



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE DA VIDA REMANESCENTE POR FADIGA DE
UMA VIGA DE ROLAMENTO

GUSTAVO COSTA ÁVILA

Belo Horizonte, Junho de 2016

Gustavo Costa Ávila

ANÁLISE DA VIDA REMANESCENTE DE UMA VIGA DE ROLAMENTO

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais

Orientador: Prof. Dr. Ernani Sales Palma

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2016



Universidade Federal de Minas Gerais
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Av. Antônio Carlos, 6627 - Pampulha - 31.270-901 - Belo Horizonte - MG

Tel.: +55 31 3499-5145 - Fax.: +55 31 3443-3783

www.demec.ufmg.br - e-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**ANÁLISE DA VIDA REMANESCENTE DE UMA VIGA DE
ROLAMENTO**

GUSTAVO COSTA ÁVILA

Dissertação defendida e aprovada em 28 de Junho de 2016, pela Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "**Mestre em Engenharia Mecânica**", na área de concentração de Engenharia de Manufatura e Materiais.

Prof. Dr. Ernani Sales Palma - UFMG - Orientador

Prof. Dr. Danilo Amaral - UFMG - Examinador

Prof. Dr. Claysson Bruno dos Santos Vimieiro - UFMG - Examinador

AGRADECIMENTOS

Aos engenheiros Paulo Eugênio Dias Ferreira e Sergio Luís Ferreira pelo incentivo e orientação para realização deste trabalho.

Aos engenheiros Marcelo Furst e Leonardo Camilo pelo apoio na realização dos testes.

Ao engenheiro Dayvison Almeida e demais colegas de trabalho que possibilitaram a execução das atividades de campo.

A UFMG, na pessoa do Professor Ernani Sales Palma, pelos ensinamentos, orientação e incentivo.

Aos meus Pais por me ensinarem que a educação é o caminho para desenvolvimento e crescimento pessoal e profissional.

E, principalmente, à minha esposa Roberta, pelo amor, apoio, compreensão e dedicação.

A todos vocês, meus sinceros agradecimentos.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	vii
LISTA DE TABELAS.....	ix
LISTA DE GRÁFICOS	x
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	xi
NOMENCLATURA	xii
RESUMO.....	xv
ABSTRACT	xvi
1 INTRODUÇÃO	16
1.1 Objetivos.....	18
1.1.1 Objetivo geral	18
1.1.2 Objetivos específicos.....	18
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1 Vigas de rolamento.....	19
2.1.1 Aspecto construtivo	19
2.1.2 Esforços em vigas de rolamento.....	21
2.1.3 Combinação de cargas para projeto de vigas de rolamento.....	23
2.2 Fadiga	24
2.2.1 Fadiga controlada pela tensão.....	25
2.2.2 Mecânica da fratura e propagação de trinca por fadiga.....	30
2.2.2.1 Modos de carregamento.....	31
2.2.2.2 Crescimento de trinca por fadiga.....	34
2.2.2.3 Curvas de crescimento de trincas	35
2.3 Teoria do dano	36
2.3.1 Modelo de acúmulo de danos linear	36
2.3.2 Modelos de acúmulo de danos não lineares	37
2.3.3 Tolerância ao dano e controle da fratura	38
2.4 Fadiga em vigas de rolamento	39
2.4.1 Fadiga em juntas soldadas	41
2.4.1.1 Aspectos gerais da junta soldada	41
2.4.1.2 Aspectos geométricos	43
2.4.1.3 Cálculo da vida por fadiga da junta soldada pela abordagem S-N.....	44
2.4.1.4 Cálculo da vida por fadiga da junta soldada através da abordagem da mecânica da fratura.....	46
2.4.2 Formação de trincas em vigas de rolamento	46

2.4.3	Análise de vida remanescente.....	50
3	METODOLOGIA.....	53
3.1	Introdução.....	53
3.2	Análise de tensões	55
3.2.1	Carregamentos.....	55
3.2.2	Avaliação por elementos finitos	55
3.2.3	Considerações das juntas soldadas	56
3.2.4	Avaliação por extensometria	56
3.3	Determinação da vida remanescente por fadiga.....	60
3.3.1	Método S-N	60
3.3.2	Método da mecânica da fratura linear elástica	61
3.3.2.1	Determinação do fator de intensidade de tensão	61
3.3.2.2	Determinação da vida remanescente	62
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	64
4.1	Caracterização do meio	64
4.1.1	Definição dos ciclos de carregamento	64
4.1.2	Definição das cargas.....	64
4.2	Caracterização da estrutura.....	66
4.2.1	Características geométricas	66
4.2.2	Propriedades dos materiais	66
4.2.3	Características das juntas soldadas.....	67
4.3	Análise de tensão e determinação da vida por fadiga pelo método S-N	69
4.3.1	Análise de tensões	69
4.3.2	Aproximação inicial	71
1	72
4.3.3	Calibração do modelo.....	72
4.3.3.1	Medição da deformação através de extensômetros	72
4.3.3.2	Calibração do modelo em elementos finitos.....	75
4.4	Inspeção local	77
4.5	Vida por fadiga através do método da MFLE	78
4.5.1	Trinca na chapa de ligação lateral	78
4.5.2	Trinca na chapa da mesa.....	81
4.5.2.1	Comprimento de trinca máximo admissível.....	83

A análise mostra que o crescimento da trinca entre 10 e 40mm consome 70% da vida calculada para a estrutura. A partir deste valor a taxa de crescimento aumenta exponencialmente.	83
5 CONCLUSÕES.....	84
6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	85
REFERÊNCIAS	86
ANEXO A.....	89
A1 – Exemplo de cálculo do ano acumulado para o ponto 04 conforme a norma AASHTO	89
ANEXO B.....	90
B1 - Exemplo cálculo dos valores de tensão	90
ANEXO C.....	92
C1 – Tabelas de cálculo de tensão	92
ANEXO D.....	95
D1 – Cálculo da vida através da mecânica da fratura	95

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 2.2 - Seções típicas de vigas de rolamento	20
FIGURA 2.3 - Sistemas de fixação do trilho em vigas de rolamento	21
FIGURA 2.4 - Esforços gerados pelas pontes rolantes nas vigas de rolamento	22
FIGURA 2.5 - Curvas S-N modificadas pelos fatores de modificação de vida para componentes reais.....	28
FIGURA 2.6- Transformação da curva S-N para diferentes σ_m para o diagrama de vida constante	29
FIGURA 2.7- Formas de representação de curvas empíricas de vida constante.....	29
FIGURA 2.8 - Relação entre a tensão na ponta da trinca e a tensão em um ponto.....	31
FIGURA 2.9 - Modos de carregamento de trincas.....	32
FIGURA 2.10 - Distribuição de tensão próxima a ponta da trinca	33
FIGURA 2.11 - Taxa de crescimento da trinca da/dN em função da variação de intensidade de tensões.	34
FIGURA 2.12 - Resistência residual x tamanho da trinca	38
FIGURA 2.13 - Intervalo de tempo para crescimento de uma trinca.....	39
FIGURA 2.14- Defeitos encontrados em juntas soldadas	42
FIGURA 2.15- Tensão residual devido ao processo de soldagem	42
FIGURA 2.16- Comparação do comportamento a fadiga de uma junta soldada e o metal base	43
FIGURA 2.17- Curvas S-N de juntas soldadas	45
FIGURA 2.18- Tipos de trincas por fadiga em vigas de rolamento.....	47
FIGURA 2.19- Falha em viga de rolamento siderúrgica.....	48
FIGURA 2.20- Metalografia de uma solda de ligação entre mesa e alma de uma viga de rolamento.....	49
FIGURA 2.21- a) Trincas na região de mudança de seção da viga de rolamento. b) Concentração de tensão na região de mudança de seção.....	50
FIGURA 3.1 - Diagrama da metodologia aplicada	53
FIGURA 3.2 - Etapas de movimentação de uma ponte rolante no processo de carregamento de gusa na Aciaria.	54
FIGURA 3.3 - Montagem dos extensômetros em construção planar.....	57
FIGURA 3.4 - (a) Estrutura em andaime montada para acesso a viga de rolamento. (b) Conversor analógico – digital. (c) Sistema de aquisição de dados. (d) Montagem dos sensores.	57
FIGURA 3.5- Curvas S-N para juntas soldadas	60
FIGURA 4.1 - Layout típico de um vão de carregamento de gusa e disposição dos equipamentos.....	64

FIGURA 4.2 - Disposição das rodas na ponte rolante 02.	65
FIGURA 4.3 - Dimensões principais do perfil principal da viga de rolamento.....	66
FIGURA 4.4 - Modelo 3D da viga de rolamento de 30 metros formada por elementos de casca e viga	69
FIGURA 4.5 - Condições de contorno para viga de 30 metros carregada pela PR 02 na condição de momento máximo.....	70
FIGURA 4.6- Detalhe da malha gerada para a viga de rolamento.....	70
FIGURA 4.7 - Análise de tensões da viga de rolamento carregada pela ponte rolante	71
FIGURA 4.8 - a) Trinca iniciada na solda entre a terceira e a segunda lamela levando a ruptura. b) Propagação da trinca na direção da solda longitudinal. c) Trincas identificadas visualmente na ligação da mesa com a treliça de contenção lateral. d) Ensaio de líquido penetrante na trinca identificada.....	78
FIGURA 4.9 - a) Modelo com trinca de 10mm b) Modelo com trinca de 115 mm c) Distribuição de tensão para trinca final e condição de carregamento de 3400KN.....	79
FIGURA 4.10 - Modelos da mesa com trinca lateral e distribuição de tensões. a) Modelo com trinca de 10mm b) Modelo com trinca de 223 mm c) Distribuição de tensão para trinca final e condição de carregamento de 340t	81

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 Cargas de impacto vertical, carga longitudinal e carga transversal.....	23
TABELA 2.2 Definições para carregamento cíclico.....	26
TABELA 3.1 Pontos de medição de tensão na viga de rolamento.....	58
TABELA 3.2 Valores da constante M	61
TABELA 4.1 Características técnicas da ponte rolante 02	65
TABELA 4.2 Definição da carga por roda sobre a viga de rolamento	65
TABELA 4.3 Requisitos de tração ASTM A36.....	66
TABELA 4.4 Requisitos de tração aço USI SAC 350	67
TABELA 4.5 Propriedades dos materiais	67
TABELA 4.6 Classificação dos pontos em análise segundo a norma AASHTO (1996).....	68
TABELA 4.7 Valores de variação de tensão calculados.....	71
TABELA 4.8 Valores de vida por fadiga e dano acumulado dos pontos analisados.....	72
TABELA 4.9 Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S0 carregamento com panela cheia.....	74
TABELA 4.10 Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S0 e carregamento com panela vazia.....	74
TABELA 4.11 Comparação entre valores de variação de tensão da aproximação inicial e medidos através dos extensômetros.....	75
TABELA 4.12 Comparação entre valores de variação de tensão da simulação calibrada e medidos através dos extensômetros.....	76
TABELA 4.13 Valores de tensão calculados para modelo calibrado	76
TABELA 4.14 Cálculo do dano acumulado nos detalhes soldados analisados	76
TABELA 4.15 Cálculo da vida remanescente da estrutura.....	77
TABELA 4.16 Cálculo da vida remanescente a partir de uma trinca de 10mm	80
TABELA 4.17 Cálculo da vida remanescente a partir de uma trinca de 55mm	80
TABELA 4.18 Cálculo da vida remanescente para mesa inferior da estrutura.....	82
TABELA 4.19 Cálculo da vida remanescente da mesa inferior da estrutura para comprimento crítico.....	82

LISTA DE GRÁFICOS

GRÁFICO 4.1 - Valores medidos para o sensor S0	73
GRÁFICO 4.2 - Valores medidos para o sensor S1	73
GRÁFICO 4.3 - Valores medidos para o sensor S2	73
GRÁFICO 4.4 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 3400N	79
GRÁFICO 4.5 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 1000KN	80
GRÁFICO 4.6 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 3400KN	82
GRÁFICO 4.7 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 1000KN	82

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AASHTO	<i>American association of state highway and transportation officials</i>
AISE	<i>American Iron and Steel Engineers</i>
ASCE	<i>American Society of Civil Engineers</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
BSI	<i>British Standard Institute</i>
CSN	Companhia Siderúrgica Nacional
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFLE	Mecânica da Fratura Linear Elástica
NBR	Norma da Associação Brasileira
S-N	Método tensão – deformação
2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões

NOMENCLATURA

Letras Latinas

C_{vs}	Cargas verticais devido a uma ponte rolante [KN]
C_{ss}	Cargas transversais devido a uma ponte rolante [KN]
C_i	Impacto vertical devido a uma ponte rolante [KN]
C_{ls}	Cargas longitudinais devido a uma ponte rolante [KN]
C_{vm}	Cargas verticais devido a diversas pontes [KN]
D_e	Carga estática [KN]
L	Cargas vivas não provenientes das pontes rolantes [KN]
S	Tensão [MPa]
N	Vida em ciclos [Unidades]
S'_e	Tensão limite de resistência à fadiga [MPa]
b	Expoente de resistência à fadiga [Adimensional]
S_u	Tensão limite de ruptura [MPa]
C_L	Fator modificador de carregamento [Adimensional]
C_G	Fator modificador de tamanho [Adimensional]
C_s	Fator modificador de superfície [Adimensional]
C_T	Fator modificador de temperatura [Adimensional]
C_R	Fator modificador de confiabilidade [Adimensional]
K	Fator de intensidade de tensão [$MPa\sqrt{m}$]
K_I	Fator de intensidade de tensão para o modo de abertura I [$MPa\sqrt{m}$]
r	Raio [mm]
$f(g)$	Fator de correção geométrico [Adimensional]
R_p	Distância da zona plástica para a ponta da trinca [mm]
a	Comprimento da trinca [mm]
da/dN	Taxa de crescimento da trinca [mm/ciclo]
ΔK	Variação do fator de intensidade de tensão [$MPa\sqrt{m}$]
K_c	Fator de intensidade de tensão crítico [$MPa\sqrt{m}$]
C	Constante de crescimento de trinca [$MPa\sqrt{m}$]
m	Expoente de crescimento da trinca [Adimensional]
a_i	Comprimento da trinca inicial [mm]

a_f	Comprimento da trinca final [mm]
n	Número de ciclos realizados [unidades]
N_f	Número de ciclos para falha [unidades]
D	Dano acumulado [adimensional]
K_{\max}	Fator de intensidade de tensão máximo [$\text{MPa}\sqrt{m}$]
K_{\min}	Fator de intensidade de tensão mínimo [$\text{MPa}\sqrt{m}$]
M_k	Fator de concentração de tensão na junta soldada [Adimensional]
Q	Carga içada pela ponte rolante [KN]
P_c	Peso do carro da ponte rolante [KN]
a_1	Distância do gancho da ponte para a linha de centro da viga de rolamento em análise [mm]
P_p	Peso próprio da ponte rolante [KN]
N_r	Número de rodas [unidades]
E	Módulo de elasticidade [GPa]
W	Largura da chapa [Milímetros]
M	Constante de fadiga para juntas soldadas
t	Toneladas [Unidade de massa]
Pa	Pascal [Unidade de pressão]
mm	Milímetro [Unidade de comprimento]
$^\circ$	Graus [Unidade de ângulo]

Letras Gregas

σ	Tensão [MPa]
σ_{\max}	Tensão máxima [MPa]
σ_{\min}	Tensão mínima [MPa]
σ_a	Tensão Alternada [MPa]
σ_r	Variação de tensão [MPa]
σ'_f	Coefficiente de resistência à fadiga [MPa]
$\sigma_{0,2}$	Tensão limite de escoamento [MPa]
Θ	Ângulo [$^\circ$]
Π	Pi [Adimensional]
ε	Deformação normal [mm]

γ_{xy}	Deformação por cisalhamento [mm]
\emptyset	Ângulo entre a deformação principal e o eixo x [°]
ν	Coefficiente de Poisson [Adimensional]
σ_{eq}	Tensão equivalente [MPa]
μm	Micrômetros [unidade de comprimento]

RESUMO

Neste trabalho é estudada a vida por fadiga de uma viga de rolamento do galpão de uma Aciaria com mais de 30 anos de operação. A pesquisa bibliográfica indicou que falhas mais recorrentes nestas estruturas ocorrem por fadiga em juntas soldadas, portanto foi realizada uma abordagem inicial segundo a norma AASHTO que aplica o método S-N para cálculo da vida remanescente da estrutura. A tensão alternada nas condições de carregamento mais severas foi obtida através de simulação numérica no software ANSYS. Baseado no histórico e em previsões de produção, a vida de cada junta soldada foi determinada. Para calibrar o modelo, foi realizado um teste de campo com extensômetros para determinação das tensões reais durante a operação normal da planta. Nessa etapa, a carga da ponte rolante foi parametrizada no modelo computacional e variada até obter-se a simulação do comportamento real da estrutura. A análise apontou os pontos mais críticos orientando uma inspeção visual que identificou trincas que poderiam levar ao colapso da viga. O crescimento das trincas identificadas foi simulado através do software FRANC2D que utiliza o método da mecânica da fratura para determinação do fator de intensidade de tensão. Os valores calculados foram utilizados para determinar a vida por fadiga para crescimento da trinca até um comprimento crítico que pode levar a uma fratura frágil. A interpretação dos resultados mostra que o método S-N associado à análise por elementos finitos se mostrou uma técnica eficiente para determinação das juntas mais críticas da estrutura reduzindo significativamente o trabalho de inspeção. A aplicação da mecânica da fratura linear elástica levou a resultados mais conservadores. Esta técnica permite que equipes de manutenção possam estabelecer intervalos de inspeção e determinar o melhor momento para reparo de trincas existentes baseado na vida remanescente calculada.

Palavras chaves: Fadiga, mecânica da fratura, viga de rolamento, vida por fadiga.

ABSTRACT

This study examines the fatigue life of a Melt Shop crane girder with over 30 years of operation. Research indicates that the most frequent failures in these structures is related to fatigue in welded joints, thus an initial approach was performed according to AASHTO standard for calculating the remaining fatigue life of the structure. The alternating stress at the most severe loading conditions was obtained by numerical simulation in ANSYS software. Based on history and production forecasts, each critical welded joint fatigue life was determined. To calibrate the model, it was performed a field test with strain gages to determinate the real stress variation during plant regular operation. At this stage, crane load was parameterized in the computational model and varied to simulate the real behavior of the structure under the measured stresses. The analysis pointed out the most critical points which guided a visual inspection that identified cracks that could lead to a structural collapse. Identified cracks growth was simulated through FRANC2D software that applies the LEFM method to determine the stress intensity factor. The calculated values were used to reach fatigue life for crack growth from an initial to a critical value that is expected to lead to a brittle fracture. It was concluded that the S-N method associated with finite element analysis has proven an efficient technique for determining the most critical structure joints damage reducing inspection work significantly. The application of linear elastic fracture mechanics techniques reached more conservative results. This technique can assist maintenance crew in determining inspection intervals and the best moment for intervention to repair existent cracks based in their calculated remaining life.

Key Words: Fatigue, Fracture mechanics, Crane Girder, Fatigue life.

1 INTRODUÇÃO

A evolução da indústria siderúrgica no Brasil teve início no princípio do século XX, quando, durante a primeira guerra, começaram a surgir as primeiras indústrias com o objetivo de suprir a economia nacional. A partir dos anos 40, com o intuito de impulsionar a indústria de base, o Governo iniciou um programa para desenvolvimento da siderurgia cujo marco foi a inauguração da Companhia Siderúrgica Nacional (CSN), em 1946. Naquele momento, a empresa era a maior produtora de aço integrada da América Latina e elevou o patamar produtivo brasileiro garantindo a autonomia na produção de aço até então.

A expansão da economia brasileira entre 1950 e 70 levou a um acentuado aumento do consumo e das importações de aço promovendo um novo esforço governamental para expansão do parque siderúrgico. Como resposta a esta demanda, foram construídas outras duas grandes usinas integradas, a Usiminas em 1962 e a Cosipa em 1963.

Os anos 80 foram marcados pelo início de operação de outras duas usinas integradas a Companhia Siderúrgica Tubarão (CST), em 1983 e a Açominas em 1986. Nesta década também ocorreu uma retração significativa do mercado interno em função de uma crise econômica de âmbito mundial. Devido ao aumento da oferta e queda de consumo interno, o Brasil passou de grande importador a exportador de aço, porém, em virtude da crise, os mercados se fecharam adotando medidas de proteção econômica.

Com o mercado siderúrgico em crise, a partir da década de 90, iniciou-se o processo de privatização e reestruturação do parque siderúrgico brasileiro. Diante da baixa produtividade das plantas controladas pelo poder público, a iniciativa privada se concentrou em investimentos nas plantas existentes, em detrimento a construção de novas, promovendo um maior aproveitamento dos ativos e consequente aumento de produção e produtividade. A partir deste período, as principais usinas do país passaram por processos de modernização e expansão, em muitos casos, alicerçados na repotenciação e otimização de equipamentos instalados. Tais mudanças levaram a alterações significativas de ciclos operacionais e aumento de cargas de trabalho.

Neste contexto, equipamentos e estruturas metálicas ao longo de sucessivos anos de operação foram submetidos a carregamentos cíclicos cada vez maiores. A condição do processo produtivo, que envolve constante movimentação de cargas e altas temperaturas de trabalho, agrava a situação e vem levando falhas por fadiga. Casos recorrentes de trincas que

podem levar a colapso de equipamentos e estruturas têm mostrado que o fenômeno será cada dia mais frequente nesta indústria. Tais situações alertam para o fato de que as empresas devem investir em técnicas de avaliação e controle da vida remanescente de seus ativos promovendo a prevenção de falhas catastróficas e garantindo a segurança operacional e ocupacional em suas fábricas.

As pontes rolantes, utilizadas em larga escala no transporte de carga dentro do processo siderúrgico, são exemplos de equipamentos cujas estruturas metálicas são sujeitas a falhas por fadiga, uma vez que, trabalham com movimentos sucessivos de içamento e transporte cargas.

As pontes consideradas mais críticas dentro de uma planta siderúrgica são as que trabalham com a movimentação de painéis com metal líquido no processo de fabricação do aço. Dentro da Aciaria, estes equipamentos operam movimentando painéis de ferro gusa e aço líquido para os equipamentos de fusão, refino e lingotamento do aço, além de removerem potes da escória proveniente dos processos. Em função da periculosidade da carga e trabalho em regime de 24 horas com capacidade nominal, o projeto destes equipamentos envolve fatores de segurança severos.

Consequentemente, as vigas de rolamento que sustentam estas pontes rolantes, também estão sujeitas a cargas severas provenientes das rodas das pontes rolantes. Em muitos casos, estas estruturas podem ser mais determinantes para a estabilidade do processo. Dependendo da posição da estrutura no vão, uma quebra pode inviabilizar a movimentação das pontes rolantes e gerar uma parada completa da planta.

Diante dos riscos de prejuízos econômicos e acidentes ocupacionais decorrentes do colapso de estruturas como as vigas de rolamento, é importante definir estratégias de manutenção que garantam a sua confiabilidade baseadas na vida remanescente destas estruturas.

Importantes estudos de fadiga em vigas de rolamento são realizados em todo mundo principalmente em estruturas de prédios siderúrgicos. Na década de 80 a siderúrgica japonesa *Nippon Steel Corporation* criou um comitê para desenvolvimento de técnicas de inspeção e reparo de vigas de rolamento. Patrikeev (1983) e Kuwamura e Hanzawa (1987) também desenvolveram estudos que se concentravam principalmente em como se dá a formação de trincas nestas estruturas. Tais estudos levaram a importantes melhorias nos projetos reduzindo a ocorrência de falhas prematuras por fadiga.

Estudos mais atuais se concentram na determinação de vida remanescente como apresentado por Caglayan et al. (2010) e Tong *et al.* (2007). Outra frente de estudo, são

técnicas de reforço para repotenciação e aumento de vida de estruturas existentes como descrito por Milman e Hoppel (2011) e Pelayo, Rodriguez e Canteli (2015).

A análise da vida remanescente e repotenciação de uma estrutura em seu contexto operacional, muitas vezes se difere das considerações usuais de projeto, onde todas as estruturas são tidas como sujeitas a situações de carregamento mais adversas. Dentro do ciclo de produção do aço, avaliando o padrão de movimentação das pontes rolantes, percebe-se que cada estrutura é solicitada de forma específica. Dentro do mesmo vão, existem estruturas sujeitas a esforços de içamento ou basculamento constante de carga, submetidas a altas temperaturas e outras que, em geral, são sujeitas apenas a esforços de translação ou estacionamento da ponte.

A avaliação da vida por fadiga de uma viga de rolamento dentro do contexto do processo indica tendência a nucleação e propagação de trincas por fadiga e, conseqüentemente, uma previsão mais realista do momento em que as estruturas podem vir a falhar. Tais informações são determinantes para o direcionamento de uma estratégia de manutenção indicando criticidade, técnicas e intervalos de inspeção aplicáveis ou necessidade de reforços.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Determinar a vida remanescente por fadiga de uma viga de rolamento das pontes rolantes do vão de fabricação do aço de uma aciaria dentro de seu contexto operacional.

1.1.2 Objetivos específicos

- Aplicar uma técnica para determinação dos esforços reais aos quais a viga de rolamento está submetida dentro do contexto operacional relacionando as tensões atuantes na estrutura com os movimentos e carga da ponte rolante.
- Estabelecer como deve ser a estratégia de manutenção para a estrutura estudada em função da expectativa de vida remanescente.
- Avaliar o crescimento de trincas na estrutura através da mecânica da fratura.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Vigas de rolamento

Belei (1998) define vigas de rolamento como elementos estruturais responsáveis por sustentar o caminho de rolamento das pontes rolantes e transmitir seus esforços para as demais estruturas e suportes. De acordo com Bonfá (1980), os pilares dos edifícios transmitem as cargas das vigas para as fundações, deste modo, o vão da estrutura é definido pelo afastamento entre os pilares.

