

**METODOLOGIA DE ANÁLISE DE FADIGA EM  
COMPONENTES ESTRUTURAIS DE AÇO BASEADA  
NA MECÂNICA DA FRATURA**

**RICARDO SANTOS TEIXEIRA**

**CURSO DE MESTRADO EM ENGENHARIA  
DE ESTRUTURAS**

**ESCOLA DE ENGENHARIA DA UFMG**

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS  
ESCOLA DE ENGENHARIA  
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

"METODOLOGIA DE ANÁLISE DE FADIGA EM COMPONENTES  
ESTRUTURAIS DE AÇO BASEADA NA MECÂNICA DA  
FRATURA"

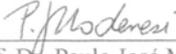
Ricardo Santos Teixeira

Dissertação apresentada ao Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Mestre em Engenharia de Estruturas".

Comissão Examinadora:

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Gabriel de Oliveira Ribeiro  
DEES-UFMG - (Orientador)

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Ricardo Hallal Fakury  
DEES-UFMG

  
\_\_\_\_\_  
Prof. Dr. Paulo José Modenesi  
DEMET-UFMG

Belo Horizonte, 28 de abril de 2004

Aos meus pais, meu irmão Davi e  
amigos.

## **Agradecimentos**

A Deus que está sempre presente nas nossas conquistas.

Ao professor Gabriel de Oliveira Ribeiro pela orientação, amizade, incentivo, dedicação e paciência para passar seu conhecimento e experiência, o meu muito obrigado.

Aos professores do departamento, minha gratidão que, pela amizade ou pelo simples convívio me ajudaram nesse trabalho.

A todos os colegas do curso pela troca de conhecimento, amizade e brincadeiras. Vocês proporcionaram bons momentos que nunca esquecerei.

A todos os funcionários do departamento pelo profissionalismo, amizade e prontidão para ajudar.

Ao CNPq, pelo apoio financeiro.

## Sumário

<i>Lista de figuras</i> .....	v
<i>Lista de tabelas</i> .....	viii
<i>Lista de abreviaturas, Siglas e Símbolos</i> .....	ix
<i>Resumo</i> .....	xi
<i>Abstract</i> .....	xii
<b>1 Introdução</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Revisão bibliográfica</b> .....	<b>6</b>
2.1 - <i>Introdução</i> .....	6
2.2 - <i>Abordagem pela tensão</i> .....	8
2.2.1 - Carregamento cíclico .....	10
2.2.2 - Diagramas normalizados .....	13
2.2.3 - Estimativa de vida .....	17
2.3 - <i>Abordagem pela deformação</i> .....	18
2.3.1 - Curvas histeréticas .....	19
2.3.2 - Material ciclicamente amolecido e ciclicamente endurecido .....	19
2.3.3 - Efeito da tensão média .....	22
2.4 - <i>Abordagem pela Mecânica da Fratura</i> .....	23
2.4.1 - Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) .....	25
2.4.2 - Fadiga .....	27
2.5 - <i>Métodos numéricos</i> .....	29
2.6 - <i>Trincas em elementos soldados</i> .....	31
2.6.1 - Defeitos em soldas e sua influência no surgimento e crescimento da trinca .....	37
2.6.2 - Curvas S-N de componentes estruturais soldados .....	40
2.6.3 - Tipos de trincas .....	42
<b>3 Metodologia</b> .....	<b>45</b>
3.1 - <i>Introdução</i> .....	45
3.2 - <i>Cálculo da vida à fadiga com base na Mecânica da Fratura</i> .....	47
3.2.1 - Dimensões da trinca durante seu crescimento .....	49
3.3 - <i>Considerações para a análise numérica</i> .....	51

3.3.1 - Propriedades do material .....	51
3.3.2 - Carregamento .....	52
3.4 - Método computacional utilizado.....	52
3.5 - Métodos empíricos para cálculo de vida à fadiga de componentes contendo defeitos. ....	58
<b>4 RESULTADOS .....</b>	<b>62</b>
4.1 - Problema analisado .....	62
4.1.1 - Considerações de fadiga .....	64
4.1.2 - Área efetiva da seção transversal .....	64
4.2 – Modelo unidimensional .....	65
4.3 - Modelo tridimensional .....	66
4.3.1 - Descrição do modelo tridimensional .....	66
4.3.2 - Resultados do modelo tridimensional .....	68
4.4 - Defeito inicial planar circular interno.....	72
4.4.1 - Cálculo da vida à fadiga do problema com trinca circular inicial.....	76
4.5 - Defeito inicial planar semicircular de superfície .....	78
4.6 - Cálculo da vida à fadiga da viga pela NBR 8800.....	81
4.7 - Refino da malha. ....	82
<b>5 CONCLUSÕES .....</b>	<b>84</b>
<b>6 BIBLIOGRAFIA.....</b>	<b>87</b>
6.1 - Referências bibliográficas .....	87
6.2 - Bibliografia recomendada .....	91

## Lista de figuras

FIGURA 2.1 - Curvas S-N para o mesmo material com escala linear para a amplitude de tensão e com escala do número de ciclos linear em (a) e logarítmica em (b).....	8
FIGURA 2.2 - Histórico de um carregamento e a curva S-N.....	11
FIGURA 2.3 - Representação de um carregamento aleatório. ....	11
FIGURA 2.4 - Regra do procedimento “Rainflow” para a consideração ou não de um cíclico.....	12
FIGURA 2.5 - Diagrama de vida constante para alumínio 7075-T6. DOWLING, (1999). .....	14
FIGURA 2.6 - Amplitude de tensão normalizada x tensão média para alumínio 7075-T6. DOWLING (1999). ....	14
FIGURA 2.7 - Curva histerética. ....	19
FIGURA 2.8 - Comportamento de endurecimento e de amolecimento.....	20
FIGURA 2.9 - Curva cíclica tensão-deformação.....	21
FIGURA 2.10 - Obtenção da curva histerética estabilizada usando a hipótese de Massing.....	21
FIGURA 2.11 - Curva deformação x vida à fadiga .....	22
FIGURA 2.12 - Componentes de tensão no plano em um ponto à frente da ponta da trinca. ....	25
FIGURA 2.13 - Modos de carregamento.....	26
FIGURA 2.14 - Trinca centrada em uma placa infinita.....	26
FIGURA 2.15 - Comportamento do crescimento da trinca. ....	28
FIGURA 2.16 - Tipos de soldas mais usadas. ....	32
FIGURA 2.17 - Principais defeitos encontrados em elementos soldados. ....	33
FIGURA 2.18 - Principais pontos de concentração de tensão em elementos soldados. .	34
FIGURA 2.19 - Deformações decorrentes de tensão residual na união de duas chapas.	35
FIGURA 2.20 - Variação da tenacidade à fratura ao longo de uma solda feita em um aço (18 % nickel maraging steel), BROEK (1986). ....	36

FIGURA 2.21 - Trincas em soldas de chanfro na união de duas chapas (a), (b) e (c), número de ciclos para a falha em função da variação da tensão aplicada para as três configurações, (d). TAYLOR et al. (2002).....	37
FIGURA 2.22 - Fases de crescimento de uma trinca com origem num defeito interno na solda de ligação da mesa com a alma. ....	38
FIGURA 2.23 - Fases de crescimento de trincas em ligações soldadas com chapas.....	39
FIGURA 2.24 - Linhas de crescimento de uma trinca iniciada de um defeito interno na solda. ....	40
FIGURA 2.25 - Viga e soldas nos modelos testados por METROVICH et al. (2003). .	43
FIGURA 2.26 - Trincas causadas por defeitos típicos na solda de ligação de perfil tipo I, METROVICH et al. (2003). ....	43
FIGURA 2.27 - Trincas com maior incidência em pontes de aço. ....	44
FIGURA 3.1 - Esquema do modelo unidimensional da viga de rolamento.....	46
FIGURA 3.2 - Aplicação dos deslocamentos e de cargas no modelo tridimensional. ...	47
FIGURA 3.3 - Crescimento de uma trinca circular planar na região da solda de um perfil tipo I. ....	50
FIGURA 3.4 - Trincas em perfil tipo I com mais de uma frente.....	51
FIGURA 3.5 - Contorno aproximado de uma solda de união da alma com a mesa de um perfil I.....	51
FIGURA 3.6 - Dependência entre os módulos OSM e FRANC3D/BES. ....	53
FIGURA 3.7 - Propagação de uma trinca interna até torna-se uma descontinuidade.....	54
FIGURA 3.8 - Sistema de coordenadas da frente da trinca e pontos geométricos (“geometry points”) utilizados no cálculo dos fatores de intensidade de tensão, CFG (1998). ....	55
FIGURA 3.9 - Simulação da propagação de trinca de fadiga em três dimensões pelo FRANC3D, RIDDELL et al. (1997).....	56
FIGURA 4.1 - (a) representação da ponte rolante, (b) dimensões da viga de rolamento dimensionada. ....	63
FIGURA 4.2 - Solicitação máxima na viga de rolamento. ....	64
FIGURA 4.3 - Considerações para cálculo da área efetiva da seção transversal de uma viga de rolamento com passadiço. ....	65

FIGURA 4.4 - Representação do modelo unidimensional: (a) carregamento máximo; (b) carregamento mínimo. ....	66
FIGURA 4.5 - Representação do modelo tridimensional: (a) localização do trecho de análise; (b) aplicação da tensão de contato; (c) aplicação dos deslocamentos nas seções de corte do trecho de análise.....	67
FIGURA 4.6 - Representação do modelo tridimensional: (a) faces do modelo; (b) comprimento das pernas da solda de filete; (c) malha do modelo. ....	69
FIGURA 4.7 - Distribuição de tensões e deslocamentos no trecho de análise, com carregamento máximo, fator de amplificação de 200 vezes para os deslocamentos. ....	70
FIGURA 4.8 - Representação da metade inferior do trecho de análise do modelo tridimensional. ....	71
FIGURA 4.9 - Comprimento característico de uma trinca semicircular ou semi-elíptica de superfície na região da solda de união da alma com a mesa. ....	73
FIGURA 4.10 - Posição do defeito planar circular inicial no modelo tridimensional....	73
FIGURA 4.11 - Frentes de trinca obtidas após 15 incrementos para o modelo com trinca circular inicial. ....	74
FIGURA 4.12 - Posição do defeito planar semicircular inicial no modelo tridimensional. ....	78
FIGURA 4.13 - Frentes de trinca obtidas após 13 incrementos para o modelo com trinca semicircular inicial.....	79
FIGURA 4.14 - Influência da modelagem na superfície da trinca nos resultados da Tensão principal e do fator de intensidade de tensão.....	83

## Lista de tabelas

TABELA 1.1 - Definições de carregamentos cíclicos com amplitude constante. ....	9
TABELA 4.1 - Comparação dos resultados entre a análise do modelo inteiro e da metade do modelo tridimensional com uma trinca circular interna. ....	71
TABELA 4.2 - Resultados obtidos da análise de uma trinca inicial planar circular interna. ....	75
TABELA 4.3 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão para a trinca circular, entre o FRANC3D e o método de Murakami e Endo. ....	76
TABELA 4.4 - Cálculo da vida á fadiga para a trinca inicial circular. ....	77
TABELA 4.5 - Resultados obtidos da análise de uma trinca inicial planar semicircular de superfície. ....	79
TABELA 4.6- Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão para a trinca semicircular, entre o FRANC3D e o método de Murakami e Endo. ....	80
TABELA 4.7 - Cálculo da vida á fadiga para a trinca inicial semicircular ....	80

## Lista de abreviaturas, Siglas e Símbolos.

a	Meio comprimento de trinca.
C, m	Constantes da Lei de Paris.
E	Módulo de elasticidade.
FIT	Fator de Intensidade de Tensão
K ( $K_I$ , $K_{II}$ , $K_{III}$ )	Fator de Intensidade de Tensão para os modos I, II, III.
$K_C$	Fator de Intensidade de Tensão Crítico, ou Tenacidade à Fratura.
$K_{Th}$	Limiar do Fator de Intensidade de Tensão.
MEC	Método de Elementos de Contorno.
MEF	Método de Elementos Finitos.
MFEL	Mecânica da Fratura Elástica Linear.
N	Número de Ciclos
$N_f$	Número de ciclos para a falha.
R	Razão de tensão.
ZTA	Zona Termicamente Afetada.
$\Delta\sigma$	Varição de tensão.
$\beta$	Coefficiente geométrico.
$\varepsilon_e$	Deformação elástica.
$\varepsilon_p$	Deformação plástica.
$\nu$	Coefficiente de Poisson.

$\sigma_a$	Amplitude de tensão.
$\sigma_e$	Limite de Resistência à Fadiga.
$\sigma_m$	Tensão Média.
$\sigma_u$	Resistência Última.
$\sigma_y$	Tensão de Escoamento.

## Resumo

Neste trabalho é estudado o comportamento à fadiga de componentes estruturais de aço submetidos a carregamentos cíclicos contendo defeitos ou descontinuidades como porosidades, vazios internos, partículas não metálicas, entre outros. Para isso foi feita uma pesquisa bibliográfica para se levantar os tipos de defeitos mais comuns que ocorrem em estruturas metálicas. Verificou-se que defeitos similares a trincas, ocorrem principalmente em ligações soldadas. A análise do comportamento à fadiga desses componentes foi feita utilizando-se a abordagem pela Mecânica da Fratura, por ser essa abordagem mais moderna e realista. A análise de fadiga baseada nessa metodologia é uma das aplicações mais bem sucedidas da Mecânica da Fratura. O cálculo do fator de intensidade de tensão,  $K_I$ , necessário para análise da vida à fadiga, é particularmente difícil em problemas com geometrias tridimensionais complexas, sendo que para a maioria das configurações reais, a avaliação desse parâmetro é viável apenas por meio de métodos numéricos. Desenvolveu-se ampla pesquisa bibliográfica, bem como intenso programa de testes de validação de uma metodologia para análise de propagação de trincas e vida à fadiga, com base em métodos numéricos e nos fundamentos da Mecânica da Fratura. Utiliza-se o programa FRANC3D, baseado no método dos elementos de contorno, para o cálculo de  $K_I$  em componentes estruturais contendo defeitos. Com os resultados obtidos foi calculada a vida à fadiga de uma viga de rolamento bi-apoiada de aço, sujeita a carregamentos cíclicos e contendo dois tipos de defeitos, de ocorrência freqüente na solda de ligação da mesa com a alma de perfis de aço I. A ordem de grandeza dos resultados obtidos para as vidas à fadiga é semelhante aos valores correspondentes obtidos usando-se os critérios simplificados da NBR-8800 para estruturas de aço.

**Palavras chaves:** Mecânica da Fratura, Fator de Intensidade de Tensão, Fadiga, Propagação de Trincas, Estruturas de Aço.

## **Abstract**

The fatigue analysis of steel structural members containing defects under the action of variable loads is the main objective of this work. For this purpose, a bibliographical research has been performed to find the most common defects like cracks in steel structures. The conclusion from this research is that this type of defects has been mainly observed in welded joints. The fatigue analysis of components with defects has been developed through an approach based on Fracture Mechanics. This approach is the most realistic and modern to deal with this kind of analysis. Further this; fatigue analysis is one of the most successful applications of Fracture Mechanics. The evaluation of the stress intensity factor,  $K_I$ , in the analysis of the fatigue life, is particularly cumbersome in three-dimensional problems with complex geometries, and sometimes is possible only by using numerical methods. An extensive bibliographical research has been developed, as well as an intense testing program to validate a methodology for the analysis of cracks propagation and fatigue life evaluation, based on numerical methods and Fracture Mechanics concepts. In order to calculate the stress intense factor  $K_I$  in structural members containing defects, the computational program FRANC3D, based on the boundary elements method, has been applied. From the results obtained for  $K_I$ , the fatigue life was calculated for a simple supported steel I shaped beam supporting a runway crane, subjected to cyclic loads. It was assumed the occurrence of two types of the most common defects in the in web-to-flange junction of the beam. The results of fatigue life obtained in this way are of the same magnitude order of those evaluated by using the simplified procedures adopted by the NBR 8800 code for structural steel.

**Keywords:** Fracture Mechanical, Stress Intensity Factor, Fatigue, Crack Propagation, Stell Structures.

# 1

## Introdução

O fenômeno da fratura sob fadiga tornou-se proeminente com a chamada revolução industrial do século XIX. A literatura cita um grande número de acidentes ocorridos nesse período em máquinas a vapor e locomotivas. Estimativas dessa época relatam cerca de duzentas mortes por ano na Inglaterra no período de 1860 a 1870 em acidentes ferroviários decorrentes de falhas por fratura, o que é muito para uma época em que somente uma pequena parte da população tinha acesso a este tipo de transporte. Mas os acidentes causados por fratura mais citados foram os ocorridos com os navios Liberty, construídos nos Estados Unidos na década de 40 do século XX, época da segunda guerra mundial. Dos 2500 navios construídos, 1289 sofreram algum tipo de problema causado por fratura. Desses, 233 tiveram proporções catastróficas sendo que muitos chegaram a partir-se em dois.

O grande número de acidentes por fratura durante a segunda guerra talvez foi o grande impulso para o estudo deste fenômeno. É também neste período que a disciplina Mecânica da Fratura expande-se do meio acadêmico e científico para a aplicação na indústria e projetos de novos equipamentos e estruturas.

No vocabulário da engenharia, o termo fadiga do material significa mudanças nas propriedades do material as quais podem ocorrer sob repetidos ciclos de carregamento e descarregamento. Essas mudanças causam uma falha prematura e inesperada sob níveis de tensões abaixo dos estabelecidos em projeto. A falha prematura pode tomar proporções catastróficas caso ocorra a ruptura do material e o colapso de componentes importantes da estrutura. Essa ruptura decorre do crescimento instável de trincas e é conhecida como fratura frágil.

A capacidade de um material resistir à fratura frágil é uma propriedade conhecida como tenacidade à fratura. Normalmente, materiais com alta resistência à ruptura e baixa resistência ao escoamento, apresentam baixa tenacidade à fratura. A primeira preocupação no projeto em relação à fadiga é então estabelecer uma combinação otimizada de resistência suficiente para suportar o carregamento com tenacidade adequada para suportar grandes números de variações desse carregamento.

O projeto convencional de estruturas, sem a preocupação com o fenômeno da fadiga, apenas evita a falha ou o colapso estrutural causados pela ruptura ou instabilidade, o que pode ser conseguido com a escolha de materiais de alta resistência. O projeto de estruturas para suportar carregamentos altamente variáveis vai interferir diretamente não só na escolha do material, como também no redimensionamento da estrutura, e o mais importante, na identificação e modificação dos detalhes que causam altos níveis de concentração de tensão.

Problemas de concentração de tensão são particularmente severos em defeitos internos e externos que se comportam como trincas. Esses defeitos devem ser evitados na fabricação de componentes estruturais para se ter uma vida útil longa. Porém, mesmo tomando-se todas as providências relativas ao projeto e fabricação, defeitos semelhantes a trincas ainda ocorrem com grande frequência. O surgimento de trincas ocorre em regiões de concentração de tensões decorrentes de furos e entalhes, muito comuns em ligações de componentes em estruturas metálicas. Outro aspecto, de grande importância para estruturas metálicas, são as ligações soldadas. No processo de soldagem a

ocorrência de defeitos semelhantes a trincas é muito comum tornando-se pontos críticos de concentração de tensão, a partir dos quais a trinca poderá propagar-se de forma estável ou não, e até mesmo numa situação limite levar a estrutura ao colapso. Os defeitos de soldagem decorrem do processo de soldagem em si e às vezes pela possível reação do metal da solda com a atmosfera, produzindo partículas indesejáveis de óxidos e falhas na fusão da solda com o metal da estrutura. A detecção desses defeitos é possível graças a técnicas de inspeção não destrutivas, como o ultra-som ou líquidos penetrantes.

O completo entendimento dos mecanismos da fratura por fadiga envolve principalmente o conhecimento de duas áreas da engenharia: a de materiais e a mecânica aplicada. Ou seja, é necessária uma abordagem em nível microestrutural, no âmbito da área de conhecimento de engenharia de materiais, para buscar explicações para a fase de nucleação, período no qual a trinca se forma até assumir dimensões macroscópicas, a partir do que a trinca passa à fase de propagação que pode ser abordada com base na fundamentação da mecânica aplicada.

O entendimento do período de nucleação da trinca ainda não está bem consolidado e é objeto de muitos estudos e pesquisas tanto no âmbito acadêmico, quanto industrial. Envolve o estudo das ligações dos átomos, contornos e formas de grãos, da estrutura cristalina, bandas de escorregamento e interação da matriz metálica com as partículas não metálicas. Por outro lado, o período de propagação já é bem compreendido e as técnicas desenvolvidas para prever esse período de crescimento fornecem resultados confiáveis. Esses métodos vêm sendo aprimorados desde meados do século passado e ganharam grande impulso com a evolução dos computadores.

Três dos métodos mais usados e conhecidos na análise da fadiga são: a abordagem pela tensão ou curvas S-N; a abordagem pela deformação ou curvas  $\epsilon$ -N e a moderna abordagem pela Mecânica da Fratura. As duas primeiras abordagens são práticas e simples de serem empregadas. Diferem uma da outra pelo nível de tensão envolvido. Em situações onde o nível de tensão está abaixo da tensão de escoamento utiliza-se a abordagem pela tensão, enquanto para aplicações com níveis de tensão próximos ao

limite de escoamento, envolvendo deformações plásticas significantes, aplica-se a abordagem pela deformação. As curvas S-N e  $\epsilon$ -N são levantadas a partir de corpos-de-prova padronizados, livres de defeitos e sob carregamento de amplitude constante. A abordagem pela Mecânica da Fratura por sua vez é aplicável a situações em que exista ou prevê-se um defeito semelhante a uma trinca. As formulações da Mecânica da Fratura estão baseadas em um parâmetro que descreve a distribuição de tensões em torno da frente da trinca. Este parâmetro é conhecido como Fator de Intensidade de Tensão. A partir desse fator, que governa os estudos de tensões e deformações para pontos próximos à frente da trinca, estabelece-se um novo critério de resistência do material considerando-se que a trinca irá se propagar se este fator ultrapassar um valor limite crítico chamado Tenacidade à Fratura. Este limite pode ser estimado com base em corpos-de-prova e metodologia especificada em normas apropriadas tal como especificado na ASTM E399-74T.

A abordagem da análise de componentes estruturais contendo trincas (defeitos) por meio da Mecânica da Fratura é mais realista, e a análise de fadiga é considerada como uma das aplicações mais bem sucedidas dessa disciplina. A Mecânica da Fratura é difundida em indústrias de ponta, porém ainda é pouco conhecida por parte da maioria dos engenheiros. Atualmente poucas escolas de engenharia do Brasil oferecem essa disciplina no currículo da graduação. Uma grande barreira para a utilização dos conceitos da Mecânica da Fratura é a dificuldade de análise de corpos tridimensionais sujeitos a carregamentos complexos. Entretanto, o desenvolvimento de métodos numéricos computacionais mais eficientes, aliado à evolução dos computadores vem facilitando e incrementando a utilização desses conceitos para análise de qualquer tipo de geometria do corpo e carregamento diversos. Nesse sentido diversos programas computacionais estão disponíveis atualmente baseados principalmente no método dos elementos finitos e método de elementos de contorno no qual se baseia o programa FRANC3D utilizado neste trabalho como ferramenta de análise dos parâmetros da Mecânica da Fratura e de propagação de trincas.

