.11. Devido a esta transformação os valores dos parâmetros C e *m* da equação de Paris passaram a ser

$$da/dN = 5{,}866 \times 10^{-7}\ \Delta K^{0{,}855}$$ para os trilhos novos

e

$$da/dN = 2{,}206 \times 10^{-7}\ \Delta K^{1{,}109}$$ para os trilhos usados

com uma correlação de 0, 679 para os trilhos novos e 0,692 para os trilhos usados. Os valores de K_{IC} obtidos nestas condições foram, 44 MPa $m^{1/2}$ e 83 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos e usados, respectivamente.

Como os valores de K_{IC} obtidos nos ensaios de determinação de da/dN x ΔK são bastante diferentes dos obtidos nos ensaios específicos para a determinação da tenacidade à fratura dos materiais, principalmente para os trilhos usados, fez-se o cálculo para estimar a tensão máxima suportada pelos segmentos de trilhos utilizando o valor de K_{IC} obtido nos ensaios feitos para a determinação da Tenacidade à Fratura do material e comparou-se estes resultados com os valores de tensão máxima quando da ruptura dos segmentos de trilhos nos ensaios de flexão à três pontos com segmentos de trilhos. Os resultados obtidos são mostrados na tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Valores das tensões máximas suportadas pelos segmentos de trilhos considerando os valores de K_{IC} segundo a Norma.

Trilho	**Forma de medida**	**a (mm)**	**K_{IC} material (MPa $m^{1/2}$)**	**σ_{max} calculada (MPa)**	**σ_{max} ensaio (MPa)**
Novos	direta	38,88	39.6	146,1	155
	pela área	40,78		140,4	
Usados	direta	61,76	43.2	95,0	258
	pela área	46,86		134,2	

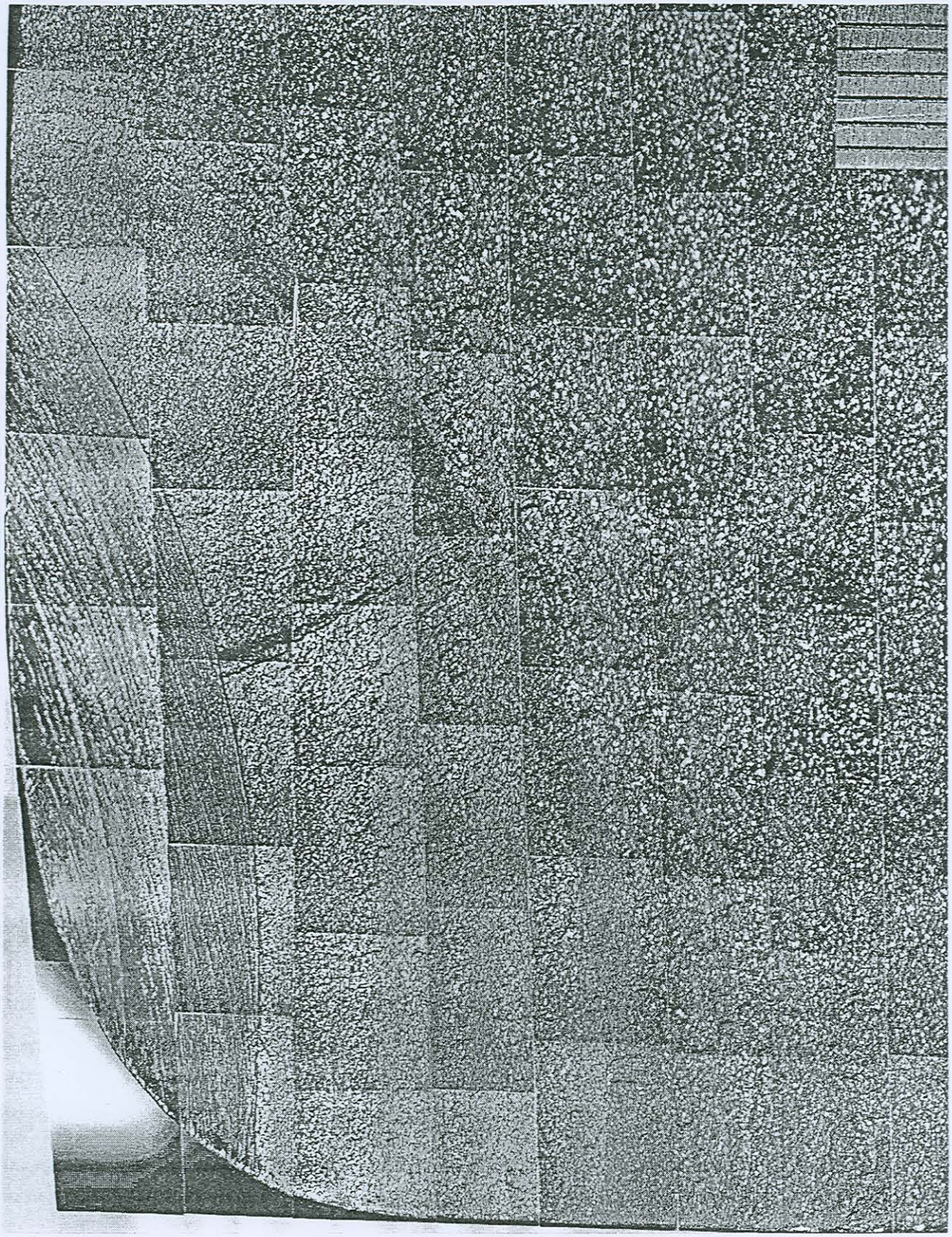


Figura 4.35 - Fotomontagem da região do boleto onde encontra-se o entalhe e a trinca de fadiga para um trilho novo.