Segundo Fisher e De Pas (2003), estas estruturas devem ser pensadas como parte de um sistema composto pelos trilhos e suas fixações, suportes de eletrificação, batentes, fixação nas colunas, contensões laterais e a viga em si.

American Iron and Steel Engineers (AISE) (2003) recomenda que vigas de rolamento sejam projetadas como estruturas simplesmente apoiadas sendo que conexões diretas entre as estruturas adjacentes que restrinjam a rotação relativa de suas cabeceiras não são recomendadas.

2.1.1 Aspecto construtivo

Quanto à construção das vigas de rolamento, Bonfá (1980) afirma que as seções transversais são adotadas em função da grandeza das cargas provenientes das rodas das pontes rolantes. As vigas devem suportar tanto as cargas móveis verticais como horizontais sem apresentar deformações e tensões acima dos limites pré-estabelecidos por norma.

Através da FIG. 2.1, Belei (1998) apresenta construções típicas para seções transversais de vigas de rolamento. Perfis I sem reforços laterais FIG. 2.1 (a, b e c), são utilizados para baixas cargas e pequenos vãos. Vigas de vão até 7 metros para pontes entre 5 e 25 toneladas são compostas por uma seção assimétrica (FIG. 2.1c). Para aplicações mais robustas são utilizadas estruturas especiais de contenção lateral (FIG. 2.1 d e e). No caso de vãos muito grandes, acima de 25 metros, são utilizadas vigas treliçadas (FIG. 2.1 g) ou em caixão (FIG. 2.1 f).

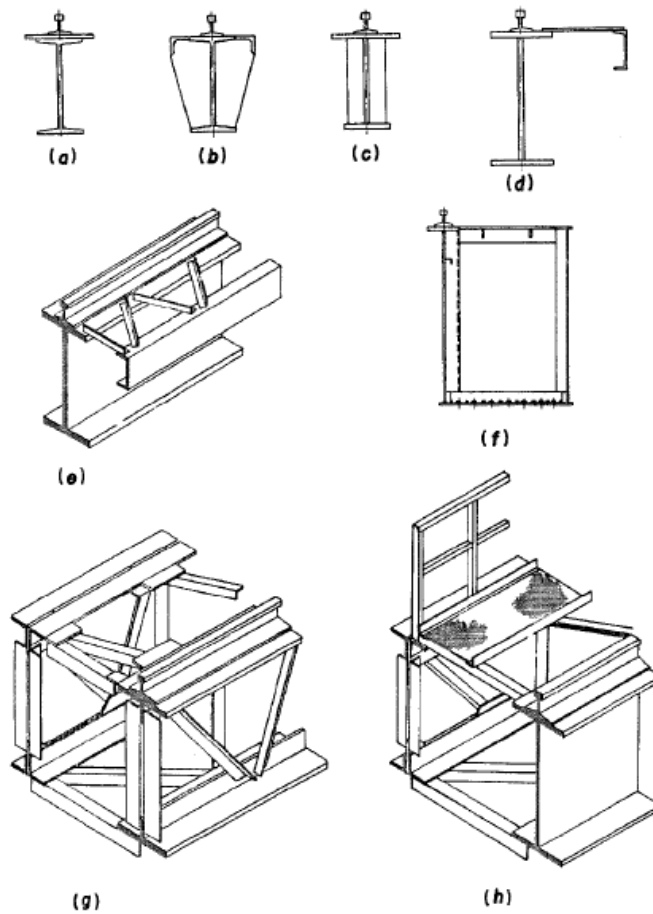


FIGURA 2.1 - Seções típicas de vigas de rolamento
 FONTE: BELEI, 1998

Belei (1998) afirma que para melhor aproveitamento do material em perfis soldados de alta solicitação são utilizadas chapas de menor espessura, principalmente na alma. Para garantir a resistência à flambagem são utilizadas enrijecedores verticais, horizontais ou a combinação das duas. As nervuras são formadas por chapas, cantoneiras ou perfis em T.

De acordo com AISE (2003) os enrijecedores verticais intermediários e de cabeceira têm funções diferentes. Enquanto os primeiros são responsáveis por evitar a flambagem da alma, o segundo é responsável pela transmissão das reações de apoio.

O caminho de rolamento para as rodas das pontes rolantes são os trilhos que são fixados sobre as vigas de rolamento. De acordo com Belei (1998), a escolha do tipo de trilho é responsabilidade do fabricante da ponte rolante. Segundo a AISE (2003), os critérios de seleção envolvem: cargas vertical e horizontal, diâmetro da roda, dureza superficial da roda e atividade da ponte. Para maior durabilidade é recomendado trilhos com superfícies endurecidas, juntas soldadas e *pad* de borracha.

Existem duas formas de fixação do trilho na viga de rolamento: Fixa ou flutuante. Belei (1998) diferencia as duas construções: No sistema flutuante existe maior folga, entre 3 e 6 mm nas laterais e 1,5 mm na parte superior. O sistema de trilhos flutuantes é recomendado por AISE (2003) por permitir dilatação, contração longitudinal e flutuação lateral. Este sistema permite ajuste entre as rodas da ponte e os trilhos devido a algum balanço ou movimentação irregular do equipamento reduzindo desgaste das rodas e rolamentos.

Geralmente trilhos são fixados por meio de grapas forjadas ou fundidas que permitem um bom ajuste das folgas necessárias para fixação flutuante. Belei (1998) apresenta na FIG. 2.2 sistemas de fixação aparafusados e soldados.

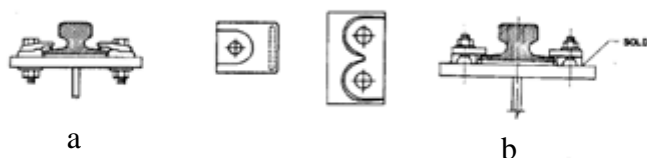


FIGURA 2.2 - Sistemas de fixação do trilho em vigas de rolamento. a) Sistema de fixação aparafusado
b) Sistema de fixação soldado
FONTE: Adaptado de BELEI, 1998

2.1.2 Esforços em vigas de rolamento

Fisher e De Pas (2003) afirmam que cada viga de rolamento é projetada para suportar uma ponte específica ou um grupo de pontes. O peso, cargas de içamento e distância entre rodas de cada ponte são definidos pelo fabricante. Estes valores podem variar significativamente dependendo do fabricante e da classificação da ponte. Baseado nestas informações, forças são determinadas levando em consideração o impacto, cargas laterais e longitudinais. As normas de dimensionamento de estruturas determinam as cargas das pontes rolantes, assim como seus requisitos mínimos.

AISE (2003) descreve as duas principais categorias de cargas atuantes na estrutura da viga de rolamento:

- Cargas estáticas: Peso dos componentes da ponte (estrutura, carros, acionamentos, etc.) e a carga içada. Estas cargas são providas pelo fabricante da ponte rolante e compõe as cargas por rodas.
- Cargas dinâmicas: Impacto vertical, cargas longitudinais e transversais são geradas pelo trabalho da ponte rolante (içamento de carga, movimentação do carro e translação da ponte).

Segundo Bonfá (1980), as cargas verticais sobre uma viga de rolamento variam em função da posição do carro sobre a ponte rolante. Fisher e De Pas (2003) acrescentam que esta carga é máxima quando a ponte está elevando sua carga nominal com o carro na extremidade da ponte adjacente a viga de rolamento.

Fisher e De Pas (2003) afirmam que as cargas verticais são majoradas por um fator de impacto. Este fator leva em consideração o efeito da aceleração durante o içamento de cargas e o impacto causado pelas rodas pulando sobre irregularidades do trilho.

As cargas longitudinais são definidas por Fisher e De Pas (2003) como forças devido à aceleração e desaceleração ou pelo impacto da ponte no batente no final do galpão.

Segundo Belei (1998) as forças horizontais e transversais são causadas pelo movimento de frenagem e aceleração do carro e pelo içamento de cargas com o cabo inclinado.

Os esforços descritos acima são apresentados esquematicamente na FIG. 2.3.

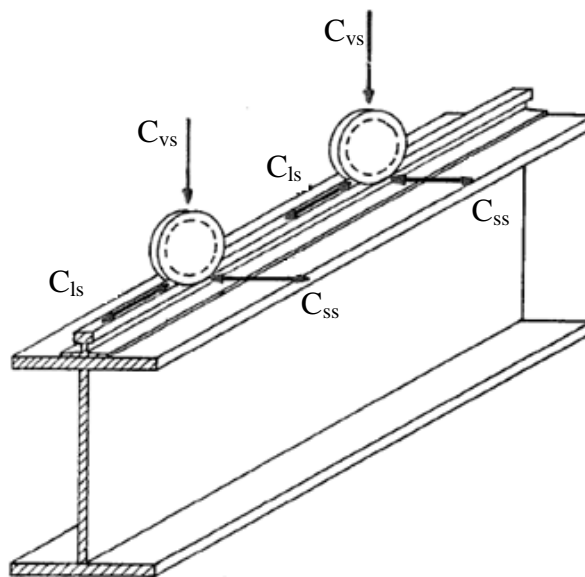


FIGURA 2.3 - Esforços gerados pelas pontes rolantes nas vigas de rolamento
FONTE: Adaptado de BELEI, 1998

AISE (2003) define os valores para o impacto vertical, carga longitudinal e transversal de acordo com a aplicação da ponte rolante siderúrgica conforme TAB. 2.1.

TABELA 2.1
Cargas de impacto vertical, carga longitudinal e carga transversal

Aplicação da ponte	Percentual de impacto vertical na carga máxima das rodas	Percentual da carga içada para valor total da carga transversal	Percentual de carga longitudinal na carga máxima das rodas motoras
Ponte de laminação	25	40	20
Ponte de panela	25	40	20
Pontes com tenazes e eletroímã	25	100	20
Ponte de estripamento	25	100	20
Pontes de manutenção	20	30	20

FONTE: AISE, 2003

Segundo AISE (2003), para prédios existentes, um teste de campo na ponte rolante pode ser utilizado para determinar as suas cargas dinâmicas. As condições de operação mais severas devem ser simuladas de modo a produzir as maiores cargas. Um sistema de extensômetros instalado nas vigas de rolamento torna possível a determinação da flutuação de deformação devido às cargas dinâmicas durante a movimentação das pontes rolantes. As deformações medidas podem ser transformadas em tensão a partir da qual as forças atuantes podem ser calculadas.

2.1.3 Combinação de cargas para projeto de vigas de rolamento

AISE (2003) baseado na norma ASCE 7 (*Minimum Design Loads for Building and Other Structures*) apresenta os símbolos e notações das cargas atuantes em uma viga de rolamento:

- C_{vs} - Cargas verticais devido a uma ponte rolante
- C_{ss} - Cargas transversais devido a uma ponte rolante
- C_i - Impacto vertical devido a uma ponte rolante
- C_{ls} - Cargas longitudinais devido a uma ponte rolante
- C_{vm} - Cargas verticais devido a diversas pontes
- D_e - Carga estática - Peso da viga, treliça, trilhos, etc.
- L - Cargas vivas não provenientes das pontes rolantes

AISE (2003) recomenda três combinações de carregamento para dimensionamento de vigas de rolamento. As tensões estáticas ou de fadiga admissíveis devem ser consideradas para cada caso:

O caso 1, EQ. (2.1), se aplica para componentes projetados para cargas repetitivas. O número de repetições de projeto deve ser baseado na classe do prédio e a variação de tensão nestes componentes não pode superar os limites estabelecidos na norma.

$$D_e + C_{vs} + 0.5C_{ss} + C_i \quad (2.1)$$

O caso 2, EQ. (2.2), se aplica a vigas de prédios de todas as classes. Os limites de tensão estáticos devem ser considerados.

$$D_e + C_{vs} + C_{ss} + C_i + L + C_{ls} \quad (2.2)$$

O caso 3, EQ. (2.3), aplica-se a vigas de prédios de todas as classes. Os efeitos das cargas combinadas devem ser multiplicados por 0,75 sem qualquer aumento nas tensões admissíveis.

$$D_e + C_{vm} + C_{ss} + L + C_{ls} \quad (2.3)$$

2.2 Fadiga

American Society for Metals (1996) citando a norma *American society for testing and materials* (ASTM) E1150 define fadiga como o processo de mudança estrutural progressiva e permanente que ocorre no material sujeito a condições de esforços alternados em algum ponto específico ou pontos que culminam em trincas ou fratura completa após determinado número de ciclos.

Segundo Lee et al. (2005) trata-se de um processo cumulativo de iniciação e propagação de trincas até a fratura final de um componente. Durante cargas cíclicas, ainda que o componente esteja sujeito a esforços abaixo de seu limite de escoamento, deformações plásticas localizadas podem ocorrer em pontos de maior concentração de tensão. Tal deformação plástica induz a danos permanentes e uma trinca se desenvolve. Conforme o

componente é submetido a ciclos de carregamento, o comprimento desta trinca aumenta. Após determinado número de ciclos, a trinca irá causar a falha do componente.

De acordo com Schijve (2001), a iniciação e propagação de uma trinca é consequência de escorregamento cíclico nas bandas de escorregamento. Isto implica deformações plásticas cíclicas localizadas como resultado de movimentação de discordâncias. Tal fenômeno pode ocorrer com mais facilidade na superfície devido aos grãos superficiais oferecerem menos restrição do que subsuperficiais.

Lee et al. (2005) complementa que, apesar de usualmente ocorrer na superfície, trincas por fadiga podem ser nucleadas em pontos de maior concentração de tensões no interior do material como inclusões, porosidades ou descontinuidades.

Devido à sua complexidade metalúrgica, Bannantine et al. (1989) consideram difícil definir e modelar o fenômeno da fadiga de forma acurada em nível microscópico. Apesar dessa complexidade, existem métodos de avaliação da vida por fadiga para componentes e estruturas submetidos a carregamentos cíclicos.

Bannantine et al. (1989) descrevem os três principais métodos para determinação da vida por fadiga de um componente:

- Abordagem pela tensão foi o primeiro método desenvolvido e é normalmente utilizado para aplicações de vidas maiores onde as tensões e deformações são elásticas. Não distingue iniciação e propagação de trincas definindo a vida total do componente até a falha.
- Abordagem pela deformação é normalmente utilizada para determinação da vida para nucleação da trinca. É utilizada quando a deformação não é totalmente elástica e tem um componente plástico. Geralmente, sob tal condição, as vidas são baixas.
- A abordagem da mecânica da fratura é baseada nos princípios da mecânica da fratura linear elástica. Este método é utilizado para determinação da vida para propagação de uma trinca ou defeito inicial. Muitas vezes é combinado com a abordagem da deformação.

2.2.1 Fadiga controlada pela tensão

Lee et al. (2005) define que neste método a tensão cíclica é o parâmetro que governa a falha por fadiga e sua aplicação está relacionada a um elevado número de ciclos e pequena deformação plástica até a falha.

Segundo Bannantine et al. (1989), a base do método da fadiga controlada pela tensão é o diagrama S-N que é a representação gráfica da tensão gerada por esforços alternados (S) versus ciclos (N). O procedimento mais comum para gerar os dados do diagrama S-N é através de ensaios em corpos de provas submetidos a cargas cíclicas. Schijve (2001) acrescenta que os testes são realizados até a falha do corpo de prova ou até um número alto de ciclos se a falha por ventura não ocorrer, por exemplo, 10^7 ciclos.

De acordo com Lee et al. (2005), as cargas alternadas aplicadas nos testes S-N são geram uma tensão máxima σ_{max} e uma tensão mínima σ_{min} . As tensões são aplicadas de forma que a variação de tensão σ_r ou a tensão alternada σ_a seja constante. Normalmente os testes de fadiga são conduzidos com tensões médias em torno de zero.

As notações que caracterizam um carregamento cíclico estão representadas na TAB. 2.2.

TABELA 2.2
Definições para carregamento cíclico

Definição	Equação	Gráfico
Varição de tensão σ_r	$\sigma_r = \sigma_{max} - \sigma_{min}$	
Tensão alternada σ_a	$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$	
Tensão Média σ_m	$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$	

FONTE: LEE et al., 2005

Lee et al. (2005) descrevem que a curva S-N é obtida do resultado de diversos testes de fadiga em corpos de prova idênticos a diferentes níveis de tensão. A coordenada y é expressa em tensão alternada ou variação de tensão, e a coordenada x expressa a vida por fadiga em número de ciclos para falha. Para Schijve (2001) devem-se adotar preferencialmente escalas logarítmicas para representação gráfica das variáveis, uma vez que isto leva a uma aproximação linear entre elas em uma parcela substancial dos resultados.

De acordo com Bannantine et al. (1989), alguns materiais, principalmente aços com a microestrutura cúbica de corpo centrado (CCC), apresentam um limite de resistência a fadiga S'_e , que é a tensão na qual o material tem vida "infinita". Tensões abaixo deste limite

não conseguem promover escorregamento das discordâncias que levam a formação de microtrincas.

Lee et al. (2005) apresentam a EQ. (2.4), conhecida como relação de Basquin, que representa a curva S-N de um material:

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.4)$$

As constantes b e σ'_f são respectivamente o expoente e o coeficiente de resistência à fadiga do material determinados a partir de testes experimentais.

Segundo Lee et al. (2005), uma curva S-N além de poder ser gerada através de testes em corpos de prova padrão, podem ser utilizadas para componentes estruturais individualmente fabricados, submontagens ou estruturas completas. As curvas dos materiais levantadas a partir de corpos de prova sem concentradores de tensão, usinados e com acabamento superficial polido, geram uma base de informações para esta determinada geometria, condição de carregamento e acabamento. Tais informações podem ser ajustadas para as condições de um componente real, levando em consideração concentradores de tensão, tamanho, acabamento superficial, temperatura e diversos tipos de carregamento.

De acordo com Bannantine et al. (1989), por muitos anos foram realizados diversos testes para aumentar o conhecimento empírico sobre os efeitos de vários fatores sobre a curva S-N levantada em laboratório para ligas ferrosas nas regiões de vida intermediárias a longas. As variáveis investigadas são tamanho, tipo de carregamento, acabamento superficial, tratamentos superficiais e temperatura. Lee et al. (2005) acrescenta que o fator estatístico dos testes também deve ser levado em consideração. A FIG. 2.4 representa como estes fatores modificam diretamente a linha de base da curva por fadiga de um componente.

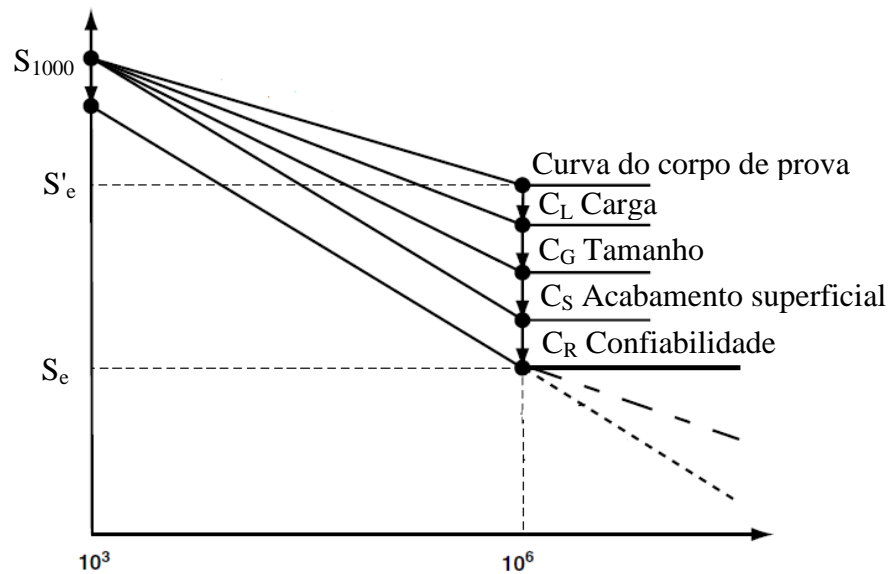


FIGURA 2.4- Curvas S-N modificadas pelos fatores de modificação de vida para componentes reais

FONTE: Adaptado de LEE et al., 2005

A curva S-N levantada para componentes reais, submontagens ou estruturas representa o seu comportamento, não sendo necessários ajustes nas curvas levantadas a partir de corpos de prova. Porém, os testes em componentes reais em muitos casos não são realizados por adicionar custo e tempo durante a fase de projeto do componente.

De acordo com Lee et al. (2005), o comportamento por fadiga está fortemente relacionado com a tensão alternada ou variação de tensão, mas também é influenciado pela tensão média de forma secundária. Na região de alto ciclo, tensões médias normais têm efeito significativo no comportamento dos componentes sendo responsáveis pela abertura e fechamento de microtrincas. Uma vez que a abertura de microtrincas acelera a taxa de propagação de trincas e o fechamento retarda o crescimento. Desta forma, tensões de tração são prejudiciais e tensões de compressão são benéficas para a resistência à fadiga de um componente.

Schijve (2001) mostra a influência da tensão média na curva S-N através da FIG. 2.5. Após testes de fadiga em corpos de prova submetidos a $\sigma_m=0$, foram obtidas novas curvas S-N com diferentes tensões médias que resultam em vidas menores sob a mesma tensão alternada. Gráficos cruzados podem ser feitos para se obter um diagrama de fadiga com curvas para vida constante. A FIG. 2.5 mostra a vida constante para $N = 10^4$ e para o limite de fadiga S'_e com vida $N=10^7$. Linhas representando outras vidas podem ser construídas de forma similar no mesmo diagrama.

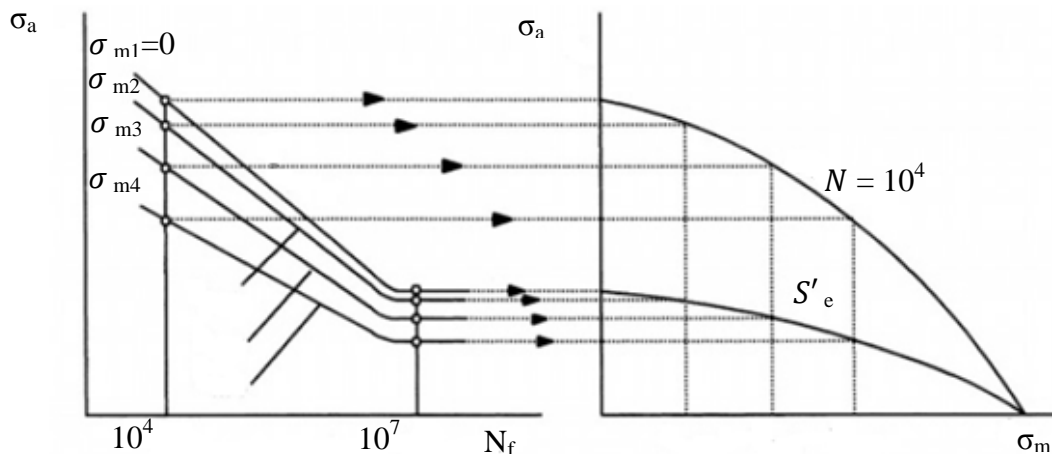


FIGURA 2.5- Transformação da curva S-N para diferentes σ_m para o diagrama de vida constante
 FONTE: Adaptado de SCHIJVE, 2001

Uma vez que testes para levantar as curvas de vida constante de um determinado material têm custos elevados, Bannantine et al. (1989) citam que diversas relações empíricas foram desenvolvidas para gerar a linha que define a região de vida infinita levando em consideração a tensão média. Estes métodos utilizam várias curvas para relacionar o limite de resistência à fadiga no eixo da tensão alternada (σ_a), ao limite de escoamento ($\sigma_{0,2}$), limite de ruptura (S_u) ou limite de resistência a fadiga (σ'_f) ao eixo da tensão média. Mitchell (1996) apresenta na FIG. 2.6 as principais relações utilizadas no projeto de componentes mecânicos.

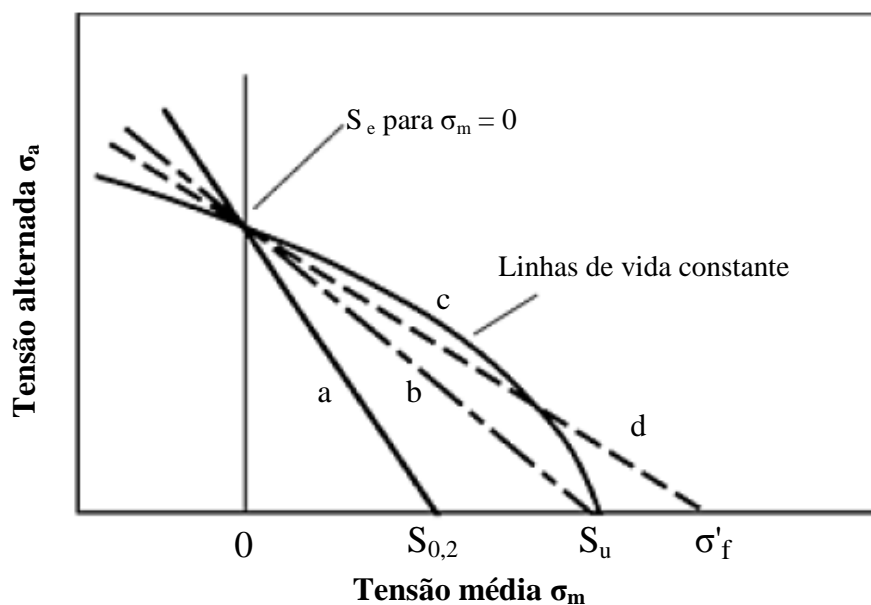


FIGURA 2.6 - Formas de representação de curvas empíricas de vida constante
 FONTE: Adaptado de MITCHEL, 1996

Mitchell (1996) e Bannantine et al. (1989) discutem os métodos apresentados:

- O método de Sodeberg, representado pela curva *a*, é muito conservador para a maior parte dos casos.
- O método de Goodman, representado pela curva *b*, é bom para materiais frágeis e conservador para materiais dúcteis.
- O método de Gerber, representado pela curva *c*, é bom para materiais dúcteis.
- O método de Morrow, representado pela curva *d*, é praticamente igual ao de Goodman para aços de alta resistência e prevê menos sensibilidade a tensão média para materiais dúcteis.