Os métodos de análise à fadiga da abordagem pela tensão, da abordagem pela deformação e da abordagem pela Mecânica da Fratura são abordados no Capítulo 2,

onde é também feita uma descrição dos métodos numéricos existentes para o cálculo do fator de intensidade de tensão e uma revisão sobre defeitos mais frequentes em ligações soldadas. No Capítulo 3 é apresentada a metodologia para a análise à fadiga utilizando os conceitos da Mecânica da Fratura. Os resultados obtidos mostraram-se satisfatórios, como pode ser visto no Capítulo 4, quando comparados aos resultados obtidos através dos conceitos usados pela Norma ABNT/NBR 8800 (2003) bem como com os obtidos por meio de métodos empíricos. As conclusões finais dessa análise são apresentadas no Capítulo 5.

# 2

## Revisão bibliográfica

### 2.1 - Introdução

Fadiga em metais é um processo que causa uma falha prematura, ou seja, a ruptura ou perda da funcionalidade de um componente sujeito a um carregamento repetido. O processo da fadiga pode ser dividido em duas fases, a nucleação e iniciação da trinca e a propagação da trinca. A nucleação engloba o período gasto para a formação e o crescimento inicial da trinca até que um comprimento macroscópico seja alcançado. A propagação é o período gasto para a trinca crescer e alcançar um tamanho crítico o qual leva à falha do componente. A distinção entre as duas fases é difícil de ser definida. A separação das fases dependerá também do tamanho do componente, do tipo de material e do método usado para detectar a presença da trinca.

Os três métodos mais usados para estudar e prever a fadiga são a abordagem pela tensão (curvas S-N), a abordagem pela deformação (curvas  $\epsilon$ -N) e a moderna abordagem pela Mecânica da Fratura.

A abordagem pela tensão foi o primeiro método a ser desenvolvido e é aplicável principalmente quando grandes períodos de vida à fadiga são esperados, e é válida enquanto as tensões e as deformações envolvidas permanecerem no regime elástico. Por outro lado a abordagem pela deformação é empregada em situações onde uma parcela considerável de deformação plástica e períodos curtos de vida à fadiga estão envolvidos. Essa abordagem tem grande aplicação em vasos de pressão, em componentes sujeitos a altas temperaturas de serviço e em estruturas sujeitas a abalos sísmicos.

A disciplina Mecânica da Fratura se desenvolveu originalmente baseada no princípio da linearidade elástica, e depois foi estendida para comportamento não-linear elástico. A Mecânica da Fratura também pode ser usada para estimar o número de ciclos de carregamento até uma fratura ocorrer. Difere da abordagem pela tensão e pela deformação por permitir calcular o número de ciclos restantes de um componente estrutural contendo uma trinca desde que alguns parâmetros geométricos, parâmetros do material as tensões atuantes e o tamanho inicial e o tamanho crítico da trinca sejam conhecidos.

A análise de fadiga utilizando os conceitos da Mecânica da Fratura sem dúvida é um dos meios mais bem sucedidos. Pelo fato das duas primeiras abordagens não incorporarem o tamanho da trinca, mesmo que esse seja conhecido, a Mecânica da Fratura torna-se uma ferramenta muito mais realista para analisar o fenômeno da fadiga tornando possível a avaliação da vida residual de uma peça trincada e assim elaborar planos de inspeção e manutenção.

A seguir apresentam-se os fundamentos das três abordagens usadas no estudo da fadiga.

## 2.2 - Abordagem pela tensão

Se um corpo de prova é submetido a um carregamento cíclico, poderá aparecer uma trinca que propagar-se-á até que um número de ciclos  $N_f$ , no qual ocorre a falha, seja alcançado. Se o teste é repetido com um carregamento cíclico de maior intensidade o número de ciclos  $N_f$  será menor. Um gráfico de tensão em função do número de ciclos  $N_f$  é obtido quando diversos corpos de prova são submetidos a diferentes amplitudes de tensão, geralmente amplitude de tensão constante e com tensão média igual a zero. Este gráfico, representado na FIG. 2.1a, é conhecido como curva S-N. As curvas S-N também são comumente representadas pela tensão máxima ou pela variação de tensão, e neste caso com tensões médias diferentes de zero. Na TAB.1.1 é apresentada a notação utilizada para caracterizar o carregamento cíclico, com amplitude constante, juntamente com um gráfico tensão versus tempo, no qual a amplitude de tensão é constante.

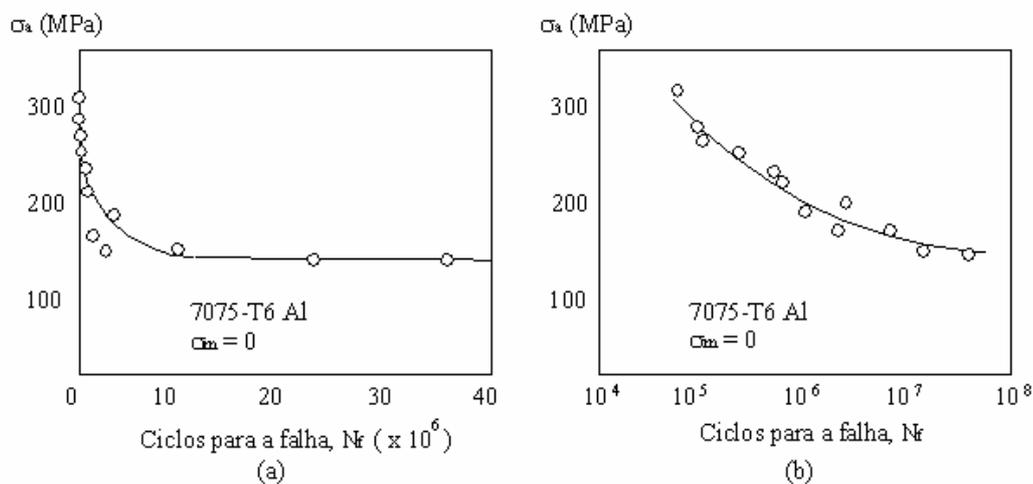


FIGURA 2.1 - Curvas S-N para o mesmo material com escala linear para a amplitude de tensão e com escala do número de ciclos linear em (a) e logarítmica em (b).

TABELA 1.1 - Definições de carregamentos cíclicos com amplitude constante.

Amplitude de tensão $\sigma_a$	$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2}$	Representação gráfica.
Tensão média $\sigma_m$	$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2}$	
Variação de tensão $\Delta\sigma$	$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$	
Razão de tensão R	$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}$	

Devido à pequena variação do número de ciclos encontrada quando o corpo de prova é submetido a altas amplitudes de tensões, a escala do número de ciclos é geralmente cotada em escala logarítmica, FIG. 2.1b. Se uma curva S-N se aproxima de uma reta, em escala log-linear, a representação matemática dessa curva pode ser aproximada pela Eq. (2.1).

$$\sigma_a = C + D \log(N_f) \quad (2.1)$$

onde  $C$  e  $D$  são constantes de ajuste. Para uma curva S-N em escala Log-Log, onde a escala da amplitude de tensão também é cotada em escala logarítmica pode-se aproximar pela Eq. (2.2a) ou pela Eq. (2.2b):

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.2a)$$

ou por:

$$\sigma_a = AN_f^B \quad (2.2b)$$

Nos dois casos as constantes de ajuste são dadas por:

$$A = 2^b \sigma'_f \quad B = b \quad (2.3)$$

$b$  e  $\sigma'_f$  são propriedades do material, obtidas experimentalmente através de corpos de provas sem entalhes e com tensão média  $\sigma_m = 0$  (carregamento completamente reverso).

Para alguns tipos de material, verifica-se experimentalmente um patamar de vida constante abaixo do qual tem-se, teoricamente, uma vida infinita. Este patamar é conhecido como Limite de Resistência à Fadiga  $\sigma_e$ , “Endurance Limit”. Essa

característica é comum para aços de baixo carbono e de baixa liga. Para materiais onde esse valor não é bem distinto convencionou-se que o limite à fadiga corresponde a uma vida de  $10^7$  ou  $10^8$  ciclos. O termo Resistência à Fadiga é usado para especificar o valor da amplitude de tensão, a partir da curva S-N, para um certo valor de vida conforme objetivo de projeto. Por exemplo, a Resistência à Fadiga em  $10^5$  ciclos é a amplitude de tensão correspondente a  $N_f = 10^5$ .

### 2.2.1 - Carregamento cíclico

O carregamento atuante na estrutura pode ser dividido em sollicitações permanentes e variáveis. Por exemplo, uma ponte terá uma carga permanente resultante do seu peso próprio mais o revestimento e acessórios e cargas variáveis devido ao tráfego de veículos, vento, variação de temperatura ou carga decorrente de abalos sísmicos. Devido à variabilidade das amplitudes de tensão no carregamento variável não é possível usar diretamente as curvas S-N para prever a vida útil. Para contornar esse problema foram desenvolvidas técnicas e regras para calcular a vida à fadiga em componentes sujeitos a carregamentos com  $\sigma_m \neq 0$  e com amplitude variável a partir dos dados de uma curva S-N com  $\sigma_m = 0$  e  $\sigma_a$  constante.

Para tratar do carregamento de amplitude variável é empregada a regra de Palmgren-Miner. A regra de Palmgren-Miner afirma que a falha por fadiga ocorrerá quando a soma das frações de vida gasta para cada carregamento aleatório se igualar a 1. Por exemplo, seja o carregamento aleatório na FIG. 2.2. Esse carregamento consta das amplitudes de tensões  $\sigma_{a1}$ ,  $\sigma_{a2}$  e  $\sigma_{a3}$  aplicadas de forma completamente reversa ( $\sigma_m = 0$ ), durante  $N_1$ ,  $N_2$  e  $N_3$  ciclos respectivamente. Para a tensão  $\sigma_{a1}$  tem-se um limite de resistência à fadiga de  $N_{f1}$  ciclos. Esse carregamento então reduziu a vida total da peça por uma fração de  $N_1/N_{f1}$ , para as tensões  $\sigma_{a2}$  e  $\sigma_{a3}$  a fração de vida gasta foi de  $N_2/N_{f2}$  e  $N_3/N_{f3}$  respectivamente. De uma forma geral a regra de Palmgren-Miner pode ser escrita pela Eq. (2.4):

$$\frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \frac{N_3}{N_{f3}} + \dots + \frac{N_j}{N_{fj}} = 1 \quad (2.4)$$

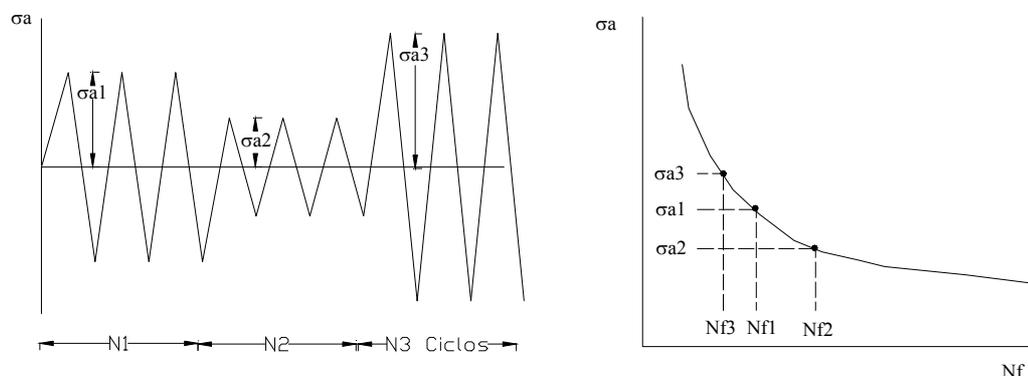


FIGURA 2.2 - Histórico de um carregamento e a curva S-N

Normalmente o histórico do carregamento não é bem comportado como se mostra na FIG. 2.2. Dependendo do tipo de solicitação de serviço o histórico pode ter uma variação aleatória como é mostrado na FIG. 2.3. Nela pode-se ver que a identificação dos ciclos é uma tarefa difícil e também, pela falta de um critério, não se sabe com certeza quais ciclos devem ser considerados e definidos para o emprego da regra de Palmgren-Miner.

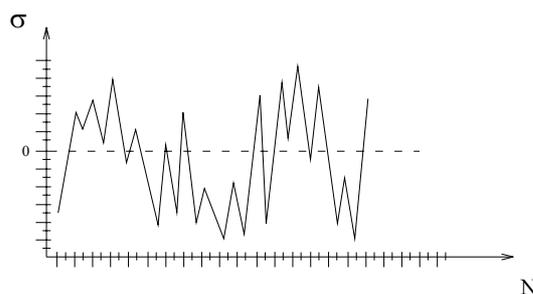


FIGURA 2.3 - Representação de um carregamento aleatório.

Diversos procedimentos foram pesquisados e propostos para se chegar a um carregamento que tivesse o mesmo efeito de um carregamento aleatório. Depois de diversos debates chegou-se a um consenso que o melhor procedimento foi o desenvolvido pelo Professor T. Endo e seus colaboradores no Japão por volta de 1968 e

que foi denominado “Rainflow cycle counting”, DOWLING (1999). Nesse procedimento é analisado de cada vez uma seqüência de três mudanças no comportamento da tensão. Os pontos onde a tensão muda de crescente para decrescente são os picos e os pontos onde a tensão muda de decrescente para crescente são os vales. Em uma combinação pico-vale-pico, um ciclo é considerado ou contado quando a diferença entre o segundo pico e o vale for maior ou igual à diferença entre o primeiro pico e o vale, como mostrado na FIG. 2.4a, ou, para uma combinação vale-pico-vale, se a diferença entre o segundo vale e o pico for maior ou igual à diferença entre o primeiro vale e o pico, como mostrado na FIG. 2.4b. No exemplo da FIG. 2.4a, a variação  $\Delta_{AB}$  é considerada somente quando a diferença entre o pico  $C$  e o vale  $B$  for maior ou igual à diferença entre o pico  $A$  e o vale  $B$ .

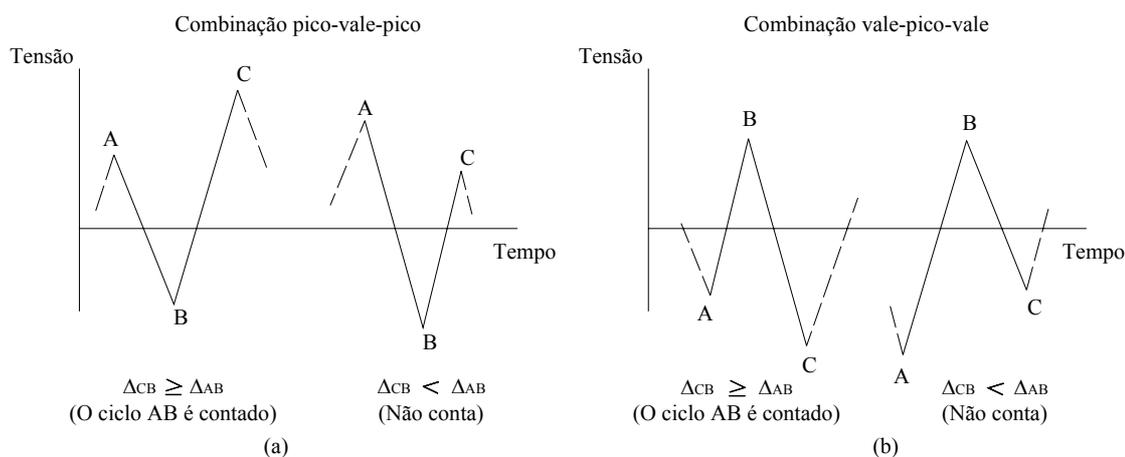


FIGURA 2.4 - Regra do procedimento “Rainflow” para a consideração ou não de um cíclico.

É também necessário rearranjar o histograma com o maior valor absoluto (pico ou vale) antes de iniciar o procedimento. Quando uma variação de tensão é considerada esta é armazenada e retirada do histograma. Terminada a primeira passagem repete-se a operação no histograma resultante até que não seja mais possível contar mais nenhuma variação de tensão.

A regra de Palmgren-Miner pode não apresentar a realidade principalmente quando o nível de amplitude for muito alto ou muito baixo. Diversas teorias foram desenvolvidas para tentar ajustar a regra de Palmgren-Miner à variação da amplitude. Essas teorias são conhecidas como teorias de dano cumulativo não-linear. Maiores informações sobre essas teorias podem ser encontradas em COLLINS (1993). A escolha de qual teoria utilizar é discutível, pois elas costumam produzir resultados diversos, às vezes com diferenças significativas. Por tudo isso a utilização da regra de Palmgren-Miner ainda é muito utilizada devido a sua facilidade de aplicação e à falta de um estudo mais elaborado no assunto.

### 2.2.2 - Diagramas normalizados.

Pode-se também representar as curvas S-N por meio do diagrama mostrado na FIG. 2.5, o qual é chamado de Diagrama de Vida Constante. Nele é mostrada uma família de curvas S-N onde cada curva é composta por pontos representando pares de valores de amplitude e a correspondente tensão média, para uma vida constante. Notar que esse gráfico é obtido com diferentes valores de tensão média e que  $\sigma_{ar}$  intercepta as curvas em  $\sigma_m = 0$ , onde  $\sigma_{ar}$  é o valor da amplitude de tensão correspondente a um carregamento completamente reverso.

Com esta representação pode-se obter um gráfico normalizado plotando a razão  $\sigma_a/\sigma_{ar}$  de todas as vidas constantes em função da tensão média  $\sigma_m$ . O resultado da normalização dos dados da FIG. 2.5 é mostrado na FIG. 2.6. Esse gráfico reúne os dados de várias tensões médias e vidas em uma única curva. Pode-se assim ajustar uma curva e obter uma equação que represente todos os dados. Uma aproximação é traçar uma linha reta entre os pontos  $(\sigma_m, \sigma_a/\sigma_{ar}) = (0, 1)$  e  $(\sigma_U, 0)$  pois, quando a tensão média se aproxima da resistência última ( $\sigma_U$ ), a amplitude ( $\sigma_a$ ) se aproxima de zero. A equação que representa essa reta é dada por:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_U} = 1 \quad (2.5)$$



onde  $\sigma_e$  é o limite de resistência à fadiga para uma tensão média qualquer e  $\sigma_{er}$  é o limite de resistência à fadiga para tensão média igual a zero.

Essa forma de representar as curvas S-N foi inicialmente desenvolvida por Smith em 1942, a partir de um trabalho inicial feito por Goodman e é conhecida por Diagrama de Goodman.

Para situações onde a tensão média é de compressão a Eq. (2.5) e a Eq. (2.6) não são conservativas como mostrado na FIG. 2.6 onde os dados ficam abaixo da linha de Goodman. Para assegurar uma resposta a favor da segurança assume-se que a tensão de compressão não cause benefício o que equivale a adotar a linha horizontal representada na FIG. 2.6, dada por:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} = 1, \quad \frac{\sigma_e}{\sigma_{er}} = 1 \quad (\sigma_m \leq 0) \quad (2.7)$$

Outras equações têm sido propostas para ajustar melhor a reta aos dados obtidos em testes. Uma destas relações é a Parábola de Gerber que é dada por:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_U} \right)^2 = 1 \quad (\sigma_m \geq 0) \quad (2.8)$$

Situações onde  $\sigma_m = 0$ , é aconselhável o uso da Eq. (2.7).

Quando se trabalha com materiais de ductilidade média o Diagrama de Goodman apresenta a melhor concordância, enquanto para materiais com grande ductilidade a Parábola de Gerber fornece melhores resultados. Por outro lado, em materiais frágeis os pontos caem abaixo do Diagrama de Goodman, existindo equações especiais para esses casos. Ainda para materiais dúcteis uma melhor concordância é obtida substituindo-se a tensão última da Eq. (2.5) pela Resistência à Fratura Verdadeira  $\tilde{\sigma}_{fB}$ , definida pela divisão da carga aplicada pela área final da seção de ruptura no momento da fratura, ou por  $\sigma_f$  obtida de testes em corpos de prova sem entalhes e com  $\sigma_m=0$ . As equações correspondentes são:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fB}} = 1 \quad (2.9a)$$

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1 \quad (2.9b)$$

Tal modificação do Diagrama de Goodman foi proposta por J. Morrow em 1968. Em geral a constante  $\sigma'_f$  é aproximadamente igual a  $\tilde{\sigma}_{fB}$  e é um pouco maior que a tensão de ruptura do material em materiais dúcteis. Então o valor mais alto, representado pela intercessão do eixo  $\sigma_m$  com a linha pontilhada mostrada na FIG. 2.6, tende a fornecer melhores resultados do que com o uso da tensão de ruptura.

A Eq. (2.9b) fornece bons resultados quando se trabalha com aços. Para ligas de alumínio os valores de  $\sigma'_f$  e de  $\tilde{\sigma}_{fB}$  pode divergir significativamente. Esta divergência está associada com a falta de ajuste dos dados com os dados das curvas S-N com a Eq. (2.2a),  $\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b$ , em regiões de pequenos números de ciclos. Nesses casos melhor resultado é obtido com o uso da Eq. (2.9a). Uma outra alternativa é usar a equação SWT (Smith, Watson e Topper):

$$\sigma_{ar} = \sqrt{\sigma_{max}\sigma_a} \quad (\sigma_{max} > 0) \quad (2.10)$$

Sendo  $\sigma_{max} = \sigma_a + \sigma_m$  esta equação também envolve as variáveis  $\sigma_a$ ,  $\sigma_m$  e  $\sigma_{ar}$  como as outras e com a vantagem de não incluir constantes do material.

A Eq. (2.10) também pode ser escrita como:

$$\sigma_{ar} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{1-R}{2}} \quad (\sigma_{max} > 0) \quad (2.11)$$

onde R é a razão de tensão.

A equação SWT fornece ótimos resultados para diversos tipos de aços estruturais e também parece apresentar bons resultados para ligas de alumínio. Em geral a escolha de qual relação utilizar deve ser feita comparando-se os resultados obtidos com dados experimentais.