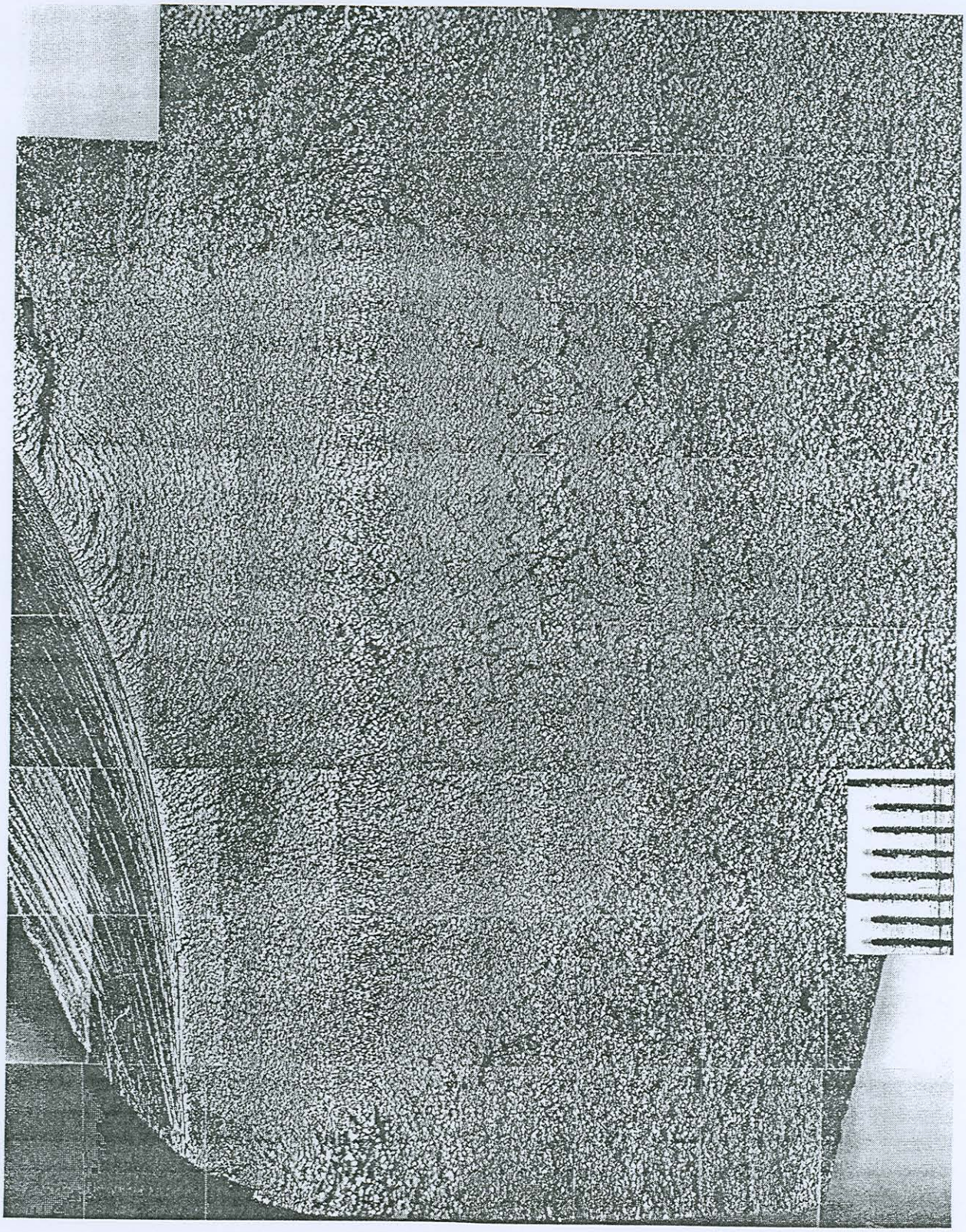


Figura 4.36 - Fotomontagem da região do boleto onde encontra-se o entalhe e a trinca de fadiga para um trilho usado.

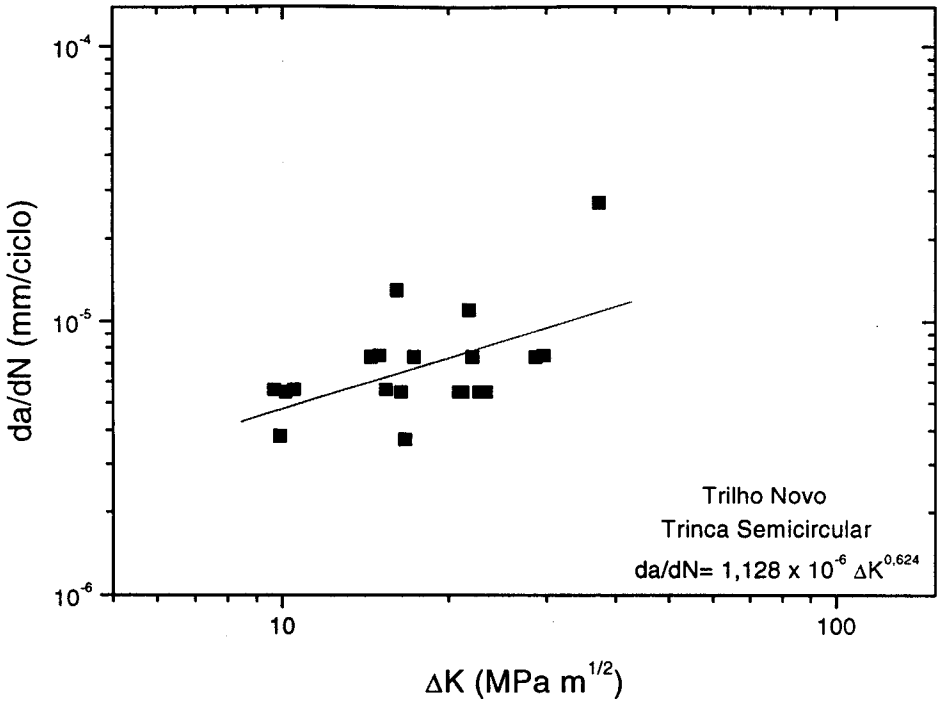


Figura 4.37 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmentos de trilhos novos.

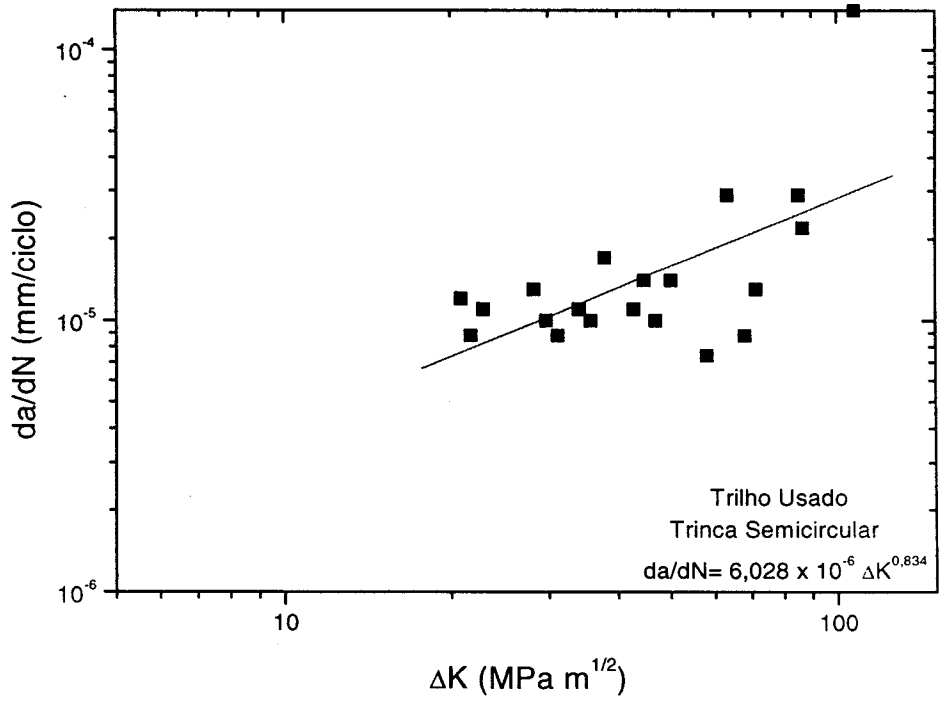


Figura 4.38 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmento de trilhos usados.

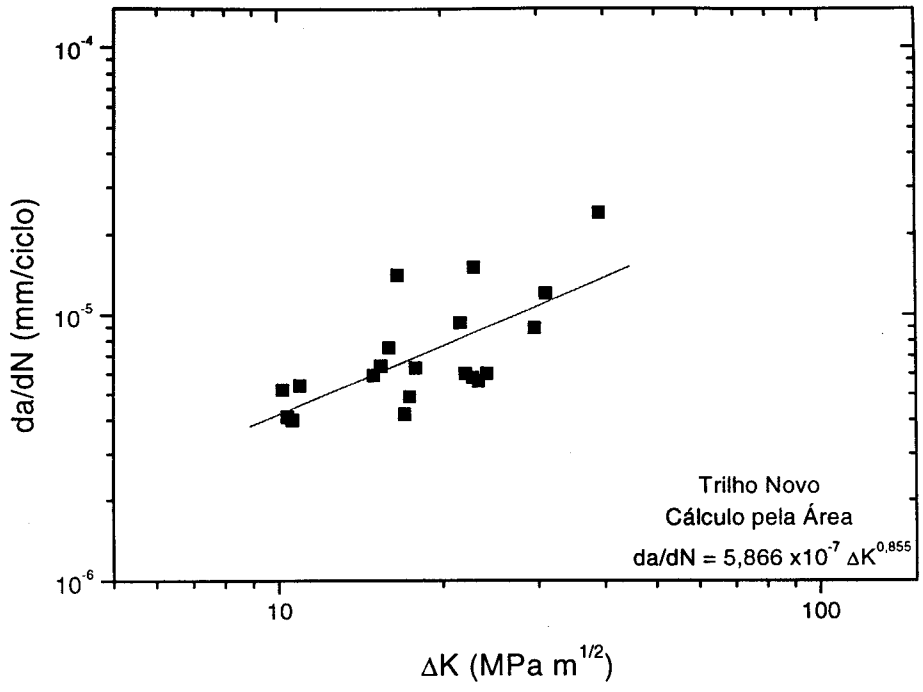


Figura 4.39 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmento de trilhos novos e cálculo feito pela área efetiva.