2.2.2 Mecânica da fratura e propagação de trinca por fadiga

Segundo Bannantine et al. (1989), a vida por fadiga de um componente é composta por estágios de nucleação e propagação de trincas. A abordagem da mecânica da fratura é utilizada para estimar a vida para propagação de uma trinca com determinado tamanho e forma. O tamanho de uma trinca na transição entre as fases de nucleação e propagação geralmente é desconhecido e depende do ponto de vista do analista e do tamanho do componente analisado.

Bannantine et al. (1989) afirmam que, para componentes com imperfeições ou defeitos, o tamanho de uma trinca pode ser conhecido. Alternativamente, para uma estimativa da vida total de um componente livre de defeitos, a abordagem da mecânica da fratura pode ser associada à fadiga controlada por deformação que determina a vida para a nucleação da trinca.

De acordo com Saxena e Muhlstein (1996), a mecânica da fratura linear elástica é um procedimento analítico que relaciona a magnitude e distribuição de tensão na ponta de uma trinca com a tensão nominal aplicada no componente.

De acordo com Bannantine et al. (1989), nos anos 20, Griffith formulou o conceito de que uma trinca em determinado componente irá propagar se a energia total do sistema é reduzida com a propagação da trinca. Isto é, se a variação na deformação elástica devido à propagação da trinca for maior que a energia requerida para criar novas superfícies da trinca.

Ainda segundo Bannantine et al. (1989), a teoria de Griffith foi formulada para materiais frágeis. Nos anos 40, Irwin estendeu esta teoria para materiais dúcteis. Futuramente

Irwin definiu a taxa de energia necessária para abertura da trinca que é equivalente a um fator de intensidade de tensão K que relaciona a tensão próxima à ponta da trinca com a tensão aplicada no componente conforme a EQ. (2.5).

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \dots \quad (2.5)$$

Onde r e θ representam as coordenadas cilíndricas de um ponto em relação à ponta da trinca conforme mostrado na FIG. 2.7.

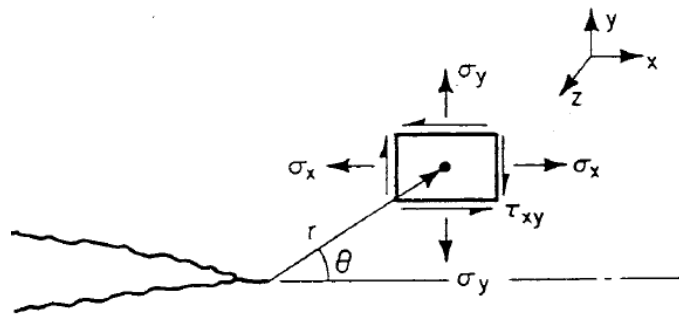


FIGURA 2.7 - Relação entre a tensão na ponta da trinca e a tensão em um ponto.
 FONTE: Adaptado de BANNANTINE et al., 1989

Segundo Lee et al. (2005) o requisito mais importante para MFLE é que o tamanho da zona plástica próxima à trinca deve ser muito menor que as demais dimensões principais do componente.

2.2.2.1 Modos de carregamento

De acordo com Lee et al. (2005), devido a diferentes condições de carregamento, uma trinca pode estar sujeita a três modos primários de carregamento, mostrados na FIG. 2.8, ou a combinação entre eles:

- Modo I – Modo de abertura – Esforços simétricos em relação ao eixo x fazendo com que as faces da trinca sejam separadas.
- Modo II – Modo de escorregamento – Esforços contrários no eixo x fazendo com que as superfícies da trinca deslizem.
- Modo III – Modo cortante – Esforços contrários fora do plano fazendo com que as superfícies da trinca se movam de forma paralela.

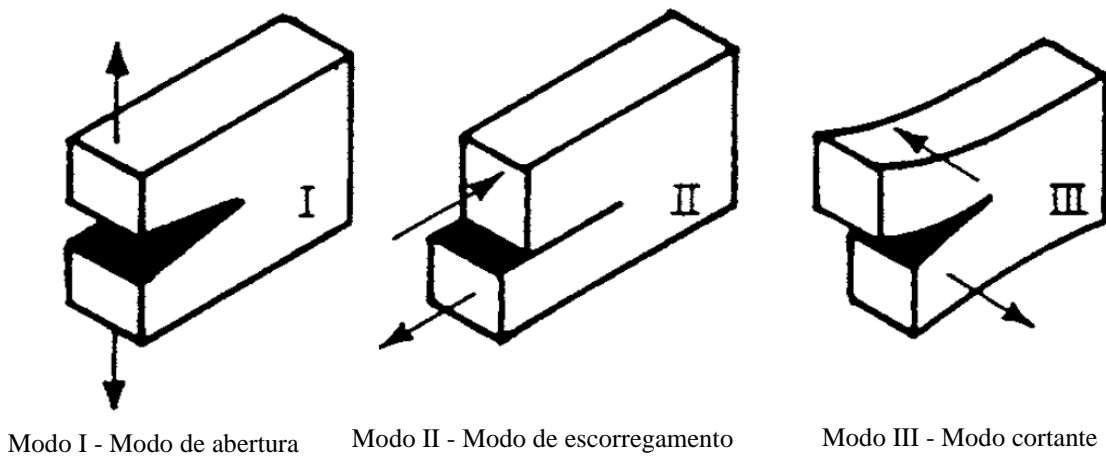


FIGURA 2.8 - Modos de carregamento de trincas
 FONTE: Adaptado de BANNANTINE et al., 1989

Segundo Bannantine et al. (1989), o fator de intensidade de tensões K , introduzido acima, define a magnitude de tensão local próxima a ponta da trinca. Este depende do carregamento, tamanho, forma e fronteira da trinca e é representado de forma geral pela EQ. (2.6):

$$K = f(g)\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.6)$$

Onde:

K – Fator de intensidade de tensão

$f(g)$ – Fator de correção que depende do componente e da geometria da trinca.

Segundo Liu (1996), o fator de intensidade de tensão está diretamente relacionado com o modo de carregamento. Cargas combinadas são mais complicadas para lidar, mas se os modos estão em fase e se mantêm proporcionais, a trinca num primeiro estágio de desenvolvimento tende a seguir a direção na qual ela está submetida ao modo I. Desta forma, os fatores de intensidade de tensão usualmente utilizados na mecânica da fratura são restritos a este modo.

Bannantine et al. (1989) afirmam que existem soluções para definir o fator de intensidade de tensão para uma grande variedade de problemas com diferentes carregamentos, geometrias e formas de trincas. No caso de carregamentos simples, os fatores podem ser obtidos algebricamente, porém, em caso de carregamentos complexos tais fatores são obtidos

pela combinação de casos simples. Atualmente métodos numéricos como elementos finitos são amplamente utilizados na determinação do fator K.

Na região próxima a ponta da trinca ocorre deformação plástica assim que a tensão de escoamento é excedida. Segundo Bannantine et al. (1989), tal deformação plástica é localizada em uma pequena região sendo restringida pelo material adjacente que está submetido a tensões elásticas.

De acordo com Antolovich (1996), a pequena região plástica é chamada de zona plástica e sua extensão a partir da ponta da trinca pode ser determinada pela EQ. (2.7) e mostrada esquematicamente na FIG. 2.9.

$$R_p = C \left(\frac{K}{\sigma_{0.2}} \right)^2 \quad (2.7)$$

Onde:

R_p – Distância da zona plástica a partir da ponta da trinca

C – Constante de crescimento de trinca

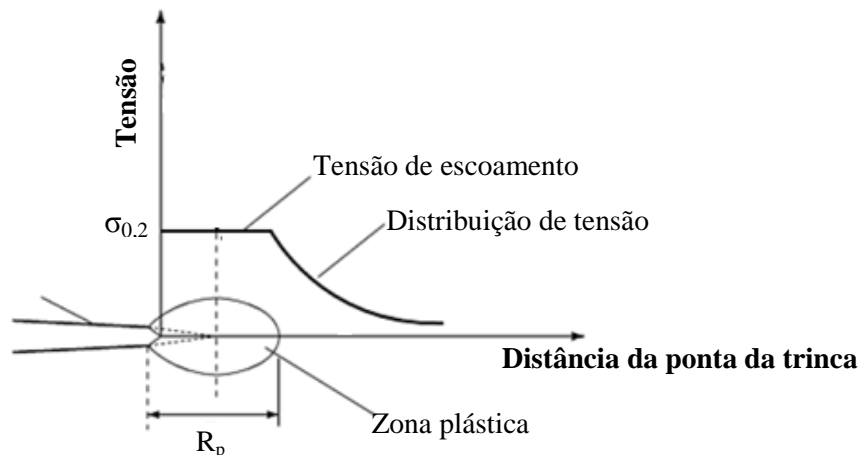


FIGURA 2.9 - Distribuição de tensão próxima a ponta da trinca
FONTE: Adaptado de ANTOLOVICH, 1996

Antolovich (1996) afirma que o R_p aumenta quando K aumenta em função do carregamento levando a uma deformação severa na zona plástica. Como resultado desta relação direta, existe um valor de intensidade de tensão crítico, K_c que leva a fratura instável do componente.

Bannantine et al. (1989) definem o valor crítico de intensidade de tensão como a tenacidade da fratura do material que depende diretamente do material e da espessura do componente.

2.2.2.2 Crescimento de trinca por fadiga

Segundo Bannantine (1989) a partir dos princípios da mecânica da fratura é possível determinar o número de ciclos necessários para crescimento de uma trinca até determinado tamanho ou até a fratura final.

De acordo com Lee et al. (2005), um determinado componente com uma trinca de comprimento a sob carregamentos cíclicos sofre uma variação de tensão e por consequência o fator de intensidade de tensão também varia de forma linear com as tensões máxima e mínima.

Lee et al. (2005) descrevem que a taxa de crescimento de uma trinca é dada pela variação do comprimento da trinca em função do número de ciclos (da/dN). Baseado em resultados experimentais da/dN é função da variação do fator de intensidade de tensão (ΔK). A FIG. 2.10 mostra graficamente esta relação em escala logarítmica.

Fine e Chung (1996) definem que o comportamento do crescimento de trincas por fadiga é composto por três regimes:

- Região I – Região onde a taxa de crescimento reduz rapidamente com a redução de ΔK .
- Região II – Região de taxa de crescimento constante
- Região III – Alta taxa de crescimento onde o fator de intensidade de tensão máximo se aproxima do fator de intensidade de tensão crítico K_C .

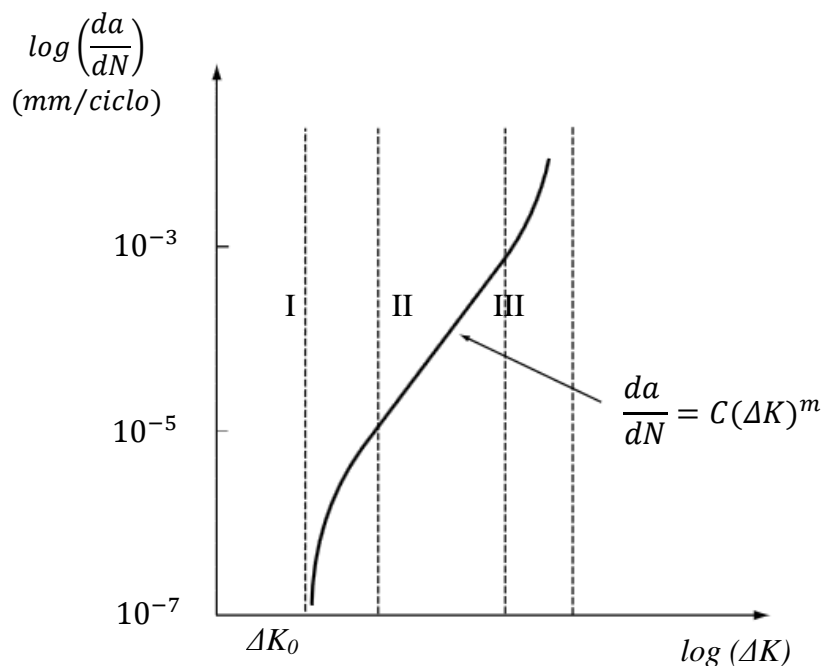


FIGURA 2.10 - Taxa de crescimento da trinca da/dN em função da variação de intensidade de tensões.

FONTE: Adaptado de LEE et al., 2005

2.2.2.3 Curvas de crescimento de trincas

Segundo Fine e Chung (1996), na região I trincas não crescem para todos os valores de ΔK . Existe um determinado valor de variação de fator de intensidade de tensão K_0 a partir do qual trincas não se propagam. A taxa da/dN aumenta rapidamente com o aumento de ΔK a partir de K_0 até chegar a região de crescimento estável.

De acordo com Bannantine et al. (1989), os conceitos da MFLE são mais aplicados para descrever o crescimento de trincas na região II. Nesta região, o comportamento da curva de da/dN versus ΔK em escala logarítmica é aproximadamente linear. A equação de Paris, EQ. (2.8), mostrada abaixo, é a que melhor descreve a curva de crescimento de uma trinca na região II:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.8)$$

Onde C e m são constantes do material e ΔK é a variação do fator de intensidade de tensão $K_{\max} - K_{\min}$.

Bannantine et al. (1989) demonstram que, a partir da equação de Paris, é possível determinar a vida de um componente (N_f) em ciclos considerando um comprimento de trinca inicial a_i e um comprimento final crítico a_f , conforme EQ. (2.9).

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \quad (2.9)$$

De acordo com Lee et al. (2005), uma vez que ΔK é função da geometria, carregamento e comprimento da trinca, a estimativa da vida depende de integrações numéricas. Usualmente são calculadas as vidas para um ΔK constante e pequenas variações de a . Ao final da análise as vidas são somadas para se determinar a vida para o crescimento da trinca entre o comprimento a_i e a_f .

Segundo Saxena e Muhlstein (1996) na região III o valor de ΔK se aproxima do fator de intensidade de tensão crítico, K_c , e a taxa de crescimento da trinca acelera se tornando instável. De acordo com Bannantine et al. (1989) na maior parte das aplicações de engenharia

esta região pode ser ignorada, pois, a taxa de crescimento da trinca é tão rápida que não chega a afetar a vida total do componente.

2.3 Teoria do dano

Bannantine et al. (1989) citam que existem diferentes abordagens para avaliação do dano por fadiga durante as fases de iniciação e propagação. Durante a fase de propagação, o dano pode ser diretamente relacionado com o comprimento da trinca, que é um fenômeno que pode ser observado e mensurado.

Broek (1996) afirma que a mecânica da fratura apresenta conceitos para determinação de como se dá o crescimento das trincas afetando a resistência das estruturas. A partir da determinação de comprimentos de trinca admissíveis e tempo para crescimento até valores críticos é possível estabelecer e determinar o dano.

De acordo com Bannantine et al. (1989), a definição do dano por fadiga durante a fase de nucleação é muito mais difícil. Durante esta fase os mecanismos de dano por fadiga ocorrem em nível microscópico relacionados a discordâncias, bandas de escorregamento e microtrincas. Como tais fenômenos responsáveis pelas fases iniciais das trincas só podem ser mensurados em ambiente de laboratório, métodos para avaliação de acúmulo de danos aplicados para a fase de iniciação são de natureza empírica.

De acordo com Lee et al. (2005), o método mais simples para avaliação de dano durante a fase de iniciação é o modelo linear. Porém, em muitos casos tal modelo pode levar a previsões não conservativas. O resultado das aproximações dos modelos lineares não leva em conta os efeitos da sequência dos carregamentos.

2.3.1 Modelo de acúmulo de danos linear

Segundo Bannantine et al. (1989), o método de acúmulo de dano linear é aplicado na abordagem S-N. Este método é conhecido como regra de Miner e se baseia na relação entre a quantidade de ciclos realizados (n) dividida pela quantidade de ciclos para falha (N_f) sob a mesma tensão atuante.

Bannantine et al. (1989) definem o dano linear, D , como a fração da vida utilizada por um evento ou série de eventos. A falha ocorre quando o somatório das frações de dano, mostrado na EQ. 2.10, é igual a 1.

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = D \quad (2.10)$$

Segundo Schijve (2001), diversos testes foram realizados para validar a regra de Miner e algumas vezes são encontradas discrepâncias entre os resultados e as previsões determinadas. Alguns argumentos que explicam tal discrepância são:

- Se pequenas trincas por fadiga são nucleadas, tensões alternadas abaixo do limite de fadiga, S'_e , podem propagar a trinca. Estas tensões não levam a dano segundo a regra de Minner.
- Em um ponto de concentração de tensão podem ocorrer deformações plásticas que podem introduzir tensões residuais que contribuem para o dano de ciclos subsequentes.
- A regra não leva em consideração que quanto maior a tensão a que o corpo está submetido menor é o comprimento de trinca para fratura do componente.

2.3.2 Modelos de acúmulo de danos não lineares

Devido às deficiências apresentadas pelo modelo de acúmulo de danos linear Lee et al. (2005) apresentam métodos não lineares para determinação do dano como o de Manson e Halford, Subramanyan e Hashin. Estes métodos se baseiam nas equações de crescimento de trincas da mecânica da fratura e em informações experimentais para determinar a relação entre o número de ciclos aplicados e o número de ciclos para um determinado comprimento de trinca crítico que leva a fratura final.

Segundo Lee et al. (2005), apesar dos métodos não lineares poderem apresentar melhores previsões do que a regra de Minner eles apresentam alguns problemas práticos:

- Necessitam de constantes de material e forma que muitas vezes não estão disponíveis e devem ser obtidos através de testes experimentais.
- Levam em conta uma sequência de efeitos que resultam em um aumento no volume de cálculos sendo problemáticos para carregamentos complexos.

De acordo com Bannantine et al. (1989) para a maior parte das situações onde existe um carregamento aleatório, a regra de Minner é adequada para prever o dano por fadiga. Nestes casos os demais métodos não lineares não apresentam resultados significativamente mais confiáveis.

2.3.3 Tolerância ao dano e controle da fratura

Tolerância ao dano é a propriedade de uma estrutura de conter defeitos ou trincas de forma segura até um determinado tempo necessário para se eliminar a trinca através de reparo ou troca do componente. No estágio de projeto, existe a opção de selecionar um material mais resistente a trincas ou melhorar o projeto estrutural para garantir que trincas não se tornem perigosas durante o tempo econômico de serviço projetado. Alternativamente, inspeções periódicas podem ser agendadas, de modo que as trincas podem ser reparadas ou componentes trocados quando trincas são detectadas. Tanto o intervalo para troca quanto o intervalo para inspeção e o tipo de inspeção deve ser determinado a partir do cálculo de crescimento de trinca em uma análise de tolerância ao dano (BROEK, 1996).

Segundo Broek (1996), um plano para controle de fraturas requer conhecimento da resistência estrutural e do tempo para crescimento de trincas até um comprimento permissível. O primeiro passo é determinar o impacto do tamanho da trinca na resistência do componente. A FIG. 2.11 representa a variação da resistência de um componente estrutural em função do comprimento de trinca (a). Considera-se que um componente inicialmente não tem defeitos significantes ($a=0$) e a estrutura tem uma resistência de projeto que considera fatores de segurança. Conforme a trinca se propaga na estrutura a sua resistência tende a cair até a fratura do componente.

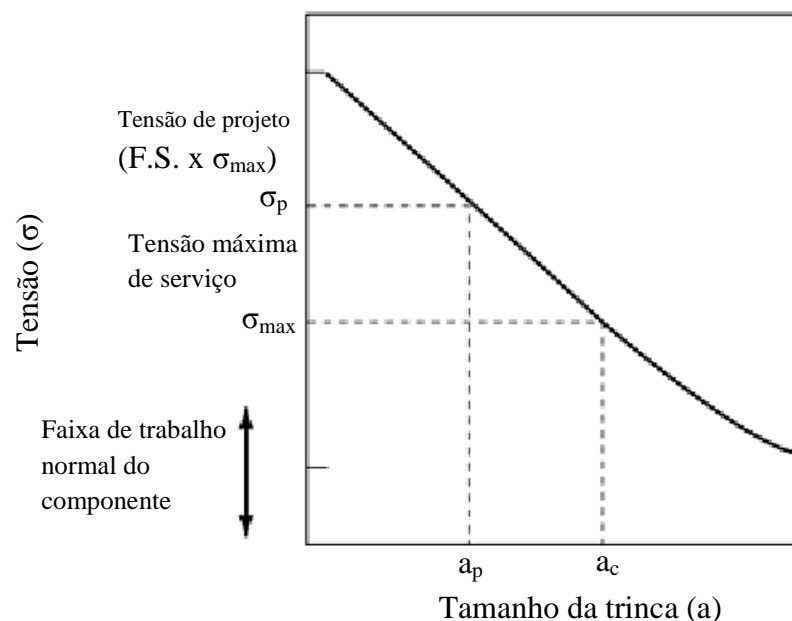


FIGURA 2.11 - Resistência residual x tamanho da trinca
 FONTE: Adaptado de BROEK, 1996

Broek (1996) afirma que as tensões de trabalho sempre são abaixo das tensões de projeto. Desta forma, é possível um componente ter um tamanho de trinca admissível a_p que leva a uma tensão admissível σ_p entre a tensão máxima de serviço e a tensão de projeto que leva em conta um fator de segurança. Existe ainda um comprimento de trinca crítico a_c onde a resistência é menor do que as tensões de serviço, este defeito pode levar a fratura do componente.

De acordo com Broek (1996) sabendo que uma trinca não pode exceder o valor a_p , é possível determinar o tempo necessário para sua propagação a partir de um comprimento inicial a_0 através das leis da mecânica da fratura. A Fig. 2.12 representa o intervalo de tempo para crescimento da trinca de a_0 até a_f .

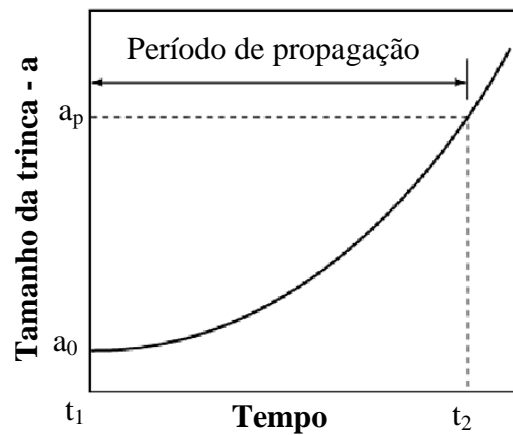


FIGURA 2.12 - Intervalo de tempo para crescimento de uma trinca
FONTE: Adaptado de BROEK, 1996

A partir da determinação do tempo necessário para propagação da trinca até o comprimento admissível é possível determinar intervalos de inspeção e realizar planejamento de reparos ou substituição de componentes.

2.4 Fadiga em vigas de rolamento

O fenômeno de fadiga em vigas de rolamento é recorrente em função da natureza do carregamento cíclico gerado pela movimentação de pontes rolantes. É estimado que cerca de noventa por cento dos problemas nestas estruturas é associado a trincas por fadiga (FISHER; DE PAS, 2003).

Milman (1996) cita que falhas por fadiga em vigas de rolamento atraíram a atenção de engenheiros em meados da década de sessenta. Falhas em vigas com construção

soldada relativamente novas ocorreriam de forma mais frequente que nas antigas vigas de rolamento parafusadas.

Neste contexto, uma quantidade significativa de estudos foi realizada e foram publicados diversos artigos técnicos a respeito de falhas prematuras em vigas de rolamento soldadas. Algumas das estruturas estudadas tinham entre 2 e 15 anos de operação (MILMAN, 1996).

Patrikeev (1983) cita que até o início dos anos 80, o problema de danos em vigas de rolamento continuava a atrair a atenção de especialistas, porém, até então, apesar de um grande esforço para investigação não se percebia uma melhoria na confiabilidade destas estruturas. Existia uma constante discussão a respeito dos mecanismos de formação das trincas e métodos para sua prevenção.

De forma geral, a maior parte dos estudos, relacionados à fadiga em vigas de rolamento, eram concentrados em desenvolver recomendações de reparo de falhas existentes e para o correto projeto de novas vigas de rolamento. Kuwamura e Hanzawa (1987) e Yamasaki et al. (1984) realizaram estudos para desenvolver procedimentos de inspeção e reparo destas estruturas e avaliaram as consequências de tais reparos na sua vida por fadiga.

A partir da década de 90, os mecanismos que levam a falhas prematuras em vigas de rolamento já eram conhecidos. Segundo Milman (1996) começou-se a focar na avaliação da expectativa de vida remanescente por fadiga de vigas de rolamento. Este aspecto é especialmente importante quando se estuda melhorias em estruturas existentes.

Estudos recentes utilizam informações e dados obtidos através da experiência de estudos anteriores aliados a técnicas de medição de tensão e elementos finitos para determinação da vida remanescente por fadiga de vigas de rolamento, levando em consideração principalmente altas tensões localizadas. Tong et al. (2007) estudaram vigas de rolamento que falharam após 14 anos de operação em uma siderúrgica chinesa. Caglayan et al. (2010) realizaram estudo similar em estruturas com diferentes aspectos construtivos sob diversos carregamentos em uma planta na Turquia.

Apesar do avanço no estudo de fadiga destas estruturas, Fisher e De Pas (2003) alertam que previsões por fadiga, por natureza, têm fatores de confiabilidade para determinado nível de tensão e expectativa de vida. Desta forma, mesmo para projetos considerados corretos uma taxa de falha pode ocorrer.

2.4.1 Fadiga em juntas soldadas

Segundo o *British Standard Institute* BSI (1993), problemas de fadiga em estruturas na maior parte dos casos ocorrem em juntas: aparafusadas, rebitadas, soldadas, etc. A principal função de uma junta é transmitir carga de uma parte da estrutura para outra. Dependendo do tipo de junta e de seu projeto, uma concentração de tensão significativa pode ocorrer dando início a trincas por fadiga. Jutla (1996), analisando falhas em estruturas documentadas em literatura nos últimos 50 anos, relata que falhas por fadiga ocorrem predominantemente em juntas soldadas.