### 2.2.3 - Estimativa de vida.

Resolvendo a Eq. (2.9b) para a amplitude  $\sigma_{ar}$  tem-se:

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}} \quad (2.12)$$

Qualquer combinação de tensão média,  $\sigma_m$  e de amplitude de tensão,  $\sigma_a$  é esperado resultar na mesma vida à fadiga quando é aplicada uma amplitude de tensão,  $\sigma_{ar}$  completamente reversa. Dessa forma, a amplitude de tensão,  $\sigma_{ar}$  pode ser considerada como a tensão completamente reversa que é equivalente, com relação à vida produzida, com qualquer combinação que satisfaça a Eq. (2.12). O conceito de  $\sigma_{ar}$  equivalente é muito útil se a tensão média aplicada não estiver disponível nas curvas S-N. Uma forma mais geral de representar as curvas S-N pode ser obtida. Seja uma curva S-N expressa na forma da Eq. (2.2a) obtida com carregamento completamente reverso e cujos valores são conhecidos. Então a amplitude de tensão completamente reversa pode ser expressa por:

$$\sigma_{ar} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.13)$$

Pela substituição da Eq. (2.13) na Eq. (2.9b) obtém-se:

$$\sigma_a = (\sigma'_f - \sigma_m) (2N_f)^b \quad (2.14)$$

A Eq. (2.14) pode ser reduzida à Eq. (2.2a) para o caso onde  $\sigma_m = 0$ . Com esta equação pode-se obter curvas S-N não só para  $\sigma_m = 0$ , como na Eq. (2.2a), mas curvas distintas para cada valor de  $\sigma_m$ .

A Eq. (2.14) foi obtida da relação proposta por J. Morrow. Utilizando-se a relação SWT tem-se:

$$\sqrt{\sigma_{max} \sigma_a} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (\sigma_{max} > 0) \quad (2.15)$$

A curva SN foi a base para a elaboração da norma americana AASHTO “American Association of State Highway Officials” e da norma brasileira, ABNT/NBR 8800, de estruturas metálicas com relação à fadiga. Essas normas classificam detalhes estruturais, como entalhes, ligações e perfis, em famílias sendo cada família representada por uma

única curva S-N. As curvas são denominadas por letras maiúsculas de *A* a *E*, podendo haver variações entre elas. Cada curva foi levantada através de testes feitos em um número de corpos de provas, definido estatisticamente, em cada detalhe na família. Devido à grande dispersão dos dados cada curva representa 95% de confiabilidade, ou seja, 95% dos dados situam-se acima da curva. A escolha de um detalhe que represente a ligação ou um entalhe não comum ou mesmo a localização dos detalhes críticos na estrutura é de responsabilidade do projetista, e essa escolha não é uma tarefa simples.

Em componentes soldados, as curvas levantadas pelas normas consideram somente a variação da tensão como efeito determinante para verificação à fadiga. Testes feitos durante o levantamento de dados para a construção das curvas S-N mostraram que a variação da tensão é o parâmetro principal que influencia a vida à fadiga e que a tensão mínima, a tensão máxima e o tipo de aço têm uma influência secundária no comportamento à fadiga de componentes soldados.

### **2.3 - Abordagem pela deformação**

A abordagem pela deformação considera a ocorrência de deformações plásticas significativas. As tensões e deformações que ocorrem em um componente submetido a carregamento cíclico são usadas como base para estimar a sua durabilidade.

Essa abordagem foi inicialmente desenvolvida no final dos anos 50 devido à necessidade de analisar problemas de fadiga em componentes de baixa ductilidade. Ela difere da abordagem pela tensão (curvas S-N) pelo fato de considerar não só as tensões, mas também as deformações locais. Sua característica principal está no emprego da curva cíclica tensão-deformação para obtenção da curva deformação versus vida à fadiga. Os testes para a obtenção dessas curvas são feitos utilizando-se corpos de prova sem entalhes e submetidos a esforços onde o controle se dá pela deformação.

### 2.3.1 - Curvas histeréticas

A resposta da tensão em função da deformação de um material sujeito a um carregamento cíclico pode ter a forma de uma curva histerética como mostrada na FIG. 2.7 A variação de deformação total  $\Delta\varepsilon$ , define o intervalo de variação de deformação e a variação de tensão aplicada  $\Delta\sigma$ , define a altura da curva histerética. Deste modo sua amplitude de deformação  $\varepsilon_a$  é definida por:

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} \quad (2.16)$$

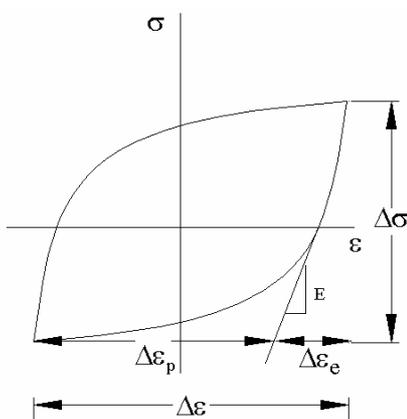


FIGURA 2.7 - Curva histerética.

Expressando a variação da deformação total  $\Delta\varepsilon$  em suas componentes elástica e plástica

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p \quad (2.17)$$

ou em termos de amplitude e usando a Lei de Hooke ( $\sigma = E\varepsilon$ ) para a componente elástica pode-se escrever:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} \quad (2.18)$$

### 2.3.2 - Material ciclicamente amolecido e ciclicamente endurecido.

Dependendo das condições iniciais do material, a resposta da curva cíclica tensão-deformação pode ser ciclicamente endurecida ou ciclicamente amolecida. O material da

FIG. 2.8a apresenta um comportamento ciclicamente endurecido. Ou seja, para obter-se a mesma deformação a tensão aplicada deve ser aumentada a cada ciclo. No caso de material ciclicamente amolecido, FIG. 2.8b, a tensão é diminuída.

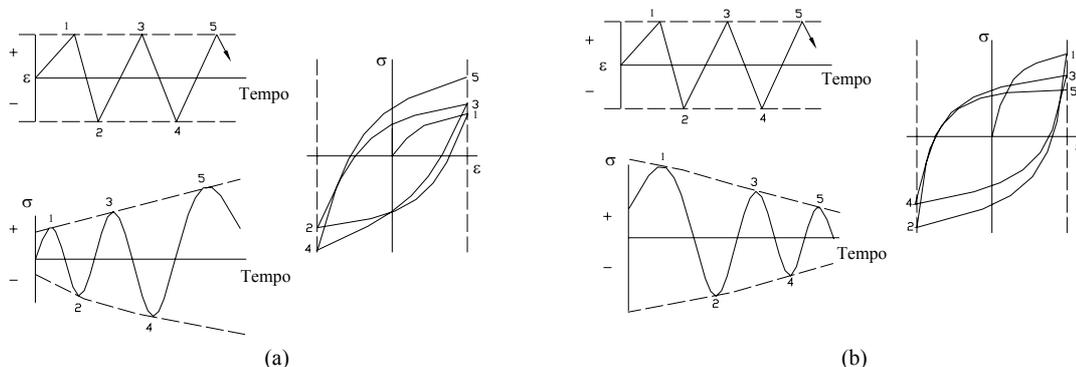


FIGURA 2.8 - Comportamento de endurecimento e de amolecimento.

Geralmente esse comportamento transiente ocorre somente no início do carregamento cíclico, em torno de 20% a 40% de sua vida à fadiga. Após este período o material alcança um comportamento ciclicamente estável.

A partir de curvas estabilizadas de diferentes amplitudes de deformação a curva cíclica tensão-deformação pode ser obtida pela superposição das curvas estabilizadas conectando suas pontas, FIG. 2.9.

Conhecendo-se a curva cíclica tensão-deformação pode-se obter as curvas estabilizadas dobrando os valores das tensões e deformações da curva cíclica tensão-deformação. A curva estabilizada mostrada na FIG. 2.10b é obtida dobrando-se os valores da curva da FIG. 2.10a. Na FIG. 2.10c é representada a curva histerética obtida para um teste completamente reverso e é conseguida pelo deslocamento da curva da FIG. 2.10b. Esse procedimento é conhecido como Hipótese de Massing. Com a curva histerética pode-se obter a deformação plástica como mostrado na FIG. 2.7.

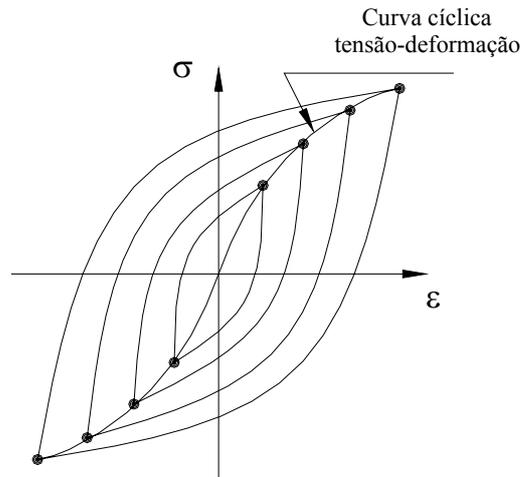


FIGURA 2.9 - Curva cíclica tensão-deformação.

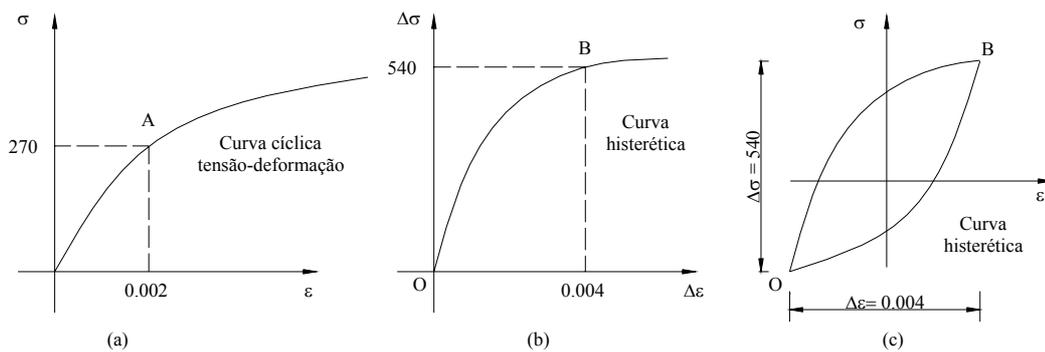


FIGURA 2.10 - Obtenção da curva histerética estabilizada usando a hipótese de Massing.

O mesmo teste usado para obtenção das curvas histeréticas pode ser continuado até a ruptura do material e dessa forma é construída a curva deformação versus vida à fadiga em número de ciclos, FIG. 2.11. Uma reta é obtida para as componentes plástica e elástica dessa curva quando sua representação é feita em escala bi logarítmico. Essas retas podem ser representadas pelas equações:

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b \quad (2.19)$$

Por meio das Eq. (2.19) e da Eq. (2.17) obtém-se a curva deformação total versus vida à fadiga dada por:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.20)$$

As quantidades  $\sigma'_f$ ,  $b$ ,  $\varepsilon'_f$  e  $c$  são constantes do material. A obtenção de  $N_f$  para uma dada deformação  $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$  pode ser conseguida através de solução numérica da Eq. (2.20).

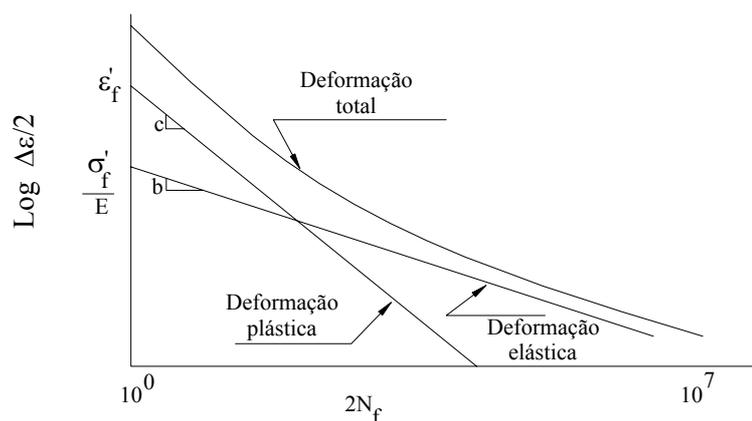


FIGURA 2.11 - Curva deformação x vida à fadiga

### 2.3.3 - Efeito da tensão média

As propriedades à fadiga do material submetido a carregamentos cíclicos são obtidas por meio de um teste com amplitude de deformação constante e completamente reversa, isto é, deformação média igual a zero. Este teste é realizado utilizando-se controle de deformação. Contudo, componentes estruturais raramente experimentam esse tipo de carregamento, pois usualmente estes componentes suportam tensões médias ou deformações médias diferentes de zero. Porém o efeito da deformação média tem pouca influência na vida à fadiga enquanto o efeito da tensão média é significativo. Portanto é necessário também considerar o efeito da tensão média na abordagem pela deformação.

A partir da Eq. (2.14) desenvolvida por Morrow consegue-se chegar a uma equação semelhante para expressar a curva deformação-vida à fadiga em função da tensão média aplicada. Esta equação é expressa por:

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f}{E} \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}\right) (2N_f)^b + \varepsilon'_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}\right)^{(c/b)} (2N_f)^c \quad (2.21)$$

Pode-se também expressar a curva deformação-vida à fadiga em função da tensão máxima aplicada utilizando-se a relação SWT:

$$\sigma_{max} \varepsilon_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2.22)$$

Como descrito no início desta seção, a abordagem pela deformação é conveniente para situações que envolvam grandes deformações. A sua aplicação a elementos estruturais com baixa deformação produz resultados idênticos aos obtidos com a abordagem pela tensão.

## 2.4 - Abordagem pela Mecânica da Fratura

A ocorrência de defeitos semelhantes a trincas é muito mais freqüente do que poder-se-ia pensar a principio. As trincas podem surgir naturalmente devido a não homogeneidade na estrutura granular e cristalina dos metais. Partículas com composição química, diferente da composição do metal, ou vazios são inevitáveis no processo de fabricação. O resultado dessa não-homogeneidade é uma distribuição de tensões de maneira não-uniforme. Usualmente as regiões onde as tensões são muito severas são os pontos onde os danos de fadiga começam. Uma abordagem que lida diretamente com a ocorrência de trincas é, portanto de fundamental importância para um tratamento mais realista do fenômeno.

A existência da trinca deve ser evitada a qualquer custo em componentes estruturais. A redução da concentração de tensão ou por meio do redimensionamento de componentes estruturais ou por meio da mudança de detalhes geométricos de projeto bem como o imediato reparo ao primeiro indício de aparecimento de trincas têm uma considerável eficiência na prevenção de falhas repentinas. Contudo a crescente necessidade de

economia de material e mão-de-obra levam à melhorias nos cálculos de projetos através da aplicação de técnicas mais precisas e de métodos computacionais, tornando possível o projeto de estruturas mais esbeltas. Uma maior precisão tanto nos cálculos estruturais, quanto na previsão da vida útil à fadiga torna-se necessária principalmente no âmbito da indústria aeronáutica, espacial, em usinas de força, instalações nucleares, entre outros. Técnicas precisas não destrutivas de detecção de trincas aliadas aos conceitos da Mecânica da Fratura tornam mais precisos os resultados de previsão de vida à fadiga. A presença de uma trinca nem sempre sugere o fim da vida útil de um componente levando à sua imediata substituição ou mesmo sua reparação. O custo da reparação ou da troca deve ser balanceado com a vida restante e com a probabilidade de uma falha repentina deste componente.

Nos anos 20 Griffith, trabalhando com vidro, formulou o conceito segundo o qual uma trinca em um corpo propagará se a energia total do sistema abaixar com a propagação da trinca. Ou seja, a propagação ocorrerá se a variação na energia de deformação elástica, devido à extensão da trinca, for maior que a energia requerida para criar novas superfícies da trinca. Esse conceito ficou conhecido como Teoria de Griffith. Após a segunda guerra mundial na qual um grande número de navios teve problemas sérios de fratura, um grupo de pesquisa de Mecânica da Fratura liderado por Irwin estendeu a teoria de Griffith para também ser aplicável em materiais dúcteis. Em 1956, Irwin usando a formulação de Westergaard, mostrou que as tensões e também os deslocamentos próximos da ponta da trinca poderiam ser descritos por uma grandeza relacionada à taxa de liberação de energia necessária para a abertura de superfícies. Essa grandeza é conhecida como Fator de Intensidade de Tensão  $K$ , que relaciona a distribuição de tensão próxima da ponta da trinca com a tensão remota aplicada no componente trincado, ao tamanho e forma da trinca, às propriedades do material e à geometria do componente trincado. De uma forma geral essas tensões podem ser descritas como:

$$\sigma_{ij} = \frac{K}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot r}} f_{ij}(\theta) \quad (2.23)$$

onde  $r$  e  $\theta$  são as coordenadas de um ponto genérico à frente da trinca, com a origem na ponta da trinca, ver FIG. 2.12, e  $f_{ij}(\theta)$  uma função do ângulo  $\theta$ .

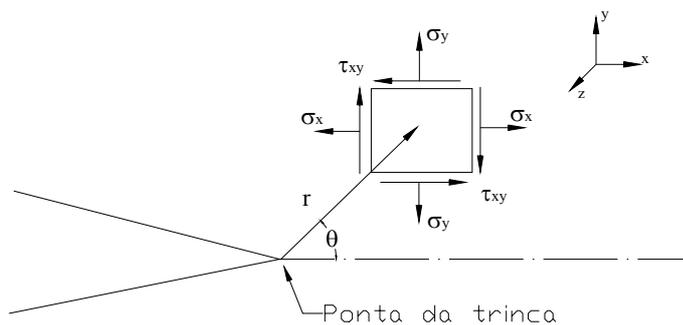


FIGURA 2.12 - Componentes de tensão no plano em um ponto à frente da ponta da trinca.

#### 2.4.1 - Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL).

Com base na Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL), ocorre uma singularidade na ponta da trinca do tipo  $1/\sqrt{r}$ , que elevaria as tensões a valores infinitos na ponta da trinca. Entretanto no caso de materiais dúcteis o escoamento é atingido e deformações plásticas ocorrem na ponta da trinca. Os resultados da MFEL permanecem válidos desde que a região deformada plasticamente permaneça pequena em relação às dimensões da trinca e de todo o corpo trincado.

Uma trinca em um corpo sólido pode ser carregada basicamente conforme os três modos como mostrados na FIG. 2.13. Esses modos são denominados: modo *I* (carregamento de abertura); modo *II* (carregamento cisalhante) e modo *III* (carregamento de rasgamento).

Cada modo tem uma singularidade do tipo  $1/\sqrt{r}$  diferente levando à obtenção dos fatores de intensidade de tensão  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  referentes aos modos *I*, *II* e *III*, respectivamente. A superposição dos três modos descreve um carregamento geral ou misto. O modo *I* é o mais estudado devido a maior ocorrência desse carregamento na prática. No entanto os procedimentos usados no estudo do modo *I* também se aplicam para os modos *II* e *III*.

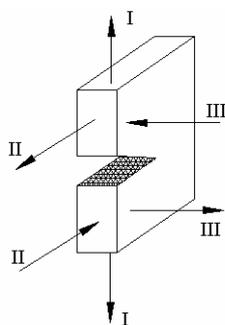


FIGURA 2.13 - Modos de carregamento.

Algumas soluções analíticas para o cálculo do Fator de Intensidade de Tensão, existem para problemas com geometrias triviais. Um caso clássico cuja solução analítica está disponível é o de uma placa infinita sujeita a uma tensão remota e uniforme  $\sigma$ , com uma trinca central passante de comprimento  $2a$ , como representada na FIG. 2.14. Para essa configuração, o fator de intensidade de tensão referente ao modo *I* é dado por:

$$K_I = \sigma \beta \sqrt{\pi a} \quad (2.24)$$

onde  $\beta$  é um fator adimensional e é igual a 1 para a geometria do problema da FIG. 2.14.

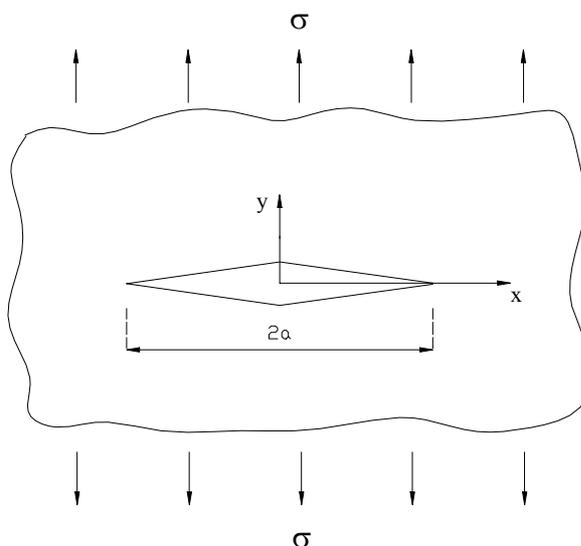


FIGURA 2.14 - Trinca centrada em uma placa infinita.

Uma solução empírica para o Fator de Intensidade de Tensão em uma placa de largura finita  $2b$ , com trinca centrada solicitada por uma tensão de tração uniforme, é dado por:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \left( \frac{2b}{\pi a} \tan \left( \frac{\pi a}{2b} \right) \right)^{1/2} \quad (2.25)$$

TADA et al. (2000) apresentam diversas soluções de  $K_I$  para problemas de interesse prático.

Considerando o comportamento elástico linear, soluções para  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ , nos casos de geometrias simples, podem ser superpostas para obtenção de situações mais complexas. A superposição também pode ser feita para obter o  $K_{total}$  de um corpo carregado simultaneamente pelos três modos.

#### 2.4.2 - Fadiga

A vida de um componente estrutural contendo uma trinca pode ser estudada a partir da taxa de crescimento da trinca. Conhecendo-se essa taxa, é possível prever a vida restante do componente ou ainda definir um intervalo de segurança entre as inspeções de manutenção.

O teste para o levantamento da taxa de crescimento da trinca é feito submetendo um corpo de prova a um carregamento cíclico de amplitude constante. Os incrementos do comprimento da trinca são medidos e plotados em função do correspondente número de ciclos para se chegar ao tamanho de trinca. Variações da amplitude do carregamento e do comprimento inicial da trinca produzem diferentes gráficos. Porém essas curvas podem ser reduzidas a uma única curva quando os dados são representados pela taxa de crescimento da trinca  $da/dN$  em função da variação do fator de intensidade de tensão  $\Delta K_I$ , onde  $\Delta K_I = K_{I_{max}} - K_{I_{min}}$ , sendo  $K_{I_{max}}$  e  $K_{I_{min}}$ , correspondentes às tensões  $\sigma_{Max}$  e  $\sigma_{Min}$  do carregamento cíclico, respectivamente. Isto é possível pois  $\Delta K_I$  já incorpora o efeito da mudança de comprimento da trinca e da intensidade de tensão. Uma representação em escala log-log desse gráfico é apresentada na FIG. 2.15. O gráfico é dividido em três regiões: na região I situa-se o limiar da fadiga  $\Delta K_{th}$ , abaixo do qual a trinca não se

propaga; a região *II* representando uma região de crescimento estável e linear da trinca; a região *III* onde o crescimento é instável e muito rápido e na qual o valor de  $\Delta K_I$  tende para o fator de intensidade de tensão crítico,  $K_{Ic}$ . A maioria dos conceitos e aplicações da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) é referente à região *II*. Uma equação representando essa região foi proposta por Paris em 1960 e ficou mais conhecida como Lei de Paris, sendo dada por:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.26)$$

onde  $C$  e  $m$  são constantes do material, sendo que valores de  $m$  usualmente variam entre 2 e 4 para os aços em geral.