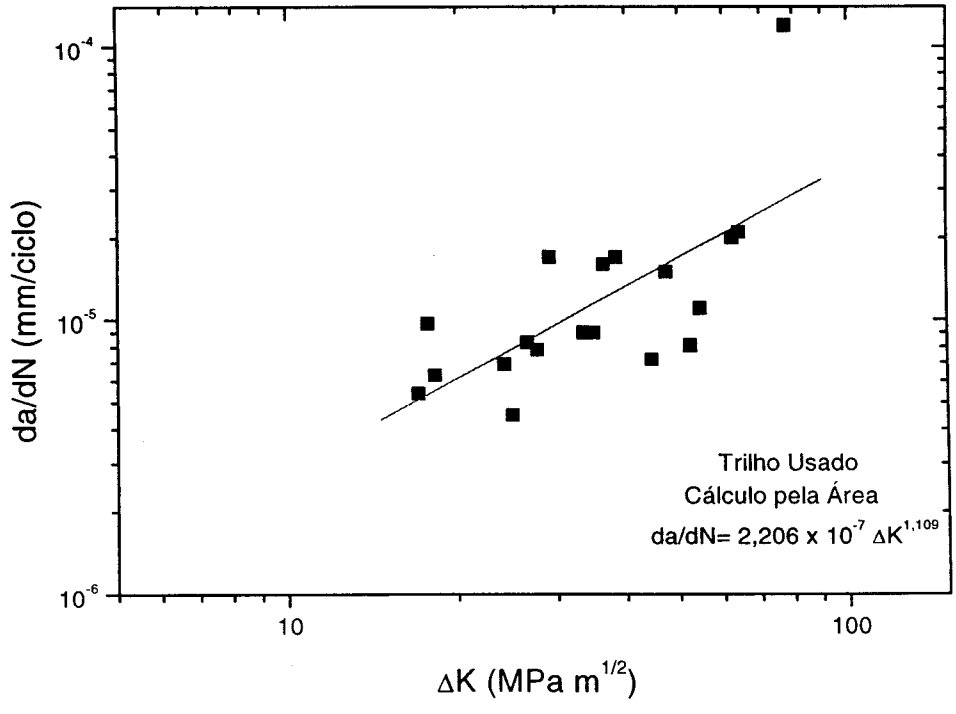


Figura 4.40 - Resultados obtidos nos ensaios de fadiga por flexão a três pontos em segmento de trilhos usados e cálculo pela área efetiva.

5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

5.1 Material

Os resultados das análises químicas feitas nos aços dos trilhos em estudo mostraram haver, entre eles, uma pequena diferença na composição química, principalmente nos elementos fósforo, enxofre, manganês e nióbio. Analisando os resultados verifica-se que, apesar da variação encontrada, nenhum elemento apresenta valores fora da faixa tolerável especificada para o aço padrão.

Pode-se, ainda, observar que o aço dos trilhos usados apresenta, em média, teores mais elevados para os elementos mais deletérios como o enxofre e o fósforo e, portanto, era de se esperar, que devido a presença de um número maior de inclusões, este aço tivesse propriedades mecânicas inferiores as dos aços dos trilhos novos. Entretanto os valores resultantes das análises metalográficas e dos ensaios mecânicos apontam o aço dos trilhos usados como sendo o aço de melhor qualidade. A partir dessa constatação pode-se dizer que fatores tais como as variáveis do processo de fabricação do aço e do processo de laminação (processamento termo-mecânico) foram decisivos para o desempenho final dos aços, se sobrepondo a variação da composição química.

Na avaliação da quantidade e qualidade das inclusões presentes nos trilhos constatou-se que o aço dos trilhos novos apresentou um número maior de inclusões com comprimento acima de 100 μm e com forma mais deletéria do que as encontradas nos trilhos usados.

As inclusões a base de alumínio e cálcio encontradas nos trilhos novos apresentam um descolamento da matriz formando cantos com ângulos bastante agudos, conforme foi mostrado na figura 4.11. Como este tipo de inclusão também foi encontrado nos trilhos usados, porém, sem o descolamento da matriz, isso indicaria que este descolamento ocorre durante a laminação devido a problemas com os parâmetros adotados. É bom salientar que os trilhos novos não foram postos em serviço e, portanto, não foram submetidos a nenhum tipo de esforço após a laminação, reforçando a idéia de que o descolamento ocorrido entre a matriz e a inclusão tenha ocorrido durante a laminação e/ou no resfriamento após a laminação.

A presença de precipitados alinhados ricos em nióbio nos trilhos novos pode ser atribuída ao teor mais elevado deste elemento e aos parâmetros de solidificação do lingote.

Não foram possíveis de serem obtidos com a CSN e a CVRD os dados referentes aos parâmetros de reaquecimento dos blocos e das temperaturas de laminação, entretanto supõe-se que estes parâmetros foram realmente distintos para os dois aços.

Como os valores do tamanho de grão austenítico prévio e o espaçamento interlamelar da perlita que são definidos nesta etapa do processo de fabricação dos trilhos e estes influenciam nas propriedades mecânicas do material, tais como resistência a tração, tenacidade à fratura e resistência à fadiga, pode-se dizer que realmente ocorreram diferenças entre os parâmetros de laminação neste período de tempo que separam a produção dos trilhos.

Foram encontrados valores ASTM 4 para o tamanho de grão austenítico prévio nos trilhos novos e ASTM 6 para os trilhos usados e para o espaçamento interlamelar da perlita foi encontrado 0,252 μm para trilho novo e 0,173 μm para o trilho usado. A avaliação dos valores resultantes dos ensaios realizados nos materiais mostrou que o aço dos trilhos usados possui melhor qualidade e que, em consequência disto, devem ter sido laminados com parâmetros mais adequados do que os empregados nos trilhos novos.

Bastian *et al* (1983) mostraram que a adição de nióbio nos aços perlíticos contribui para melhorar as propriedades mecânicas do material, com exceção da tenacidade à fratura que diminui. Constataram, também, que adições de nióbio até teores de 0,045 por cento trazem melhoras significativas no limite de fadiga, e que adições acima deste valor requerem temperaturas mais altas para a dissolução das partículas de NbC na austenita, o que significa perda nas propriedades mecânicas provocada pelo aumento do tamanho do grão austenítico prévio.

Gomes, *et al* (1997) estudando os efeitos do nióbio em aços eutetóides microligados ao nióbio, empregados em trilhos ferroviários, fez experimentos variando a temperatura de austenitização e a temperatura de transformação, para obter valores diferentes para o tamanho de grão austenítico prévio e também valores diferentes para o espaçamento interlamelar da perlita e constataram alterações nas propriedades mecânicas devido a alteração destes parâmetros em aços com mesmo teor de nióbio.

Com base nisso constata-se que uma pequena variação no teor de nióbio, como a que ocorre entre os aços em estudo, tem pouco efeito sobre o tamanho do grão austenítico prévio e o espaçamento interlamelar da perlita, se comparadas com a influência das temperaturas de reaquecimento dos blocos e dos parâmetros de laminação sobre estes. Desta forma as

diferenças encontradas entre as propriedades mecânicas dos aços dos trilhos novos e usados possivelmente não tenha ocorrido pela diferença no teor do nióbio existente entre os aços mas sim pelos efeitos dos parâmetros de laminação.

No que se refere a microestrutura encontrada nos dois materiais analisados, pode-se dizer que ambos são totalmente perlíticos com estrutura composta de perlita fina e colônias bem distribuídos, como era de se esperar para materiais com esta composição química.

Assim, pode-se dizer que sobre todos os aspectos avaliados o aço dos trilhos usados é mais resistente, quando comparado ao aço dos trilhos novos, e que isso se deve aos parâmetros de solidificação do aço e de laminação do perfil do trilho, considerando-se os resultados das análises feitas neste estudo.

5.2 Propriedades Mecânicas

5.2.1 Dureza

A análise dos resultados obtidos na avaliação da dureza feita nos trilhos novos e usados mostrou para a seção transversal, uma grande diferença entre os perfis de dureza levantados. Esta diferença ocorre porque um dos trilhos foi retirado da via tendo sofrido encruamento devido ao contato roda/trilho. Neste caso a dureza só pode ser comparada se for tomada em uma região onde não exista a influência da região encruada, como a do centro do boleto. Levando-se isso em consideração constata-se que a dureza dos dois materiais é bastante próxima e situa-se em torno de 310 HV.