Jutla (1996) afirma que, em geral, a maior parte dos componentes e estruturas fabricados atualmente são soldados e invariavelmente a junta soldada é a área mais crítica do ponto de vista de fadiga. Isto ocorre porque a solda em materiais metálicos leva a diversos efeitos prejudiciais como mudanças na microestrutura e propriedades mecânicas, introdução de tensões residuais, concentração de tensão e introdução de defeitos de solda.

2.4.1.1 Aspectos gerais da junta soldada

Segundo Jutla (1996) todas as estruturas soldadas apresentam imperfeições até certo nível de avaliação. A própria junta soldada é uma descontinuidade na estrutura. Schijve (2001) cita que defeitos de soldagem determinados pela qualidade de execução da solda podem levar a concentração de tensão e propagação de trincas quando a junta é submetida a cargas variáveis. Jutla (1996) apresenta três diferentes categorias nas quais os defeitos de soldagem podem ser classificados:

- Imperfeições planares – São exemplos destes defeitos: trincas de hidrogênio, falta de fusão, trincas de reaquecimento, trincas de solidificação e inclusões metálicas. Estes defeitos, por terem formas agudas, podem reduzir substancialmente a vida por fadiga de uma junta soldada.
- Imperfeições volumétricas – Porosidades e inclusões de escória. Como estas imperfeições tendem a ter formas esféricas, levam a menor efeito de concentração de tensão influenciando pouco ou nada no comportamento por fadiga.
- Imperfeições geométricas – Desalinhamento, mordeduras, deposição excessiva ou falta de deposição. Estes defeitos têm efeito de aumento localizado da tensão acima da concentração de tensão gerada pela junta soldada.

A FIG. 2.13 representa defeitos geralmente encontrados em juntas soldadas:

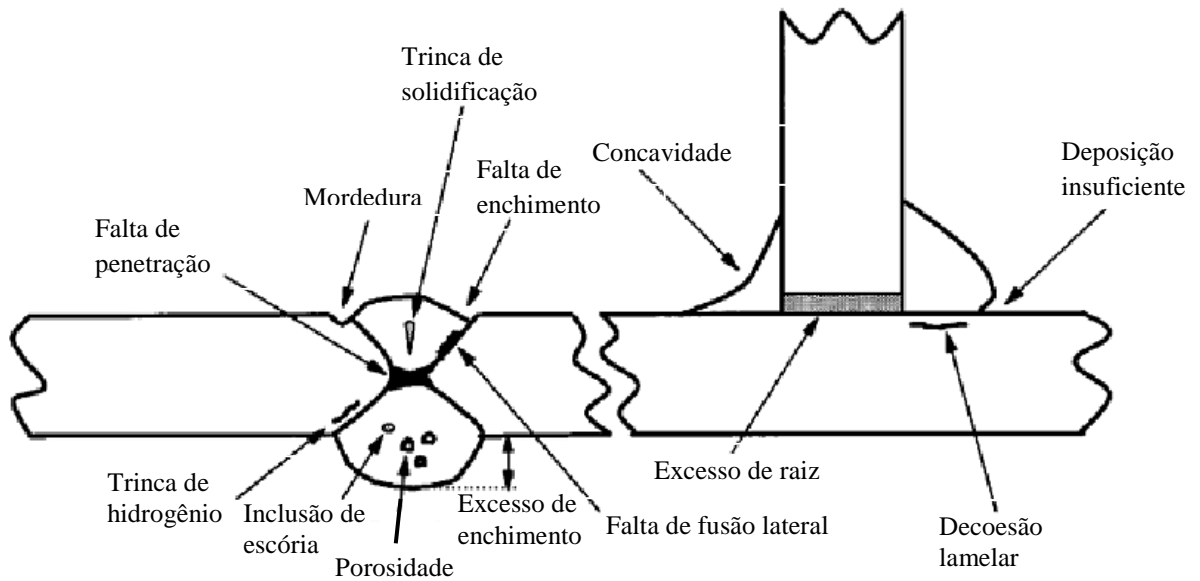


FIGURA 2.13- Defeitos encontrados em juntas soldadas
FONTE: Adaptado de JUTLA, 1996

Segundo Schijve (2001), outro fator diretamente relacionado ao processo de soldagem que pode reduzir a vida por fadiga de um componente são as tensões residuais. Durante o processo de soldagem o material resfria de uma temperatura de fusão para a temperatura ambiente. A área soldada tende a contrair, mas é restringida pelas áreas mais frias. Como resultado, tensões residuais de tração são introduzidas na direção de soldagem, conforme mostrado na FIG. 2.14. Caso a solda seja carregada nesta direção pode-se iniciar trincas por fadiga na sua superfície.

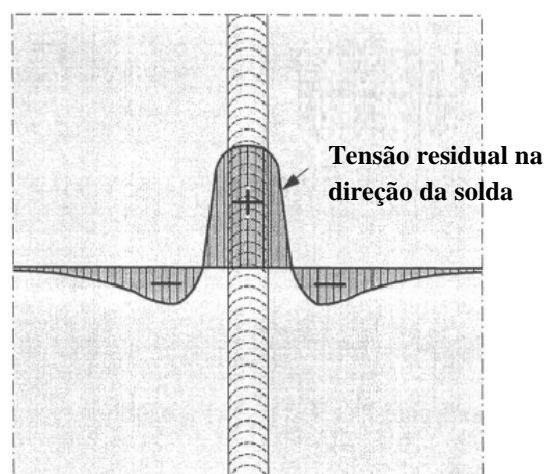


FIGURA 2.14- Tensão residual devido ao processo de soldagem
FONTE: Adaptado de SCHIJVE, 2001

2.4.1.2 Aspectos geométricos

Segundo Schijve (2001), a influência da geometria está relacionada com dois aspectos: o formato da estrutura e a geometria local da solda. O formato da estrutura determina a tensão nominal nas juntas soldadas e a geometria local a concentração de tensão gerada pelo detalhe soldado. Jutla (1996), através da FIG. 2.15, mostra a influência da geometria do componente em sua vida por fadiga. A junta soldada reduz substancialmente a resistência a fadiga de um componente quando comparamos com amostras do metal de base e outros concentradores de tensão.

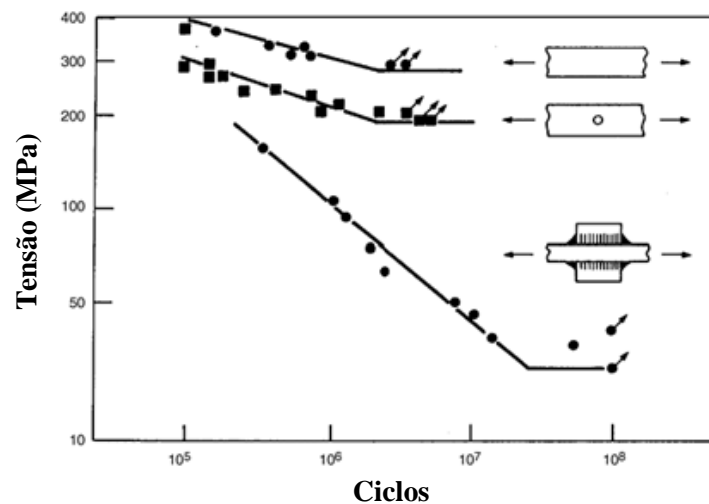


FIGURA 2.15- Comparação do comportamento a fadiga de uma junta soldada e o metal base
 FONTE: Adaptado de JUTLA, 1996

Jutla (1996) afirma que a concentração de tensão ocorre em função da variação da geometria de um membro carregado. A localização precisa e a magnitude do efeito de concentração de tensão em juntas soldadas depende da geometria da junta e do tipo de carregamento. Aspectos como espessura das chapas, comprimento de ligação, raio da terminação da solda e perfil da superfície soldada são exemplos de parâmetros geométricos que afetam a tensão em uma junta soldada.

Segundo *BSI* (1993), diversas incertezas e variáveis dificultam a determinação das tensões resultantes de um carregamento e a resposta de uma determinada junta soldada. Nestes casos a melhor forma de estimar o comportamento a fadiga de componentes soldados é através de dados experimentais.

2.4.1.3 Cálculo da vida por fadiga da junta soldada pela abordagem S-N

Estimativas das propriedades de fadiga de estruturas soldadas requerem duas entradas: (i) informação da tensão nominal na solda e (ii) dados de ensaios de fadiga em amostras soldadas. Uma comparação pode ser realizada entre a estrutura e a amostra de modo a obter a estimativa da vida por fadiga. Pode-se considerar que níveis de tensão similares na estrutura e na amostra vão levar a vidas similares (SCHIJVE, 2001).

Segundo Schijve (2001), trincas por fadiga em juntas soldadas frequentemente iniciam em algum tipo de defeito da solda rapidamente. Por isso, é sempre negligenciado o período de iniciação da trinca. A vida por fadiga é determinada somente pela fase de crescimento da trinca, podendo ser estimada pela equação de Paris (EQ. 2.8) cujo resultado da integração é apresentado na EQ. (2.11).

$$\sigma_a^m \cdot N = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{K^m} = Constante = C \quad (2.11)$$

Schijve (2001) afirma que esta equação é similar à relação de Basquin: $\sigma_a^k \cdot N = Constante$ (EQ. 2.1). A equação implica em uma relação linear entre $\log(S)$ e $\log(N)$ com a inclinação de $1/K^m$. De acordo com a EQ. 2.11, k deve ser igual ao expoente m da equação de Paris. A análise de uma série de testes em juntas soldadas confirma que k é aproximadamente 3, enquanto valores próximos a $m = 3$ são observados em testes de crescimento de trincas em amostras de aço. É importante destacar que a vida para crescimento da trinca depende da constante C . Esta constante é função dos comprimentos inicial, final e de parâmetros geométricos da trinca.

Uma abordagem prática para estimativa da vida por fadiga em estruturas soldadas é baseada em informações de normas. Segundo Jutla (1996), fundamentado em uma série de testes de fadiga, as juntas soldadas foram classificadas em diferentes grupos com curvas S-N específicas. Existem diversas referências de projeto como a *AWS D1.1*, *AASHTO-Bridge Code* e a *BS7608*, mas a sua base fundamental é a mesma.

A FIG. 2.16, apresentada pelo BSI (1993), mostra a classificação de diferentes juntas soldadas e sua respectiva curva S-N. A classificação das juntas é válida para materiais com tensão de ruptura entre 400 e 690 MPa e depende de diversas variáveis como seu arranjo geométrico, direção de aplicação de carga, localização do possível ponto de iniciação da

trinca e métodos de manufatura e inspeção. Para cada curva se obtém os valores das constantes C e m da EQ. (2.11).

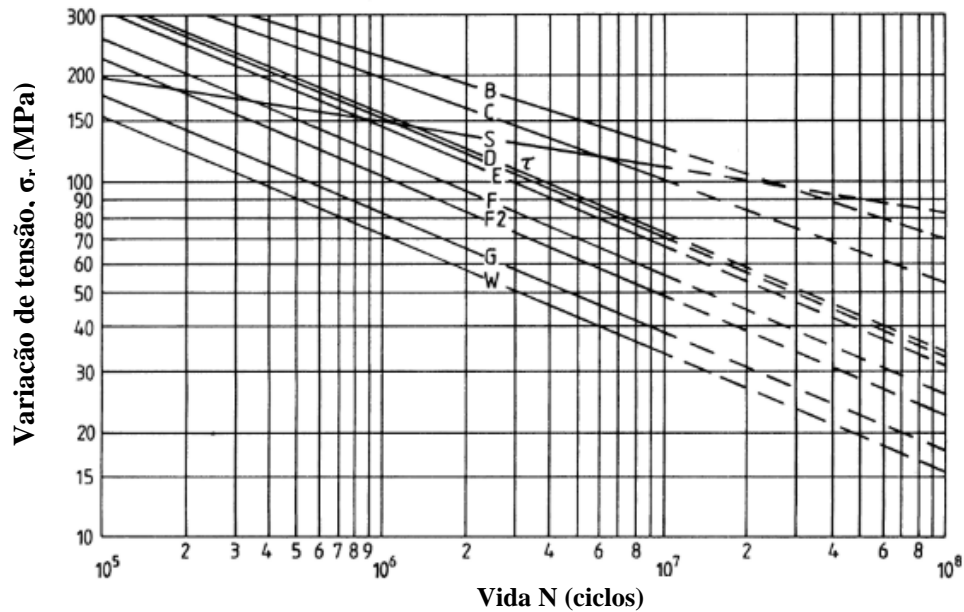


FIGURA 2.16- Curvas S-N de juntas soldadas
 FONTE: Adaptado de BSI, 1993

Segundo BSI (1993), na análise de fadiga das juntas soldadas, consideram-se apenas as tensões alternadas atuantes, desprezando-se as tensões médias. Schijve (2001) afirma que efeitos de tensão média e consequentemente de tensões residuais são menos significantes em juntas soldadas com baixos limites de fadiga. BSI (1993) considera, para efeitos de dimensionamento, o valor de tensão nominal máximo e mínimo na região adjacente à junta soldada. A partir dos valores de tensão alternada e das constantes C e m da junta é possível determinar a vida para um componente soldado.

BSI (1993) sugere para juntas soldadas sujeitas a um número de repetições a diferentes níveis de tensão, a utilização da regra de Miner para determinação do dano acumulado. Se todos os valores de tensão são inferiores ao limite de fadiga da junta não é necessário se levar em conta a fadiga. Porém, se um dos valores de tensão alternada supera este limite, todos os níveis de tensão, incluindo aqueles abaixo do limite devem ser levados em conta. Segundo Schijve (2001), como a fase de crescimento das trincas é determinante na vida de estruturas soldadas, ciclos com amplitudes abaixo do limite de fadiga podem contribuir para propagação de trincas aumentando o dano acumulado.

2.4.1.4 Cálculo da vida por fadiga da junta soldada através da abordagem da mecânica da fratura

Segundo Jutla (1996) a mecânica da fratura é o segundo método mais aplicado para projeto de estruturas soldadas. Uma vez que a maior parte da vida das juntas se dá durante o processo de propagação de trincas nucleadas a partir de defeitos, a mecânica da fratura é recomendável para determinação da vida destes componentes.

BSI (1993) sugere a aplicação da mecânica da fratura em situações onde o método S-N é inapropriado ou não é confiável. A técnica exige um cuidado extremo uma vez que os resultados são dependentes das constantes da equação de crescimento de trincas, do tamanho do defeito inicial, do formato da trinca por fadiga, do tipo de esforço e da geometria da junta.

De acordo com Jutla (1996), o cálculo da vida do componente deve ser realizado através da lei de Paris (EQ. 2.8). Porém, para a junta soldada a variação do fator de intensidade de tensão ΔK é dada pela EQ. (2.12).

$$\Delta K = f(g)M_k(\sigma_r)\sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

A diferença para a EQ. 2.11 é o fator M_k . Segundo BSI (1993), o fator incorpora o efeito de concentração de tensão da junta levando em consideração parâmetros de sua geometria. Normalmente os valores de M_k são calculados através de modelos em elementos finitos representando os perfis da junta soldada.

Segundo Jutla (1996), através da mecânica da fratura é possível determinar o número de ciclos necessários para o crescimento de uma trinca de um tamanho inicial para um tamanho crítico. Esta informação pode definir critérios de inspeção e reparo. Alternativamente, pode-se determinar a vida remanescente de um componente soldado antes de um colapso. Outra importante aplicação desta metodologia é estabelecer critérios de aceitação de defeitos em juntas soldadas para exames não destrutivos.

2.4.2 Formação de trincas em vigas de rolamento

As trincas por fadiga mais comuns em vigas de rolamento podem ser classificadas em quatro tipos (KUWAMURA; HANZAWA, 1987), os tipos de trincas estão ilustrados na FIG. 2.17.

1. Tipo 1: Trincas entre a mesa inferior e membros de ligação, como chapas e enrijecedores.
2. Tipo 2: Trincas abaixo de chapas de reforço soldadas na ligação entre a mesa superior e alma.
3. Tipo 3: Trincas ao longo de soldas de filete entre a mesa superior e alma.
4. Tipo 4: Trincas em estruturas de contenção lateral e suas juntas.

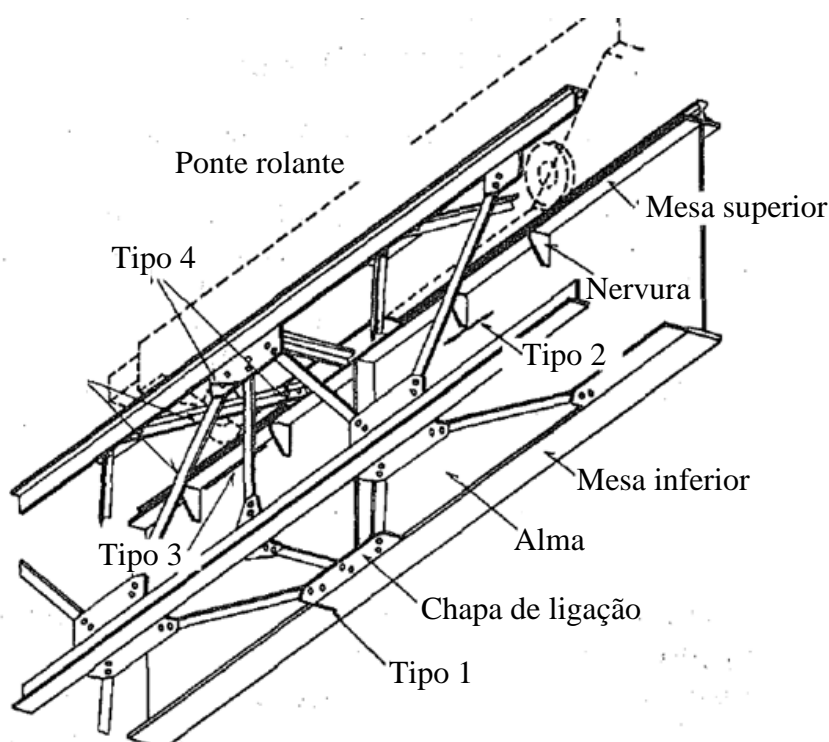


FIGURA 2.17- Tipos de trincas por fadiga em vigas de rolamento
 FONTE: Adaptado de KUWAMURA, HANZAWA, 1987

Segundo Kuwamura e Hanzawa (1987), trincas do tipo 1, no flange inferior, são mais sérias, porque podem ocasionar colapso total da viga de rolamento sem qualquer sintoma perceptível. A causa primária destas trincas está relacionada com a concentração de tensão gerada pela solda na região submetida a cargas de tração.

Para evitar este tipo de trinca, Fisher e De Pass (2003) recomendam que a treliça auxiliar e os enrijecedores não sejam soldados diretamente no flange inferior. Kuwamura e Hanzawa (1987) propõem detalhes de acabamento nas soldas nestas regiões em vigas de rolamento existentes construídas com treliça auxiliar soldada diretamente na mesa inferior. O objetivo seria reduzir a concentração de tensão e, conseqüentemente, aumentar a vida por fadiga destas estruturas.

Pelayo, Rodriguez e Canteli (2015), descreveram o caso de colapso de uma viga de rolamento em uma siderúrgica espanhola. A estrutura, mostrada na FIG. 2.18, apresentou uma trinca na solda entre o flange inferior e a estrutura de contenção lateral que se propagou até levar ao rompimento da estrutura.



FIGURA 2.18- Falha em viga de rolamento siderúrgica
 FONTE: Adaptado de PELAYO, RODRIGUEZ, CANTELI, 2015

As trincas do tipo 2 ocorrem entre os reforços transversais e a mesa da viga de rolamento. São causadas pela concentração de tensão de flexão devido a cargas verticais excêntricas com relação ao plano da mesa (KUWAMURA; HANZAWA, 1987). Fisher e De Pass (2003) recomendam solda de penetração total entre o reforço e a mesa superior da viga. Quando o reforço se estende até a mesa inferior, este não deve ser soldado de forma a evitar concentração de tensão na região de tração da viga.

Patrikeev (1983) estudou a formação das trincas do tipo 3. Até aquele momento trincas entre a mesa superior e a alma representavam cerca de 80% das trincas reportadas em vigas de rolamento. Apesar da recorrência, segundo Kuwamura e Hanzawa (1987), estas

trincas geralmente são identificadas através de inspeções e reparadas antes de atingirem estágios avançados.

Patrikeev (1983) descreve que este tipo de trinca está relacionado com áreas sem fusão na solda entre a mesa superior e a alma. Devido aos esforços cíclicos verticais concentrados das rodas da ponte rolante, trincas se desenvolvem a partir das áreas sem fusão conforme mostrado na FIG. 2.19.

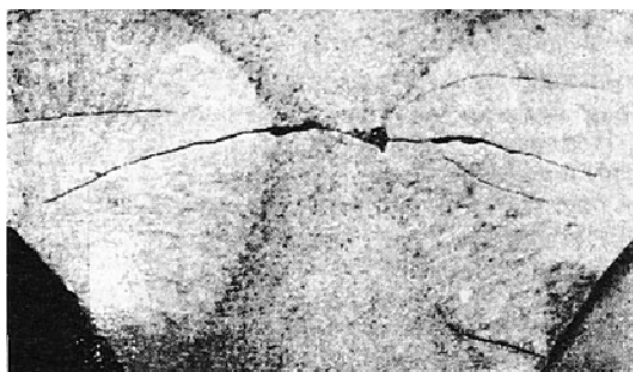


FIGURA 2.19- Metalografia de uma solda de ligação entre mesa e alma de uma viga de rolamento
FONTE: PATRIKEEV, 1983

Em função dos esforços concentrados e da possibilidade de ocorrência destes tipos de trinca, AISE (2003) recomenda soldas de penetração total na região entre a mesa superior e a alma da viga de rolamento.

Kuwamura e Hanzawa (1987) afirmam que trincas do tipo 4 estão relacionadas a erros de projeto que não levam em conta de forma adequada os esforços transmitidos a treliça auxiliar.

Outros casos menos recorrentes de trincas também são relatados na literatura. Milman (1996) relata casos de falhas devido a conexões rígidas entre a viga de rolamento e a coluna do prédio que restringem a rotação das extremidades da estrutura. Segundo Fisher e De Pass (2003), o valor desta movimentação longitudinal devido à rotação das extremidades da viga é significativa.

Fisher e De Pass (2003) citam outras ocorrências de trincas por fadiga nas extremidades da viga de rolamento. Enrijecedores de apoio das estruturas podem apresentar trincas em suas ligações com a mesa superior. Assim como no caso das trincas dos tipos 2 e 3 estas estão relacionadas com cargas concentradas das rodas e vazios provocados por penetração parcial da solda entre o flange superior e a parte superior do enrijecedor.

Trincas na região da cabeceira de vigas de rolamento também podem ocorrer, principalmente, em regiões de variação de seção. Tong et al. (2007) relatam trincas nestas

regiões encontradas em vigas de rolamento siderúrgicas com apenas 14 anos de operação. Segundo Ratakonda e Erdem (2010) descontinuidades e regiões de variação de seção podem levar a formação de trincas por fadiga (FIG. 2.20a) devido a concentração de tensão (FIG 2.20b) que não são consideradas nas normas de dimensionamento.

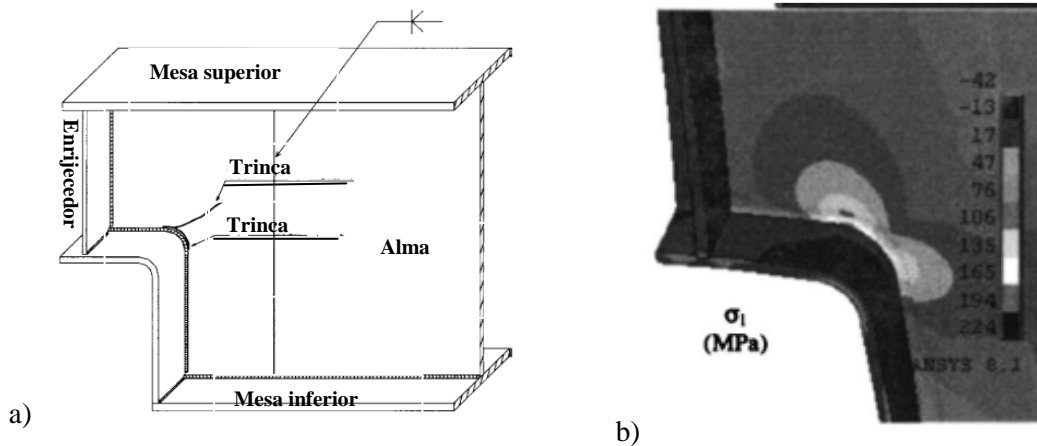


FIGURA 2.20- a) Trincas na região de mudança de seção da viga de rolamento. b) Concentração de tensão na região de mudança de seção.

FONTE: Adaptado de TONG et al., 2007

2.4.3 Análise de vida remanescente

As especificações da AISC para previsão de fadiga são baseadas em curvas S-N que definem valores de tensão alternada para determinados detalhes, categorias e condições de carregamento. Estas relações são baseadas em um extenso banco de informações desenvolvido nos Estados Unidos e em outros países. O banco de dados para previsões é baseado em testes cíclicos de juntas. Concentradores de tensão são levados em consideração para cada categoria de detalhe. As tensões atuantes são determinadas por análises usuais e não são amplificadas por concentradores de tensão, uma vez que, tais fatores já existem nas condições reais testadas (FISHER; DE PASS, 2003).

Caglayan et al. (2010) realizaram estudo de fadiga em vigas de rolamento da aciaria de uma usina siderúrgica. Inicialmente foram levantados os aspectos dimensionais e construtivos das estruturas e sua disposição nos vãos estudados.

Segundo Milman (1996), vigas de rolamento são sujeitas a carregamentos de amplitudes variáveis que dependem da carga movimentada e da posição do carro da ponte rolante. Normas não levam em consideração este efeito e sugerem o uso de tensões máximas em análises de fadiga. Caglayan et al. (2010) e Milman (1996), em seus estudos de vida remanescente, levaram em consideração esta variação de carga. Para tanto, foi necessário o

levantamento de histórico de movimentação das pontes rolantes ao longo dos anos. Pelayo, Rodriguez e Canteli (2015), se basearam em testes de campo e na experiência de operadores para este levantamento.