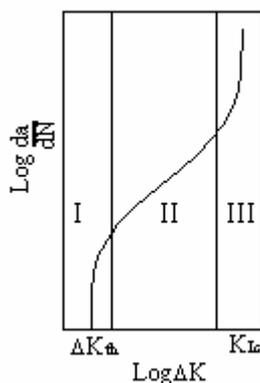


FIGURA 2.15 - Comportamento do crescimento da trinca.

A Lei de Paris representa com eficiência os ciclos de crescimentos da trinca no domínio da MFEL para carregamentos de amplitude constante. Diversas outras expressões foram desenvolvidas para descrever a taxa de crescimento da trinca. Uma destas expressões foi proposta por Forman considerando que a taxa de crescimento tende para infinito quando a trinca alcança um tamanho crítico, isto é, quando  $K_{max}$  alcança  $K_{Ic}$ . Essa expressão é dada por:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)K_{Ic} - \Delta K} = \frac{C(\Delta K)^m}{(1-R)(K_{Ic} - K_{max})} \quad (2.27)$$

e pode ser reescrita como:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C(\Delta K)^m K_{max}}{K_{Ic} - K_{max}} \quad (2.28)$$

Existem também expressões para descrever o comportamento do crescimento da trinca nas regiões *I* e *II*, conforme pode ser visto em BROEK (1986) e DOWLING (1999).

As diferenças entre as equações para descrever o crescimento da trinca não são grandes e nenhuma delas tem aplicação geral. Cada uma pode ser mais ou menos satisfatória em uma região limitada ou para um limitado conjunto de dados. A Lei de Paris desenvolvida para componentes funcionando no regime elástico linear tem grande aplicação prática visto que, a maioria das estruturas trabalha, aproximadamente, no regime elástico. Utilizando-se a Lei de Paris, o número de ciclos necessários para propagar uma trinca de um comprimento inicial  $a_i$  até seu comprimento crítico  $a_f$  pode ser obtido pela relação:

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \quad (2.29)$$

O comprimento crítico  $a_f$  pode ser determinado pela Eq. (2.24) substituindo-se  $K_I$  pelo seu valor crítico  $K_{Ic}$ , para o qual o crescimento da trinca se torna instável. Assim tem-se:

$$a_f = \frac{1}{\pi} \left[ \frac{K_{Ic}}{\sigma \beta} \right]^2 \quad (2.30)$$

## 2.5 - Métodos numéricos

A modelagem numérica vem se tornando uma ferramenta básica para projetistas e pesquisadores em quase todas as áreas da engenharia. Na Mecânica da Fratura esse tipo de análise é fundamental devido à limitação de soluções disponíveis nos manuais, quase que exclusivamente soluções bidimensionais, e à grande complexidade de detalhes geométricos e do comportamento tridimensional das tensões atuantes na região da trinca.

Diversos programas comerciais e educacionais existem para análise de trincas em elementos estruturais. A maioria desses programas é desenvolvida com base no método dos elementos finitos (MEF) e no método dos elementos de contorno (MEC).

Atualmente esses programas estão se tornando cada vez mais amigáveis facilitando o trabalho de modelagem sendo que muito deles já vêm com um conjunto de modelos geométricos de trincas prontas e ainda ferramentas que auxiliam na criação da trinca. O desenvolvimento de novos métodos numéricos e algoritmos, o aprimoramento dos modelos existentes e a evolução constante dos computadores reduziram em muito o tempo gasto na simulação.

As técnicas numéricas existentes para o cálculo dos parâmetros da MFEL podem ser divididas em duas categorias: os métodos que calculam o fator de intensidade de tensão a partir do campo de tensão ou do campo de deslocamentos no corpo e os métodos que calculam o fator de intensidade de tensão a partir da taxa de liberação de energia no corpo. Estes últimos têm a vantagem de poderem ser aplicados também a materiais de comportamento não-linear e sua grande desvantagem é que em muitos casos é difícil separar a taxa de liberação de energia, onde atua mais de um modo de carregamento. Os métodos para obtenção de  $K$  diretamente do campo de tensões na região da ponta da trinca, com base na Eq. (2.23), e sua variante que calcula  $K$  pela abertura na ponta da trinca, são métodos que exigem um grande refinamento na região próxima à ponta da trinca para se ter um resultado confiável. Outros métodos com base no critério de liberação de energia foram desenvolvidos como, por exemplo, o método da extensão virtual da trinca. Esse método promove uma pequena extensão da trinca sem mudar a malha que envolve o contorno da trinca, provocando uma pequena deformação nos elementos em volta da trinca. A mudança na malha provoca uma mudança na matriz de rigidez e a taxa de liberação de energia gerada dessa mudança é equivalente ao valor da integral  $J$ . A vantagem desse método é que não há necessidade de mudança da malha para pequenos incrementos de trinca. Sua particularidade é que ele foi formulado em termos da matriz de rigidez do MEF e assim não é compatível com a análise em MEC, ANDERSON (1991).

Soluções numéricas estão bem consolidadas e fornecem resultados confiáveis no âmbito da MFEL e em modelos cujo comprimento de trinca seja macroscópico. Porém muitas pesquisas e experimentos estão sendo feitos com o intuito de entender e descrever o mecanismo de formação e nucleação da trinca, que na maioria dos casos compreende o

período mais longo da vida à fadiga, e dessa forma poder formular soluções numéricas ou mesmo analíticas que descrevam corretamente o crescimento de trincas curtas.

## **2.6 - Trincas em elementos soldados**

Conexões entre elementos estruturais metálicos são freqüentemente feitas por meio de soldagem. A solda é freqüentemente obtida pela adição de metal fundido entre duas ou mais peças a serem unidas. A alta temperatura do metal da solda (metal de adição) provoca a fusão das extremidades do material estrutural (metal de base), ocorrendo assim a união. O processo de soldagem é feito por um fluxo de corrente elétrica que, por efeito Joule, causa a fusão do metal. O material de adição (eletrodo) é ligado a um dos pólos de um transformador e a peça a ser soldada no outro pólo. A aproximação do eletrodo à peça provoca o aparecimento de um arco elétrico. O arco elétrico se forma com a ajuda de uma atmosfera favorável conseguida com um fluxo gasoso, geralmente gás inerte, ou sólido envolvendo o eletrodo.

A solda pode ser dividida em três regiões distintas: uma região composta pelo metal de base; uma pelo metal de adição (zona fundida) e a outra entre o metal de base e a zona fundida. Esta última é conhecida como Zona Termicamente Afetada (ZTA). A ZTA é uma região onde as propriedades mecânicas do material estrutural sofrem mudanças em conseqüência da alta temperatura alcançada durante a soldagem. A FIG. 2.16 mostra os três tipos mais comuns de soldas: de filete; de chanfro; de ranhura ou tampão.

A solda de filete é a mais usada para ligações cuja carga solicitante é de pouca intensidade. As soldas de chanfro podem ser de penetração total ou parcial, sendo indicadas para situações onde atuam cargas de maior intensidade. As soldas de tampão são indicadas em situações onde as soldas de filete ou de entalhe não são práticas. A combinação da solda de tampão com a solda de filete ou em chanfro é também usada para dar maior resistência à ligação.

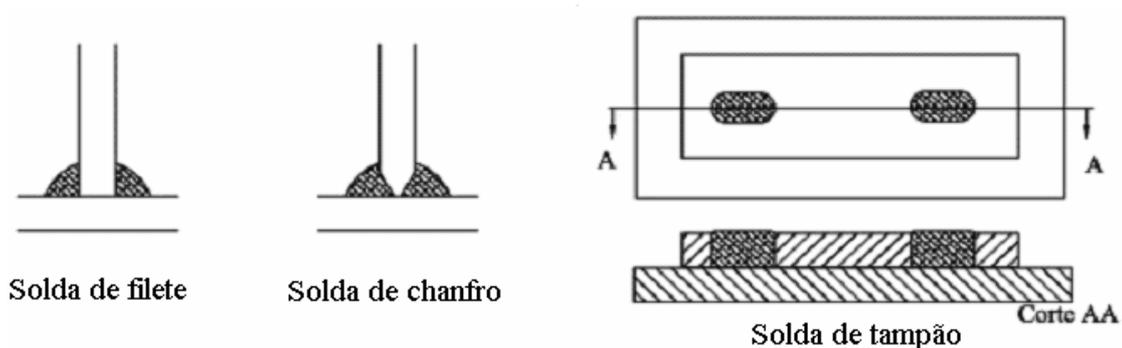


FIGURA 2.16 - Tipos de soldas mais usadas.

A união por solda por um lado traz rapidez e um reduzido custo na fabricação de elementos estruturais, mas, por outro lado, e com grande frequência, a solda tem imperfeições e defeitos que são inerentes ao próprio processo da soldagem. Alguns desses defeitos mais comuns são mostrados na FIG. 2.17. As porosidades são vazios internos e em sua maioria são causadas por bolhas de gás que se formam no momento da soldagem. As trincas podem ser formadas pela contração que ocorre durante a solidificação da solda. As imperfeições superficiais e as falhas na fusão são mais agravadas quando solda é feita manualmente e, ou, devido a uma escolha inadequada do tipo de eletrodo. Outro problema muito comum que ocorre em soldas é o aparecimento de partículas não metálicas como óxidos. Esses óxidos são provenientes do fluxo, ou da própria atmosfera que reage com o metal.

Esses e outros defeitos, suas causas e métodos para eliminá-los têm sido objeto de muita pesquisa tanto no âmbito acadêmico como industrial. Mas, devido à grande variedade de defeitos e da imprevisibilidade de sua ocorrência, a solda ainda é tratada nas normas com uma grande margem de segurança como será visto mais adiante.

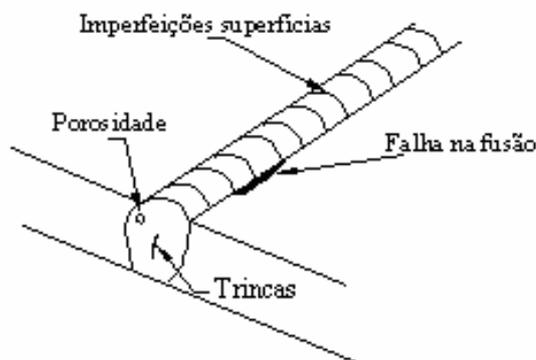


FIGURA 2.17 - Principais defeitos encontrados em elementos soldados.

As imperfeições mostradas na FIG. 2.17 são pontos de intensificação de tensão e, como se mostra nesse trabalho, tais pontos são regiões com grande potencial para surgimento e propagação de trincas. A FIG. 2.18 apresenta alguns tipos de conexões soldadas submetidas a diferentes tipos de carregamentos, onde são destacadas as regiões de concentração de tensão causadas pela descontinuidade geométrica. Essas regiões são geralmente as mais susceptíveis ao aparecimento e crescimento de trincas.

A magnitude da intensificação da tensão de um defeito submetido a uma tensão unidirecional de tração dependerá do tamanho da projeção deste defeito no plano perpendicular à direção da tensão, MURAKAMI e ENDO (1994). A máxima intensificação da tensão ocorrerá quando o tamanho da projeção do defeito for máximo e se aproximará de zero quando o plano de um defeito planar for paralelo à direção da tensão de tração. A intensificação da tensão causada por uma imperfeição superficial será igual à intensificação de tensão de uma imperfeição interna, mas com projeções de mesma área e perpendiculares à direção da tensão aplicada. Por outro lado, a intensificação de tensão de um defeito planar com projeção no plano perpendicular à tensão de tração será maior que a intensificação da tensão de um defeito volumétrico com mesmo tamanho e forma da projeção. Conseqüentemente uma trinca inicia-se mais facilmente de um defeito causado por falta de fusão (defeito planar) do que em uma porosidade ou vazio. Trincas por fadiga iniciam-se mais freqüentemente nas bordas da solda ou em defeitos superficiais do que em defeitos internos. Essa constatação é

atribuída ao fato de que uma peça com defeito interno apresenta maior vida à fadiga do que a mesma peça com defeitos superficiais. Isto se deve ao fato de que as imperfeições superficiais estão em regiões de descontinuidades geométricas que são intensificadoras de tensão; e também do fato de que quando uma peça está solicitada à flexões, as tensões maiores ocorrem na superfície.

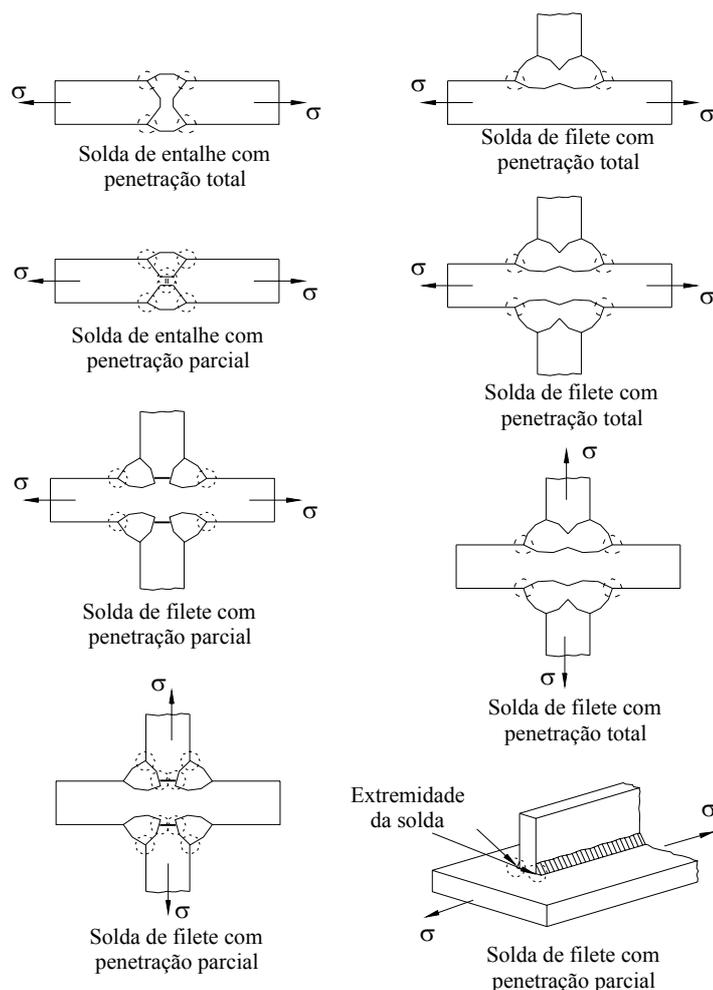


FIGURA 2.18 - Principais pontos de concentração de tensão em elementos soldados.

Outro problema que ocorre no processo de soldagem é o aparecimento de tensões residuais, que é um estado tipicamente tridimensional e um agente complicador na análise e previsão do crescimento de trincas. Estas tensões surgem devido ao aquecimento e resfriamento que ocorre durante o processo de soldagem. Um exemplo

simples do seu aparecimento são as que ocorrem na união de duas chapas conforme ilustração na FIG. 2.19a.

Durante o processo, a solda executada inicialmente se resfria antes que todo o cordão de solda tenha sido completado. Essa variação de temperatura provoca uma contração desigual no cordão de solda. O material da chapa, envolvendo a solda, atua resistindo essa contração, o que provoca o aparecimento de tensões. Essas tensões podem provocar deformações na chapa como representas nas FIG. 2.19b e FIG. 2.19c. O efeito das tensões residuais na vida à fadiga pode ser mais ou menos prejudicial, dependendo se sua componente principal for ou não, na direção normal à superfície da trinca ou do defeito e também ao fato de ser de tração ou compressão na solda. No caso de se ter tração na solda devido às tensões residuais a situação é uma situação desfavorável. Tratamentos térmicos posteriores à soldagem podem ser feitos para aliviar as tensões residuais de tração e até mesmo obter tensões residuais de compressão. As tensões residuais também podem sofrer uma redistribuição, reduzindo assim sua intensidade, durante o carregamento cíclico, principalmente no caso de carregamentos de alta amplitude e em materiais com alta ductilidade. Para casos onde há, tanto tensões residuais de tração quanto de compressão, ocorrem mudanças no valor do limite de resistência à fadiga, RADAJ (1995).

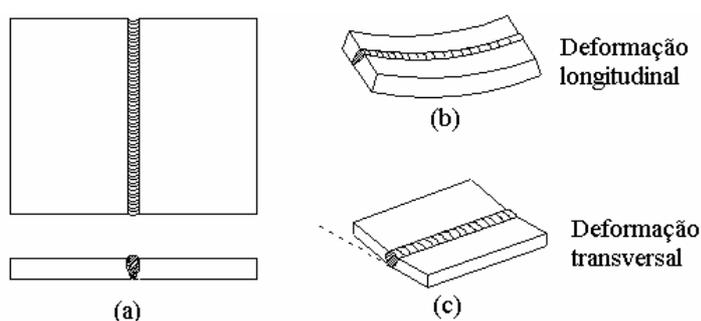


FIGURA 2.19 - Deformações decorrentes de tensão residual na união de duas chapas.

Variações dos valores das propriedades do material da solda e das propriedades do material do metal de base na ZTA podem ocorrer como já mencionado neste trabalho. Propriedades tais como a temperatura de transição, (temperatura limite abaixo da qual o aço muda de comportamento dúctil para comportamento frágil), tenacidade, dureza,

limiar à fadiga, e também os parâmetros da Lei de Paris sofrem variações mais ou menos consideráveis dependendo do tipo de material e da temperatura alcançada durante a soldagem. A FIG. 2.20 mostra um exemplo da variação da tenacidade à fratura ao longo da solda e das ZTA's em uma solda feita em um aço (18 % nickel maraging steel). Ensaios feitos em aços que sofreram tratamento térmico para simular uma ZTA da solda mostraram que, em geral, a resistência à fadiga sofre maior redução em aços de baixa liga que em aços de média liga. Pode-se também ter aumento na temperatura de transição em aços estruturais de baixa resistência, o que aumenta a probabilidade de ocorrência de fratura frágil, BROEK (1986). Contudo, para efeito de cálculo da vida à fadiga, estas variações não são levadas em conta, somente as propriedades do metal de base são consideradas, RADAJ (1995). Por outro lado, a geometria da solda pode ter elevada influência na resistência à fadiga, tanto que as normas recomendam correções geométricas, através do desbaste do excesso da solda na superfície do elemento estrutural. Em um ensaio de uma chapa soldada, TAYLOR et al. (2002) mostram esta influência na resistência à fadiga. Duas chapas unidas com solda de chanfro foram submetidas a carregamento cíclico como mostrado na FIG. 2.21a. A eliminação do excesso de solda apresentou uma melhora perceptível na resistência à fadiga, FIG. 2.21b, porém a introdução de um defeito assemelhado a trinca na solda, FIG. 2.21c, causou uma redução significativa na resistência à fadiga, conforme pode-se observar nas curvas S-N para as três configurações mostradas na FIG. 2.21d.

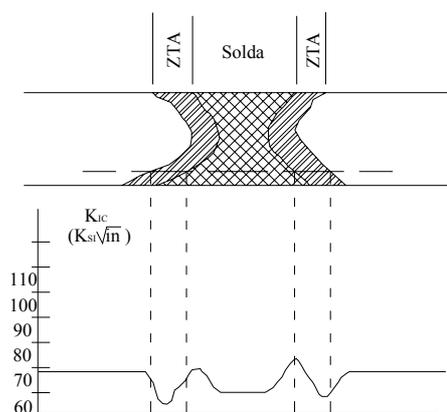


FIGURA 2.20 - Variação da tenacidade à fratura ao longo de uma solda feita em um aço (18 % nickel maraging steel), BROEK (1986).

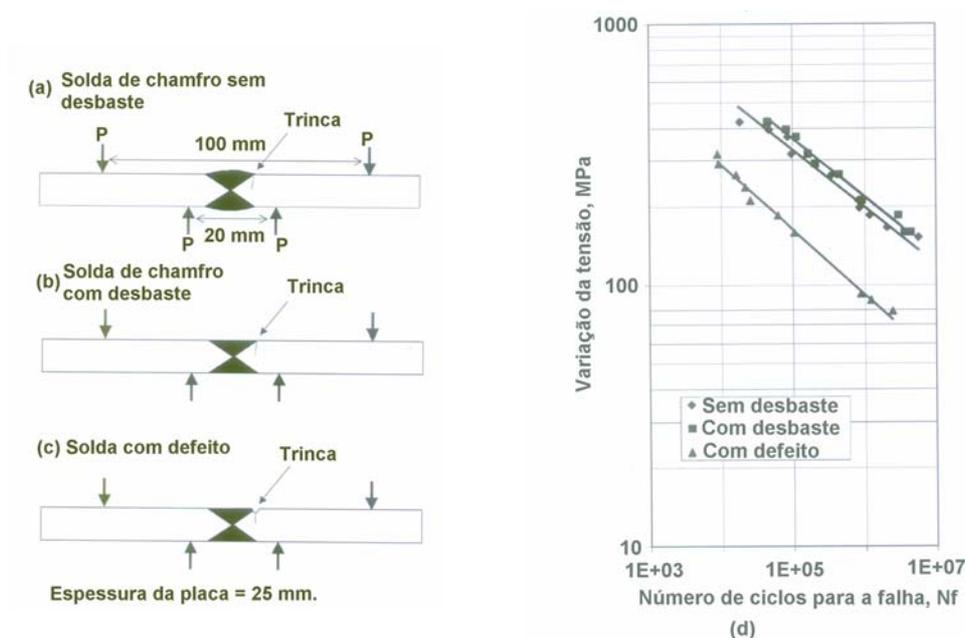


FIGURA 2.21 - Trincas em soldas de chanfro na união de duas chapas (a), (b) e (c), número de ciclos para a falha em função da variação da tensão aplicada para as três configurações, (d). TAYLOR et al. (2002)

### 2.6.1 - Defeitos em soldas e sua influência no surgimento e crescimento da trinca

O tamanho e formas das imperfeições que podem ocorrer na solda dependerão do processo de soldagem, do cuidado durante a soldagem, da geometria da conexão e da posição e acesso à região da solda. Investigações metalográficas em conexões de aço soldadas e submetidas a testes de fadiga mostraram que a máxima profundidade de imperfeições superficiais não foi maior que 0,4 mm e o máximo raio dos defeitos internos foi de 2,0 mm, BARSON e ROLFE (1987). METROVICH et al. (2003) encontraram dimensões semelhantes em perfis I de aço AL-6XN.