Nos três perfis de dureza dos trilhos novos mostrados na figura 4.20 observa-se que estes apresentam uma certa uniformidade nos valores e apontam uma tendência de queda contínua, que vai da faixa de 320 a 330 HV próximo a superfície até a faixa de 300 a 320 HV quando atinge a parte central do boleto.

Para os trilhos usados observa-se, na figura 4.21, uma região próxima a superfície com dureza elevada, originada pelo encruamento produzido devido ao contato roda/trilho. Na camada encruada, num espaço de 10 mm de profundidade, nota-se uma queda rápida da dureza até atingir o valor normal da dureza do material.

Observando os mapas de dureza e as macrografias feitas nos trilhos usados constata-se que a região encruada pelo contato roda/trilho coincide com a região mais atacada obtida na

superfície transversal do boleto, comprovando a preferência do ataque químico sobre regiões deformadas plasticamente ou sob tensões residuais.

Quando compara-se os mapas de dureza obtidos neste estudo com os mapas da distribuição das tensões residuais encontrados na literatura, figuras 4.24 e 2.10, nota-se que a região de encruamento coincide com a região de tensões residuais compressivas. Com isso pode-se atribuir uma relação entre a camada encruada e a existência de tensões residuais compressivas e, através da avaliação da dureza na seção transversal do boleto, estimar a posição da região de transição entre as tensões residuais trativas e compressivas existentes no boleto devido ao processo de deformação a frio provocado pelo contato roda/trilho e estimar a região onde tem início as trincas de fadiga , nos trilhos em serviço na via.

Pela análise da dureza no sentido longitudinal de laminação do trilho, observa-se a mesma tendência encontrada para a seção transversal, porém com valores um pouco menores, tanto para os trilhos novos como para os usados, diminuição esta justificada pela anisotropia comum em materiais laminados.

5.2.2 Tração

Os resultados obtidos nos ensaios de resistência à tração mostraram que o aço dos trilhos usados apresenta maior valor para a resistência à tração, com valor médio de 1103 MPa, contra 1072 MPa obtidos para os trilhos novos. A diferença entre estes valores médios não é tão significativa assim, como era de se esperar face a diferença acentuada encontrada nos parâmetros metalúrgicos avaliados.

Por outro lado, os resultados das tensões de escoamento mostraram-se compatíveis com a diferença encontrada na microestrutura, visto que a tensão de escoamento média obtida nos ensaios, para o material dos trilhos usados foi de 797 MPa e para o material dos trilhos novos foi de 680 MPa, apresentando uma diferença de aproximadamente 17 por cento em favor dos trilhos usados.

O micromecanismo de fratura por clivagem encontrado em todos os corpos de prova ensaiados por tração era esperado em se tratando de um materiais com alta resistência mecânica e microestrutura perlítica.

A diferença encontrada para a tensão de escoamento nos ensaios realizados coincide com o que se espera da aplicação das equações de Hall-Petche (ASM, 1998) e Langford

(Hertzberg,1989) para o cálculo da tensão de escoamento, que leva em consideração o tamanho de grão e o espaçamento interlamelar da perlita.

5.2.3 Tenacidade à Fratura

O melhor desmpenho do aço dos trilhos usados se fez notar também na avaliação da tenacidade à fratura, quando seu valor médio foi aproximadamente 10 por cento acima do valor médio obtido para o aço dos trilhos novos. Os valores médios obtidos foram de 43,2 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos usados e 39,6 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos. Estes resultados são considerados baixos para este tipo de material, visto que Marich e Curcio (1978) apresentam como valor de tenacidade à fratura para trilhos *standard*, que é o tipo de material para trilhos menos elaborados, o valor de 49,0 MPa $m^{1/2}$.

Os baixos valores encontrados para a tenacidade à fratura nos dois aços em questão estão associados ao nível de inclusões presentes, embora a direção dos corpos de prova com que foram realizados os testes, longitudinal ao sentido de laminação e, em consequência a trinca transversal as inclusões, não seja o mais sensível a presença de inclusões.

Comparando os resultados obtidos nos ensaios, de tenacidade à fratura e espaçamento interlamelar, de 39,6 MPa $m^{1/2}$ e 0,252 μm, para o aço dos trilhos novos e, 43,2 MPa $m^{1/2}$ e 0,173 μm, obtidos para o aço dos trilhos usados, pode-se constatar a existência de uma relação de forma inversa entre eles, em concordância com o observado por da Silva (1995). O autor constatou que a diminuição do espaçamento interlamelar da perlita propicia um aumento do valor da tenacidade à fratura do material.

5.2.4 Fadiga

Os ensaios realizados em flexão rotativa para a avaliação da resistência à fadiga, mostraram que o aço empregado na manufatura dos trilhos usados apresentou um comportamento em fadiga adequado ao seus parâmetros microestruturais e propriedades mecânicas, sendo bem superior ao comportamento do material dos trilho novos. Comparando os resultados mostrados na figura 4.26 observa-se que na região do gráfico abaixo de um milhão de ciclos a resistência do material dos trilhos usados é, aproximadamente, o dobro da resistência do material dos trilhos novos.

Para as condições de ensaio empregadas neste trabalho, foi encontrado um limite de fadiga de aproximadamente 520 MPa para os trilhos usados e, para os trilhos novos, estima-se, prolongando a tendência dos pontos obtidos até um milhão de ciclos, que o limite de fadiga esteja em torno de 400 MPa.

Nos testes de fadiga por flexão rotativa o tempo de duração de cada teste corresponde ao número de ciclos que o corpo de prova resiste até a ruptura, ou seja, considera o tempo necessário para a nucleação da trinca mais o tempo de propagação até atingir o tamanho crítico e romper. Levando-se isso em consideração, os parâmetros microestruturais são de fundamental importância para o melhor ou pior desempenho à fadiga do material. Assim o melhor desempenho em fadiga do aço dos trilhos usados em relação aos novos era esperado e atribui-se o baixo desempenho do aço dos trilhos novos a grande incidência de inclusões, principalmente aquelas com tamanho acima de 100 μm, ao maior tamanho do grão austenítico prévio e ao maior valor do espaçamento interlamelar da perlita.

Quanto ao resultado das análises feitas nas superfícies das fraturas dos corpos de prova dos dois materiais, observou-se que ambas apresentaram, desde o início da propagação, regiões com amassamento e com facetas de clivagem bastante lisas e extensas, caracterizando um micromecanismo de propagação eminentemente frágil, como era de se esperar para materiais perlíticos. Nestas observações não foi possível constatar a presença de estrias de fadiga nas fraturas, justamente pelo comportamento frágil apresentado pelos materiais.

Os ensaios de fadiga por flexão a quatro pontos feitos com segmentos de trilhos, mostraram que nestas condições a resposta do material do trilho usado também foi melhor do que a dos trilhos novos, visto que os trilhos novos apresentam o valor de 260 MPa para o limite de $2{,}0 \times 10^6$ ciclos sem romper e para os trilhos usados o valor de 298,5 MPa considerando o mesmo valor de $2{,}0 \times 10^6$ ciclos sem que ocorra a ruptura do segmento de trilho.

Para estes ensaios deve-se levar em consideração que os segmentos de trilhos usados possuem uma camada de material encruado na parte superior do boleto, oriundas da deformação superficial imposta pelo contato roda/trilho. Nestas camada surgem as tensões residuais compressivas e que irão afetar de forma favorável a resistência à fadiga do material, nas condições de ensaio.

Entretanto, os trilhos usados, retirados da via, apresentam desgaste na parte superior do boleto, inerente ao contato roda/trilho e dos reperfilamentos feitos para corrigir o perfil do boleto, que alteram as dimensões da seção do trilho. Neste caso, um rebaixamento médio de 6

milímetros na altura, que muda o valor do momento de inércia e a posição da linha neutra, fazendo com que, para uma mesma carga a tensão máxima resultante no trilho usado seja maior do que a que realmente atua sobre o trilho novo.

Como a tensão residual compressiva (imposta a camada encruada) e o acréscimo da tensão trativa (devido a diferença de altura dos perfis) atuam de maneira a se anularem, para fins de comparação entre os valores obtidos nos ensaios, estes efeitos foram desconsiderados. Assim, assumindo que o trilho usado e o novo têm o mesmo perfil e que não exista tensões residuais no trilho usado, deixando a diferença de comportamento associada aos parâmetros microestruturais.