Para determinar as tensões atuantes nas vigas de rolamento Caglayan et al. (2010) e Pelayo, Rodriguez e Canteli (2015) utilizaram o método de elementos finitos. A partir de testes em vigas de rolamento reais com extensômetros, os modelos em elementos finitos foram ajustados para simular o comportamento real da estrutura. Tong et al. (2007) validaram esta técnica através de experimentos em modelos reduzidos. Valores de tensão obtidos por elementos finitos foram similares à média dos valores medidos nos modelos.

Caglayan et al. (2010), a partir dos valores de tensões atuantes para cada condição de carregamento, realizaram a previsão de vida por fadiga, de acordo com a norma *Specification for highway Bridges* da *American association of state highway and transportation officials* (AASHTO). Os pontos estabelecidos como mais críticos para cada viga de rolamento que foram classificados de acordo com as categorias de juntas da norma. A vida do componente foi determinada através de equações que representam a curva S-N da junta. Esta mesma metodologia foi utilizada nos estudos de Tong et al. (2007) e Milman (1996).

Caglayan et al. (2010) e Milman (1996) utilizaram a regra de acúmulo de dano linear de Miner para determinar o dano total por fadiga gerado pelos diferentes tipos de carregamento ao longo do histórico levantado.

Outra abordagem para determinar a vida por fadiga de vigas de rolamento foi utilizada nos estudos de Yamasaki et al. (1984); Kuwamura e Hanzawa (1987) e Teixeira (2004). Nestes estudos foi aplicada a mecânica da fratura linear elástica para determinar a vida estimada em determinadas juntas soldadas de vigas de rolamento.

Kuwamura e Hanzawa (1987) realizaram testes a diferentes níveis de tensão variável em juntas soldadas simulando a ligação entre a mesa inferior e treliça lateral para estimar a vida para nucleação e propagação de uma pequena trinca até de 10 mm de comprimento. A partir deste valor, o seu crescimento até o comprimento de crítico foi determinado através da lei de Paris. Os valores de vida obtidos e os comprimentos esperados foram comparados com trincas encontradas em diversas vigas de rolamento de usinas siderúrgicas japonesas.

Teixeira (2004) também utilizou a abordagem da mecânica da fratura para determinação da vida a fadiga de uma viga de rolamento contendo dois tipos de defeitos de ocorrência frequente em soldas. Em seu estudo foram utilizados métodos numéricos para

determinação de K_I e, a partir destes valores, foi calculada a vida de uma viga de rolamento com base na mecânica da fratura. Os valores obtidos foram comparados a norma NBR 8800.

3 METODOLOGIA

3.1 Introdução

O diagrama apresentado na FIG. 3.1 resume a metodologia adotada para obtenção dos resultados. Os primeiros passos para análise foram a caracterização do meio e da estrutura.

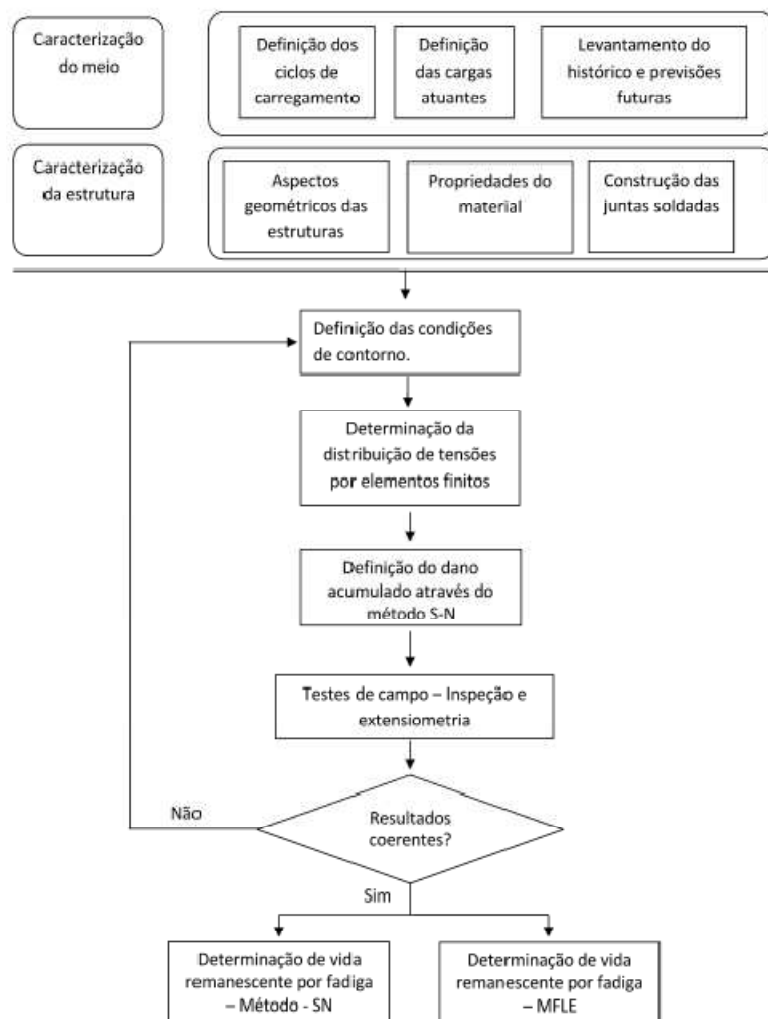


FIGURA 3.1 - Diagrama da metodologia aplicada

Para a análise de vida remanescente primeiramente foram realizados levantamentos de campo com o objetivo de determinar os esforços sobre a estrutura. A avaliação do processo siderúrgico mostra que existe um padrão muito bem definido de carregamento. A ponte rolante translada no vão realizando movimentos cíclicos para cumprir as etapas de carregamento do forno. Estas etapas são resumidas na FIG. 3.2.

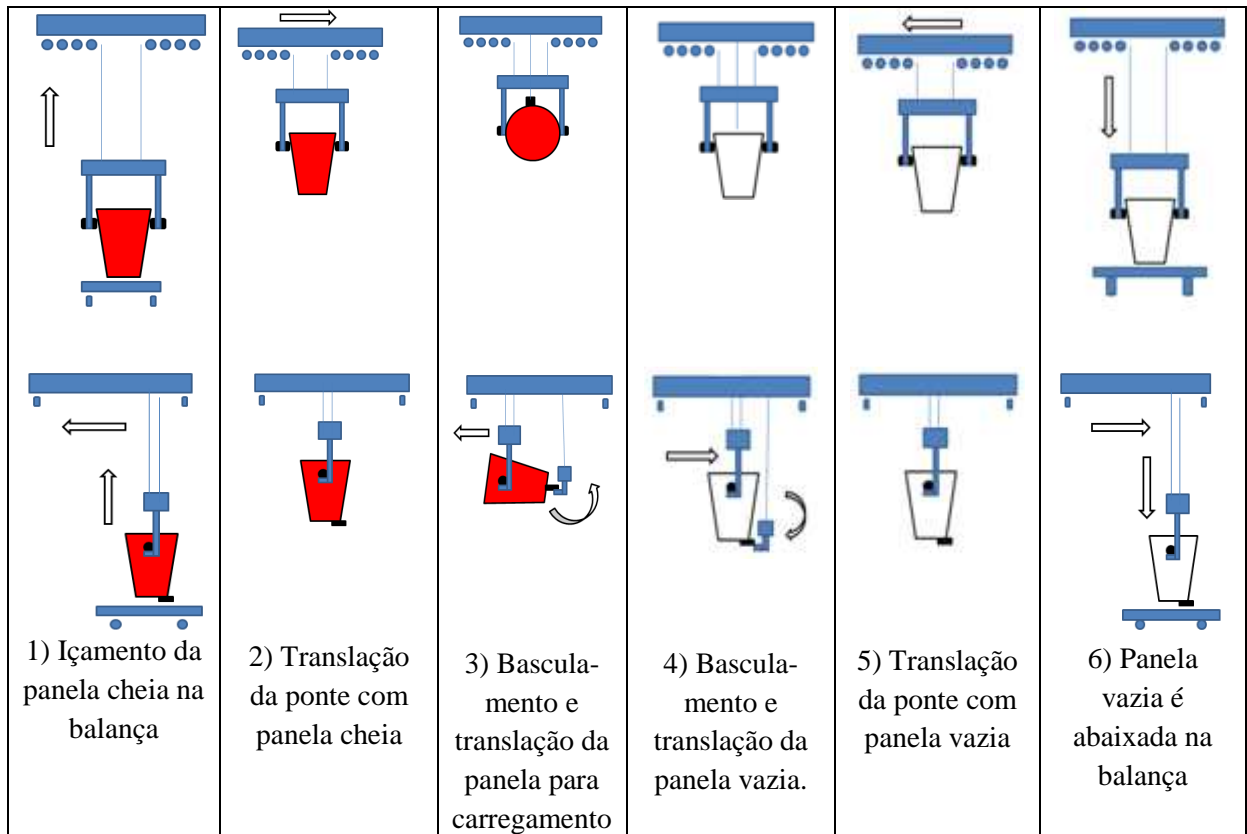


FIGURA 3.2 - Etapas de movimentação de uma ponte rolante no processo de carregamento de gusa na Aciaria.

Cada viga de rolamento do vão está sujeita a esforços específicos de acordo com sua posição. A viga de rolamento estudada sofre apenas esforços dos movimentos 2 e 5 - Translação com panela vazia e cheia. Baseado neste levantamento é possível estabelecer uma relação entre a quantidade de ciclos sofridos pela estrutura com a produção da planta.

Definida a relação entre número de ciclos e produção, a quantidade de ciclos passados foi determinada a partir de históricos de produção. Já a produção futura foi baseada na projeção do melhor valor histórico da planta.

A caracterização da estrutura foi realizada a partir dos desenhos de fabricação. Eles descrevem de forma detalhada a geometria, juntas soldadas e materiais utilizados. Durante a etapa de inspeção algumas dimensões principais foram conferidas. As propriedades dos materiais que relacionam a tensão e deformação foram obtidas através das normas de

fabricação dos aços aplicados. As propriedades de fadiga foram determinadas a partir de estudos realizados no mesmo período de construção da planta e em norma de projeto de estruturas similares.

3.2 Análise de tensões

3.2.1 Carregamentos

Os carregamentos cíclicos das vigas de rolamento são transmitidos pelas rodas da ponte rolante. A carga vertical por roda (C_v) da ponte rolante é obtida a partir da EQ. 3.1. Além dos parâmetros de carga e posição da ponte, os esforços por roda dependem do movimento realizado conforme a TAB. 2.1.

$$C_v = ((Q + P_c) \times \left(1 - \frac{a_1}{\text{vão}}\right) + \frac{P_p}{2}) / \frac{N_r}{2} \quad (3.1)$$

Onde:

Q – Carga

P_c – Peso do carro da ponte rolante

a_1 – Distância do gancho da ponte para a linha de centro da viga de rolamento em análise

P_p – Peso próprio da ponte rolante

N_r – Número de rodas

Como a viga de rolamento em análise sofre apenas esforços cíclicos de translação, para uma abordagem inicial foi considerado o esforço máximo neste movimento, que ocorre quando a carga é transladada na posição mais próxima da viga de rolamento.

Por se tratar de uma análise de fadiga, foram considerados apenas esforços variáveis para que fosse determinada a tensão alternada a que a estrutura está submetida. Desta forma, o peso próprio e esforços devido a sobrecargas foram desconsiderados.

3.2.2 Avaliação por elementos finitos

Os valores de tensões atuantes na viga de rolamento foram determinados através do Software ANSYS. Foram realizadas simulações de todas as condições cíclicas de carregamento para estrutura.

Na primeira etapa a estrutura foi modelada utilizando elementos de casca e viga. Foram considerados elementos de casca as chapas que constituem o perfil principal da viga de rolamento. Estes elementos são considerados apenas bidimensionais, pois a sua espessura é muito pequena quando comparada com as demais dimensões.

As vigas, utilizadas para modelar a treliça, são elementos lineares onde a flexão é preponderante. Sua função básica é vencer vãos e transmitir as cargas para os apoios. São caracterizadas por ter o comprimento longitudinal pelo menos três vezes maior que sua seção transversal.

A viga de rolamento é simplesmente apoiada na coluna de prédio. Para simulação do seu comportamento real, ela é considerada como bi-apoiada com restrição de movimento apenas no eixo Z no sentido negativo. A treliça de contenção é aparafusada na baioneta da coluna, desta forma ela foi considerada engastada.

Os valores de carga foram parametrizados de forma a possibilitar a variação de carga em função da posição do carro principal da ponte rolante. Também foi parametrizada a distância da primeira roda para a cabeceira da estrutura. Desta forma, foi possível variar a posição do carregamento simulando o movimento de translação e obtendo os valores de variação de tensão máximos para cada ponto estudado.

3.2.3 Considerações das juntas soldadas

As juntas soldadas da viga de rolamento não foram representadas no modelo de elementos finitos. As conexões entre chapas e vigas foram consideradas no *software* como unidas estabelecendo-se assim uma condição de continuidade. Os valores de tensão nas proximidades das juntas foram considerados nos cálculos de vida remanescente pelos métodos SN e MFLE.

A abordagem pela mecânica da fratura também desconsiderou a geometria das juntas soldadas nos modelos 2D. As trincas nucleadas nas juntas soldadas foram consideradas propagadas para dentro das chapas, não ocorrendo influências significativas da geometria das juntas.

3.2.4 Avaliação por extensometria

Para validação e calibração do modelo em elementos finitos, o comportamento real da estrutura sob carregamento da ponte rolante foi avaliado através de testes de campo

com extensômetros. Foram utilizados nove transdutores de tensão dispostos em três rosetas em construção planar a 45° , conforme mostrado na FIG. 3.3.

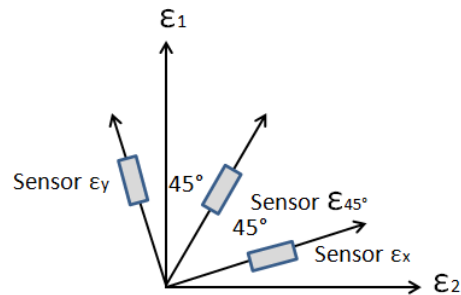


FIGURA 3.3 - Montagem dos extensômetros em construção planar

Os sensores foram conectados a um conversor analógico-digital e o sinal gerado registrado por um computador alimentado por uma bateria automotiva. A FIG. 3.4 mostra a montagem do sistema na viga de rolamento.

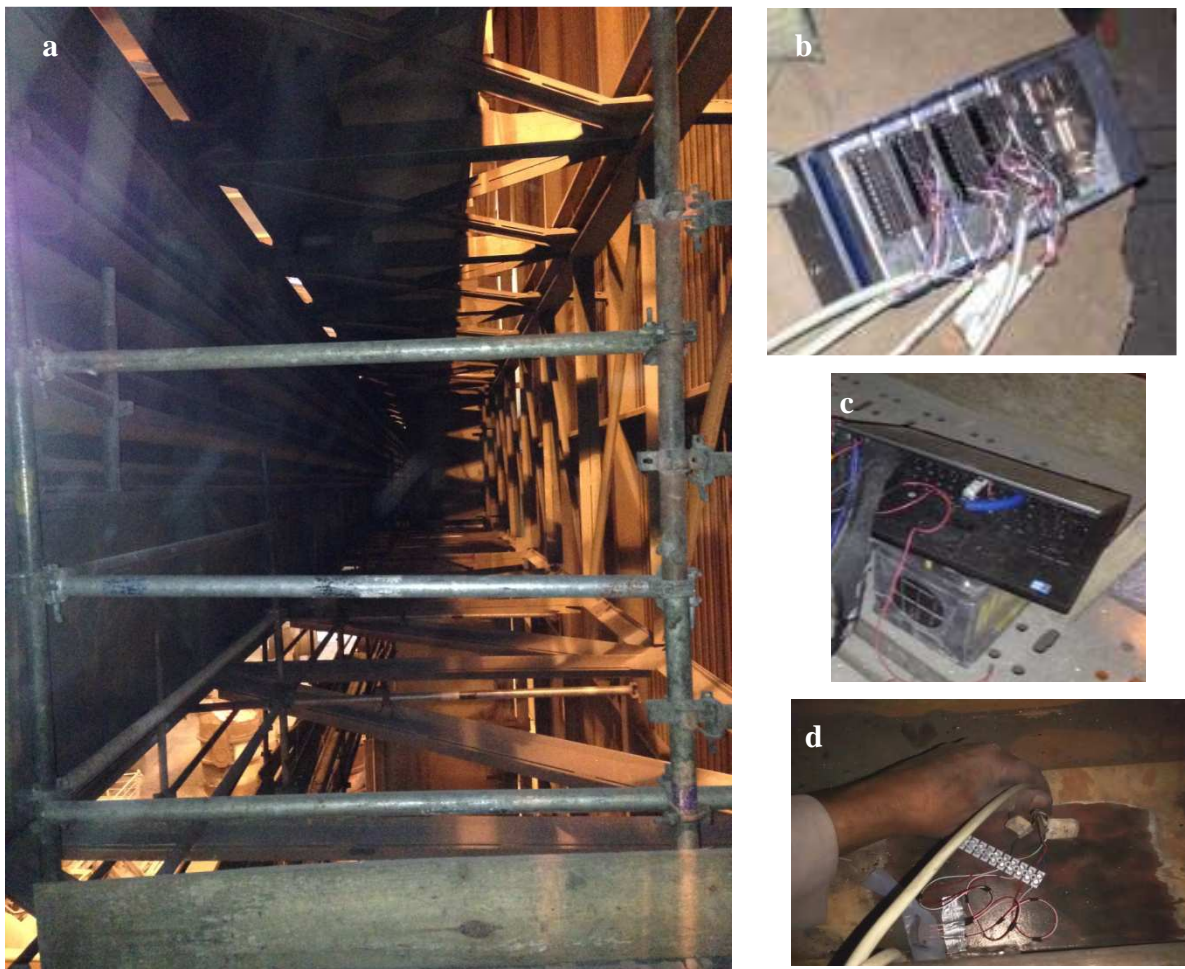
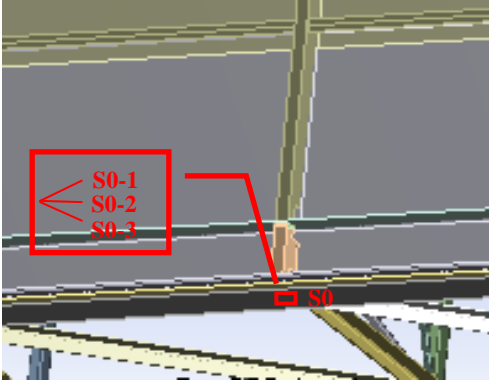
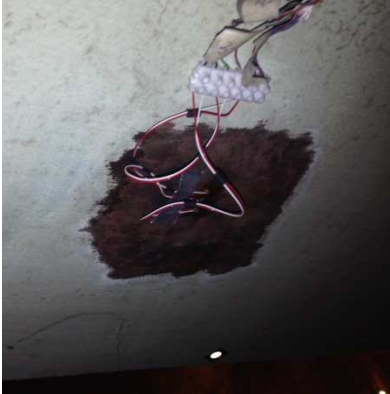
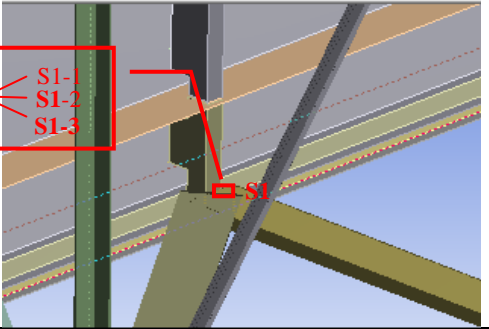

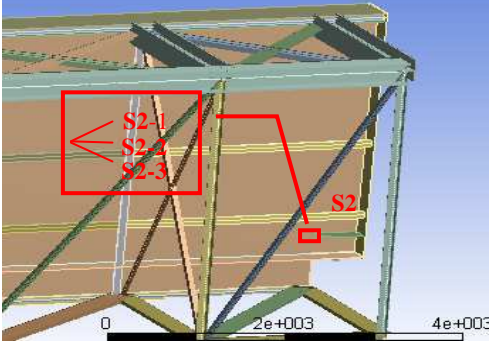



FIGURA 3.4 - (a) Estrutura em andaime montada para acesso a viga de rolamento. (b) Conversor analógico – digital. (c) Sistema de aquisição de dados. (d) Montagem dos sensores.

Para avaliação do comportamento real da estrutura as rosetas foram posicionadas nas regiões onde ocorrem os esforços de momento e cortante máximos. Duas rosetas foram posicionadas na região central e uma na cabeceira. A TAB. 3.1 mostra no detalhe os pontos selecionados e a disposição das rosetas.

TABELA 3.1
Pontos de medição de tensão na viga de rolamento

Ponto	Foto	Descrição
		Roseta S0 - Mesa inferior no centro da viga de rolamento.
		Roseta S1 – Chapa de ligação da treliça com a mesa inferior da viga de rolamento
		Roseta S2 – Cabeceira da viga de rolamento

A estrutura foi monitorada durante a operação normal da Aciaria por 24 horas. Neste período também foram realizados movimentos diferentes dos realizados normalmente sobre a viga de rolamento. Desta forma, além de obter um padrão de carregamento utilizado para análise do dano acumulado foi possível identificar outras prováveis variações de carga.

As medições de deformação foram analisadas em forma de gráficos que mostram a sua variação em cada sensor em função do tempo. A diferença entre o valor mínimo e máximo medidos durante um carregamento é considerada a variação de deformação.

A partir dos valores de variação de deformação medidos, são calculadas as deformações principais e o ângulo entre elas. Lee et al. (2005) apresentam as EQS. (3.1, 3.2 e 3.3) que determinam as deformações principais (ε_1 e ε_2), o ângulo de orientação de ε_1 em relação ao eixo x (\emptyset) e a deformação de cisalhamento γ_{xy} .

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{(\varepsilon_x + \varepsilon_y)}{2} \pm \sqrt{\frac{(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + \gamma_{xy}^2}{2}} \quad (3.1)$$

$$\tan 2\emptyset = \frac{\gamma_{xy}}{\varepsilon_x - \varepsilon_y} \quad (3.2)$$

$$\gamma_{xy} = 2\varepsilon_{45} - \varepsilon_x - \varepsilon_y \quad (3.3)$$

A partir dos valores das deformações principais, as tensões são obtidas através das relações de tensão-deformação. No caso de tensões abaixo do limite de escoamento, estas relações são lineares e podem ser obtidas conhecendo-se o módulo de elasticidade (E) e o coeficiente de Poisson (ν) para tensões normais, conforme as EQS. 3.4 e 3.5.

$$\sigma_1 = (0,21 / \left(\frac{1+\nu^2}{2}\right)) x (\varepsilon_1 + 0,3x\varepsilon_2) \quad (3.4)$$

$$\sigma_2 = (0,21 / \left(\frac{1+\nu^2}{2}\right)) x (\varepsilon_2 + 0,3x\varepsilon_1) \quad (3.5)$$

Para comparação dos valores medidos com os calculados por elementos finitos, a tensão equivalente (σ_{eq}) nos pontos analisados é obtida a partir das tensões principais através da equação de Von Misses, EQ. 3.6.

$$\sigma_{eq} = (\sigma_1^2 - (\sigma_1 - \sigma_2) + \sigma_2^2) \quad (3.6)$$

3.3 Determinação da vida remanescente por fadiga

3.3.1 Método S-N

Para determinação da vida pela norma *Standard specifications for highway bridges da American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO)* (1996) aplicam-se as curvas SN apresentadas na FIG. 3.5. As sete curvas representam a variação de tensão em função do número de ciclos para as diferentes categorias de detalhes construtivos considerados. Os pontos considerados seguros a fadiga para cada classe, onde a estrutura teria vida teórica infinita, estão abaixo das linhas pontilhadas.

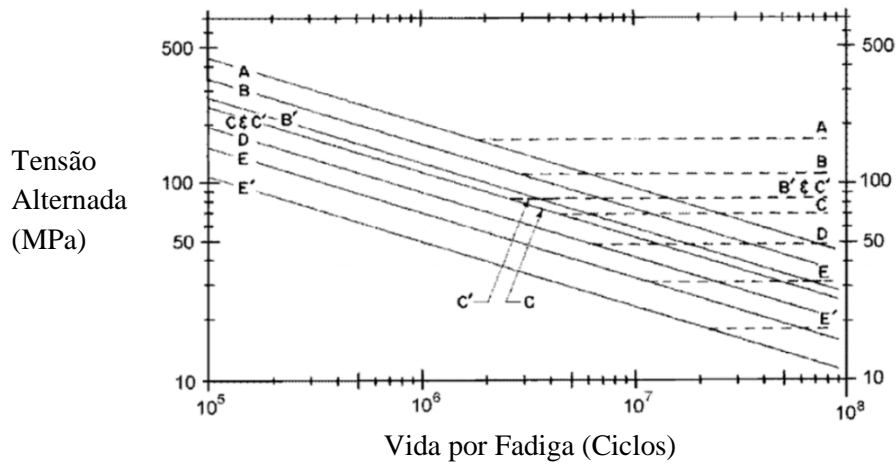


FIGURA 3.5- Curvas S-N para juntas soldadas
FONTE: AASHTO, 1996

A curva tensão alternada x vida por fadiga é definida pela EQ. 3.7. A vida por fadiga em ciclos (N_f) é definida a partir da tensão alternada (σ_r). A constante m é igual a 3 para todas as classes de fadiga e a constante M é dada para cada classe conforme a TAB. 3.2.

$$N_f = M \sigma_r^{-m} \quad (3.7)$$

TABELA 3.2
Valores da constante M

Junta soldada	M (MPa ³)
A'	82,0X10 ¹¹
B	39,3X10 ¹¹
B'	20X10 ¹¹
C	14.4X10 ¹¹
C'	14,4X10 ¹¹
D	7,21X10 ¹¹
E	3,61X10 ¹¹
E'	1,28X10 ¹¹

FONTE: AASHTO, 1996

Estabelecida a vida para cada condição de carregamento, foi determinado o dano acumulado para cada estrutura aplicando a regra de Minner, EQ. 2.10. A partir do dano acumulado e de uma previsão futura de produção é possível estabelecer a quantidade de ciclos para falha de cada estrutura.