Um exemplo de trinca de origem interna é a que se inicia na região da raiz da solda de ligação da alma com a mesa de perfis soldados *I* ou *H*. O crescimento típico deste tipo de trinca é representado na FIG. 2.22. Durante a fase 1 a trinca interna tem sua origem a partir do defeito e propaga em direção à superfície. A trinca passa a ser de superfície na fase 2 e sua propagação se dá em todas as direções no seu plano. A propagação

continua até a trinca alcançar a face inferior da mesa e na fase 3 passa a ser uma trinca de três frentes.

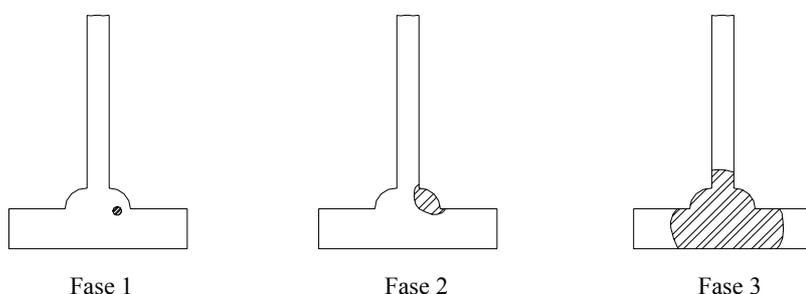


FIGURA 2.22 - Fases de crescimento de uma trinca com origem num defeito interno na solda de ligação da mesa com a alma.

Outro tipo comum de ligação soldada com grande ocorrência de trincas é a união feita entre a mesa e uma chapa de reforço (lamela). Essa ligação pode ser feita com solda somente nas extremidades longitudinais da chapa com a mesa ou em todo o seu perímetro, como é mostrado na FIG. 2.23a e na FIG. 2.23b respectivamente. Em chapas com solda somente nas bordas longitudinais as trincas podem se iniciar, preferencialmente, nas terminações das soldas. A FIG. 2.23c apresenta as três fases de crescimento desse tipo de trinca. Inicialmente a trinca cresce como uma trinca de superfície. Na segunda fase a trinca se propaga e atravessa a chapa da mesa do perfil e a partir desse ponto até a fase seguinte ela deve ser tratada como uma trinca passante. Na terceira fase a trinca alcança a borda livre da mesa e passa a ser uma trinca com três frentes de crescimento. A FIG. 2.23d apresenta as fases de crescimento do tipo de trinca que pode se iniciar de uma chapa de ligação com solda de filete em todo em todo o seu perímetro. Na fase inicial desse tipo de trinca com ocorre a iniciação de diversas trincas e termina com a união dessas trincas em uma única trinca de superfície. A segunda fase inicia-se quando a trinca alcança a alma do perfil formando uma trinca com três frentes de crescimento.

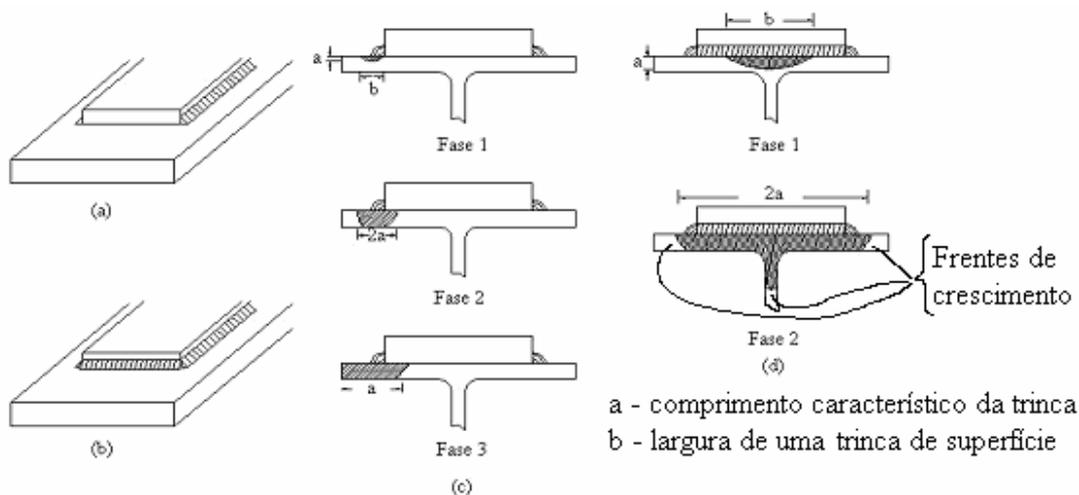


FIGURA 2.23 - Fases de crescimento de trincas em ligações soldadas com chapas.

Trincas como as citadas acima gastam cerca de 90% da vida útil da peça para se propagar através de toda a espessura da peça. Um exemplo disso pode ser visto na representação feita para o crescimento de uma trinca a partir de um defeito interno de uma ligação mesa-alma, mostrada na FIG. 2.24. Pode-se ver que cerca de 92% da vida foi gasta para a trinca crescer a partir do defeito até a superfície inferior da mesa. A partir desse exemplo pode-se concluir que a taxa de crescimento da trinca aumenta exponencialmente com o aumento do comprimento da trinca e que a maior fração da vida à fadiga é gasta quando a trinca é ainda pequena. Conseqüentemente, um aumento significativo na tenacidade à fratura deverá ter um efeito secundário na vida à fadiga do componente soldado com trincas grandes, BARSON e ROLFE (1987).

Trincas também podem iniciar-se nas mesas de perfis I ou H, tanto sob carregamento de tração, como os exemplos mostrados acima, como também sob carregamento de compressão. A nucleação e crescimento nas mesas sob carregamento de compressão geralmente ocorre em regiões de tensão residual de tração. No entanto, o crescimento dessas trincas cessa assim que a trinca atravessa a região onde atua o campo de tensão residual. A magnitude desse campo dependerá da seqüência em que a solda foi efetuada, da geometria da solda e do processo de soldagem e poderá alcançar valores da ordem da tensão de escoamento do material.

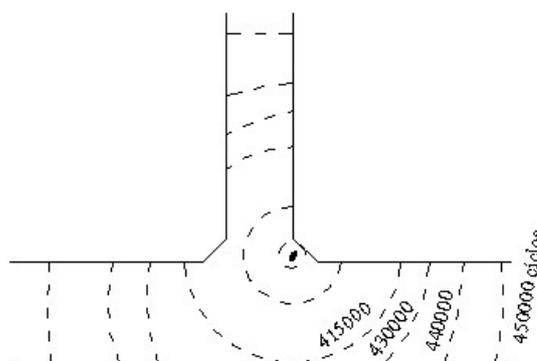


FIGURA 2.24 - Linhas de crescimento de uma trinca iniciada de um defeito interno na solda.

As imperfeições a partir das quais a trinca se inicia têm diferentes características, formas, tamanhos e em muitos casos a sua localização, por meio de ensaios não-destrutivos, é difícil e de custo elevado. Além do mais a trinca muda de forma durante o seu crescimento. A magnitude dessa mudança dependerá da forma e localização da descontinuidade inicial, do campo de tensão local, da geometria da solda e da configuração da ligação.

### 2.6.2 - Curvas S-N de componentes estruturais soldados

A maioria dos projetos estruturais soldados utiliza as curvas S-N para a consideração de fadiga. A norma brasileira para estruturas de aço, NBR 8800, que é baseada na norma americana AASHTO, divide as conexões soldadas em categorias de detalhe. Resultados experimentais para um número estatisticamente definido de corpos-de-prova, considerando diversos tipos de ligações soldadas são obtidos sob carregamento cíclico com amplitude constante até sua ruptura. Uma curva S-N para cada tipo de ligação é então gerada. Os efeitos da intensidade de concentração de tensão na vida à fadiga, provocada por um defeito pré-existente e, ou da tensão residual, os quais são altamente variáveis, são condensados numa única curva S-N para cada categoria, sendo que esta curva acaba sendo um resultado médio influenciado pelos fatores mencionados.

Contudo, apesar das incertezas, a utilização das curvas S-N é ainda a alternativa mais viável atualmente na rotina de elaboração de projetos.

As curvas S-N das normas representam 95% de um intervalo de confiança da vida à fadiga para um dado detalhe, isto é, 95% dos detalhes de uma categoria não irão falhar com relação à fadiga. Assim cada curva representa aproximadamente a pior condição, ou seja, o detalhe com a mais severa descontinuidade geométrica ou imperfeição. A grande variabilidade de ocorrência de defeitos provoca uma grande dispersão dos resultados mesmo que sejam testados detalhes idênticos em decorrência da diferença de tamanho das imperfeições iniciais existentes nos corpos de provas. Análises estatísticas feitas no levantamento de dados para a construção das curvas de projeto mostraram que a variação de tensão é o parâmetro principal que rege o crescimento da trinca. Parâmetros como a tensão mínima, a razão de tensão e o tipo de aço tiveram uma influência secundária na resistência à fadiga. As curvas S-N para elementos soldados também apresentam uma linha horizontal limite, correspondente a uma vida maior que  $2,0 \times 10^6$  ciclos. A variação de tensão correspondente a esta vida ponto é conhecida como limite de resistência à fadiga. A análise à fadiga é geralmente realizada nos detalhes de ligações soldadas críticos, ou seja aqueles sujeitos às maiores variações de tensão. Para a aceitação do projeto estrutural a variação de tensão nesses detalhe não deverá ultrapassar o limite obtido com base nas curvas S-N.

No levantamento de dados para construção das curvas de projeto para elementos soldados, a AASHTO também testou o efeito de carregamento de amplitude variável em dois tipos de ligações correspondentes às curvas mais favorável e a mais desfavorável com relação à vida à fadiga, curvas *B* e *E*, respectivamente, utilizando dois tipos de aços: A36 e A514. Os resultados da tensão efetiva versus vida à fadiga ficaram muito próximos aos resultados obtidos com carregamento de amplitude constante. O efeito dos parâmetros secundários, tais como tensão mínima, razão de tensão e tipo de aço para carregamento de amplitude variável foram muito similares aos efeitos com carregamento de amplitude constante. A diferença maior da comparação dos dois tipos de carregamento foi no limite de resistência à fadiga.

### 2.6.3 - Tipos de trincas.

Como já visto, trincas iniciam-se com grande frequência em regiões de alta concentração de tensão e sob carregamento cíclico. Neste trabalho é priorizada a análise de trincas em elementos estruturais utilizados em pontes metálicas. Uma revisão bibliográfica das trincas mais frequentes que ocorrem neste tipo de estrutura mostra que as trincas surgem e crescem principalmente nas ligações, principalmente em ligações soldadas.

METROVICH et al. (2003) analisaram três tipos comuns de ligações soldadas utilizadas em elementos de viga I. Nesse trabalho foram testadas 66 vigas em escala real, bi apoiadas, sob carregamento cíclico em dois pontos da viga de forma a se obter uma região sujeita a flexão pura dentro na qual a ligação foi localizada, FIG. 2.25. Três tipos de ligações foram testados: soldas longitudinais de filete, soldas transversais de entalhe e a solda da ligação de um perfil I na mesa superior do perfil analisado formando uma ligação em T. As soldas de filete usadas na ligação das mesas com a alma apresentaram um grande número de trincas emanando de defeitos internos. O máximo diâmetro desses defeitos foi de 6 mm, tendo em média de 3 mm. Foram observadas também, em menor quantidade, trincas emanando na região da superfície entre o término e o início de um novo cordão de solda. Em ligações com solda de entalhe a maioria das trincas iniciaram a partir de micro-descontinuidades localizadas na borda da solda, FIG. 2.26a, FIG. 2.26b e FIG. 2.26c. O surgimento e crescimento dessas trincas foram idênticos aos que ocorrem em uniões com chapas soldadas somente nas bordas longitudinais, ver FIG. 2.23b. Uma pequena quantidade de trincas surgiram a partir de defeitos internos na solda de entalhe. Nas ligações de dois perfis tipo *T* todas as trincas iniciaram na borda da solda transversal, FIG. 2.26d, e o seu surgimento e crescimento também foi idêntico às ligações de chapas com soldas de filetes em todo seu perímetro.

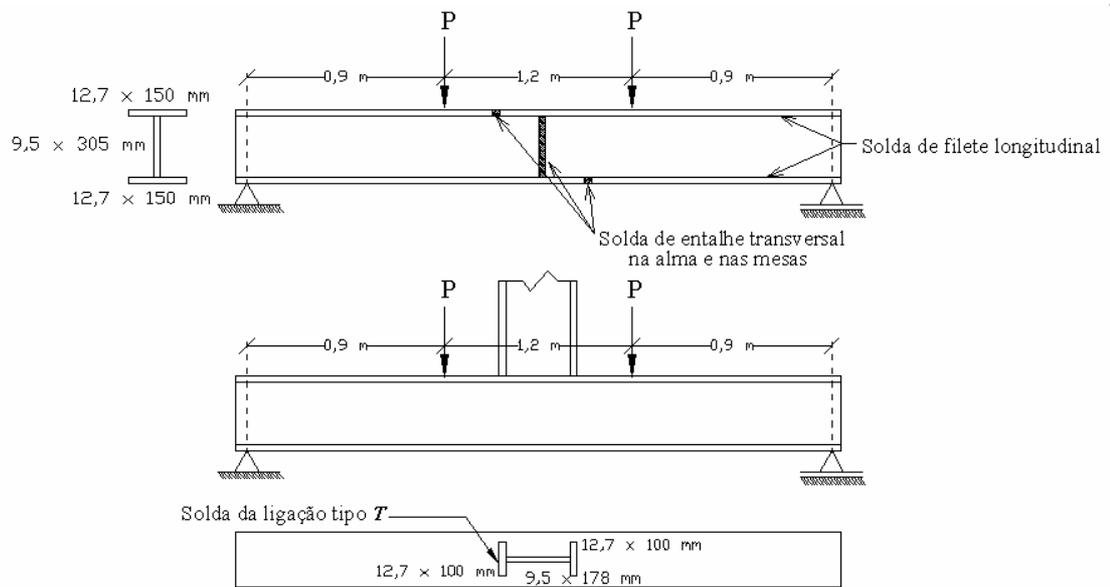


FIGURA 2.25 - Viga e soldas nos modelos testados por METROVICH et al. (2003).

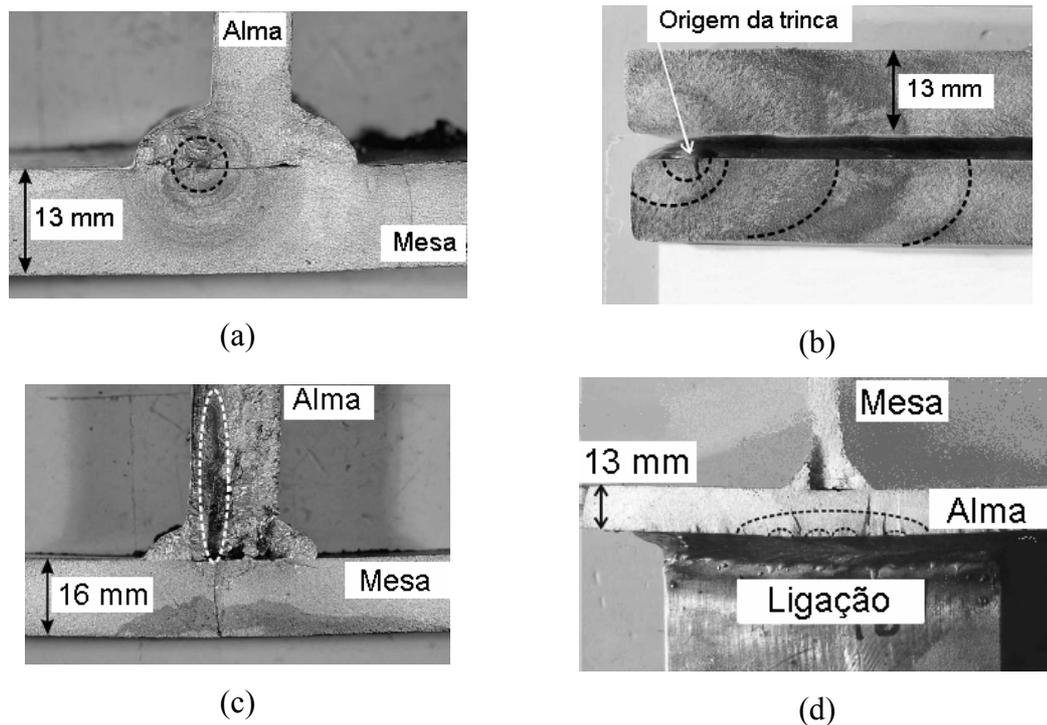


FIGURA 2.26 - Trincas causadas por defeitos típicos na solda de ligação de perfil tipo I, METROVICH et al. (2003).

Uma pesquisa feita em 1986 pelo Instituto de Pesquisas Públicas do Japão, reportada em NISHIKAWA et al. (1997), mostrou um grande aumento de problemas decorrentes de fadiga em pontes de aço nos últimos anos. Essa tendência foi notada com base na inspeções e análises de defeitos em pontes de aço realizadas no período de 1977 a 1986. Segundo os autores três fatores influenciaram essa tendência: caminhões mais pesados e com excesso de carga; detalhes estruturais que intensificam com facilidade as tensões e o mais grave foi o surgimento de trincas causadas por tensões secundárias induzidas por deslocamentos relativos na estrutura não previstos no projeto original da estrutura. As trincas mais freqüentes encontradas estão representadas na FIG. 2.27. Pode-se ver que as trincas iniciam-se nas soldas e nas regiões onde há descontinuidades como no caso de furos. No entanto a principal causa do aparecimento dessas trincas foi a ocorrência de tensões causadas por deslocamentos relativos entre pontos da estrutura. Em projetos de pontes deve-se preocupar não somente com os detalhes locais, mas também com a rigidez de todo o conjunto e com a possibilidade de recalque que a ponte possa sofrer no futuro.

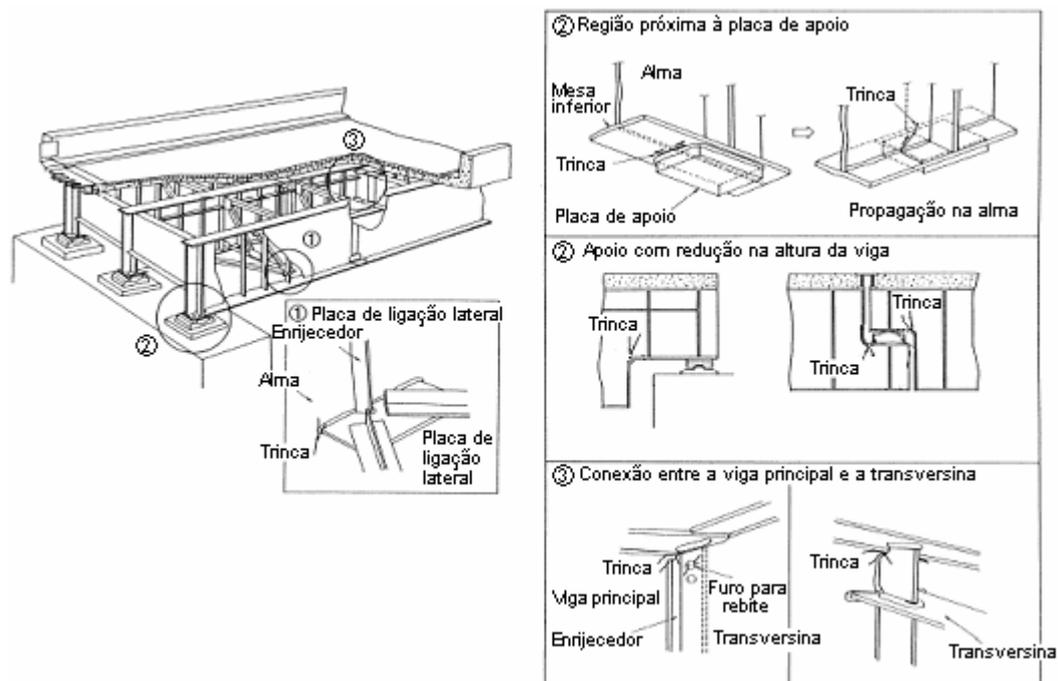


FIGURA 2.27 - Trincas com maior incidência em pontes de aço.

# 3

## Metodologia

### 3.1 - Introdução

A metodologia usada para o cálculo dos parâmetros necessários à análise da vida à fadiga, bem como as considerações adotadas, são descritas nesse capítulo. Para a análise da propagação de trincas usando a abordagem da Mecânica da Fratura são necessários os dados relativos à geometria do corpo, comprimento inicial e final da trinca e valores máximos e mínimos de  $K_I$  correspondente às situações extremas de carregamento. Considerando a limitação de soluções para  $K_I$  disponíveis nos manuais específicos, utiliza-se o programa FRANC3D, CFG (2003) para a determinação destes parâmetros.

O cálculo do crescimento de trinca na estrutura e a avaliação da vida à fadiga será feita em duas etapas. Na primeira etapa a estrutura é modelada usando-se o conceito de barra sendo a análise é baseada no Método dos Elementos Finitos por meio do programa computacional ANSYS versão 6.1 (MEF/ANSYS). Desse modelo obtêm-se os

deslocamentos e rotações correspondentes à máxima e mínima sollicitação nas diversas seções da estrutura.

Para efeito de ilustração, considera-se a viga apresentada na FIG.3.1 na qual será admitida a presença de trincas. Um trecho da viga AB contendo uma trinca é selecionado tendo em vista a análise tridimensional, FIG. 3.1. O comprimento deste trecho é definido como aproximadamente 4,5 vezes a largura da mesa do perfil, conforme procedimento apresentado por ZHAO e RODDIS (2000). Essa dimensão visa eliminar qualquer perturbação na região próxima à trinca, causada pela possível concentração de tensão decorrente da imposição das condições de contorno nas seções extremas. Na primeira etapa foi utilizado o elemento de viga BEAM4 do programa ANSYS versão 6.1.

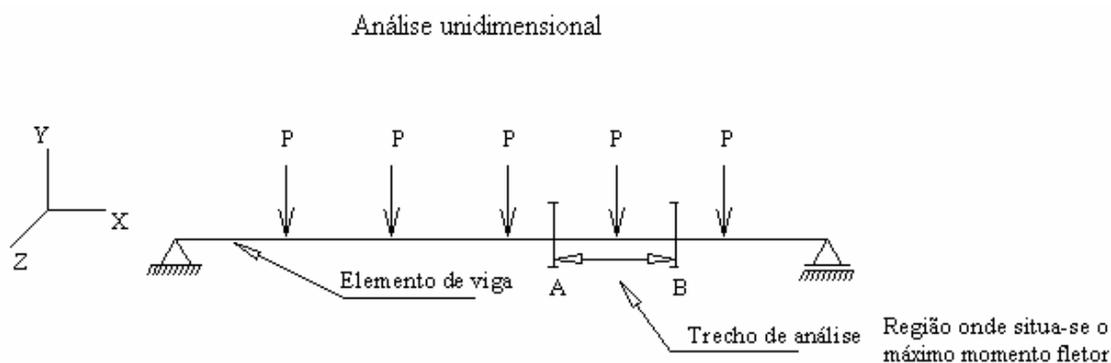


FIGURA 3.1 - Esquema do modelo unidimensional da viga de rolamento.