A análise da superfície da fratura feita nos dois tipos de trilhos testados observa-se uma diferença nas formas das trincas resultantes, nota-se que a trinca de fadiga dos trilhos usados se localiza junto ao canto interno do boleto e apresenta uma forma de unha, conforme mostra a figura 4.29, com as laterais retas e a frente de propagação em forma de semicírculo. A parte reta na lateral da trinca ocorre por que há uma restrição ao crescimento da trinca imposta pela tensão residual compressiva, restrição esta que é compensada, no entanto, pelo crescimento em direção ao centro do boleto estimulado pelas tensões residuais trativas que surgem para manter o equilíbrio na secção do trilho. Para os trilhos novos a trinca localiza-se próximo a um dos cantos porém ainda na superfície reta do boleto reservada ao contato roda/trilho e tem a forma de um semicírculo, conforme pode ser visto na figura 4.28, crescendo de forma uniforme tanto para os lados como para o centro do boleto, sem restrição alguma, pois não existem tensões residuais inerentes ao uso. A figura 5.1 mostra esquematicamente as trincas dos dois tipos de trilhos testados e a distribuição das tensões para cada caso.

Nos ensaios feitos para a determinação das curva de da/dN x ΔK em que foram usados corpos de prova do tipo *compact tension*, as dimensões do corpo de prova usado foram as menores recomendadas pela norma, ASTM 647-95, porque queria-se que a trinca tivesse o mesmo sentido de propagação e fossem na mesma região das trincas que ocorrem em serviço e as dimensões do boleto só permitiam as medidas adotadas. Devido a isso o comprimento disponível para a medição da propagação da trinca nos corpos de prova ficou reduzido, porém, suficiente para que os resultados levantados nos ensaios fossem representativos.

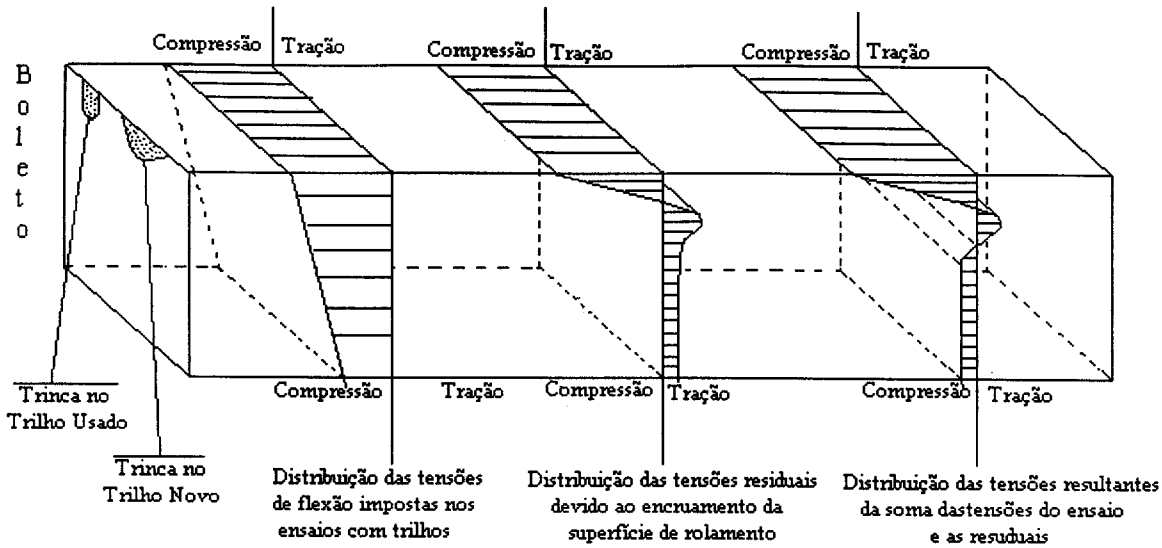


Figura 5.1 - Esquema da distribuição das tensões e do formato das trincas no boleto.

Até estes ensaios todos os resultados apontavam o material dos trilhos usados como sendo os melhores e justificava-se esta superioridade porque estes apresentavam parâmetros microestruturais de melhor qualidade. Entretanto os resultados para a taxa de propagação das trincas mostrou um comportamento bastante semelhante para os dois materiais, conforme verifica-se nos gráficos das figuras 4.30 e 4.31. Esta semelhança de comportamento é explicada porque na região B do gráfico da/dN x ΔK, figura 2.30, que segue a Lei de Paris, conforme consagrado na literatura, quase não é afetada pelas mudanças microestruturais do material. Assim sendo a diferença na qualidade metalúrgica dos dois materiais testados afetam as propriedades mecânicas e o tempo de nucleação do defeito mas não a taxa de propagação.

Os resultados obtidos para a taxa de propagação das trincas dos dois materiais são bastante próximos e isso permite dizer que neste caso trincas iniciais com mesmo tamanho, submetidas ao mesmo tipo de solicitação, irão ter crescimento semelhantes com o decorrer do tempo. Levando-se em consideração isso e os resultados dos testes de fadiga, por flexão rotativa e flexão a quatro pontos em segmentos de trilhos, que apontam uma grande diferença no número de ciclos até a ruptura entre o material dos trilhos novos e usados, que existe uma diferença de comportamento entre os materiais na hora da iniciação do defeito.

Como na via férrea os defeitos transversais de fadiga são detectados pela inspeção por ultra-som, feita por um carro de inspeção, e os defeitos só são detectados quando apresentam um diâmetro médio de 10 mm, é possível dizer que dois defeitos detectados, um em um trilho novo e outro em um trilho usado, venham a atingir o tamanho crítico com um intervalo de

tempo de vida na via bastante próximo, considerando-se que estejam sob as mesmas condições de tráfego, mesmo levando em conta que os tamanhos críticos dos defeitos, dado em função da tenacidade à fratura, sejam diferentes para cada um dos materiais. Como a diferença no tempo de vida de um trilho para o outro está no tempo de iniciação do defeito, pode-se dizer que uma avaliação da qualidade do material feita em laboratório pode ser decisiva para a qualificação e a escolha entre um ou outro trilho na hora da compra.

Nos ensaios feitos para a determinação de da/dN x ΔK usando segmentos de trilhos entalhados e submetidos a flexão a três pontos, a morfologia encontrada nas trincas mostra uma grande diferença entre o comportamento da trinca no material dos trilhos novos e usados. Para os trilhos novos a trinca propaga de forma uniforme seguindo o desenho do entalhe, figura 4.33. Já para o material dos trilhos usados a trinca tem uma forma diferente, não seguindo a forma do entalhe, conforme mostra a figura 4.36. O crescimento desta trinca é restringido na direção da largura do boleto devido a presença de tensões residuais compressivas oriundas da deformação causada pelo contato roda /trilho na região e seu crescimento é favorecido em direção ao centro do boleto devido as tensões residuais trativas que surgem para compensar a existência das tensões compressivas. Na avaliação da forma das trincas, nota-se que as resultantes dos ensaios nos trilhos usados são muito parecidas com as trincas transversais que propagam em serviço, visto na figura 2.4, o que comprova a influência das tensões residuais existentes no boleto no desenho final da trinca.

A simplificação feita na forma do trilho, que transforma o perfil *Vignole* em uma seção retangular com a mesma altura e momento de inércia, vistas na figura 5.2, foi feita por que para esta secção existem formulas de ΔK que levam em consideração trincas de canto semicirculares ou semielípticas.

Analisando as trincas resultantes dos ensaios observa-se que, para os trilhos novos a forma da trinca é semielíptica e tende a semicircular, figura 4.33, permitindo o emprego das fórmulas correspondentes. Já para os trilhos usados a forma da trinca é semielíptica, figura 4.34, e esta distante das formas admitidas pelas fórmulas, acarretando assim um erro para os valores calculados. A adoção da forma da trinca para estes trilhos como sendo semicircular, e tomando o comprimento da trinca, para fins de cálculo, o valor medido sobre a fratura, obtém-se para esta trinca uma área maior do que a área real da trinca, proporcionando valores para ΔK maiores que os valores aplicados. Para as medição efetuada nos trilhos novos os valores medidos para o raio da trinca fazem com que semicírculos obtidos para os cálculos sejam muito próximos dos valores das trincas reais, proporcionando valores de ΔK

semelhantes aos valores aplicados. Face a isso, foi proposto fazer a medição das áreas das trincas e transformar estas áreas em trincas semicirculares equivalentes, metodologia esta usada por Orringer *et al* (1988) mostrado na figura 2.32 neste trabalho, e refazer os cálculos dos valores de da/dN e de ΔK.