3.3.2 Método da mecânica da fratura linear elástica

A solda da chapa de ligação entre a mesa inferior da viga de rolamento e a treliça de contenção lateral e a própria mesa inferior foram estudadas da óptica da mecânica da fratura. Este é um dos pontos mais suscetíveis a trincas por fadiga e é apresentado por diversos autores como causa de colapso em vigas de rolamento de prédios siderúrgicos.

Para esta análise foi aplicada a metodologia proposta por Kuwamura e Hanzawa (1987) que realizaram diversos testes de fadiga em corpos de prova simulando os esforços nesta junta soldada.

Considerando uma trinca de 10mm, Kuwamura e Hanzawa (1987) utilizam a lei de Paris, EQ. 2.8, para determinação da quantidade de ciclos para atingir o comprimento crítico da trinca que levaria ao colapso da estrutura.

3.3.2.1 Determinação do fator de intensidade de tensão

Kuwamura e Hanzawa (1987) obtiveram o valor da variação da intensidade de tensão (ΔK_I) através da EQ. 3.8 apresentada por Brown and Srawley (1967). A equação representa uma placa infinita submetida a esforços de tração com uma trinca lateral. O valor x é dado por a/w onde w é a largura da chapa.

$$\Delta K_I = \sigma_r \sqrt{a(1,99 - 0,41x + 18,70x^2 - 32,48x^3 + 53,85x^4)} \quad (3.8)$$

Neste trabalho os valores de ΔK_I calculados através da equação 3.8 foram comparados com valores obtidos através do programa de elementos finitos Franc 2D, desenvolvido pela universidade de Cornell. Segundo Iesulauro (2015) o programa utiliza conceitos da mecânica da fratura linear elástica para simulação do crescimento de trincas em elementos bidimensionais.

Os pontos analisados foram simulados a partir de uma trinca inicial de 10mm. A trinca foi propagada de forma discreta em diversos passos. A cada passo a geometria e a malha em sua vizinhança é modificada e os valores de intensidade de tensão são calculados até o valor de K_{Ic} , considerado como limite para propagação estável da trinca.

Kuwamura e Hanzawa (1987) adotam como critério para ruptura no estágio final de fadiga a fratura frágil. Isto é, o quanto a trinca se propaga até o comprimento em que K_I atinge um valor crítico para o material. Naquele período, aços utilizados na construção destas estruturas nem sempre apresentavam ductilidade satisfatória, desta forma, fraturas frágeis eram muito propensas a ocorrer. O valor de K_{Ic} de $4.000 \text{ MPa}\sqrt{m}$, considerado conservador por Kuwamura e Hanzawa (1987), foi adotado como critério de ruptura neste trabalho.

3.3.2.2 Determinação da vida remanescente

A equação de Paris determina através de integração numérica a vida para propagação da trinca de 10mm até o valor crítico para cada condição de carregamento. Neste trabalho N_f é determinado de forma numérica a partir dos valores de K_I calculados para cada incremento simulado no software Franc 2D.

Teixeira (2004) aplicou método iterativo proposto por Bannantine et al. (1989) onde, a partir dos valores de K_I calculados, é obtida a vida da estrutura para crescimento de um estágio inicial até um comprimento final. O método pode ser resumido em seis passos:

1. Divide-se o intervalo de crescimento analisado de a_i a a_f em um determinado número de incrementos, $n-1$;
2. Calcula-se ΔK_n para cada comprimento a_n ;
3. Determina-se, para cada ΔK_n , o da/dN correspondente pela Lei de Paris EQ 2.8;
4. Determina-se a taxa de crescimento média para dois comprimentos de trincas consecutivos através da EQ. (3.9);

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{media} = \frac{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}}{2} \quad (3.9)$$

5. Determina-se o número de ciclos para o crescimento durante o incremento a_n até a_{n+1} através da EQ. (3.10);

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN}\right)_{medio}} = \frac{2(a_{n+1} - a_n)}{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}} \quad (3.10)$$

6. Soma-se os valores de ΔN de cada incremento até o valor de K_{Ic} obtendo-se uma estimativa de N_f .

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Caracterização do meio

4.1.1 Definição dos ciclos de carregamento

A FIG. 4.1 mostra um vão típico de fabricação do aço de uma Aciaria. O galpão é definido pelas linhas A e B e colunas indicadas pelos números 1 a 9. A estrutura em análise, destacada em vermelho, fica entre as colunas 4 e 5 na linha A.

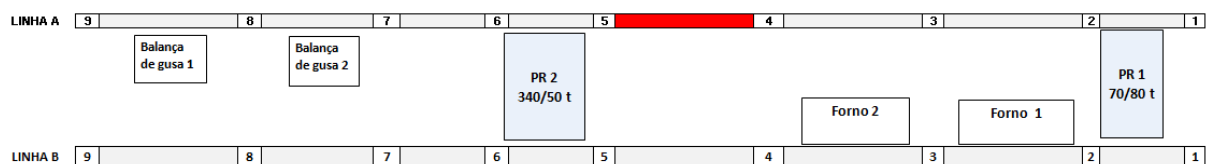


FIGURA 4.1 - Layout típico de um vão de carregamento de gusa e disposição dos equipamentos

Na FIG. 4.1, estão destacadas duas pontes rolantes utilizadas na movimentação de carga no vão e os equipamentos de recebimento de gusa e tratamento primário do aço.

A viga de rolamento A3-4, durante o processo de operação normal, sofre apenas esforços de translação da ponte rolante 02. Este equipamento é responsável pela movimentação de painéis cheios de gusa da balança de pesagem para carregamento do forno. Após esta manobra a ponte rolante retorna com a panela vazia para a balança reiniciando o ciclo.

A criticidade da estrutura se deve ao fato de, em função de sua localização, todas as corridas já produzidas nessa aciaria terem sido movimentadas pela mesma ponte rolante sobre esta estrutura. Desta forma, a partir do histórico de produção da planta é possível definir a quantidade de ciclos já realizados sobre a viga de rolamento.

4.1.2 Definição das cargas

A TAB. 4.1 apresenta as características técnicas da ponte rolante 02 e a FIG. 4.2 mostra a disposição de suas rodas, determinante para distribuição de carga na estrutura. É importante destacar que, em função de um processo de repotenciação, a carga máxima

elevada pelo equipamento passou de 3000KN para 3400KN no vigésimo terceiro ano de operação.

TABELA 4.1
Características técnicas da ponte rolante 02

Descrição	Valor
Peso morto da ponte - P_p (KN)	3242
Peso do carro - P_c (KN)	1664
Carga máxima elevada - Q (KN)	3000 (até ano 23) 3400 (a partir do ano 23)
Distância do carro a fila em análise - a_1 (mm)	Mínimo 2100
Vão (mm)	22.000
Número de rodas (N_r)	24

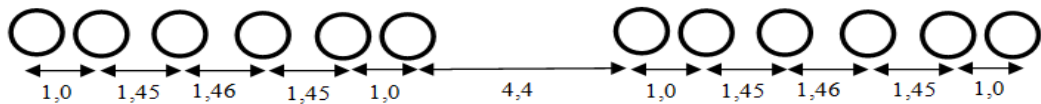


FIGURA 4.2 - Disposição das rodas na ponte rolante 02.

Os esforços máximos utilizados na aproximação inicial foram calculados a partir das informações da TAB. 4.1. A carga por roda vertical foi definida através da EQ. 3.1 e a carga longitudinal foi definida como 20% da carga vertical conforme TAB. 2.1. A TAB. 4.2 apresenta os valores de carga por roda calculados para todas as condições de carregamento consideradas.

TABELA 4.2
Definição da carga por roda sobre a viga de rolamento

Condição de carregamento	Carga total (KN)	Distância da carga (mm)	Carga por roda (KN)	
			C_v	C_l
Translação da ponte panela cheia (3000KN)	3000	2100	486,7	97,3
Translação da ponte panela cheia (3400KN)	3400	2100	516,8	103,4
Translação da ponte panela vazia (1000KN)	1000	2100	335,8	67,2

4.2 Caracterização da estrutura

4.2.1 Características geométricas

O galpão é dividido em diversos vãos variando entre 30, 24 e 18 metros. A viga de rolamento em análise tem 30 metros de comprimento e é composta por um perfil principal e treliça lateral. As dimensões principais de perfil conforme a FIG. 4.3.

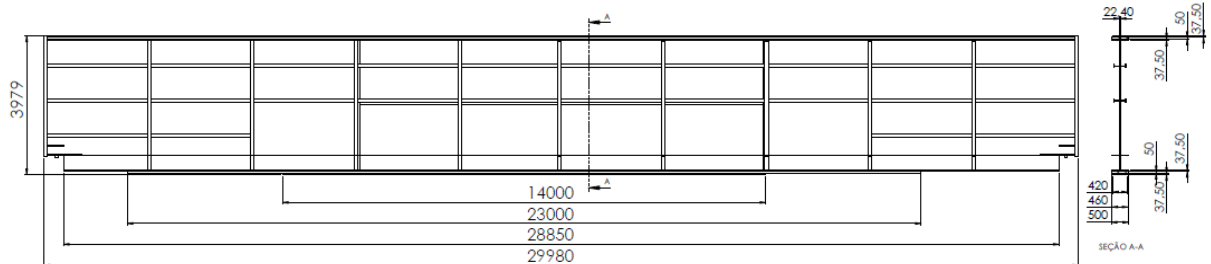


FIGURA 4.3 - Dimensões principais do perfil principal da viga de rolamento

4.2.2 Propriedades dos materiais

A estrutura estudada foi fabricada com dois tipos de aço estrutural. O perfil principal (alma e mesas) foi fabricado em USI SAC 350. As estruturas da treliça de contenção lateral e reforços foram fabricadas em ASTM A36.

American Society for testing and materials (ASTM) (2000) especifica características técnicas de perfis, chapas e barras de aços de qualidade estrutural utilizados na construção de prédios, pontes e uso geral para estruturas. A TAB. 4.3 apresenta os requisitos de tração para este aço.

TABELA 4.3
Requisitos de tração ASTM A36

Material	Tensão de ruptura (MPa)	Tensão de escoamento mínima (MPa)	Alongamento mínimo (%)
Chapas	400 ~ 550	250	23
Perfis	400 ~ 550	250	21

FONTE: ASTM , 2000

Segundo o catálogo do fabricante Usiminas (2015), o aço USI SAC 350 é aplicado em edifícios, pontes, implementos agrícolas e equipamentos para mineração. Com

adições de elementos de liga, tais como Cu, Cr, Si e P, desenvolve uma camada de óxido altamente protetora durante o contato com o ambiente, conferindo resistência a corrosão atmosférica. A TAB. 4.4 apresenta os requisitos de tração mínimos do USI SAC 350.

TABELA 4.4
Requisitos de tração aço USI SAC 350

Tensão de ruptura (MPa)	Tensão de escoamento mínima (MPa)	Alongamento mínimo (%)
460 mín.	370 mín.	0,22

FONTE: USIMINAS, 2015

As demais propriedades mecânicas utilizadas nas análises de tensão e mecânica da fratura, apresentadas na TAB. 4.5, foram consideradas como as mesmas para os dois materiais.

TABELA 4.5
Propriedades dos materiais

Coefficiente de Poisson – ν	Módulo de elasticidade - E (GPa)	Constante de crescimento da trinca - C ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	Expoente de crescimento de trinca - m
0,3	210	$5,61 \times 10^{-12}$	3,25

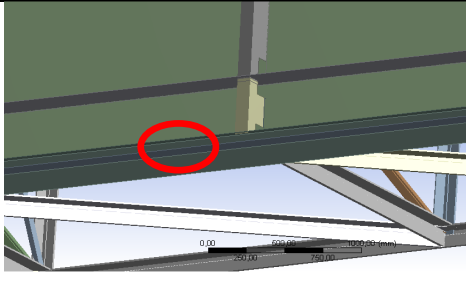
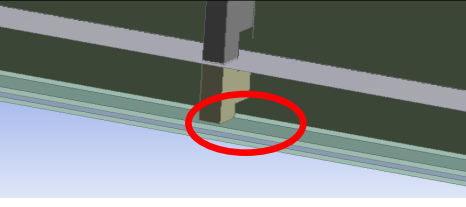
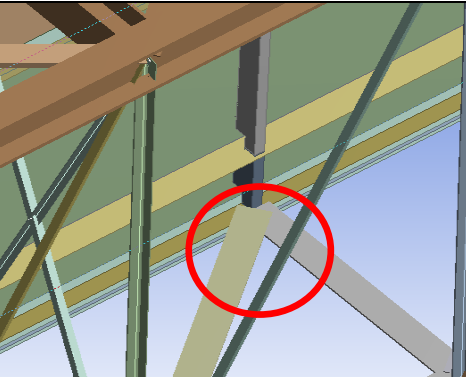
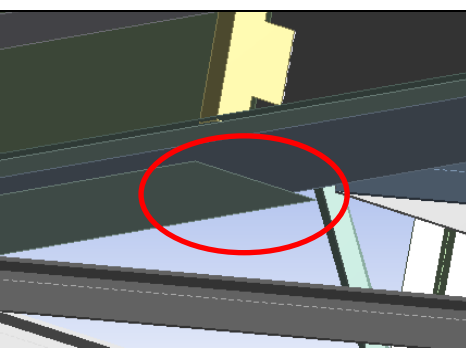
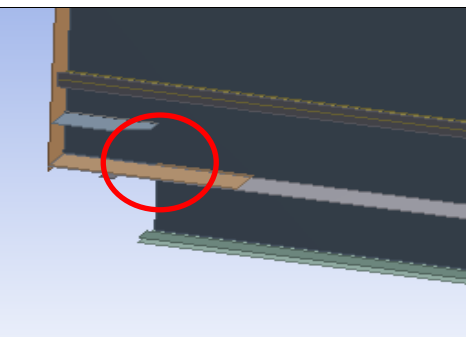
LEE ET AL, 2005

4.2.3 Características das juntas soldadas

A análise de fadiga pelo método S-N foi realizada conforme a norma *Standard specifications for highway bridges* (AASHTO) (1996). Conforme mostrado na seção 3.3.1, a norma classifica os diferentes detalhes estruturais em sete grupos e cada grupo tem uma curva S-N característica.

A partir de uma avaliação técnica do projeto da viga de rolamento e, baseado na bibliografia pesquisada, foram definidos pontos mais suscetíveis à nucleação e propagação de trincas por fadiga. A TAB. 4.6 mostra o desenho 3D de cada ponto analisado assim como sua classificação conforme a AASHTO (1996).

TABELA 4.6
Classificação dos pontos em análise segundo a norma AASHTO (1996)

Ponto	Imagem viga	Categoria	Descrição
1		B	Solda de filete entre as lamelas inferiores
2		B	Solda entre a alma e a mesa inferior
3		E	Solda entre a ligação da viga com a treliça lateral
4		E'	Solda transversal das lamelas
5		B	Cabeceira da viga de rolamento

FONTE: AASHTO, 1996

4.3 Análise de tensão e determinação da vida por fadiga pelo método S-N

4.3.1 Análise de tensões

Primeiramente foi elaborado um modelo 3D da estrutura, mostrado na FIG 4.4, baseado no projeto original. Na concepção do modelo foram utilizados elementos de casca para as chapas que constituem o perfil da estrutura e elementos de viga para a contenção lateral.

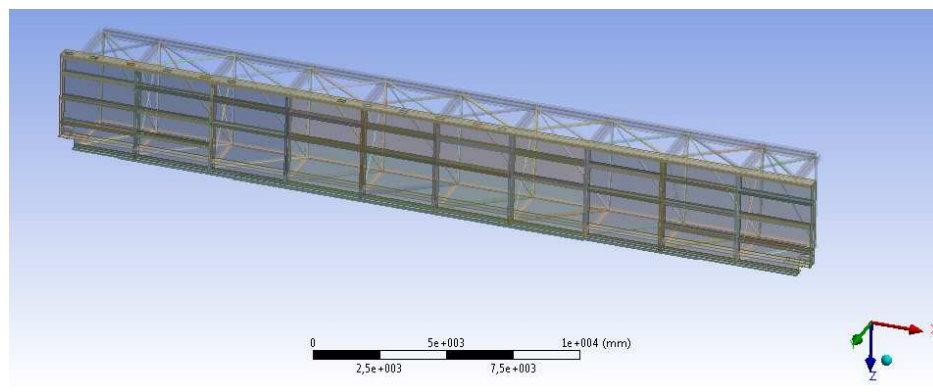


FIGURA 4.4 - Modelo 3D da viga de rolamento de 30 metros formada por elementos de casca e viga

Na sequência, foram estabelecidas as condições de contorno para a análise estrutural. Para carregamento da estrutura foi utilizado o trem tipo apresentado na FIG. 4.2. Os valores de carregamento e posição das rodas foram parametrizados e variados para simular os esforços de movimentação e as cargas de trabalho em diferentes posições da viga rolamento.

A FIG. 4.5 apresenta a distribuição de um dos carregamentos considerados e as restrições que consideram a viga de rolamento simplesmente apoiada e a treliça lateral engastada.

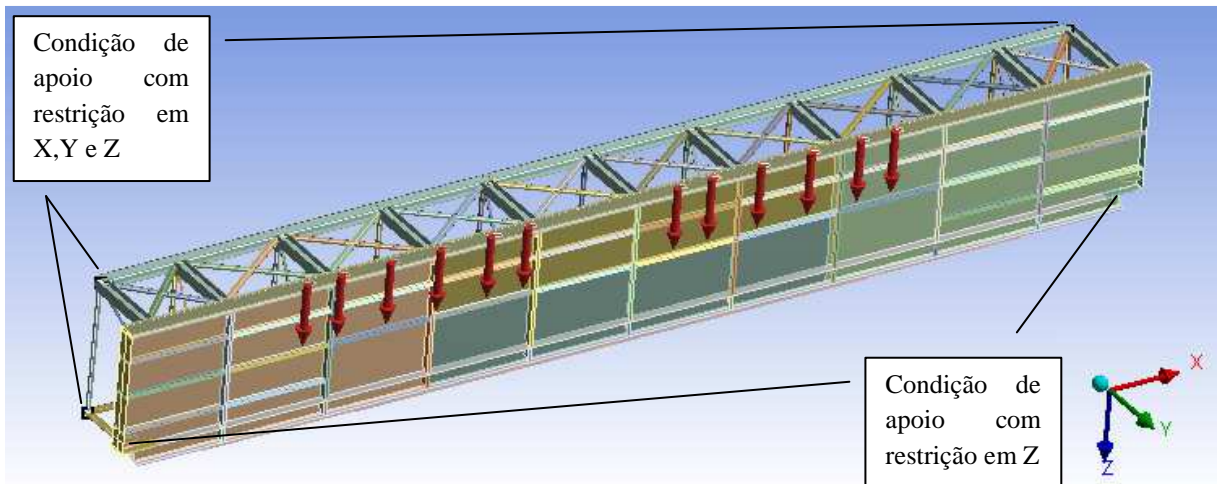


FIGURA 4.5 - Condições de contorno para viga carregada pela PR 02 na condição de momento máximo.

Definidas as condições de contorno foi gerada uma malha com característica dominante quadrilateral e tamanhos de elementos máximos controlados em até 120 mm. A FIG. 4.6 mostra o detalhe da malha.

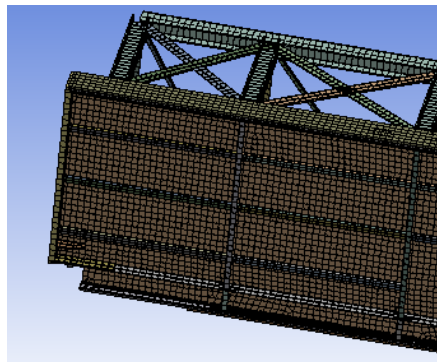


FIGURA 4.6- Detalhe da malha gerada para a viga de rolamento

A partir das configurações estabelecidas acima é possível obter os valores de tensão para os diversos pontos definidos na análise de fadiga sob todas as condições de carga analisadas. A FIG. 4.7 mostra a tensão equivalente atuante na viga de rolamento quando carregada pela ponte rolante na condição de momento máximo durante o movimento de translação com panela de 3000KN.

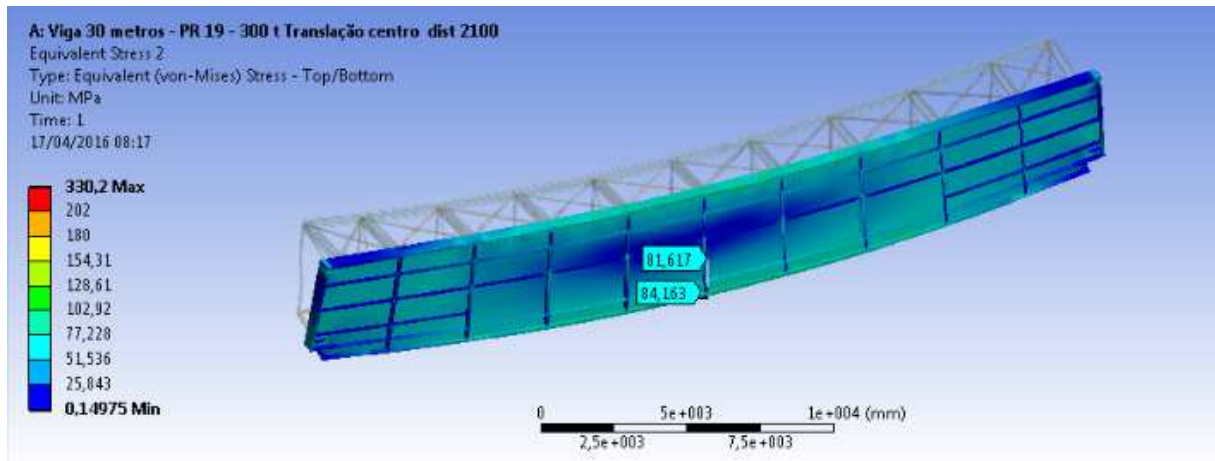


FIGURA 4.7 - Análise de tensões da viga de rolamento carregada pela ponte rolante

Os valores de variação de tensão nos detalhes construtivos analisados são mostrados na TAB. 4.7.

TABELA 4.7
Valores de variação de tensão calculados

Condição de carregamento	Ponto				
	1	2	3	4	5
Translação da ponte panela cheia (3000KN)	84,3	81,6	80,6	88	96,0
Translação da ponte panela cheia (3400KN)	89,3	85,6	85,2	94,2	103,3
Translação da ponte panela vazia (1000KN)	56,5	54,2	54,5	59,2	68,5

4.3.2 Aproximação inicial

A TAB. 4.8 apresenta os resultados do dano acumulado calculado para cada ponto estudado com base na metodologia adotada na norma AASHTO (1996). Os valores adotados como número de ciclos realizados foram levantados a partir do histórico de carregamento da estrutura. O exemplo do cálculo de dano acumulado para o ponto quatro está detalhado no Anexo A.

TABELA 4.8
Valores de vida por fadiga e dano acumulado dos pontos analisados

Condição de carregamento		Translação da ponte panela cheia (3000KN)	Translação da ponte panela cheia (3400KN)	Translação da ponte panela vazia (1000KN)	Dano acumulado
Ponto / Número de ciclos (N)		1,80E+05	1,99E+05	3,79E+05	-
1	N_f	6,56E+06	5,51E+06	1,57E+08	-
	Dano (N/N_f)	0,03	0,04	0,002	0,072
2	N_f	7,23E+06	6,28E+06	1,77E+08	-
	Dano (N/N_f)	0,02	0,03	0,002	0,062
3	N_f	6,91E+05	5,84E+05	1,81E+07	-
	Dano (N/N_f)	0,26	0,34	0,02	0,62
4	N_f	1,88E+05	1,53E+05	6,17E+06	-
	Dano (N/N_f)	0,96	1,30	0,17	2,87
5	N_f	4,44E+06	3,57E+06	1,14E+08	-
	Dano (N/N_f)	0,04	0,06	0,003	0,101

4.3.3 Calibração do modelo

4.3.3.1 Medição da deformação através de extensômetros

Após a aproximação inicial, a viga foi inspecionada e monitorada por 24 horas através de extensômetros. Durante as primeiras horas foram adquiridos dados da operação normal da planta. Nas últimas seis horas foram realizados testes com a repetição de movimentos de translação da ponte, içamento de carga e translação do carro.

Os GRAFs. 4.1, 4.2 e 4.3 apresentam a variação das deformações principais e ângulo no tempo para os 9 sensores utilizados no monitoramento da estrutura. Nos gráficos foram destacados os momentos de translação da ponte rolante durante o carregamento do forno. Os demais picos apresentados são testes simulados para outras condições de movimentação.