A segunda etapa consiste da modelagem tridimensional do trecho selecionado. Para esta modelagem utiliza-se o programa de elementos de contorno para análise de trincas em corpos tridimensionais, FRANC3D. Como condições de contorno impõem-se os deslocamentos encontrados na primeira etapa, nas seções transversais extremas *A* e *B* conforme FIG. 3.2, além dos carregamentos aplicados no trecho a ser analisado. Os deslocamentos verticais são aplicados aos nós das seções transversais *A* e *B* do trecho modelado de forma tridimensional, enquanto as rotações são aplicadas como deslocamentos horizontais distribuídos linearmente ao longo da altura destas mesmas seções conforme FIG. 3.2. Para a aplicação desses deslocamentos foram criados pontos

nodais uniformemente distribuídos ao longo da altura e da largura das seções transversais A e B.

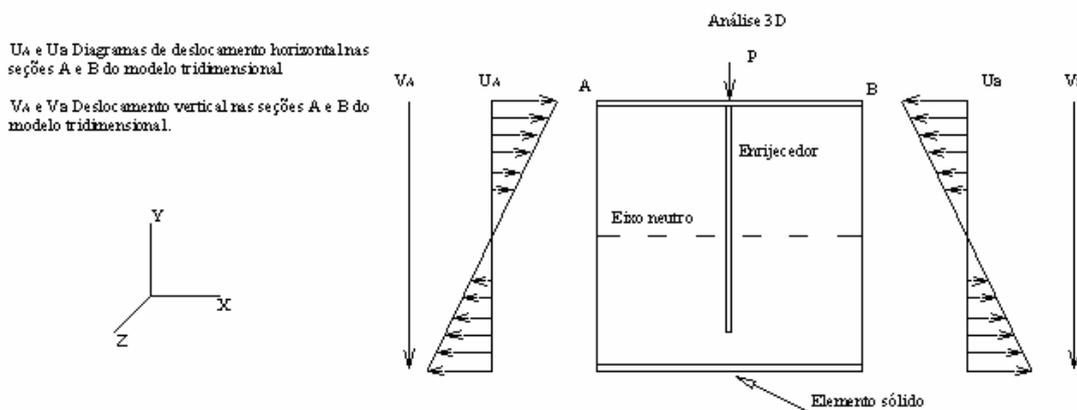


FIGURA 3.2 - Aplicação dos deslocamentos e de cargas no modelo tridimensional.

### 3.2 - Cálculo da vida à fadiga com base na Mecânica da Fratura.

Para análise da vida à fadiga por meio dos conceitos da Mecânica da Fratura considerar-se-á a variação da tensão  $\Delta\sigma$ , determinada a partir dos valores de  $\sigma_{max}$  e  $\sigma_{min}$  nos pontos a serem estudados.

A variação do fator de intensidade de tensão é dada pela equação:  $\Delta K = f(a)\Delta\sigma\sqrt{\pi a}$  que substituindo na Lei de Paris resulta em

$$\frac{da}{dN} = C(f(a)\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m \quad (3.1)$$

Rearranjando-se a Eq. (3.1) e integrando-se para  $m \neq 2$  o valor do número de ciclos para a trinca crescer de  $a_i$  até  $a_f$  é dado por:

$$N_f = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\beta\Delta\sigma\sqrt{\pi a})^m} = \frac{2}{(m-2)C(f(a)\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m} \left( \frac{1}{a_i^{(m-2)/2}} - \frac{1}{a_f^{(m-2)/2}} \right) \quad (3.2)$$

Para  $m = 2$  e  $f(a) = 1$  o número de ciclos é dado por:

$$N_f = \frac{\text{Ln}(a_f/a_i)}{C\Delta\sigma^2\pi} \quad (3.3)$$

O valor de  $a_f$  para o qual a trinca cresce de forma instável pode ser avaliado através da equação  $K=f(a)\sigma\sqrt{\pi a}$ , igualando-se o valor de  $a$  ao valor de  $a_f$  e o valor do fator de intensidade de tensão  $K_I$  ao valor do fator de intensidade de tensão crítico,  $K_{IC}$  resultando em:

$$a_f = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{IC}}{f(a)\sigma_{m\acute{a}x}} \right)^2 \quad (3.4)$$

Para a avaliação da vida,  $N_f$  conforme as Eqs.(3.2) e (3.3), é necessária a determinação de  $f(a)$  ao longo de todo o comprimento da trinca, este parâmetro costuma também ser denotado por  $\beta$ . Esta função é conhecida para diversas geometrias, a maioria delas referentes a problemas bidimensionais, estando disponível nos manuais de Mecânica da Fratura. Para geometrias e carregamentos mais complexos, principalmente no caso de trincas em corpos tridimensionais, uma alternativa é a análise baseada em métodos numéricos tais como o MEF ou o MEC. Neste trabalho utiliza-se o programa FRANC3D para a modelagem em corpos tridimensionais trincados. Outro aspecto a ser observado é que o valor de  $K_I$  irá variar à medida que a trinca for se propagando, portanto a avaliação de  $N_f$ , através da Eq. (3.2), deverá ser efetuada de forma iterativa. O algoritmo utilizado para o calculo de  $N_f$  foi proposto por EWALDS e WANHILL<sup>1</sup> apud BANNANTINE (1990) podendo ser resumido nos seguintes passos:

1. Divide-se o intervalo de crescimento de  $a_i$  até  $a_f$  em um certo número de incrementos,  $n-1$ ;
2. Determina-se o valor de  $f(a)$  para cada intervalo de comprimento da trinca.

$$f(a) = \frac{\Delta K}{\Delta\sigma\sqrt{\pi a}} = \frac{K_{max} - K_{min}}{\Delta\sigma\sqrt{\pi a}} \quad (3.5)$$

3. Calcula-se  $\Delta K_n$  para cada comprimento  $a_n$ .
4. Para cada  $\Delta K_n$ , determina-se o  $da/dN$  correspondente pela Lei de Paris;

---

<sup>1</sup> EWALDS, H. L., WANHILL, R. J. H. Fracture Mechanic. Ed. Edward Arnold, London, 1985.

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_n = C(\Delta Kn)^m \quad (3.6)$$

5. Determina-se a média da taxa de crescimento para dois comprimentos de trincas consecutivos;

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{Médio}} = \frac{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}}{2} \quad (3.7)$$

6. Determina-se o número de ciclos para o crescimento durante o incremento  $a_n$  até  $a_{n+1}$ ;

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN}\right)_{\text{Médio}}} = \frac{2(a_{n+1} - a_n)}{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}} \quad (3.8)$$

Os valores de  $\Delta N$  de cada incremento são então somados e obtém-se uma solução aproximada para o número de ciclos para uma trinca crescer de um comprimento inicial  $a_i$  até um comprimento final  $a_f$ . No caso da utilização de um programa que fornece o valor de  $K$ , o cálculo de  $N_f$  é feito a partir do passo 4.

### 3.2.1 - Dimensões da trinca durante seu crescimento.

Na análise da vida à fadiga de corpos de provas típicos contendo trincas, ou mesmo em peças de geometria simples, pode-se admitir que a trinca cresça mantendo a forma inicial permitindo o cálculo analítico do número de ciclos. Em situações de geometria e de estados de tensão complexos, a forma da trinca pode ser totalmente alterada ao longo do processo de propagação. Por exemplo, considerando-se o problema de uma trinca circular interna, emanando de um defeito planar interno, num perfil  $I$ , FIG. 3.3a, o cálculo do número de ciclos é feito considerando-se a frente de trinca na forma circular, enquanto a trinca não atinge o contorno externo da alma e da mesa. Quando a trinca alcança o contorno externo da alma ou da mesa, na região da solda de ligação, FIG. 3.3b, a frente de trinca pode ser considerada semicircular ou semi-elíptica, passando a situação de trinca de superfície.

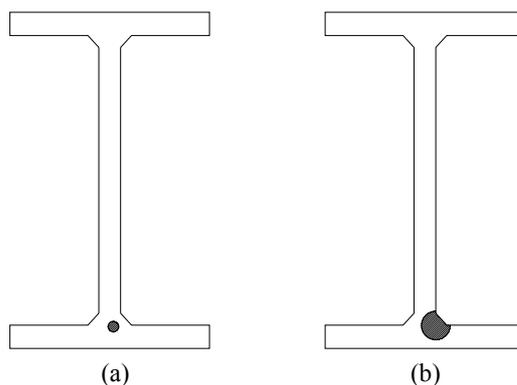


FIGURA 3.3 - Crescimento de uma trinca circular planar na região da solda de um perfil tipo I.

Quando a trinca atinge uma das configurações representadas na FIG. 3.4, a análise torna-se complicada, pois não há uma dimensão característica evidente. No exemplo da FIG. 3.4a, a trinca ainda poderia ser considerada como uma trinca semicircular de superfície. Mas a trinca na FIG. 3.4b tem a forma de um *T* e com três frentes de propagação distintas. Poder-se-ia pensar numa análise simplificada considerando-se separadamente cada uma das três frentes de trinca, como uma trinca passante na mesa e uma trinca de borda na alma. Porém, isto seria uma aproximação grosseira, pois parte do material da alma irá contribuir para resistir à propagação da trinca na mesa e vice-versa. Felizmente, para considerações de análise à fadiga, quando a trinca alcança uma configuração desse tipo, a influência desta na vida total não é significativa, pois a maior parte da vida é gasta na fase de nucleação e enquanto a trinca é pequena. Além disto uma parte significativa da área da seção do perfil já teria sido reduzida, levando à conseqüente redução da rigidez da peça, o que já poderia ser considerado como uma situação crítica de projeto.

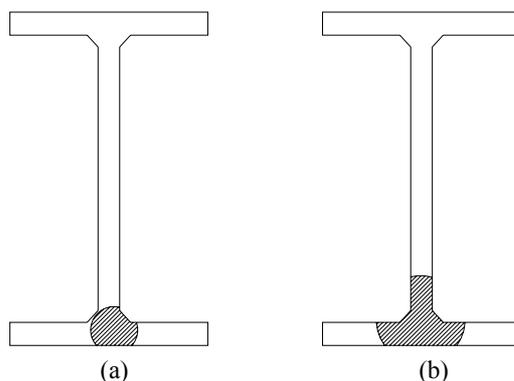


FIGURA 3.4 - Trincas em perfil tipo I com mais de uma frente.

### 3.3 - Considerações para a análise numérica

#### 3.3.1 - Propriedades do material

O contorno da solda com o material do perfil é considerado de forma aproximada como representado na FIG. 3.5. Diferentes propriedades de material estão presentes na interface da solda com o material do perfil e na região da ZTA. Neste trabalho as diferentes regiões com diferentes propriedades não serão consideradas e adotar-se-ão as propriedades do material do perfil para todo o modelo.

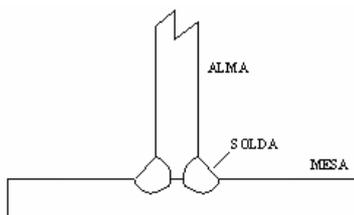


FIGURA 3.5 - Contorno aproximado de uma solda de união da alma com a mesa de um perfil I.

### 3.3.2 - Carregamento

A solicitação de uma viga de rolamento é completamente aleatória e dependerá da carga aplicada, da posição das rodas da ponte rolante sobre a viga de rolamento, bem como da posição do carrinho sobre a ponte. Apesar de se tratar de carregamento aleatório e variável, neste trabalho considera-se uma situação idealizada e simplificada correspondente a um carregamento máximo, que leva a uma tensão  $\sigma_{\max}$  solicitando a região da trinca, e um carregamento mínimo correspondente à viga descarregada sujeita apenas ao seu peso próprio. Desta forma a viga está sujeita a um carregamento cíclico de amplitude constante.

### 3.4 - Método computacional utilizado

Analisando os softwares existentes optou-se pelo FRANC3D para tratar problemas tridimensionais da Mecânica da Fratura Elástica Linear. Esse programa é constituído de três módulos: o modelador sólido OSM (Object Solid Model); o pré e pós processador FRANC3D (FRacture ANalysis Code for 3 Dimensional Problems) e o programa para análise de tensões pelo método de elementos de contorno BES (Boundary Element Solver). Esses módulos são disponibilizados pelo Grupo de Fratura da Universidade de Cornell, Ithaca, New York, CFG (2003). Trata-se de um programa de uso livre e largamente difundido e usado em trabalhos de pesquisa na área da Mecânica da Fratura, conforme constatado durante a revisão bibliográfica. Este software permite a modelagem utilizando elementos lineares, elementos quadráticos ou a combinação dos dois, CFG (1998). A geometria dos modelos sólidos a serem analisadas é gerada pelo OSM. A geração da malha de elementos de contorno é realizada no módulo FRANC3D, bem como especificadas as condições de contorno, propriedades do material e a inserção de trincas. A solução do modelo com as trincas é efetuada no módulo BES. O pós-processamento possibilita determinar os fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ ). A propagação da trinca é baseada nesses fatores e a direção e o avanço da nova frente da trinca é prevista por critérios disponibilizados pelo programa e controlados

pelo usuário. A geometria da frente pode ser modificada automaticamente à medida que a trinca se propaga. A FIG. 3.6 mostra a representação da dependência entre os módulos OSM e FRANC3D/BES.

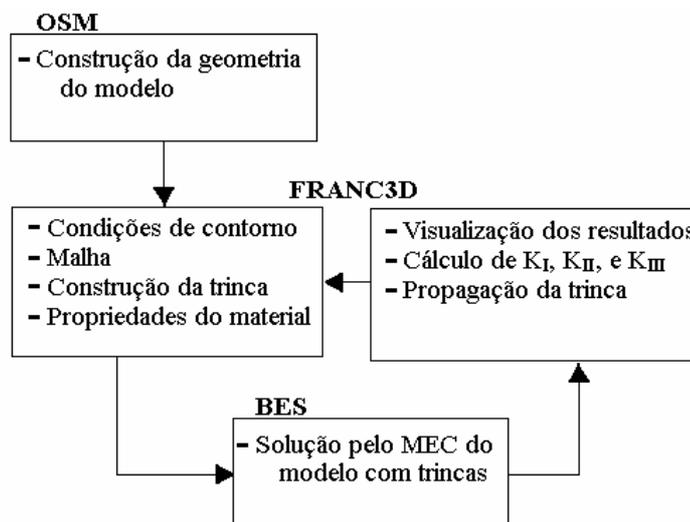


FIGURA 3.6 - Dependência entre os módulos OSM e FRANC3D/BES.

A simulação da trinca é um processo incremental, onde uma série de passos é repetida para a propagação da mesma. Cada iteração do processo representa uma configuração de trinca e depende dos resultados anteriores. Esses resultados são o campo de forças e deslocamentos (ou tensões e deformações) no contorno do corpo trincado resolvido a partir do método de elementos de contorno. Os valores dos fatores de intensidade de tensão são então calculados em pontos ao longo da frente da(s) trinca(s) a partir desse campo de forças e deslocamentos no contorno. Com os valores dos fatores de intensidade de tensão calcula-se uma nova frente de trinca. Essa nova configuração de trinca altera o modelo para o qual é determinado um novo campo de forças e deslocamentos. Esse processo é repetido até que uma condição de parada seja alcançada o que pode ser um comprimento de trinca maior que um tamanho pré-estabelecido, ou uma trinca propagando completamente através do corpo ou ainda a condição de uma trinca instável.

Uma trinca em um corpo tridimensional pode ser classificada como sendo de superfície ou interna. A trinca interna não intercepta a superfície de contorno, enquanto a trinca de

superfície intercepta uma ou mais superfícies de contorno. A propagação de uma trinca interna pode levar a uma trinca de superfície, e no limite a propagação pode conduzir à ruptura total do corpo, FIG. 3.7. Durante a propagação, no mínimo uma frente da trinca deve mover-se. Se há múltiplas frentes cada frente deve ser examinada separadamente. Quando as frentes da trinca movem-se, a trinca muda de tamanho e as frentes podem sofrer alteração na forma e orientação. Caso uma única frente de trinca intercepte uma superfície do contorno do modelo, formam-se segmentos menores de frentes de trincas separadas por trechos coincidentes com o contorno. Eventualmente, frentes de trincas adjacentes podem unir-se formando uma única trinca.

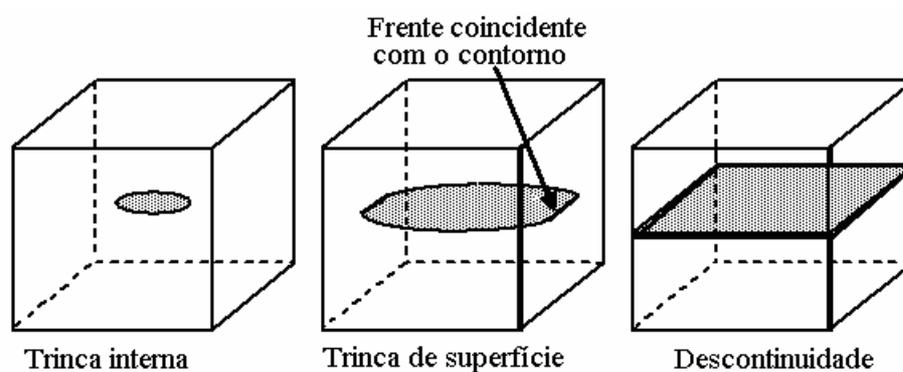


FIGURA 3.7 - Propagação de uma trinca interna até torna-se uma descontinuidade.

No programa FRANC3D os fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ ) são calculados em pontos discretos localizados ao longo da frente da trinca. Em regiões próximas à frente da trinca o comportamento de um campo de deslocamentos tridimensionais, em certos planos, é idêntico ao campo de deslocamento bidimensional em estado plano de deformação, ALIABADI e ROOKE (1991). Estes planos são definidos pela normal  $n$  e a binormal  $b$  em pontos localizados na frente da trinca, conforme FIG. 3.8. No FRANC3D estes pontos podem ser selecionados através de duas técnicas: “mesh nodes” e “geometry points”, sendo “geometry points” a técnica recomendada por CFG (1998). Nesta técnica a frente da trinca é dividida em segmentos iguais definidos por pontos geométricos como pode ser visto na FIG. 3.8. Os deslocamentos denotados por  $v$ ,  $u$  e  $w$  dos pontos geométricos nas direções  $n$ ,  $b$  e  $t$ ,

respectivamente, podem ser diretamente relacionados com os três fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$ ,  $K_{III}$ ) como mostram ALIABADI e ROOKE (1991).

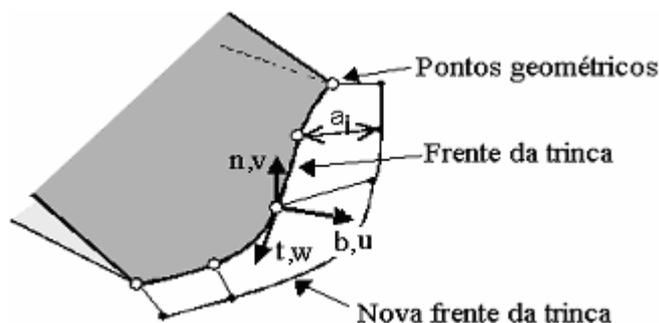


FIGURA 3.8 - Sistema de coordenadas da frente da trinca e pontos geométricos (“geometry points”) utilizados no cálculo dos fatores de intensidade de tensão, CFG (1998).

O processo de propagação de trinca no FRANC3D é baseada em valores discretos dos fatores de intensidade de tensão determinados em pontos específicos ao longo da frente da trinca, como ilustra a FIG. 3.9. A direção da propagação de cada um destes pontos é avaliada tratando a trinca como sendo composta por uma série de seções bidimensionais em estado plano de deformação. Quatro métodos pra determinar a direção de crescimento estão disponíveis: máxima tensão circunferencial, máximo potencial da taxa de liberação de energia, mínima densidade de energia de deformação e o critério de propagação linear. Nos três primeiros métodos os fatores de intensidade de tensão, para os modos *I* e *II*, são determinados no plano perpendicular á frente da trinca passando através do ponto geométrico, onde o ângulo  $\theta$  associado à direção de crescimento da trinca é determinado, FIG. 3.9. O método da máxima tensão circunferencial, recomendado pelo CFG (1998), propaga a trinca na direção perpendicular à direção da tensão principal. O método do máximo potencial da taxa de liberação de energia propaga a trinca na direção onde a taxa de liberação de energia é máxima, enquanto o método da mínima densidade de energia de deformação propaga a trinca na direção para a qual a densidade de energia de deformação é mínima. O critério de propagação planar força a trinca permanecer plana.

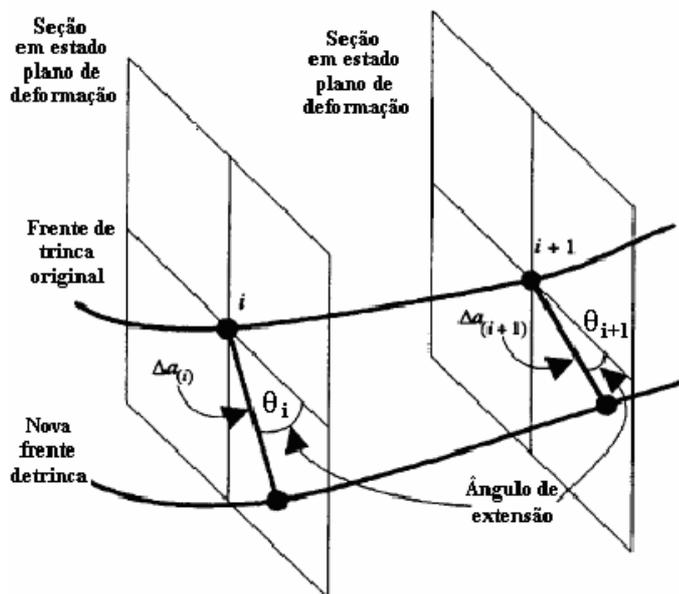


FIGURA 3.9 - Simulação da propagação de trinca de fadiga em três dimensões pelo FRANC3D, RIDDELL et al. (1997)

Neste trabalho utiliza-se o critério da máxima tensão circunferencial, proposto por ALIABADI e ROOKE (1991). A nova frente da trinca é determinada pela combinação da direção e do incremento de propagação nos pontos da frente da trinca existente. O incremento máximo, ( $a_{max}$ ) é determinado pelo usuário e a extensão da trinca nos pontos geométricos, ( $a_i$ ), FIG. 3.8, é dada por:

$$a_i = a_{max} \left( \frac{K_I}{K_{I_{max}}} \right)^b \quad (3.9)$$

Onde  $b$  é um parâmetro especificado pelo usuário, cujo valor sugerido pelo CFG (1998) é igual a 1.