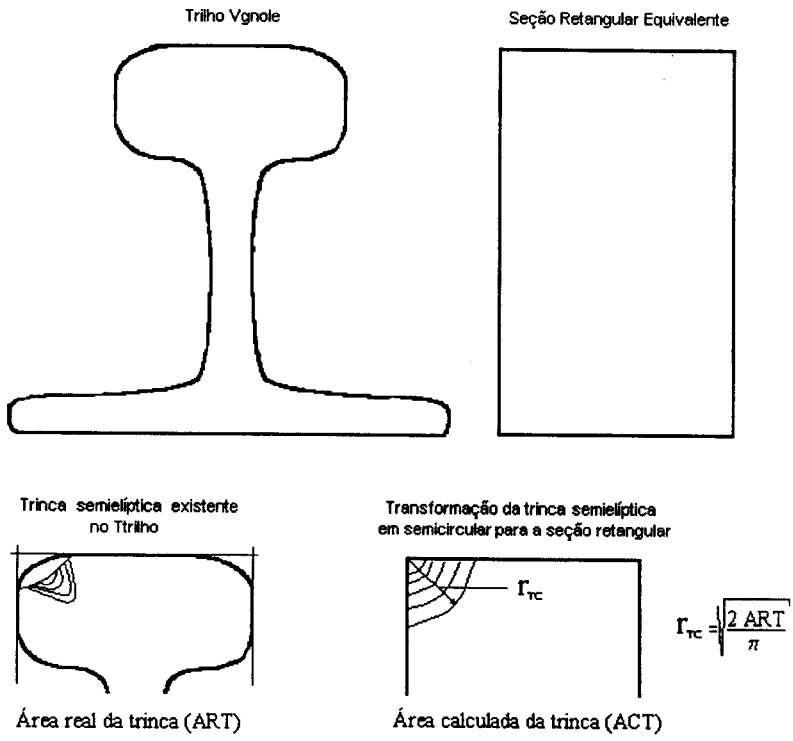


Figura 5.2 - Simplificações feitas nas formas do trilho e da trinca

Avaliando primeiramente os gráficos de da /dN x ΔK obtidos para os trilhos novos e usados, usando a situação em que foi medido o comprimento da trinca simplesmente, observa-se que o comportamento para ambos os trilhos é bastante semelhante, ou seja, apresentaram valores muito próximos para a taxa de propagação de trincas. Na análise dos gráficos foi possível notar que nestes testes os valores de da/dN foram baixos para ambos os materiais, enquanto que os valores de ΔK foram normais para o material dos trilhos novos e bastante elevados para o material dos trilhos usados quando toma-se como referência os valores de K_{IC} do material. Devido a estes fatores os valores de *m* da Lei de Paris, obtidos por regressão linear, foram baixos, 0,624 e 0,834 para os trilhos novos e usados, respectivamente, indicando uma baixa velocidade de crescimento das trincas. Estes valores mostram-se muito baixos, se comparados aos valores médios obtidos nos ensaios feitos com corpos de prova

compact tension feitos nestes mesmos materiais, que foram de 4,68 para os trilhos novos e 4,20 para os trilhos usados.

As inclinações das retas da Lei de Paris obtidas nos ensaios com os segmentos de trilhos deve estar associada a forma e a posição da trinca, por que nestes ensaios as trincas não tem a frente de propagação reta e também não atuam sobre toda a espessura do componente (boleto) como ocorre nos ensaios com os corpos de prova que seguem a norma. Nos ensaios com os segmentos de trilhos as trincas estão localizadas nas extremidades, deixando uma grande região central do boleto íntegro junto a superfície, onde ocorrem os maiores valores de tensões, propiciando maior rigidez ao elemento. A medida que a trinca avança a tensão vai sendo cada vez menor, em virtude da variação na distribuição das tensões característico dos esforços em flexão e, também, por que existem tensões residuais compressivas atuando nas proximidades da trinca, justificando os valores de *m* baixos para estes ensaios.

Nestas condições os valores calculados para K_{IC} nos segmentos de trilhos foram de 42,0 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos e 115,0 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos usados. Comparando estes valores com os valores de K_{IC} obtidos nos ensaios normalizados, 39,6 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos e 43,2 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos usados, nota-se que os valores encontrados para o material dos trilhos novos são bastante próximos, porém, para o material dos trilhos usados ocorreu uma grande diferença. A diferença encontrada para estes trilhos pode ser justificada pelo fato de que o tamanho das trincas semicirculares utilizadas para os cálculos de K_{IC} são bem maiores que as trincas reais se forem comparadas as áreas de cada uma. Além dsso nos segmento de trilhos existe o efeito das tensões residuais compressivas junto a superfície de rolamento que atenuam as tensões aplicadas no ensaio, fato este que não ocorre nos ensaios com corpos de prova dos ensaios normatizados.

Analisando os gráficos de da/dN x ΔK obtidos através da medição da área da trinca e da obtenção de trincas semicirculares com a mesma área das trincas reais, observa-se que os valores encontrados para os valores de *m* da equação de Paris continuam baixos, 0,855 para o trilho novo e 1,109 para o trilho usado. Os valores de da/dN para os dois materiais também continuam baixos e os valores de ΔK para os trilhos novos apresenta um pequeno aumento, mas continua próximo dos valores obtidos com as condições calculadas anteriormente e como esperado para o material. Os valores de ΔK obtidos para o trilho usado apontou uma queda considerável em relação aos resultados anteriores porém continuam bastante elevados quando se estima estes valores a partir dos valores de K_{IC} do material. Como agora as áreas das

trincas são iguais as trincas reais e menores que a trinca usada nos cálculos anteriores e os valores de ΔK continuam elevados, supõe-se que isso ocorra por que as tensões impostas nos ensaios dos trilhos usados são elevadas e isso ocorre por que elas devem primeiro vencer as tensões residuais compressivas da superfície de rolamento para, depois, atuarem sobre a trinca.

Os valores calculados para K_{IC} nos segmentos de trilhos, nestas condições, foram de 44,0 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos novos e 83,0 MPa $m^{1/2}$ para os trilhos usados. Comparando estes valores com os valores de K_{IC} obtidos nos ensaios normalizados nota-se que os valores encontrados para o material dos trilhos novos são bastante próximos, entretanto, para o material dos trilhos usados, apesar da diminuição do valor, a diferença continua grande. A diferença encontrada agora não pode ser atribuída a diferença no tamanho entre as trincas semicirculares usadas nos cálculos de K_{IC} e as trincas reais mas sim a existência de tensões residuais compressivas junto a superfície de rolamento que atenuam as tensões aplicadas no ensaio, fato este que não ocorre nos ensaios com corpos de prova conforme já foi constatado pelos ensaios de dureza realizados nos trilhos.

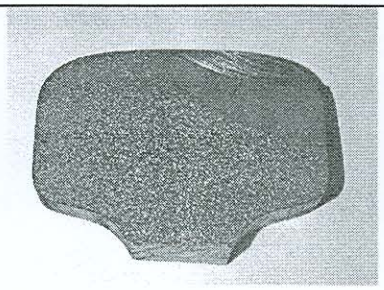
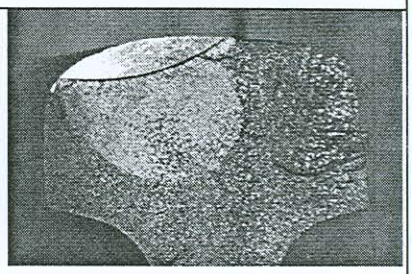
Como nos ensaios com os segmentos de trilhos novos os valores encontrados para ΔK e K_{IC} estão dentro dos parâmetros esperados e para os segmentos de trilhos usados não, supõe-se que a diferença encontrada para os trilhos usados está na existência de tensões residuais, uma vez que a metodologia de cálculo empregada foi a mesma para ambos os tipos de trilhos. Assim sendo, calculando-se o valor da tensão requerida para que ocorra a ruptura do segmento de trilho usado, considerando o comprimento final da trinca, usando o critério da igualdade das áreas, e o valor de K_{IC} obtido nos ensaios com corpos de prova, obtém-se para a tensão máxima o valor de 134 MPa. Fazendo-se a diferença entre este valor e o valor da tensão máxima do ensaio de fadiga em que ocorreu a ruptura do segmento de trilho, 258 MPa, obtém-se o valor de 124 MPa como sendo a componente da tensão residual compressiva existente no segmento de trilho. A tabela 5.1 mostra um resumo dos resultados obtidos nos ensaios realizados e também nos cálculos feitos nessa seção.