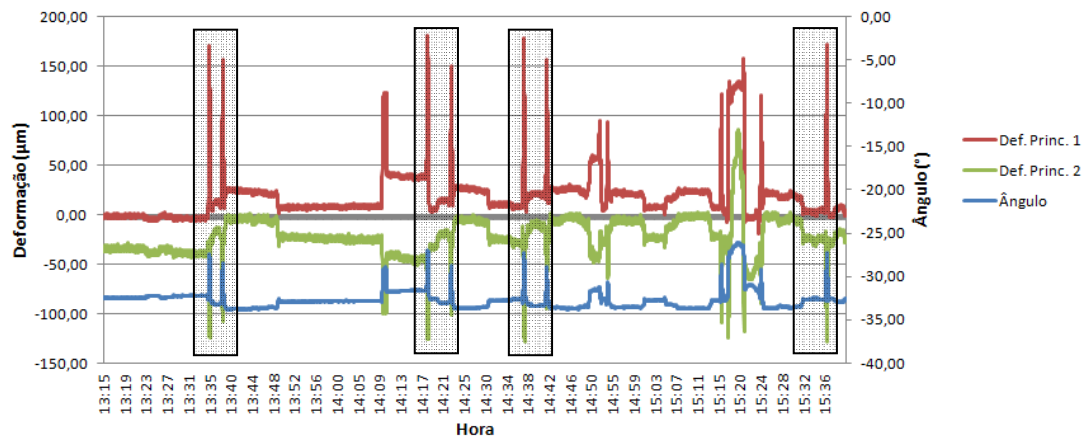


GRÁFICO 4.1 - Valores de deformação medidos para o sensor S0

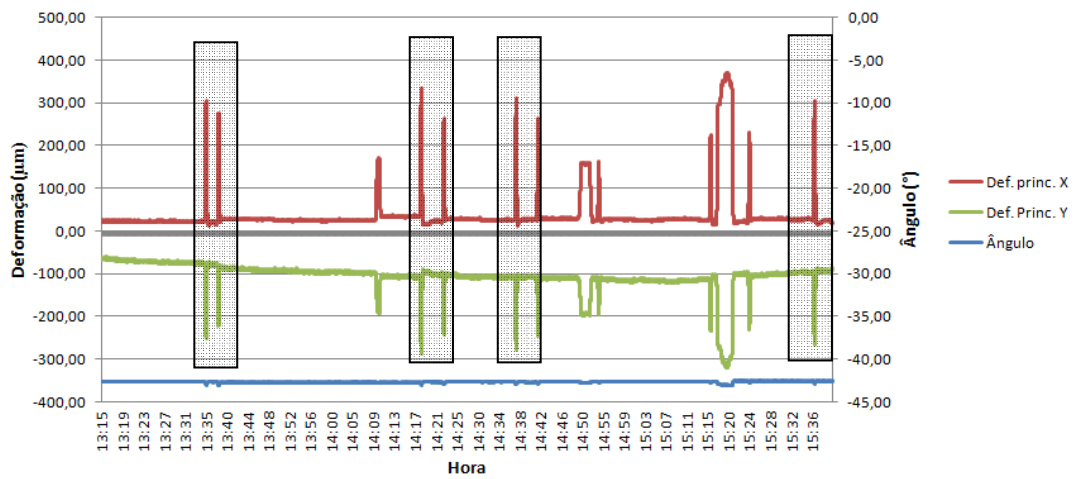


GRÁFICO 4.2 - Valores de deformação medidos para o sensor S1

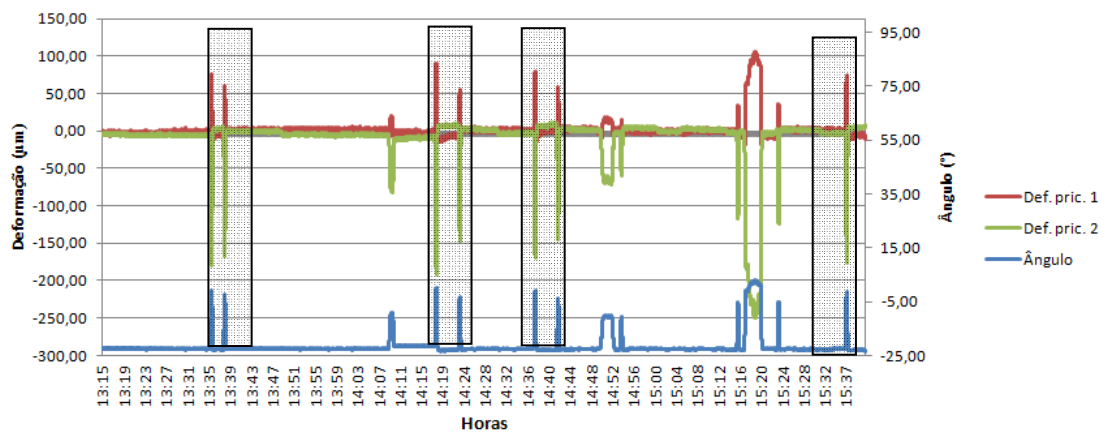


GRÁFICO 4.3 - Valores de deformação medidos para o sensor S2

Pelos gráficos, é possível perceber o padrão de sequência de carregamento com panela cheia e vazia e baixa variação nos valores de deformação para os ciclos analisados.

Nas TABS. 4.9 e 4.10 são apresentados os valores de tensão equivalentes calculados a partir das deformações medidas na viga de rolamento para quatro eventos de carregamento do forno. As tabelas apresentam valores para condição de carregamento com 3000 e 1000 KN. Os valores da carga em cada condição foram obtidos através da célula de carga da ponte rolante. O Anexo B apresenta a memória de cálculo detalhada para determinação da tensão equivalente. O Anexo C apresenta as tabelas para as rosetas S1 e S2.

TABELA 4.9
Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S0 carregamento com panela cheia

Evento	Hora	Carga (KN)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ. 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:45	3030	177,95	-99,10	-27,95	28,56	-8,81	33,83
2	13:35	3000	167,73	-88,17	-28,99	27,22	-7,29	31,51
3	14:19	3000	169,16	-85,46	-27,49	27,65	-6,69	31,53
4	14:37	3040	170,24	-91,43	-27,58	27,51	-7,78	32,12
Média		3020	171,27	-91,04	-28,00	27,74	-7,64	32,25

TABELA 4.10

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S0 e carregamento com panela vazia

Evento	Hora	Carga (KN)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ. 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:49	970	135,06	-59,21	-29,64	22,60	-3,60	24,60
2	13:38	980	134,08	-97,68	-28,57	20,19	-11,07	27,45
3	14:23	960	141,01	-63,60	-28,78	23,49	-4,10	25,79
4	14:42	970	140,18	-72,16	-28,96	22,84	-5,80	26,22
Média		970	137,59	-73,16	-28,99	22,28	-6,14	26,01

Os valores médios de variação de tensão calculados para as condições de carregamento medidas foram comparados com os valores obtidos na aproximação inicial. Conforme apresentado na TAB. 4.11 foi calculada a diferença percentual de cada valor.

TABELA 4.11

Comparação entre valores de variação de tensão da aproximação inicial e medidos através dos extensômetros

Ponto	σ_a calc (MPa)	σ_a med. (MPa)	Diferença (%)	σ_a calc. (MPa)	σ_a med. (MPa)	Diferença (%)
	Translação da ponte panela cheia			Translação da ponte panela vazia		
1	84,3	57,6	31,6	56,5	45,2	19,5
3	80,6	15,5	80,0	54,5	11,6	78,7
5'	44,2	32,5	26,0	32,9	26,0	21,0

A comparação entre os valores medidos e calculados na aproximação inicial leva as seguintes discussões:

A roseta S2, localizada na cabeceira da viga de rolamento, teve como objetivo medir a tensão equivalente no ponto 5. Em função de dificuldades de acesso os sensores não foram localizados no ponto de tensão máxima. Desta forma, foi definido o ponto 5' para calibração do modelo e mantido o ponto 5 para análise de fadiga.

A roseta S1 localizada na chapa de ligação do perfil principal com a treliça de contenção lateral apresentou resultados muito divergentes do esperado. Por estar soldada na chapa da mesa da viga de rolamento eram esperados valores de tensão ligeiramente inferiores aos medidos pela roseta S0. Foi observado que sensor foi posicionado muito próximo a uma trinca e provavelmente sofreu influência do seu campo de tensão. No GRAF 4.2 é registrada deformação plástica no ponto analisado indicando propagação da trinca durante o teste.

Os valores de tensão obtidos pelas rosetas S2 e S0 apresentam valores de 20 a 30% menores do que os obtidos através da aproximação inicial. A carga por roda máxima adotada em projeto não ocorre durante o carregamento normal da viga de rolamento devido a translação ocorrer com a panela mais próxima do centro do vão.

4.3.3.2 Calibração do modelo em elementos finitos

Para calibração do modelo, a carga por roda foi variada até obter-se valores variação de tensão próximos aos medidos por extensometria para o ponto 1 e 5' nas condições de momento e cortante máximos. A TAB. 4.12 mostra a comparação entre os valores obtidos pela simulação calibrada e pelo teste de campo assim como a diferença calculada.

TABELA 4.12

Comparação entre valores de variação de tensão da simulação calibrada e medidos através dos extensômetros

Ponto	σ_a calculado (MPa)	σ_a medido (MPa)	Diferença (%)	σ_a calculado (MPa)	σ_a medido (MPa)	Diferença (%)
	Translação da ponte panela cheia			Translação da ponte panela vazia		
1	56,8	57,6	1,41	42,5	45,2	6,35
3	55,2	15,5	71,9	41	11,6	71,7
5'	33	32,5	1,51	25	26,0	4

A TAB. 4.13 mostra a variação de tensão dos pontos analisados obtida a partir do modelo calibrado. Baseado nos valores de variação de tensão, foi determinado o dano acumulado para cada ponto, nas diferentes condições de carregamento e a vida remanescente de cada detalhe soldado estudado. Os resultados são mostrados nas TABS. 4.14 e 4.15.

TABELA 4.13

Valores de tensão calculados para modelo calibrado

Condição de carregamento	Variação de tensão σ_a (MPa)				
	1	2	3	4	5
Translação da ponte panela cheia (3000KN)	56,8	57,6	55,2	62,25	67,6
Translação da ponte panela cheia (3400KN)	59,6	58	57	66,3	73,2
Translação da ponte panela vazia (1000KN)	42,5	41,4	41	47,1	51,4

TABELA 4.14

Cálculo do dano acumulado nos detalhes soldados analisados

Condição de carregamento		Translação da ponte panela cheia (3000KN)	Translação da ponte panela cheia (3400KN)	Translação da ponte panela vazia (1000KN)	Dano acumulado
Ponto / Número de ciclos (N)		1,80E+05	1,99E+05	3,79E+05	
1	Nf	2,14E+07	1,86E+07	5,12E+07	0,03
	Dano (N/Nf)	0,01	0,01	0,01	
2	Nf	2,59E+07	2,01E+07	5,54E+07	0,02
	Dano (N/Nf)	0,01	0,01	0,01	
3	Nf	2,15E+06	1,95E+06	5,24E+06	0,26
	Dano (N/Nf)	0,08	0,10	0,07	
4	Nf	4,40E+05	4,39E+05	1,23E+06	1,17
	Dano (N/Nf)	0,409808	0,452767	0,30957	
5	Nf	1,27E+07	1,00E+07	2,88E+07	0,05
	Dano (N/Nf)	0,01418	0,019847	0,0131806	

TABELA 4.15
Cálculo da vida remanescente da estrutura

Ponto	Ciclos para falha	Tempo para falha (Anos)
1	1,3E+07	Infinita
2	1,46E+07	Infinita
3	1,16E+0,6	64
4	0	0
5	7,21E+0,6	Infinita

O dano acumulado obtido através do modelo calibrado apresentou uma diferença significativa entre os valores calculados na aproximação inicial principalmente para os pontos 3 e 4 que apresentam valores de dano mais altos.

A vida remanescente calculada através do método SN indica que as juntas 1, 2 e 5 terão vida infinita sob as condições de carregamento analisadas. Não é esperado encontrar trincas por fadiga nestes pontos.

O ponto 3 apresenta um dano acumulado baixo e uma vida remanescente calculada em 64 anos. Podem-se encontrar trincas em estágios iniciais durante uma inspeção. O ponto 4 é o mais crítico. O dano acumulado acima de 1 indica que deve ter ocorrido ruptura completa da junta.

4.4 Inspeção local

A inspeção local foi orientada a partir dos resultados obtidos na aproximação inicial. Pela discussão apresentada na seção anterior, o ponto 3 pode apresentar trincas em estágios iniciais e o ponto 4 já deveria apresentar ruptura da junta soldada. Em função do baixo dano acumulado não é esperado encontrar trincas nos outros pontos analisados.

Conforme mostrado na FIG. 4.8 a e b foi confirmada a ruptura total da segunda chapa que compõe o perfil da mesa da estrutura na região da solda com a terceira lamela. A falha ocorreu nas duas extremidades da viga. A trinca identificada teve início na junta soldada transversal entre a segunda e a terceira chapa e após rompimento, a trinca se propagou na direção da solda longitudinal entre as lamelas não afetando a primeira chapa.

Também foram identificadas visualmente trincas nas juntas soldadas entre a contenção lateral e a chapa de ligação da estrutura, FIG. 4.8 c. As trincas identificadas

visualmente foram avaliadas por líquido penetrante, FIG. 4.8 d. Foram encontradas sete trincas nas diferentes chapas de ligação com comprimentos variando entre 5 e 55 milímetros.

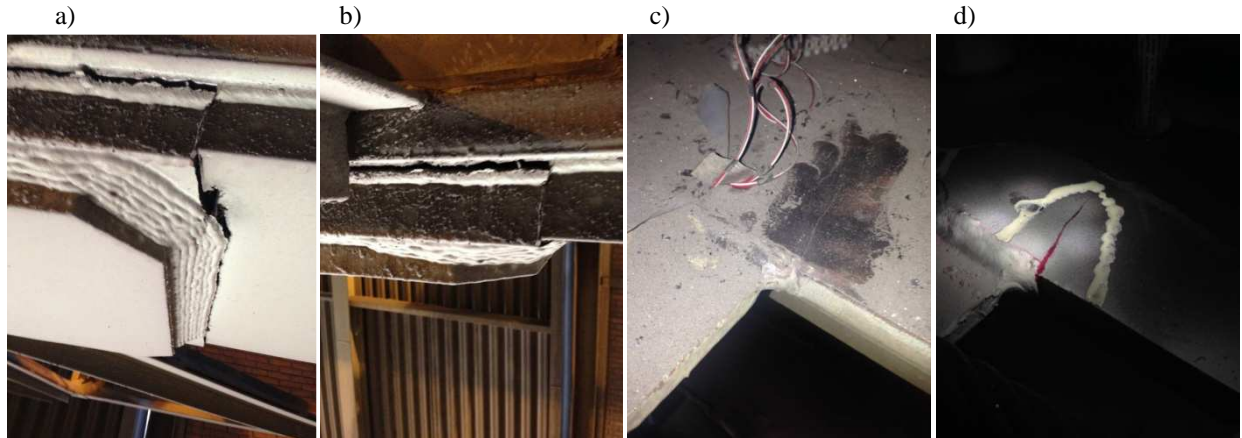


FIGURA 4.8 - a) Trinca iniciada na solda entre a terceira e a segunda lamela levando a ruptura. b) Propagação da trinca na direção da solda longitudinal. c) Trincas identificadas visualmente na ligação da mesa com a treliça de contenção lateral. d) Ensaio de líquido penetrante na trinca identificada.

4.5 Vida por fadiga através do método da MFLE

4.5.1 Trinca na chapa de ligação lateral

A primeira análise foi realizada para a chapa de ligação entre a treliça e a viga de rolamento onde foram identificadas trincas durante a inspeção visual. A chapa foi modelada no software Franc2D como uma chapa tracionada para as condições de carregamento de 3400 e 1000KN.

Foi inserida uma trinca inicial de 10mm na extremidade da chapa simulando uma condição detectável pelo processo de inspeção visual. A trinca foi propagada de forma discreta e os valores de intensidade de tensão calculados até o seu valor crítico. A FIG. 4.9 apresenta os modelos inicial, final e a distribuição de tensões na chapa trincada.

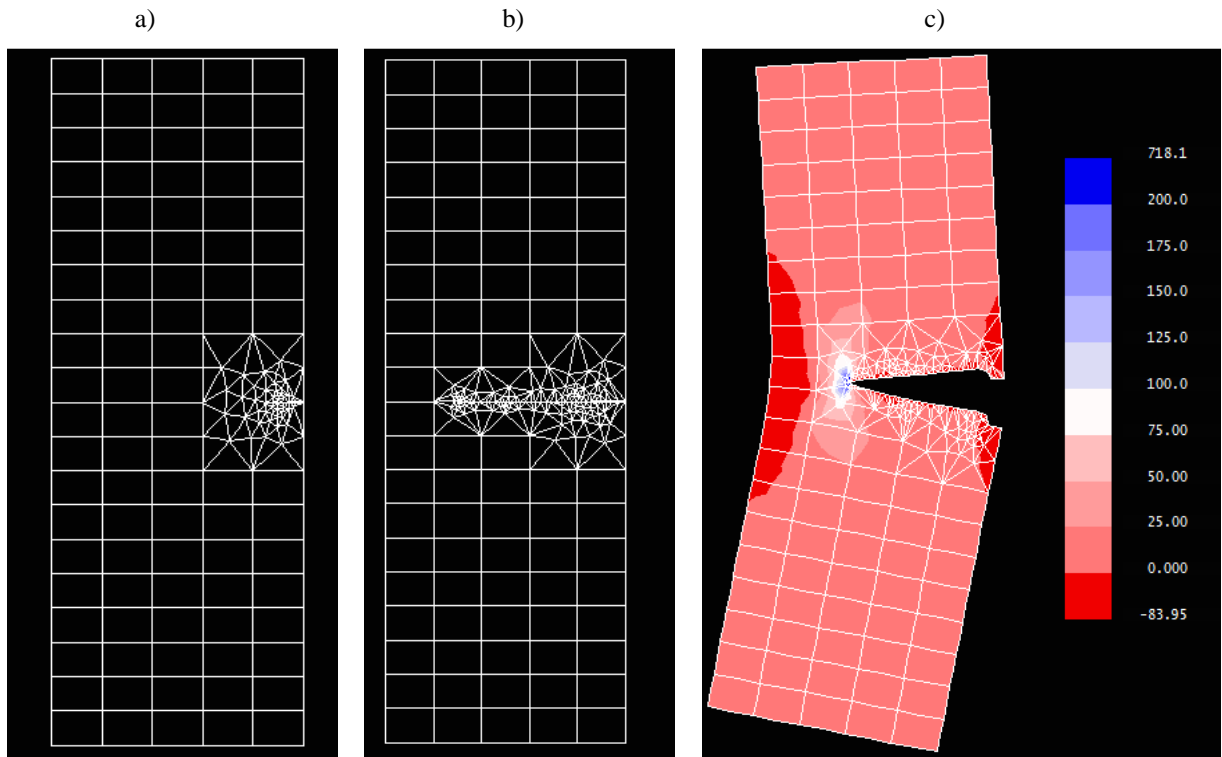


FIGURA 4.9 - a) Modelo com trinca de 10mm b) Modelo com trinca de 115 mm c) Distribuição de tensão para trinca final e condição de carregamento de 3400kN

Os GRAFS. 4.4 e 4.5 apresentam a variação de K_I versus comprimento da trinca obtidos analiticamente e através do cálculo por elementos finitos.

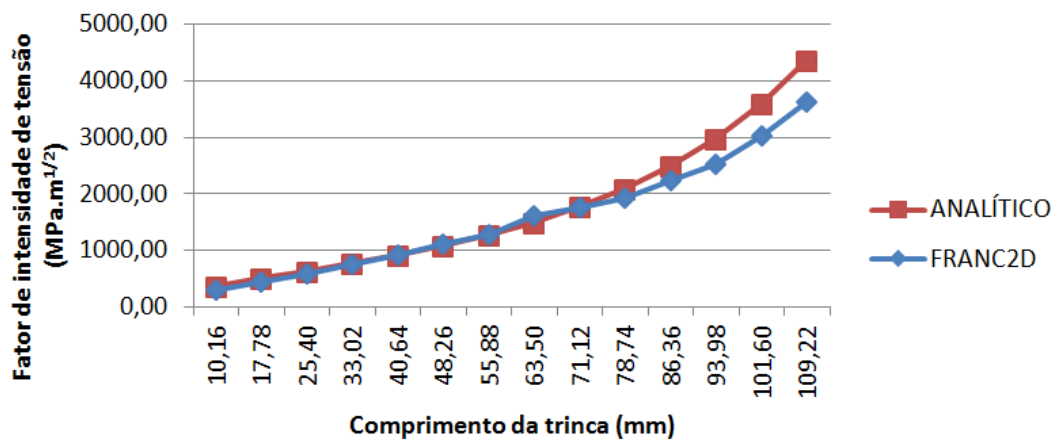


GRÁFICO 4.4 - Fator de intensidade de tensão – Carregamento de 3400N

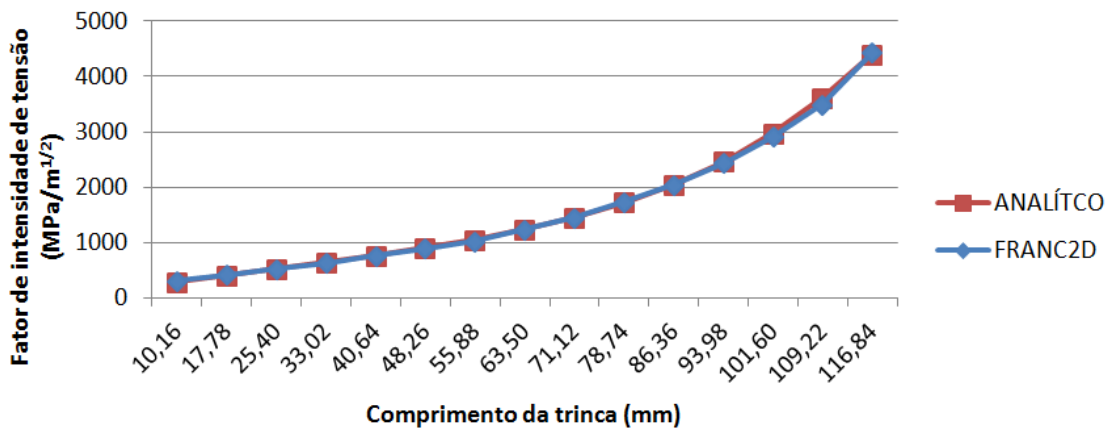


GRÁFICO 4.5 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 1000KN

Foram calculados os valores da vida (N_f) através da metodologia apresentada na seção 3.4.2.2, o cálculo para esta condição de carregamento está detalhado no Anexo D. A partir do cálculo do dano por movimentação e da previsão de movimentações por ano foi possível determinar o tempo para falha da chapa de ligação conforme mostrado na TAB. 4.16.

TABELA 4.16
Cálculo da vida remanescente a partir de uma trinca de 10 mm

Condição de carregamento	Ciclos para falha (N_f)	Dano por ciclos	Dano por movimentação	Movimentações para a falha	Movimentações por ano	Anos para falha
3400 KN	446684,50	2,24E-06	3,01E-06	3,33E+05	18250	18,23
1000 KN	1303306,70	7,67E-07				

A condição mais crítica encontrada na inspeção visual foi de uma trinca de 55mm. Utilizando a mesma metodologia foi calculada a vida remanescente da chapa de ligação para a propagação da trinca a partir desta condição até o comprimento crítico. O resultado está apresentado na TAB. 4.17.

TABELA 4.17
Cálculo da vida remanescente a partir de uma trinca de 55 mm

Condição de carregamento	Ciclos para falha (N_f)	Dano por ciclos	Dano por movimentação	Movimentações para a falha	Movimentações por ano	Anos para falha
3400 KN	12920,84	7,74E-05	1,03E-04	9,68E+03	18250	0,53
1000 KN	38517,02	2,60E-05				

Os valores obtidos através da mecânica da fratura foram bastante divergentes dos encontrados pelo método SN. A expectativa de vida remanescente teórica para a chapa de ligação era de 64 anos segundo o método SN. A expectativa de rompimento da chapa de ligação com a maior trinca encontrada por inspeção de 55 mm é de pouco mais de seis meses de acordo com o método da MFLE.

4.5.2 Trinca na chapa da mesa

Também foi simulada a situação em que a trinca na chapa de ligação lateral se propaga para a mesa da estrutura. Esta condição é considerada a mais crítica para levar ao colapso de vigas de rolamento de acordo com a bibliografia estudada.

Nessa situação, a primeira chapa da lamela que forma a mesa foi modelada como uma chapa tracionada nas condições de carregamento de 3400 e 1000KN com uma trinca inicial de 10mm. A trinca foi propagada de forma discreta até a condição de K_{Ic} .

A FIG. 4.10 mostra os modelos 2D com os comprimentos inicial, final e a distribuição de tensão na ponta da trinca com o modelo no comprimento final.

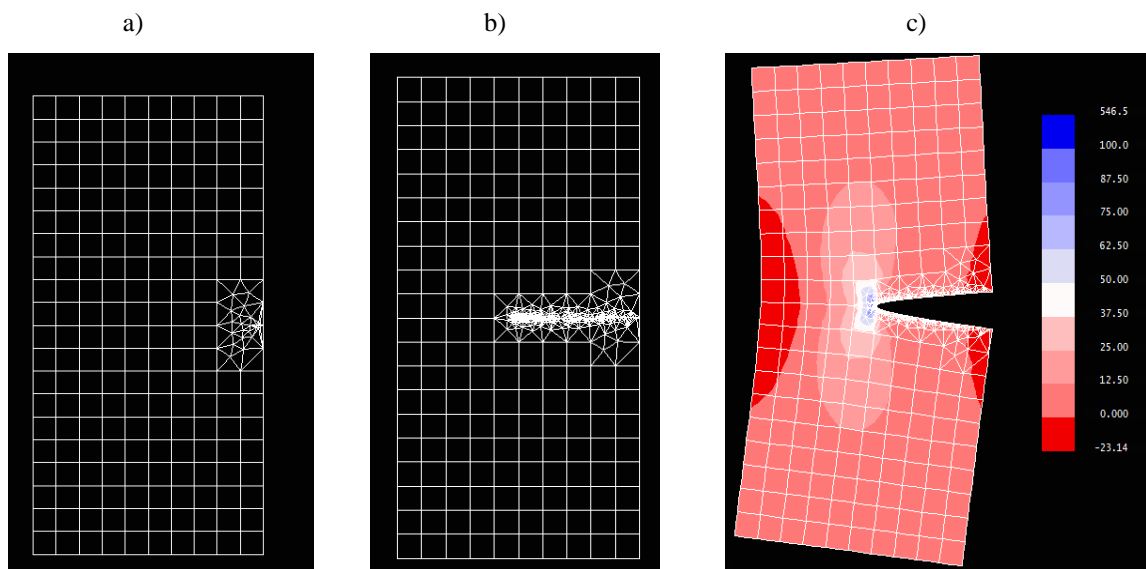


FIGURA 4.10 - Modelos da mesa com trinca lateral e distribuição de tensões. a) Modelo com trinca de 10mm b) Modelo com trinca de 223 mm c) Distribuição de tensão para trinca final e condição de carregamento de 340t

Os GRAFs. 4.6 e 4.7 apresentam o valor de intensidade de tensões calculados em função do comprimento da trinca para as condições de 1000 e 3400 KN. São apresentados valores calculados de forma analítica e por elementos finitos.