Uma limitação do programa está na impossibilidade de análise de fratura em trincas com carregamento multiaxial, por não haver uma regra para propagação de trincas em corpos tridimensionais onde atuam os três modos de carregamentos, CFG (1998).

O programa também possui um módulo para previsão de vida à fadiga com base em três equações de taxa de crescimento de trincas: Equação de Paris, Eq. (3.10), de Forman-

Newman-de Koning, Eq. (3.11) e do Seno Hiperbólico, Eq. (3.12), todas válidas para carregamento com amplitude constante. O modelo de crescimento dado pela Lei de Paris é o mais simples e o mais usado para descrever a taxa de crescimento de trincas. A Lei de Paris é simplesmente a relação entre a variação do fator de intensidade de tensão e a taxa de crescimento da trinca. As constantes  $C$  e  $m$  são obtidas do ajuste da curva de dados experimentais. O modelo do seno hiperbólico utiliza quatro constantes empíricas  $A$ ,  $B$ ,  $C$  e  $D$ . O modelo de crescimento dado pela equação de Forman-Newman-de Koning é baseado na Lei de Paris, porém é alterado para se levar em conta o retardo no crescimento próximo ao limiar de fadiga,  $K_{th}$ , a aceleração do crescimento próximo à fratura frágil,  $K_C$  e o efeito da razão entre tensão mínima e máxima,  $R$ . Na equação de Forman-Newman-de Koning  $C'$ ,  $m$ ,  $p$  e  $q$  também são constantes determinadas de forma experimental.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (3.10)$$

$$\frac{da}{dN} = \frac{C'(1-f)^m \Delta K^m \left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}\right)^p}{(1-R)^m \left(1 - \frac{\Delta K}{(1-R)K_C}\right)^q} \quad (3.11)$$

$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) = A \operatorname{senh}(B(\log(\Delta K) + C)) + D \quad (3.12)$$

Para carregamentos com amplitude variável o módulo de fadiga do FRANC3D utiliza somente o critério de retardamento de Willenborg. Segundo SURESH (2001) alguns dos aspectos básicos deste critério vão contra o entendimento atual do mecanismo de fechamento de trinca. Este critério implica no fato de que a queda na taxa de crescimento da trinca é devida à redução do  $K_{max.}$ , em vez de uma redução no  $K_{eff}$ . O processo de cálculo do retardamento segundo o critério de Willenborg descrito por BANNANTINE et al. (1990) utiliza as tensões cíclicas, enquanto por KANNINEN e POPELAR (1985) expressam o critério em termos dos fatores de intensidade de tensão.

O carregamento, de amplitude constante ou variável, pode ser informado ao programa através das razões entre tensões máxima e mínima ou diretamente através do histórico de carregamento. O módulo de fadiga do programa conta ainda com uma biblioteca de

propriedades à fadiga de uma série de aços padronizados, ferros fundidos, alumínio e outras ligas metálicas.

Para se adquirir segurança e confiabilidade na utilização do programa, diversas geometrias de corpos trincados foram simuladas no FRANC3D e os valores dos FIT obtidos foram comparados com os obtidos de soluções analíticas contidos nos manuais da Mecânica da Fratura. Geometrias mais complexas, cuja solução analítica não é conhecida, também foram modelados e os resultados obtidos comparados com os obtidos através de métodos empíricos. Os resultados dessa comparação podem ser encontrados em DIAS et al. (2003). Além disso, o resultado da simulação da propagação de trincas feita no FRANC3D também foi comparada com resultados numéricos e experimentais encontrados na literatura.

### **3.5 - Métodos empíricos para cálculo de vida à fadiga de componentes contendo defeitos.**

Os métodos mais utilizados para previsão da resistência à fadiga de componentes contendo defeitos consideram que os mesmos podem ser tratados como trincas. Essa previsão tem sido objeto de estudo de engenheiros e pesquisadores, utilizando diferentes modelos e abordagens, MURAKAMI e ENDO (1993); MURAKAMI e ENDO (1994); BERETTA et al. (1997); SURESH (2001); REED et al. (2003) e BERETTA (2003).

A existência de dezoito modelos foi verificada por MURAKAMI e ENDO (1994) que os classificaram em três grupos. O primeiro grupo é denominado de modelo de Frost e similares. Frost em 1959 apresentou a Eq. (3.13) onde o limite de fadiga é inversamente proporcional ao comprimento da trinca.

$$\sigma_w^n l = C \quad (3.13)$$

Sendo  $\sigma_w$  o limite de fadiga;  $n = 3$ ;  $l$ , parâmetro geométrico da trinca ou defeito e  $C$  uma constante.

O segundo grupo é formado pelos modelos baseados no fator de entalhe à fadiga. Nestes modelos utiliza-se a equação de Peterson para pequenas trincas, pequenos defeitos e inclusões, embora tal equação tenha sido proposta originalmente para trincas longas. O terceiro e último grupo é formado pelos modelos baseados na Mecânica da Fratura. Segundo BERETTA et al. (1997), dentre os modelos existentes destacam-se os propostos por Kazinczy, El-Haddad e Murakami e Endo, pela facilidade de aplicação; sendo este último, o modelo mais completo na previsão do limite de fadiga de componentes contendo defeitos, inclusões e heterogeneidades.

As Eqs.(3.14), (3.15) e (3.16), apresentadas a seguir, expressam o modelo proposto por Murakami e Endo, onde se observa que este modelo é similar ao proposto por Frost, Eq. (3.13) e Eq. (3.16). A diferença principal está no parâmetro geométrico do defeito, pois Frost utiliza o comprimento do defeito, enquanto MURAKAMI e ENDO (1994) adotam  $\sqrt{area}$  como o parâmetro geométrico, tornando-o um modelo tridimensional. O parâmetro *area* significa a área projetada do defeito em um plano perpendicular à direção da máxima tensão normal. Segundo os autores do modelo, a escolha da  $\sqrt{area}$  como parâmetro geométrico do defeito originou-se de observações e análise numérica, tendo como base o fator de intensidade de tensão, MURAKAMI e ENDO (1983) e MURAKAMI e NEMAT (1983). Portanto, este modelo partiu de uma abordagem pela Mecânica da Fratura e retornou ao modelo de Frost.

$$\Delta K_{m\acute{a}x} \cong c_1 \Delta\sigma \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (3.14)$$

$$\Delta K_{th} = c_2 (H_v + 120) (\sqrt{area})^{1/3} \quad (3.15)$$

$$\sigma_w = \frac{c_3 (H_v + 120) \left( \frac{1-R}{2} \right)^{0.226 + H_v \cdot 10^{-4}}}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (3.16)$$

onde  $\Delta K_{m\acute{a}x}$  é o máximo fator cíclico de intensidade de tensão na região do defeito;  $c_1$ , constante (0.65 para defeitos superficiais e 0.5 para defeitos internos);  $\Delta\sigma$ , intervalo de variação da tensão normal na região do defeito; *area*, área projetada do defeito em um plano perpendicular à máxima tensão normal;  $\Delta K_{th}$ , valor correspondente ao limiar de fadiga, abaixo de  $\Delta K_{th}$  tem-se vida infinita;  $c_2$ , constante ( $3.3 \times 10^{-3}$  para defeitos superficiais e  $2.77 \times 10^{-3}$  para defeitos internos);  $\sigma_w$ , limite de resistência à fadiga determinado por flexão rotativa ou carregamento axial;  $c_3$ , constante (1.43 para defeitos

superficiais e 1.56 para defeitos internos) ;  $Hv$ , dureza Vickers;  $R$ , razão entre tensões máxima e mínima do carregamento cíclico com amplitude constante.

Este modelo tem sido utilizado em problemas de fadiga de componentes com pequenas trincas, pequenos furos, ranhuras superficiais, rugosidade superficial, inclusões não-metálicas, pontos de corrosão, carbonetos em aços para ferramenta, partículas de segunda fase em ligas Al-Si e grafita esferoidal em ferros fundidos nodulares. Verificou-se que o modelo apresenta um erro de  $\pm 10\%$  em materiais metálicos, contendo defeitos variando de 16 a 1000  $\mu\text{m}$  e dureza Vickers entre 70 e 720, MURAKAMI e ENDO (1994) e BERETTA et al. (1997).

A eficiência do modelo proposto por Murakami e Endo é atribuída primeiramente à possibilidade de calcular  $\Delta K$  em defeitos com formas complexas, em duas e três dimensões, utilizando equações simples e também ao fato do efeito da microestrutura do material sob análise estar condensado na dureza do material, como observa-se na Eq. (3.15) e na Eq. (3.16). Por outro lado, pode-se tornar uma desvantagem porque o modelo não leva em consideração o efeito da microestrutura sobre o limiar de fadiga  $\Delta K_{th}$  e o limite de fadiga, somente a dureza do material.

A fundamentação para o modelo proposto por Murakami e Endo é a relação encontrada entre o fator de intensidade de tensão e a área projetada do defeito ou da trinca no plano cuja normal coincide com a tensão principal máxima de tração. Os pesquisadores utilizaram o “body force method” para determinar o valor de  $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$  de trincas e defeitos e em seguida os relacionaram com a área projetada, utilizando a Eq. (3.17), semelhante a Eq. (3.14). A constante  $c_I$  foi calculada para defeitos artificiais e trincas de diferentes formas e com várias inclinações, MURAKAMI e ENDO (1983); MURAKAMI e NEMAT (1983) e MURAKAMI (1985).

$$K_I = c_I \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area}} \quad (3.17)$$

Onde  $K_I$  é o fator de intensidade de tensão para o carregamento do tipo I;  $\sigma_0$  é a tensão remota normal à área projetada; os outros termos da equação já foram definidos anteriormente.

Em função dos resultados obtidos para várias formas de trincas, os autores propõem a Eq. (3.18) e a Eq. (3.19) para se determinar  $K_{I\max}$  a partir da área projetada de defeitos e trincas, MURAKAMI e ENDO, (1983); MURAKAMI e NEMAT, (1983); MURAKAMI, (1985).

$$K_{I\max} \cong 0.629 \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area}}; \quad \nu = 0 \quad (3.18)$$

$$K_{I\max} \cong c_1 \sigma_0 \sqrt{\pi \sqrt{area}}; \quad \nu = 0.3 \quad (3.19)$$

sendo,  $c_1 = 0.65$  para defeitos superficiais;  $c_1 = 0.5$  para defeitos internos e  $\nu$ , coeficiente de Poisson;

O parâmetro  $\sqrt{area}$ , proposto por Murakami e Endo, pode ser usado como um meio rápido de estimar do fator de intensidade de tensão de trincas e defeitos de geometria complexa tanto em duas quanto em três dimensões.

# 4

## RESULTADOS

### 4.1 - Problema analisado

Considerou-se uma viga de rolamento de uma ponte rolante analisada e dimensionada por BONFÁ (1980), conforme FIG. 4.1. A ponte tem capacidade de içamento de 100 kN, com as seguintes características adicionais: afastamento entre rodas de 2,7 m; vão da viga de 8.0 m; coeficiente de impacto,  $\Phi = 1,2$ ; trilho TR-57; e flecha admissível  $L/750$ . O apoio do trilho sobre a viga de rolamento é feito sobre sapatas localizadas na região dos enrijecedores.

Vigas de rolamentos estão sujeitas a forças verticais e horizontais. As cargas verticais na viga são causadas pelo içamento de carga pelo carrinho e do peso próprio. As forças horizontais são provenientes da frenagem da ponte sobre a viga de rolamento e da frenagem do carrinho sobre a ponte sendo transmitidas através dos trilhos. As solicitações na viga são variáveis em função da posição da carga na ponte rolante. Em

função desses carregamentos as vigas de rolamento são solicitadas por momentos fletores relativos aos eixos  $Y$  e  $Z$  e momentos de torção variáveis.

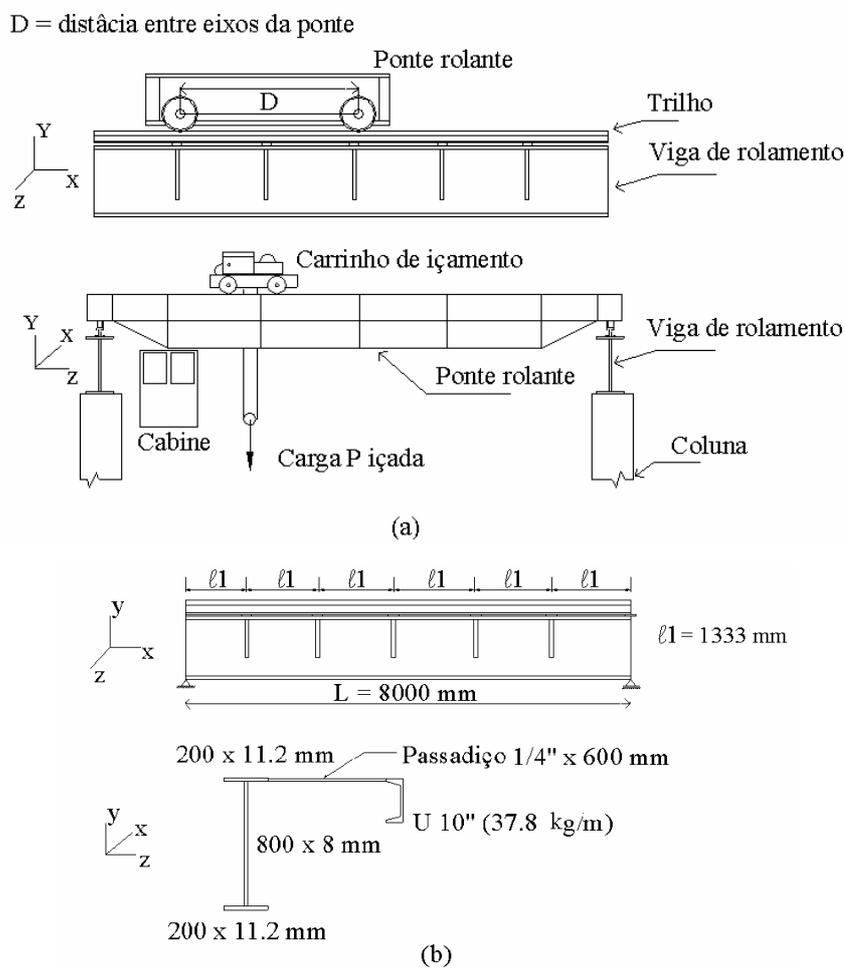


FIGURA 4.1 - (a) representação da ponte rolante, (b) dimensões da viga de rolamento dimensionada.

O carregamento correspondente ao valor máximo do momento fletor em relação ao eixo  $Z$  é mostrado na FIG. 4.2, onde o trem tipo representando a ponte rolante é constituído pelas cargas  $P1$  e  $P2$ . O peso próprio da viga de rolamento,  $W$  é assumido atuando como forças concentradas sobre os pontos onde situam-se os enrijecedores.

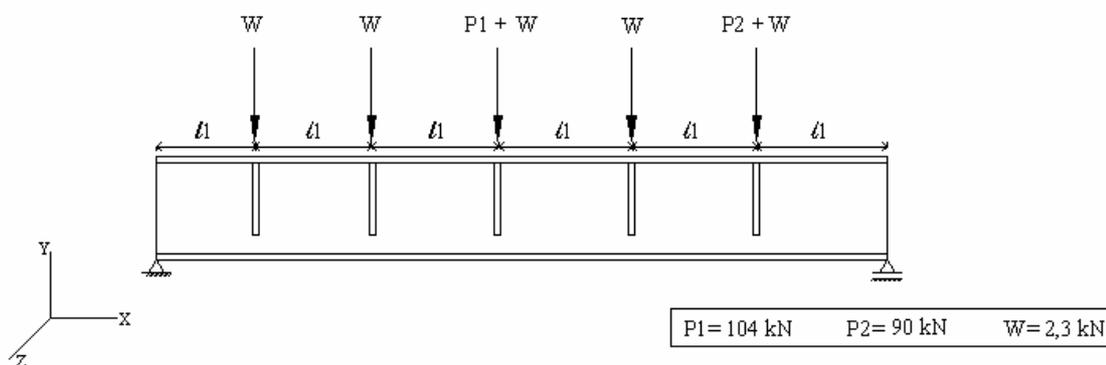


FIGURA 4.2 - Solicitação máxima na viga de rolamento.

#### 4.1.1 - Considerações de fadiga.

A viga de rolamento deste exemplo é biapojada, sendo este modelo estrutural favorável com relação à resistência à fadiga, pois não há nunca mudança inversão no sinal do momento fletor, quando a posição carga móvel é alterada para uma posição qualquer. O carregamento correspondente ao valor mínimo é constituído apenas pelo peso próprio da viga.

Neste trabalho é desconsiderado o efeito de torção causado por carregamento excêntrico em relação ao centro de torção, devido a possíveis deslocamentos laterais dos trilhos. Os momentos de torção são pequenos quando comparados aos esforços provenientes da flexão, por isso podem ser desprezados. Porém, nas vigas solicitadas por grandes cargas, os momentos de torção podem causar nas vigas de rolamento soldadas, fissuras longitudinais situadas na parte superior da alma e nos cordões de soldas que ligam a mesa superior, BONFÁ (1980) e BELLEI (2003).

#### 4.1.2 - Área efetiva da seção transversal

A seção da viga de rolamento é composta pelo perfil  $I$  e pelo passadiço o qual tem a finalidade de dar estabilidade lateral à viga de rolamento. De acordo com a AISC

(1979), em vigas de rolamento com passadiço, a área efetiva, para o cálculo das propriedades da seção, a ser considerada é mostrada na FIG. 4.3, sendo o comprimento efetivo  $d_{eff}$  da placa do passadiço dado por:

$$d_{eff} = \left( \frac{95}{\sqrt{\sigma_y}} - \frac{b_f}{2t_f} \right) t_a \quad (4.1)$$

onde  $\sigma_y$  é a tensão de escoamento do material em (Ksi).

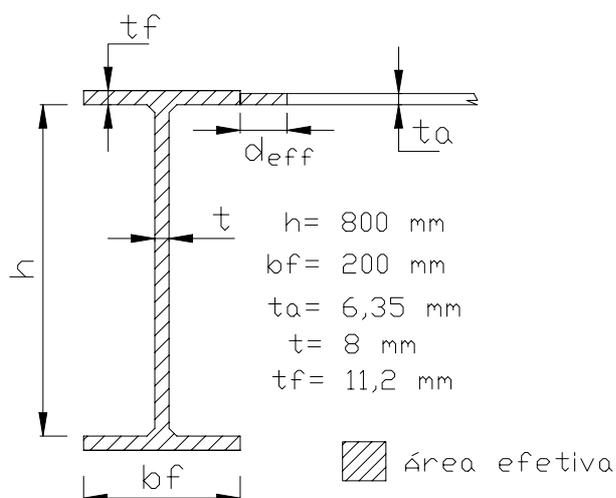


FIGURA 4.3 - Considerações para cálculo da área efetiva da seção transversal de uma viga de rolamento com passadiço.

Considerando as dimensões da viga de rolamento aqui analisada e um aço com tensão de escoamento de 350 MPa, o comprimento efetivo do passadiço será de 27,96 mm. Este valor é pequeno se comparado às dimensões da viga e dessa forma, na análise à fadiga deste trabalho será considerada apenas a contribuição do perfil I, desprezando-se a área correspondente a  $d_{eff}$ .

## 4.2 – Modelo unidimensional

A viga de rolamento representada na FIG. 4.4 foi analisada usando o método de elementos finitos por meio do programa ANSYS versão 6.1. A modelagem foi realizada

utilizando-se o elemento BEAM4. A malha da viga é composta de 48 elementos e 49 nós. Os carregamentos máximos e mínimos estão indicados na FIG. 4.4 e correspondem aos valores extremos do momento fletor no meio do vão da viga. A flecha máxima encontrada nesta análise foi de 7,38 mm e o máximo momento fletor de  $2,76 \times 10^8 \text{ N}\times\text{mm}$ .

$$W = 2255,5 \text{ N}; P_1 = 101989,2 \text{ N}; P_2 = 88259,9 \text{ N}; L = 1333,333 \text{ mm}$$

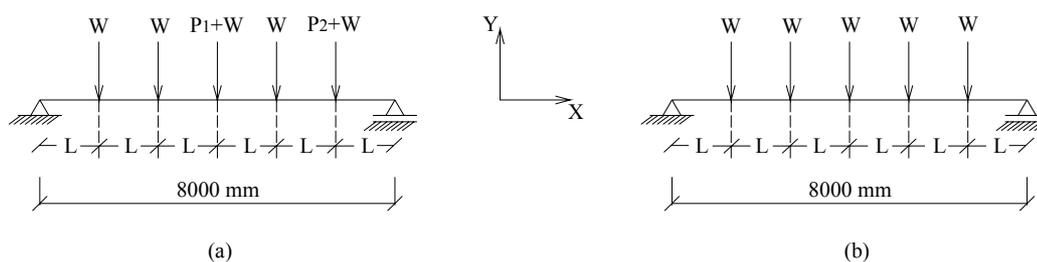


FIGURA 4.4 - Representação do modelo unidimensional: (a) carregamento máximo; (b) carregamento mínimo.

### 4.3 - Modelo tridimensional.

#### 4.3.1 - Descrição do modelo tridimensional

Efetua-se a análise tridimensional de um trecho da viga, cujo comprimento é 1000 mm, conforme indicado na FIG. 4.5a. Essa análise tridimensional é realizada utilizando-se o método de elementos de contorno por meio do programa FRANC3D, considerando-se a ocorrência de trincas. Esse comprimento foi escolhido de forma que as seções de corte *A* e *B* do modelo coincidissem com as posições dos nós do modelo unidimensional e também para que o comprimento fosse aproximadamente 4,5 vezes a largura da mesa do perfil I, de forma semelhante ao modelo analisado em ZHAO e RODDIS (2000).

A carga e os deslocamentos aplicados no trecho de análise estão representados na FIG. 4.5b e 4.5c. A largura da sapata de apoio do trilho sobre a mesa superior foi considerada de 76 mm. Dessa forma, para o carregamento máximo, a tensão de contato  $\sigma$ , representando a força  $P_I + W$ , aplicada na área  $A_I$  (76 x 200) mm<sup>2</sup>, foi de 6,8582 N/mm<sup>2</sup>. Os deslocamentos verticais na direção de  $Y$  foram de -7,1442 mm, aplicado nos pontos da face da seção  $A$  e de -7,2992 mm nos pontos da face da seção  $B$ . Estes são os deslocamentos nodais na direção  $Y$  obtidos pela análise de viga nas seções  $A$  e  $B$ , respectivamente.