Roldo (1998) utilizando os mesmos segmentos de trilhos deste trabalho, comprovou a existência de tensões residuais compressivas junto a superfície de rolamento dos trilhos usados. Como resultado, foi encontrado valores de tensões residuais equivalentes a 300 MPa para o trilho usado e 45 MPa para o trilho novo.

Comparando as tensões atuantes nos ensaios com segmentos de trilhos com o conjunto de tensões que atuam sobre os trilhos na via, percebe-se que, apesar da diferença existente na

forma de aplicação dos esforços a resultante final é bastante parecida. Desta forma credencia a metodologia aplicada nos ensaios a ser usada como uma das ferramentas para a estimativa de vida remanescente de um trilho com uma trinca transversal e também que estes ensaios sirvam como teste de qualificação de trilhos de diferentes tipos e procedência.

Tabela 5.1 - Valores resultantes dos ensaios e cálculos realizados para avaliação da fadiga

Tipo de Ensaio	Trilho Novo	Trilho Usado
Forma da Trinca		
Determinação da Tenacidade à Fratura(K_{IC}), corpos de prova	K_{IC}=39,6 MPa $(m)^{1/2}$	K_{IC}=43,2 MPa $(m)^{1/2}$
Determinação de K_{IC} a partir das curvas da/dN x ΔK, medida real da trinca	K_{IC}=42,0 MPa $(m)^{1/2}$	K_{IC}=115,0 MPa $(m)^{1/2}$
Determinação de K_{IC} a partir das curvas da/dN x ΔK, medida pela área da trinca	K_{IC}=44,0 MPa $(m)^{1/2}$	K_{IC}=83,0 MPa $(m)^{1/2}$
Tensão máxima de ensaio	σ_{max}=155 MPa	σ_{max}=258 MPa
Tensão máxima calculada, medida real da trinca, K_{IC} mat	σ_{max}=146,1 MPa	σ_{max}=140,4 MPa
Tensão máxima calculada, medida real da trinca, K_{IC}mat	σ_{max}=95,0 MPa	σ_{max}=134,2 MPa
Equação de Paris para ensaio com corpo de prova CT-LT	$da/dN=2{,}305\times10^{-11}\Delta K^{4{,}68}$	$da/dN=1{,}44\times10^{-10}\Delta K^{4.20}$
Equação de Paris para ensaio com trilho, medida real trinca	$da/dN=1{,}128\times10^{-6}\Delta K^{0{,}624}$	$da/dN=6{,}028\times10^{-6}\Delta K^{0.834}$
Equação de Paris para ensaio com trilho, medida área trinca	$da/dN=5{,}866\times10^{-7}\Delta K^{0{,}855}$	$da/dN=2{,}206\times10^{-7}\Delta K^{1.109}$

6 CONCLUSÕES

Após a realização dos ensaios e a discussão dos resultados, pode-se tirar algumas conclusões sobre o estudo da propagação de trincas transversais de fadiga em trilhos ferroviários.

1 - A diferença encontrada nos parâmetros microestruturais entre o material dos trilhos produzidos na década de 80 (usados)e o material dos trilhos produzidos no ano de 1995 (novos), justifica o melhor desempenho em termos de propriedades mecânicas dos trilhos usados;

2 - A presença de inclusões não metálicas com maior tamanho médio e de inclusões globulares a base de alumínio e cálcio, apresentando descolamento da matriz metálica, ajudam a explicar o baixo desempenho em fadiga, nos testes feitos para obter as curvas S xN, do material dos trilhos novos em relação ao material dos trilhos usados;

3 - A diferença nos parâmetros microestruturais, entre os materiais, é importante quando avalia-se as propriedades mecânicas, entretanto este fator não se mostrou relevante quando da determinação das curvas de da/dN x ΔK, tanto para os testes feitos com corpos de prova como os feitos com segmentos de trilhos;

4 - Devido a semelhança dos resultados obtidos para a taxa de propagação de trincas, para os dois materiais testados, constata-se que após a detecção, em campo, de trincas transversais de fadiga estas terão praticamente o mesmo tempo de vida útil na via até que rompam;

5 - A diferença na taxa de propagação das trincas obtidas em ensaios com corpos de prova *compact tension* e com segmentos de trilhos ocorre pela dificuldade de determinar os valores efetivos de K, devido a simplificação feita na forma do trilho e da trinca, e também porque a tensão de flexão diminui a medida a trinca vai avançando para o interior do boleto;

6 - Existem tensões residuais, nos segmentos de trilhos usados, que se opõe a tensão de flexão imposta no ensaio, fazendo com que as tensões suportadas nos ensaios com trilhos usados sejam mais elevadas que para os trilhos novos, o que resulta em valores de ΔK nominais muito acima do valor de K_{IC} aferido para o material dos trilhos usados;

7 - Quando observa-se o formato das trincas resultantes dos ensaios com segmentos de trilhos usados, nota-se que estas possuem uma forma característica, parecida com as trincas transversais que ocorrem em serviço e este formato é resultante da presença de tensões residuais oriundas da deformação do material, na superfície do boleto, provocado pelo contato roda/trilho;

8 - Devido ao comportamento eminentemente frágil do material durante o processo de ruptura por fadiga a técnica de medir o espaçamento das estrias de fadiga fica descartada. Em virtude disso mostrou-se eficiente a utilização de blocos de carregamento com a finalidade de obter texturas diferentes na superfície das trincas de fadiga, que possibilita a medição do comprimento da trinca para cada bloco de carregamento, após a ruptura, mesmo com a pequena variação de textura obtida.

7 SUGESTÕES

Neste trabalho observou-se que a diferença existente entre ao trilhos novos e usados, no que se refere a presença de tensões residuais, afetam em parte os resultados quando trabalha-se com segmento de trilhos. Para isso sugere-se que sejam feitos testes com trilhos da década de 80 sem serem usados e com trilhos do ano de 1995 com certo tempo de instalação na via, para melhor caracterizar esta influência e dar mais credibilidade aos testes.

Sugere-se, também, que sejam feitos estudos para a determinação das tensões da linha, em vários pontos, para melhor caracterizar as tensões que estão atuando sobre o perfil de trilho.

Outro estudo importante a ser feito é o acompanhamento da taxa de crescimento de trinca em campo para posteriormente compará-las com as obtidas nos ensaios de laboratório e estabelecer uma relação entre elas.

Por fim seria importante a realização de estudos através da utilização de elementos finitos para a determinação do fator de forma mais adequado para a situação de ensaio com segmentos de trilhos com os quais são determinadas as curvas de da/dN x ΔK.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRAFICAS

AMERICAN SOCIETY FOR METALS INTERNATIONAL. **Metals Handbook**. Fadiga, vol. 19, 10ed., March 1998, 960 p.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS. **Standard Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials**: ASTM Standard E 399-90. Annual Book of ASTM Standard, Vol. 03.01, 1993, p. 485-514.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS. **Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rate**: ASTM Standard E 647-91. Annual Book of ASTM Standard, Vol. 03.01, 1993, p. 654-681.

BASTIAN, F.L.; ALLENSTEIN, C.L.M.; ABREU, A S. Infuence of Niobium Addition on the Mechanical Properties of Rail Steels. **Fracture Prevention in Energy and Transport Systems Conference Proceedings**, Rio de Janeiro, 1983. p. 149-157.

BEACHEM, C.D.; YODER, G.R. Elastic-Plastic Fracture by Homogeneous Microvoid Coalescence Tearing Along Alternating Shear Planes. **Metallurgical Transaction**, V. 4, 29 p. April 1973.