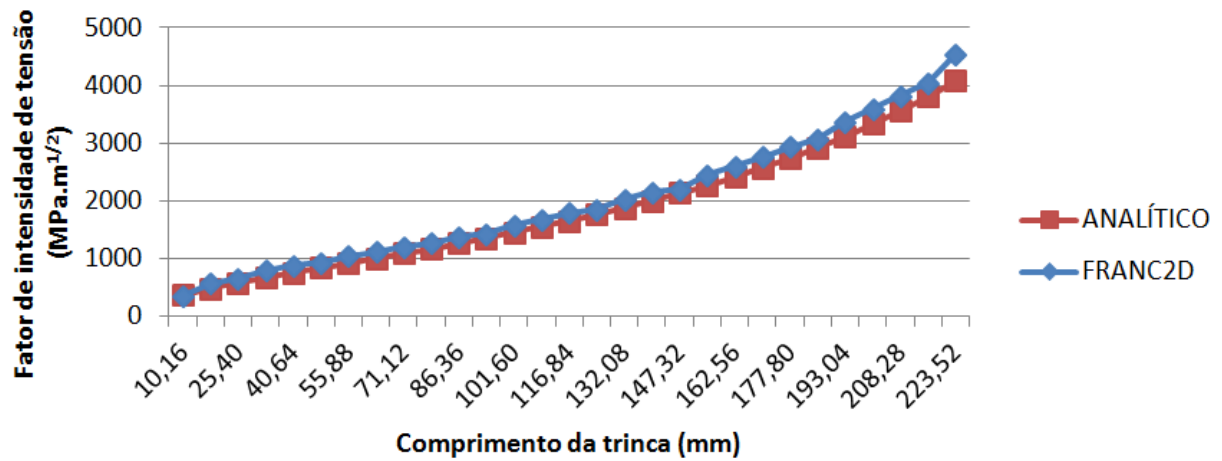


GRÁFICO 4.6 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 3400KN

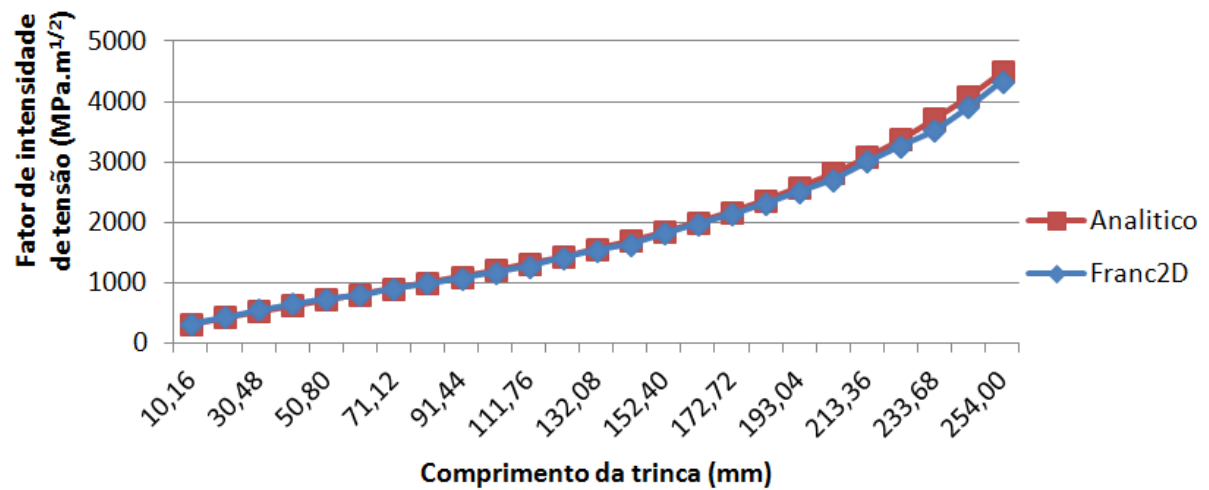


GRÁFICO 4.7 - Fator de intensidade de tensões – Carregamento de 1000KN

A partir dos valores de variação da intensidade de tensão calculados foi determinado o tempo para falha da mesa da viga de rolamento com uma trinca de 10mm conforme mostrado na TAB. 4.18.

TABELA 4.18
Cálculo da vida remanescente para mesa inferior da estrutura

Condição de carregamento	N_F	Dano por ciclo	Dano por movimentação	Movimentações para falha	Movimentações por ano	Anos para falha
Vida 3400KN	4,57E+05	2,19E-06	2,73E-06	3,66E+05	18250	20
Vida 1000KN	1,83E+06	5,45E-07				

A mesa da estrutura apresenta boa tolerância ao dano para as movimentações consideradas na análise. Em função das baixas tensões atuantes uma possível trinca de 10mm, pela MFLE, levaria cerca de 20 anos para propagação até o comprimento crítico.

4.5.2.1 Comprimento de trinca máximo admissível

O cálculo da vida da mesa apresentado na seção anterior foi baseado nas condições operacionais reais. Porém é admissível que ocorra uma sobrecarga devido a algum erro operacional pode levar a falha da estrutura a partir de comprimentos de trinca muito menores do que os calculados.

Para determinação do comprimento mínimo admissível foi calculado que a estrutura está sujeita a uma tensão alternada de 135 MPa na condição de sobrecarga. Levando em consideração o fator de intensidade de tensão crítico de $4000 \text{ MPa} \cdot \sqrt{m}$, foi calculado o comprimento crítico de 40mm para a trinca através da EQ. 3.8.

A TAB 4.19 apresenta o cálculo da vida da estrutura para crescimento de uma trinca de 10 a 40mm nas as condições normais de operação. É considerado que a partir deste valore pode-se ocorrer o colapso da estrutura em caso de sobrecarga.

TABELA 4.19
Cálculo da vida remanescente para mesa inferior da estrutura para comprimento crítico

Condição de carregamento	N_F	Dano por ciclo	Dano por movimentação	Movimentações para falha	Movimentações por ano	Anos para falha
Vida 3400kN	3,12E+05	3,21E-06	3,91E-06	2,56E+05	18250	14,00
Vida 1000kN	1,43E+06	7,01E-07				

A análise mostra que o crescimento da trinca entre 10 e 40mm consome 70% da vida calculada para a estrutura. A partir deste valor a taxa de crescimento aumenta exponencialmente.

5 CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos neste trabalho pode-se concluir que:

O método SN associado à técnica de elementos finitos e extensometria mostrou os pontos mais vulneráveis para ocorrência de falhas por fadiga reduzindo significativamente o trabalho de inspeção da estrutura. Através da aproximação inicial foram identificadas trincas que poderiam levar ao colapso da estrutura.

Segundo o estudo realizado, a inspeção visual das juntas soldadas da estrutura pode se resumir a aproximadamente 10 metros lineares de solda, uma vez que as demais juntas têm sua vida considerada infinita. Em uma estrutura com 4 metros de altura, 30 metros de comprimento e mais de 1000 metros lineares de solda esta análise viabiliza a inspeção visual da estrutura.

A vida remanescente das trincas encontradas na estrutura calculada através da MFLE foi bastante divergente da calculada através do método SN. A maior precisão do método, defeitos de fabricação e cargas de impacto não previstas em projeto podem explicar esta divergência. Este resultado mostra a importância da inspeção dos pontos críticos da viga de rolamento.

A análise pela MFLE mostra que a estrutura tem uma tolerância ao dano alta para trincas na mesa inferior indicando que o processo de inspeção visual é suficiente para identificação de trincas na estrutura. Uma trinca em estágio inicial encontrada nesta região leva aproximadamente 14 anos para se propagar até o comprimento crítico para uma possível condição de sobrecarga. A partir da identificação da trinca em estágio inicial durante inspeções é possível a programação de reparo sem maiores riscos de colapso da estrutura.

6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

- Realizar estudo para avaliar a influência de cargas de impacto de pontes rolantes na vida por fadiga de vigas de rolamento.
- Realizar estudo para desenvolvimento de técnicas de reparo de trincas em vigas de rolamento e avaliar sua vida por fadiga.

REFERÊNCIAS

1. ALAVALA C. R. *Finite Element Methods: Basic Concepts and Application*. New Delhi. Ed. PHI Learning. 2010.
2. AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS. – AASHTO. *Standard specifications for Highway Bridges*. Washington, 1996.
3. AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. *Guide for the Design and Construction of Mill Buildings*. Pittsburg. American Iron and Steel Engineers (AISE) Technical Report, n. 13, 2003.
4. AMERICAN SOCIETY FOR METALS. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
5. AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). *A36 Standard Specification for Carbon Structural Steel*. Pensilvania, 2000.
6. ANTOLOVICH, S.D. An Introduction to Fracture Mechanics. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection v. 19, 1996
7. BANNANTINE, J.A.; COMER, J.J.; HANDROCK J.L. Fundamentals of Metal. *Fatigue Analysis*. New Jersey: Prentice Hall. 1989.
8. BELEI, I.H. *Edifícios industriais em aço*. 2 ed. São Paulo: Ed. Pini, 1998.
9. BONFÁ, J.L.Z. *Análise das vigas de rolamento para pontes rolantes*. Dissertação. Departamento de estruturas. Universidade de São Paulo. São Carlos, 1980.
10. BRITISH STANDARD INSTITUTE. BSI. *Fatigue Design and Assessment of Steel Structures*, 1993.
11. BROEK, D. Concepts of Fracture Control and Damage Tolerance Analysis. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
12. CAGLAYAN, O.; OZAKGUL, K.; TEZER, O.; UZGIDER E. Fatigue life prediction of existing crane runway girders. *Journal of constructional steel research*, Istambul, v. 66, 2010.
13. FINE, E.F.; CHUNG, Y.W. Fatigue Failure in Metals. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
14. FISHER, J.M.; DE PASS, J.P.V. *New Fatigue Provisions for the Design of Crane Runway Girders*. USA. American Institute of Steel Construction, 2003.

15. IESULAURO, E. *FRANC2D/L: A Crack Propagation Simulator for Plane Layered Structures*. Itahaca. Disponível em: www.cfg.cornell.edu/software.html. Acesso em: 10 dez. 2015.
16. JUTLA T. Fatigue and Fracture Control of Weldments. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
17. KUWAMURA, H. E HANZAWA, M. Inspection and repair of fatigue cracks in crane runway girders. *Journal of structural engineering*, Tokyo, v. 113, N° 11, 1987.
18. LEE, Y.; PAN, J.; HATHAWAY R.; BARKEY, M. *Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice*. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann. 2005.
19. LINEBACK, L. D. Strain Measurements for Stress Analysis. *Nondestructive Evaluation and Quality Control*. Metals Handbook collection, v. 17, 1992.
20. LIU, A. Summary of Stress-Intensity Factors. Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996.
21. MILMAN, R.S. Fatigue Life Analyses of Crane Runway Girders. *Iron and steel engineer*. Ohio. 1996.
22. MILMAN, S.R.; HOPPEL, C. Non-conventional crane runway upgrade solutions. *Iron and steel technology*, Ohio, 2011.
23. MITCHELL, M.R. Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
24. PATRIKKEEV, A. B. *Certain Laws of fatigue damages in welded crane girders*. Moscow. Problemy prochnosti, 1983.
25. PELAYO, F.; RODRIGUEZ, C.; CANTELI, A.F. Failure and repair analysis of a runway girder: Influence of the standard applied to lifetime prediction. *Engineering failure analysis*, Gijon, 2015.
26. RATAKONDA, R.; ERDEM, I. Traditional analytical Methods Underestimate the Stresses at Beam Copes. *Structures Congress*. American Society of Civil Engineers, 2010
27. SAXENA, A.; MUHLSTEIN, L. Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design. *Fatigue and Fracture*. Metals Handbook collection, v. 19, 1996
28. SCHIJVE, J. *Fatigue of Structures and Materials*. New York: Ed. Kluwer Academic Publishers. 2001.
29. SHIGLEY, J.E.; MISCHKE, C.R.; BUDYNAS, R.G. *Projeto de Engenharia Mecânica*. Michigan. Ed. Bookman. 2005.
30. TEIXEIRA, R.S. *Metodologia de Análise de Fadiga em Componentes Estruturais de Aço Baseada na Mecânica da Fratura*. Dissertação - Programa de pós-graduação em Engenharia de Estruturas. Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte, 2004.

31. TONG, X.; TUAN, C.Y.; YANG, J.; ZHANG, J.; YUE, Q. Fatigue strength of end coped runway girders. *Journal of structural engineering*, China, 2007.
32. USIMINAS. *Laminados a Frio Usiminas*. Disponível em: <www.usiminas.com.br>. Acesso em: 13 jan. 2015.
33. YAMASAKI, T.; KAWAI Y.; MAEDA, Y. Fatigue Life and Bolted Repair Parts. *Journal of structural engineering*. China, 1984.

ANEXO A

A1 – Exemplo de cálculo do ano acumulado para o ponto 04 conforme a norma AASHTO

O cálculo da vida para falha da estrutura para todas as condições foi realizado conforme a equação 3.7

$$N_f = Mx\sigma_r^{-m}$$

A constante m é igual 3 e, como junta foi classificada como classe E', a constante M é $1,28 \times 10^{11}$ conforme TAB 3.2. O valor da variação de tensão σ_r foi obtido da TAB 4.7. Foram calculados os valores de N_f para as condições de carregamento com 1000, 3000 e 3400 KN.

1) Condição de 1000KN – $\sigma_r = 59,3$ MPa

$$N_{f1} = 1,28 \times 10^{11} \times 59,3^{-3} = 6,17 \times 10^6$$

2) Condição de 3000KN – $\sigma_r = 88$ MPa

$$N_{f2} = 1,28 \times 10^{11} \times 88^{-3} = 1,88 \times 10^5$$

3) Condição de 3400KN – $\sigma_r = 94,2$ MPa

$$N_{f3} = 1,28 \times 10^{11} \times 103,3^{-3} = 1,53 \times 10^5$$

O dano acumulado foi calculado a através da EQ. 2.15. O valor de n_i , apresentado na TAB 4.8 foi baseado no histórico de carregamento da planta e N_f foi calculado conforme mostrado acima.

$$\sum \frac{n_i}{N_{fi}} = D$$

$$\frac{3,79 \times 10^5}{6,17 \times 10^6} + \frac{1,80 \times 10^5}{1,88 \times 10^5} + \frac{1,99 \times 10^5}{1,53 \times 10^5} = D$$

$$0,17 + 0,96 + 1,3 = 2,87$$

ANEXO B

B1 - Exemplo cálculo dos valores de tensão

Exemplo de cálculo dos valores de tensão equivalente para o sensor S0 na condição de carregamento de 3000 KN durante evento 1 a partir da deformação medida por extensometria. A TAB. B1 apresenta as deformações máxima e mínima medidas no evento.

TABELA B1
Deformações máximas e mínimas medidas

Sensor	Deformação mínima (μm)	Deformação máxima (μm)
ε_x	818,19	1045,89
ε_y	1241,57	1296,58
ε_{45}	193,64	4,37

Cálculo da deformação principal ε_1 conforme sequência dos cálculos que envolvem as EQs. 3.3, 3.2 e 3.1:

$$\gamma_{xy} = 2\varepsilon_{45} - \varepsilon_x - \varepsilon_y$$

$$\gamma_{xy} = 2 \times 193,64 - 818,19 - 1241,57 = -1672,48 \mu\text{m}$$

$$\tan 2\phi = \frac{\gamma_{xy}}{\varepsilon_x - \varepsilon_y}$$

$$\phi = \frac{\text{atan}\left(\frac{-1672,48}{818,19 - 1241,57}\right)}{2} = -27,99^\circ$$

$$\varepsilon_1 = \frac{(818,19 + 1241,57)}{2} + \sqrt{\frac{(818,19 - 1241,57)^2 + (-1672,48)^2}{2}} = 1406,96 \mu\text{m}$$

$$\varepsilon_2 = \frac{(818,19 + 1241,57)}{2} - \sqrt{\frac{(818,19 - 1241,57)^2 + (-1672,48)^2}{2}} = -346,98 \mu\text{m}$$

A deformação principal considerada na análise é a diferença entre a calculada para a deformação máxima e mínima calculadas. O ângulo considerado é o ângulo máximo:

TABELA B.2
Cálculo da deformação principal

Mínimo	Máximo	Def. Princ. 1 (μm)	Mínimo	Máximo	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo (°)
-1980,33	-1683,83	296,50	1184,83	1003,34	-181,49	-43,09

A partir das deformações principais as tensões principais são determinadas através da EQs. 3.4 e 3.5 e das propriedades da TAB. 4.5:

$$\sigma_1 = (E / \left(\frac{1+\nu^2}{2}\right)) x (\varepsilon_1 + 0,3x\varepsilon_2)$$

$$\sigma_1 = \frac{0,21}{\left(\frac{1+0,3^2}{2}\right) x (296,50 + 0,3x(-181,49))} = 46,63 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = (E / \left(\frac{1+\nu^2}{2}\right)) x (\varepsilon_2 + 0,3x\varepsilon_1)$$

$$\sigma_2 = \left(\frac{0,21}{\left(\frac{1+0,3^2}{2}\right) x ((-181,49) + 0,3x296,50)}\right) = -17,83 \text{ MPa}$$

A tensão equivalente foi calculada a partir da equação de Von Misses EQ 3.6

$$\sigma_{eq} = (\sigma_1^2 - (\sigma_1 - \sigma_2) + \sigma_2)$$

$$\sigma_{eq} = (46,63^2 - (46,63 - (-17,83)) \pm 17,83) = 57,65 \text{ MPa}$$

ANEXO C

C1 – Tabelas de cálculo de tensão

Tabelas de cálculo de tensão equivalente calculadas conforme o anexo B para as rosetas S1 e S2.

TABELA C.1

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S1 carregamento com panela cheia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo (°)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ. 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:45	303	177,95	-99,10	-27,95	28,56	-8,81	33,83
2	13:35	300	167,73	-88,17	-28,99	27,22	-7,29	31,51
3	14:19	300	169,16	-85,46	-27,49	27,65	-6,69	31,53
4	14:37	304	170,24	-91,43	-27,58	27,51	-7,78	32,12
Média		302	171,27	-91,04	-28,00	27,74	-7,64	32,25

TABELA C.2

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para o sensor S1 e carregamento com panela vazia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo (°)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ. 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:49	97	135,06	-59,21	-29,64	22,60	-3,60	24,60
2	13:38	98	134,08	-97,68	-28,57	20,19	-11,07	27,45
3	14:23	96	141,01	-63,60	-28,78	23,49	-4,10	25,79
4	14:42	97	140,18	-72,16	-28,96	22,84	-5,80	26,22
Média		97	137,59	-73,16	-28,99	22,28	-6,14	26,01

TABELA C.3

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S2 carregamento com panela cheia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:45	303	296,50	-181,49	-43,09	46,63	-17,83	57,65
2	13:35	300	281,44	-174,38	-43,00	44,14	-17,33	54,90
3	14:19	300	322,03	-194,62	-42,66	50,79	-18,88	62,42
4	14:37	304	285,30	-172,54	-42,97	44,99	-16,75	55,31
Média		302	296,32	-180,76	-42,93	46,64	-17,70	57,57

TABELA C.4

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S2 carregamento com panela vazia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:49	97	235,80	-146,15	-43,09	36,98	-14,53	46,00
2	13:38	98	244,11	-135,77	-42,72	39,18	-12,05	46,40
3	14:23	96	237,52	-140,35	-42,68	37,65	-13,31	45,78
4	14:42	97	220,05	-129,54	-42,96	34,91	-12,24	42,37
Média		97	234,37	-137,95	-42,86	37,18	-13,03	45,14

TABELA C.5

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S2 e carregamento com panela cheia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:45	303	86,80	-123,50	-1,25	9,59	-18,78	16,55
2	13:35	300	74,66	-180,31	-0,92	3,96	-30,42	11,76
3	14:19	300	100,63	-197,62	0,33	7,97	-32,26	17,95
4	14:37	304	88,42	-176,18	-0,99	6,85	-28,83	15,70
Média		302	87,63	-169,40	-0,71	7,09	-27,57	15,49

TABELA C.6

Valores de deformação medidos e tensões calculadas para a roseta S2 e carregamento com panela vazia

Evento	Hora	Carga (t)	Def. Princ. 1 (μm)	Def. Princ. 2 (μm)	Ângulo ($^{\circ}$)	Tensão Princ. 1 (MPa)	Tensão Princ 2 (MPa)	Tensão eq. (MPa)
1	11:49	97	66,20	-132,07	-3,60	5,12	-21,62	11,79
2	13:38	98	71,53	-122,76	-3,79	6,69	-19,52	13,31
3	14:23	96	72,99	-111,20	-3,51	7,63	-17,21	13,84
4	14:42	97	53,73	-144,17	-3,61	2,02	-24,67	7,48
Média		97	66,11	-127,55	-3,63	5,37	-20,75	11,60

ANEXO D

D1 – Cálculo da vida através da mecânica da fratura

Para cálculo da vida através da mecânica da fratura para a condição de 3400 kN, inicialmente foi considerada uma trinca de 10mm. Foram considerados intervalos de crescimento de 7,62 mm até um valor a_f em que é atingido o valor de K_{Ic} de $4000 \text{ MPa}\cdot\sqrt{\text{m}}$.

Abaixo é detalhado como foi realizado o cálculo da vida para o primeiro intervalo, na sequência é apresentada a tabela de cálculo para todos os intervalos de crescimento.

Foi adotado ΔK_n calculado através do software FRANC2D. O valor adotado foi comparado com o calculado através da EQ. 3.8. O valor do comprimento da chapa de ligação (w) é de 180mm. O valor da variação de tensão foi considerado mostrado no ponto 3 da TAB 4.17.

$$\Delta KI = \sigma_r \sqrt{a} x (1,99 - 0,41x + 18,70x^2 - 32,48x^3 + 53,85x^4)$$

Onde:

$$x = \frac{a}{w}$$

$$x = \frac{17,78\text{mm}}{180\text{mm}} = 0,099$$

$$\begin{aligned} \Delta KI &= 57\sqrt{17,78} x (1,99 - 0,41x(0,099) + 18,70x(0,099)x^2 - 32,48x(0,099)^3 \\ &\quad + 53,85x(0,099)^4) = 504,73 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \end{aligned}$$

Foi calculada, a partir da equação de Paris EQ. 2.8, a taxa de propagação da trinca para o intervalo em análise. A constante C é considerada $5,61 \times 10^{-12}$ e m considerada 3,25 conforme mostrado na TAB. 4.5.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$

$$\frac{da}{dN} = 5,61 \times 10^{-12} (0,1 \times 504,73)^{3,25} = 6,27 \times 10^{-7}$$

Determina-se a taxa de crescimento média para dois intervalos:

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{media} = \frac{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}}{2} \quad (3.9)$$

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{media} = \frac{6,27 \times 10^{-7} + 2,3 \times 10^{-6}}{2} = 1,47 \times 10^{-6}$$

A partir da taxa média é determinada a quantidade de ciclos para crescimento da trinca entre os intervalos.

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN}\right)_{medio}} = \frac{2(a_{n+1} - a_n)}{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}}$$

$$\Delta N = \frac{2(17,78 - 10)}{2,2,58 \times 10^{-7} + 1,05 \times 10^{-6}} = 2,04 \times 10^5$$

O somatório de ciclos para cada intervalo até o intervalo do valor de K_{IC} é considerada a vida do componente. A TAB. D1 abaixo mostra o resultado do cálculo da vida da chapa de ligação a partir de uma trinca de 10mm.

TABELA D.1
Cálculo da vida para a chapa de ligação

Intervalo	Comprimento da trinca (mm)	ΔK_I Franc2D (MPa.m ^{1/2})	ΔK_I Analítico (MPa.m ^{1/2})	da/dN	da/dN Médio	Ciclos	Vida
1	10,16	301,85	367,02	6,27E-07	1,47E-06	2,04E+05	0,00E+00
2	17,78	450,90	504,73	2,31E-06	4,01E-06	7,48E+04	2,04E+05
3	25,40	595,65	637,09	5,71E-06	9,05E-06	3,31E+04	2,79E+05
4	33,02	755,91	775,45	1,24E-05	1,84E-05	1,63E+04	3,12E+05
5	40,64	930,24	925,78	2,43E-05	3,44E-05	8,71E+03	3,28E+05
6	48,26	1120,65	1093,26	4,45E-05	5,60E-05	5,36E+03	3,37E+05
7	55,88	1272,87	1284,17	6,74E-05	1,08E-04	2,78E+03	3,43E+05
8	63,50	1622,11	1506,74	1,48E-04	1,75E-04	1,71E+03	3,45E+05
9	71,12	1322,56	1771,93	2,02E-04	2,20E-04	1,37E+03	3,47E+05
10	78,74	1548,01	2093,88	2,37E-04	2,91E-04	1,03E+03	3,48E+05
11	86,36	1805,63	2490,34	3,44E-04	2,62E-02	1,15E+01	3,49E+05
12	93,98	2184,73	2983,05	5,20E-02	5,37E+00	5,59E-02	3,49E+05
13	101,60	2609,50	3598,06	1,07E+01	1,93E+03	1,56E-04	3,49E+05
14	109,22	3179,30	4366,06	3,85E+03	9,52E+05	3,15E-07	3,49E+05
15	116,84	3877,20	5322,62	1,90E+06	8,34E+08		