BRANCO, C.M.; FERNANDES, A A, CASTRO, P.M.S.T. **Fadiga de Estruturas Soldadas**. 1ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian, 1986. 902 p.

BROEK, D. **The Practical Use of Fracture Mechanics**. Netherlands: Kluer Academic Publishers, 1989. 585 p.

BROEK, D.; RICE, R.G. Fatigue Crack Growth Properties of Rail Steel. Batteller's Columbus Laboratory, Rep. No. DOT-TSC-1076, July 1977. Prepared for U.S. Department of Transportation, Federal Railway Administration.

BROWN, T.P. Rail Fastenings for Haul Railway Track. **Proceeding of a Comference organized by the Institution of Civil Engineers and held at the University of Nottinghom.** London: Track Technology, Thomas Telford Ltd, 1985. V1, p 199-214.

CETLIN, P.R.; SILVA, P.S.S. **Análise de Fraturas**. 2ed Associação Brasileira de Metais, ABM 1980, São Paulo. 229 p.

CHIAVERINI, V. **Aços e Ferros Fundidos**. 6ed. Associação Brasileira de Metais, ABM 1988, São Paulo. 576 p.

CHIPPERFIELD, C.G.; BLICBLAU, A .S. Modelling Rolling Contact Fatigue in Rails. **Rail International,** Research & Development, January 1984.

CHIPPERFIELD, C.G.; SKINNER, D.H. A Study of Subsurface Fatigue in Rails. In: Railway Engineering Conference, September 1981, Sydney: The Institution of Engineers.

CLAYTON, P.; ALLERY, M.B.P.,BOLTON, P.J. Desgaste da Superfície de Trilhos. (Tradução), Divisão de Pesquisa e Desenvolvimento da Ferrovia Britânica (British Rail), Derby, Inglaterra. Acervo da CVRD-EFC, São Luis, MA.

DEELQ. **Manual de Defeitos em Trilhos**. São Luis, MA, Departamento de Engenharia de Linha, CVRD-EFC, 1992. 146 p.

DIETER, G.R. **Metalurgia Mecânica**. 2ed. Rio de Janeiro:Editora Guanabara Koogan, 1981. 653p.

FÉ, J.M. **Fallos en Servicio de los Materiales Metaliccos**. 1ed. Madrid: Instituto Nacional de Tecnica Aeroespacial, 1992. 618 p.

GODEFROID, L.B. **Fundamentos da Mecânica da Fratura**. 2ed. Ouro Preto; Departamento de Metalurgia, Universidade Federal de Ouro Preto, Janeiro 1995, 281 p.

GOMES, M.G.M.F. *et al.* Effects of Microstructural Parameters on the Mechanical Properties of Eutectoid Rail Steels. **Materials Characterization**, New. York., n. 39, p.1-14., June 1997.

HERTZBERG, R.W. **Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials**. 3ed. M.Y.: J.Wiley & Sons, 1989. 656p.

KLEIN, L.B.; FERREIRA, N.F.; STROHAECKER, T.R. Estudo de Tensões em Trilhos Ferroviários. In: SEMINÁRIO DE ENGENHARIA, MANUTENÇÃO E OPERAÇÃO FERROVIÁRIA,1. 1995, Porto Alegre, RS. Anais do I Seminário de Engenharia, Manutenção e Operação ferroviária. Porto Alegre: RFFSA, 1995. 1Vol., p. 51-56.

LAIRD, C. ASTM STP 415. Philadelphia, 1967, p. 1-13

LANKFORD, J. Effect of Oxide Inclusions on Fatigue Failure. **International Metals Review**, September 1977, p 221-228.

LESLIE, W.C. Inclusions and Mechanical Properties. **Transactions of the Iron & Steel Society of AIME**, Vol 2, May 1983, p 1-2.

MAIR, R.I.; GROENHOUT, R. The Growth of Transverse Fatigue Defects in the Head of Railway Rails. **Rail International**. December, 1980.

MARICH, S. Development of Improved Rail and Wheel Materials. Vanadium in Rail Steel, Proceedings of Seminar, Vanadium International TechnicalCommittee, Chicago, November 1979. P. 23-40.

MARICH, S.; COTTAM, J.W.; CURCIO, P. Laboratory Investigation of Transverse Defect in Rails. In: Heavy Haul Railway Conference, 1978, Perth, Australia. Proceedings of the Heavy Haul Railways. Perth: IEA,AIMM, Session 303- I.1.

NKK. Rails. Nippon Kokam Corporation, Japan, 1991, 37 p.

NSC. Rails. Nippon Steel Corporation, Catálogo No. EXE 201, Japan, March 1988. 43 p.

ORRINGER, O . *et al.* **Crack Propagation life of Detail Fractures in rails**. Washington, DC, U.S. Department of Transportation, Federal Railroad Administration, 1988. 198p.

ORRINGER, O . Some Sugestions for Adjusting Rail Test Schedules to Reflect Track Characteristics, Maintenance, Traffic and Weather. In: RAIL STEELS SYMPOSIUM PROCEEDINGS, 1992,. p149-158.

REED-HILL, R.E. **Principios de Metalurgia Física**. 2ed Rio de Janeiro: Guanabara Dois,1982. 754 p.

RICE, R.C.; LEIS, B.N.; TUTTLE, M.E. An Examination of the Influence of Residual Stresses on the Fatigue and Fracture of Railroad Rail. Residual Stress Effects in Fatigue, ASTM STP 776, American Society for Testing and Materials, 1981, p. 132-157.

ROLDO, L. **Análise de Tensões Residuais em Trilhos Ferroviários**. Porto Alegre, 1998 97p. Dissertação (Mestrado em Engenharia)- Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais da UFRGS.

ROOKE, D.P.; CARTWRIGHT, D.J. Conpendium of Stress Intensity Factor. London, 1976, Her Majesty's Stationary Office.

SCHMEDDERS, H. A Metallurgical Process for The Production of a Very Clean Rail Steeel. In: RAIL STEELS SYMPOSIUM PROCEEDINGS, 1992.

SHAH, R.G. Fracture Under Combined Modes in 4340 Steel. ASTM STP 560, American Society for Testing and Materials, 1974, p. 29-52.

SHIH, T.Y.; ARAKI, T. The effects of Non-Metallic Inclusions and Microstructures on the Fatigue Crack Initiation and Propagation in High Strength Carbon Steel. **Transactions Irom Steel Institute Japanese**, Vol 13, 1973, p 11-19.

SHUR, E.A. Let us Organize the World Rail Champinship. In: RAIL STEELS SYMPOSIUM PROCEEDINGS, 1992, p. 183-188.

SILVA, P.R.T. **Caracterização de Trilhos Ferroviários Quanto a Tenacidade à Fratura e Comportamento em Fadiga**. Porto Alegre, 1995. 87p. Dissertação (Mestrado em Engenharia)- Escola de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais da UFRGS.

SKINNER, D.H.; JUDD, P.A . A Metalographic Study of Fatigue Defects in Rail. 34th AIM Annual Conference, Surfers Paradise, Queensland, May 1981.

STEELE, R.K. The Effect of Metal Removal, Steel Cleanliness and Weel Load on the Fatigue Life of Rail. **Wear**, n. 144, 1991, p. 71-87.

STEELE, R.K.; RUNGTA, R.; RICE, R.C. Metallurgical Cleanliness Improves Rail Fatigue Life. **Railway Cazette International**, March 1987, p. 175-179.

STONE, D.H.; MARICH, S.; RIMNAC, C.M. Deformation Behaviours of Rail Steels. U.S. Transportation Research Bosard Annual Meeting, January, 1980.

SURESH, S. **Fatigue of Materials**. 2ed. N.Y. Cambridge Universty Press, 1998 613 p.

THERMIT. Welding Methods for Flat-Bottom-Rails. Elektro-Thermit GMBH.

UTRATA, D. Utilization of a Nondestructive Method for stress Measurement in Rail. In: RAIL STEELS SYMPOSIUM PROCEEDINGS, 1992, p. 103-107.

WEBSTER, G.A *et al.* Measurement of Residual Stresses in Railway Rails. In: International Conference on Residual Stresses, 2, 1988, Nancy, France. Proceedings of International Conference on Residual Stresses. Nancy : Center National de la Recherche Scientifique et Institut National Polytechnique de Lorraine, 1988. P. 203-208.