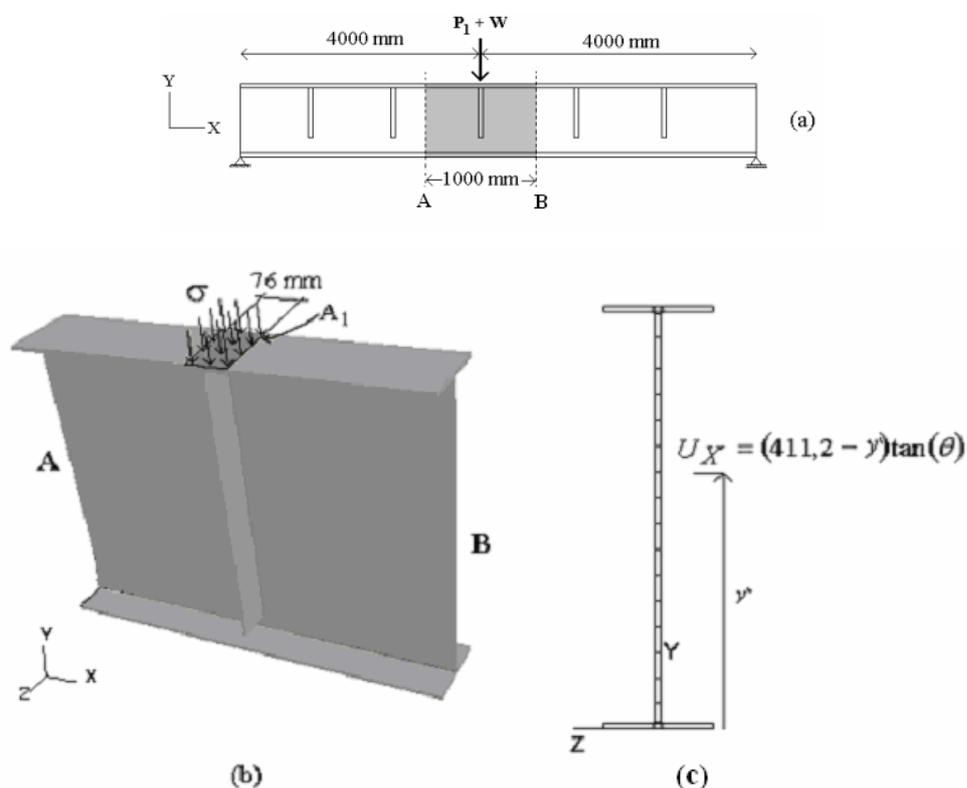


FIGURA 4.5 - Representação do modelo tridimensional: (a) localização do trecho de análise; (b) aplicação da tensão de contato; (c) aplicação dos deslocamentos nas seções de corte do trecho de análise.

Para a aplicação dos deslocamentos horizontais na direção de  $X$ , dividiram-se as faces  $A$  e  $B$  com linhas horizontais equidistantes de 50 mm. Os deslocamentos foram então aplicados nos pontos das linhas horizontais da seção do perfil e seus valores obtidos através da Eq. (4.2) em função da altura em  $Y$  de cada linha, FIG. 4.5c.

$$U_X = (411,2 - y)\tan(\theta) \quad (4.2)$$

onde  $\theta$  é a rotação nodal em radianos obtida na análise da viga na seção de corte  $A$ ,  $\theta_A = -7,45 \times 10^{-4}$ , e seção de corte  $B$ ,  $\theta_B = -4,46 \times 10^{-4}$ .

Para o carregamento mínimo as condições de contorno impostas foram:  $\sigma = 0,1484$  N/mm<sup>2</sup> (tensão de contato  $\sigma$ , representando a força  $W$ ), deslocamentos verticais na direção de  $Y$  foram  $-0,3916$  mm nas seções de corte  $A$  e  $B$ , e rotação em radianos de,  $\theta_A = -3,0 \times 10^{-5}$  na seção de corte  $A$  e  $\theta_B = 3,0 \times 10^{-5}$  na seção de corte  $B$ .

Todos os pontos situados na posição da linha neutra da viga ( $y=411,2$  mm) foram restringidos em relação ao deslocamento na direção  $Z$ .

#### 4.3.2 - Resultados do modelo tridimensional

Na FIG. 4.6a é representado o modelo 3D analisado. A solda de filete no modelo foi representada com pernas de 4 mm na união das mesas com a alma e também na união dos enrijecedores, FIG. 4.6b. A malha de elementos de contorno desse modelo sem trinca está representada na FIG. 4.6c, contendo 2230 elementos e 2216 nós. O tempo de processamento desse modelo foi de aproximadamente 10 minutos em um computador Pentium IV, 2,4 GHz, 512 MB de memória RAM e com sistema operacional Linux Red Hat 8.0.

A média dos deslocamentos na direção de  $Y$  obtido através do modelo 3D, em pontos da superfície situados próximo ao enrijecedor e na posição correspondente à linha neutra do modelo de viga foi de 7,42 mm, enquanto pela análise de vigas este valor foi de 7,38 mm. Esta pequena diferença de 0,54% mostra que o modelo 3D está representando de forma coerente o trecho da viga.

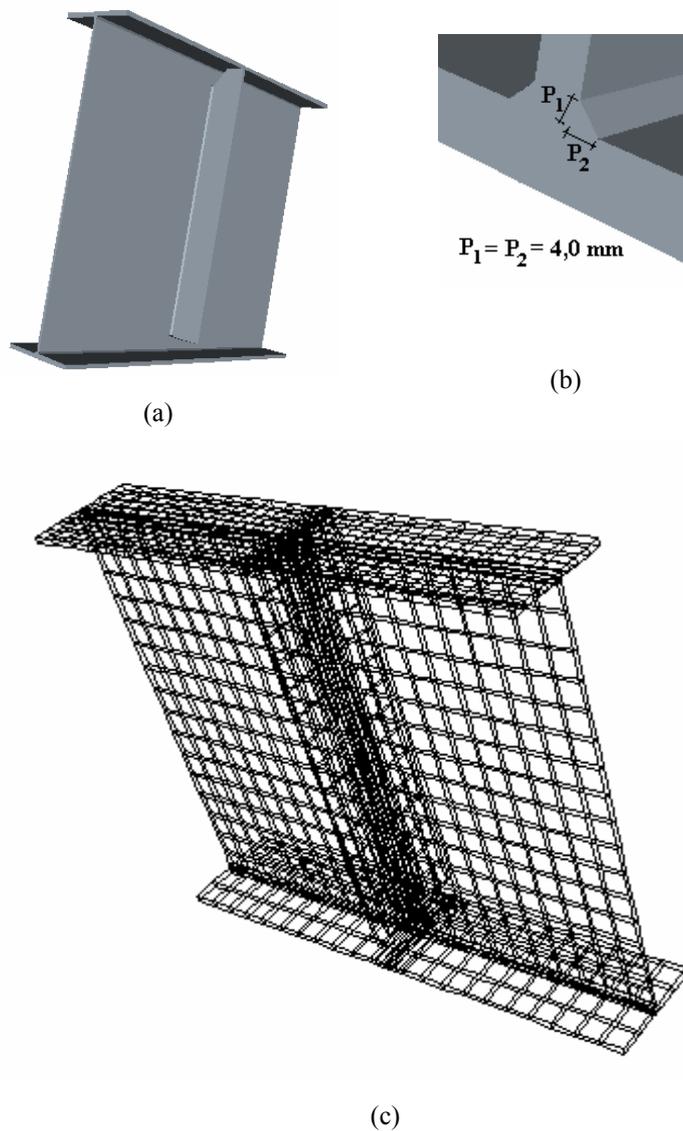
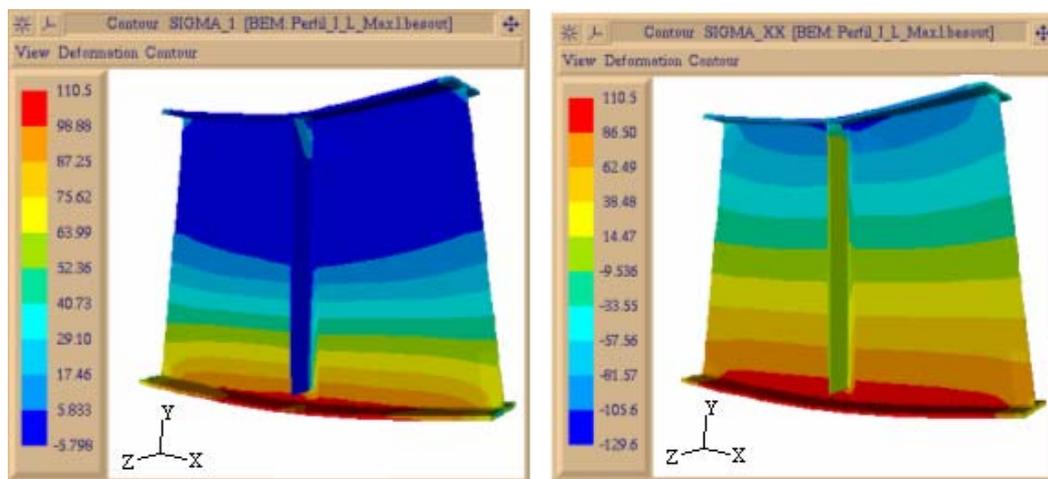
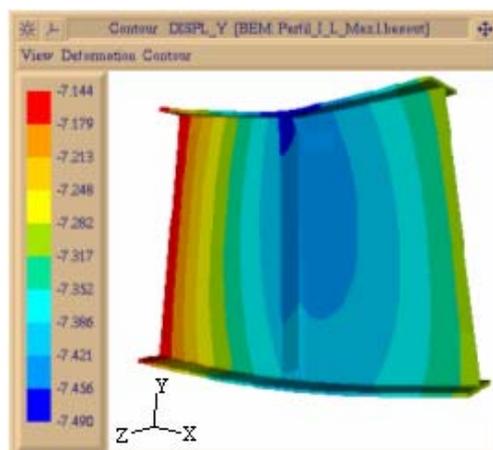


FIGURA 4.6 - Representação do modelo tridimensional: (a) faces do modelo; (b) comprimento das pernas da solda de filete; (c) malha do modelo.

Na FIG. 4.7 são mostrados alguns dos resultados da análise tridimensional tais como a distribuição das tensões principais, das tensões normais  $\sigma_x$ , e dos deslocamentos na direção de  $Y$ .



Distribuição das tensões principais

Distribuição das tensões  $\sigma_x$ 

Deslocamentos na direção Y

FIGURA 4.7 - Distribuição de tensões e deslocamentos no trecho de análise, com carregamento máximo, fator de amplificação de 200 vezes para os deslocamentos.

Com base em análises preliminares, conclui-se que o custo computacional aumenta muito com o aumento do tamanho da trinca. Dependendo da trinca e do refinamento da malha da trinca, o processamento pode durar muitas horas. Para cada incremento de trinca é necessária uma nova análise e o tempo gasto só no processamento pode ser muito alto. Então, para diminuir o tempo de processamento, o modelo tridimensional foi cortado longitudinalmente ao longo da linha neutra como representado na FIG. 4.8. A análise apenas da metade inferior do modelo reduziu o tempo de processamento em até 2,6 vezes, em comparação ao tempo de processamento do modelo original inteiro. Os

deslocamentos nas direções  $X$  e  $Y$  obtidos ao longo da linha neutra no modelo inteiro, foram aplicados em pontos de linhas equidistante de 50 mm nas faces de corte da alma e do enrijecedor, na metade inferior do modelo. Os deslocamentos impostos nas faces  $A$  e  $B$  correspondentes no modelo inteiro foram mantidos. A restrição ao deslocamento na direção de  $Z$  foi aplicada nos pontos das faces de corte, na alma e nos enrijecedores.

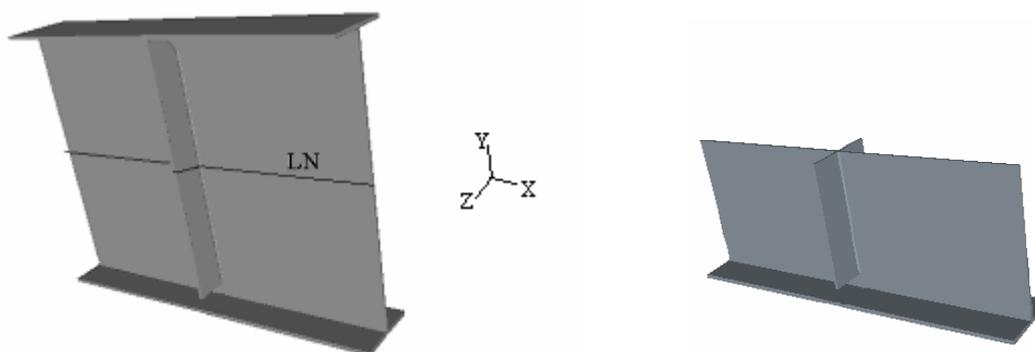


FIGURA 4.8 - Representação da metade inferior do trecho de análise do modelo tridimensional.

A validação desse procedimento foi feita através da comparação dos resultados de valores do fator de intensidade de tensão de trincas idênticas em tamanho, forma e posição no modelo inteiro e na metade do modelo. A malha da parte inferior do modelo inteiro foi idêntica à malha da metade do modelo. A TAB.4.1 mostra alguns dos resultados dessa comparação e pode-se ver uma boa concordância nos valores de  $K_I$  bem como uma apreciável redução no tempo de processamento.

TABELA 4.1 - Comparação dos resultados entre a análise do modelo inteiro e da metade do modelo tridimensional com uma trinca circular interna.

Raio da trinca (mm)	Modelo	Número de elementos	Número de nós	Tempo de processamento	$K_I$ médio (MPa $\sqrt{m}$ )
3	Inteiro	2662	2506	00:16:15	6,403
3	Metade	1794	1396	00:06:42	6,449
6	Inteiro	2646	2498	00:17:02	9,828
6	Metade	1790	1394	00:06:36	9,797

Os resultados obtidos das análises de trincas feitas no FRANC3D que se seguem a partir desse ponto foram feitas no modelo tridimensional representando a metade inferior do trecho de análise.

#### **4.4 - Defeito inicial planar circular interno.**

Geralmente um defeito planar interno não varia sua forma geométrica de maneira significativa durante a propagação desde que esteja solicitado apenas por tensões normais a sua superfície e enquanto esse defeito permanece no interior do corpo. Não havendo mudanças significativas na forma da trinca é fácil distinguir um comprimento característico para a mesma. Por outro lado, mudanças de forma geralmente ocorrem quando a frente da trinca encontra a superfície do corpo trincado ou quando atuam tensões oblíquas à superfície da trinca. Nessas situações, deve-se escolher um comprimento característico para representar a trinca e uma forma de obter esse comprimento. Também se deve preocupar em propagar a trinca com pequenos incrementos no seu período inicial de crescimento, bem como quando a trinca muda de forma.

Numa trinca circular interna em um corpo infinito, o comprimento característico é igual ao seu raio. Esse mesmo comprimento característico será adotado para o defeito na viga, enquanto este permanecer com uma forma aproximadamente circular durante a propagação. Quando a frente da trinca alcançar a superfície e sua forma se aproximar a de uma trinca semicircular o comprimento característico considerado será a média de dez comprimentos  $d_n$ , medidos do ponto  $P$ , localizado na metade do comprimento da abertura da trinca na superfície da viga, até os pontos  $p'$  distribuídos de maneira uniforme ao longo da frente da trinca como mostrado na FIG. 4.9.

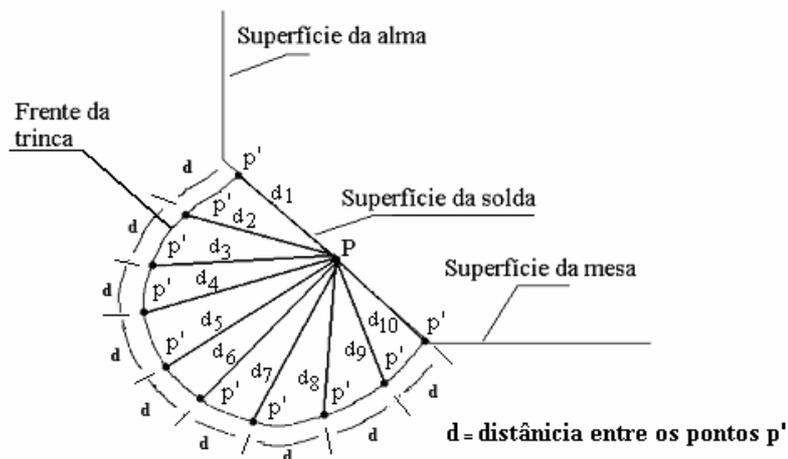


FIGURA 4.9 - Comprimento característico de uma trinca semicircular ou semi-elíptica de superfície na região da solda de união da alma com a mesa.

A localização do defeito inicial interno na solda de união da alma com a mesa inferior supõe-se situado na seção de máximo momento fletor, e contido num plano paralelo à seção de corte do trecho de análise. O defeito planar circular com raio de 0,5 mm interno, foi posicionado conforme representado na FIG. 4.10. Esse defeito simula uma porosidade ou uma trinca inicial ocorrida durante a soldagem.

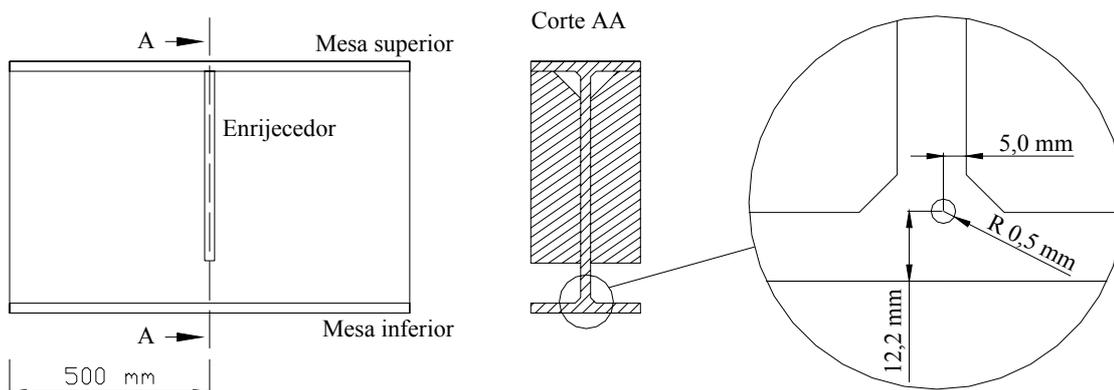


FIGURA 4.10 - Posição do defeito planar circular inicial no modelo tridimensional.

As frentes de trincas obtidas, por meio do programa FRANC3D, para 15 incrementos de propagação são mostradas na FIG. 4.11. O critério de parada da propagação foi o surgimento de duas ou mais frentes de trinca. Se um novo incremento fosse feito na frente de trinca T16, FIG. 4.11, a trinca resultante teria uma frente distinta na alma da viga e outra na mesa inferior.

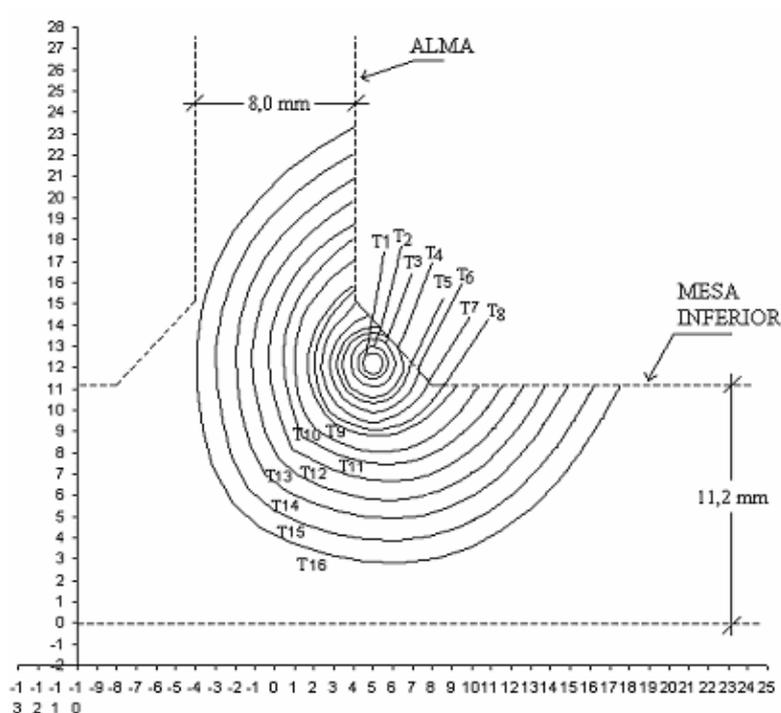


FIGURA 4.11 - Frentes de trinca obtidas após 15 incrementos para o modelo com trinca circular inicial.

Na TAB.4.2 são apresentados os resultados da análise numérica do modelo com defeito planar inicial circular.

Como o crescimento da trinca é função do valor do fator de intensidade de tensão ao longo da frente da trinca, a nova frente da trinca, para o problema da trinca circular aqui analisado, não propagou como um círculo perfeito. A nova frente obtida pode então ser considerada como uma trinca de forma elíptica tendendo a circular. Para considerar essa

variação, a medida do comprimento característico da trinca apresentada na TAB.4.2, foi obtida a partir da média dos raios máximo e mínimo da trinca.

TABELA 4.2 - Resultados obtidos da análise de uma trinca inicial planar circular interna.

Trinca	Incremento especificado (mm)	KI médio (MPa√m) Solicitação máxima	KI médio (MPa√m) Solicitação mínima	Comprimento característico (mm)
T1	0,3	2,62	0,13	0,50*
T2	0,4	3,23	0,16	0,76*
T3	0,5	4,08	0,19	1,12*
T4	0,5	5,42	0,25	1,52*
T5	0,7	6,15	0,29	1,82*
T6	0,7	6,58	0,34	2,28*
T7	0,7	7,46	0,36	3,44**
T8	1,0	7,93	0,38	3,89**
T9	1,0	8,28	0,39	4,28**
T10	1,0	8,79	0,41	5,01**
T11	1,0	9,23	0,44	5,65**
T12	1,0	9,91	0,47	6,43**
T13	1,0	10,65	0,51	7,34**
T14	1,2	11,57	0,55	8,26**
T15	1,2	12,48	0,60	9,23**
T16	-	13,73	0,66	10,41**

\* Comprimento característico de uma trinca circular interna;

\*\* Comprimento característico de uma trinca semicircular de superfície.

Na TAB.4.3 é feita a comparação dos resultados dos fatores de intensidade de tensão médios obtidos com o FRANC3D, com os resultados obtidos utilizando-se o método de MURAKAMI e ENDO (1983). A tensão principal máxima considerada na formulação desse método foi de 106 MPa, obtida do modelo tridimensional em superfícies próximas à região da trinca. Os dados da TAB.4.3 mostram que os resultados foram próximos, observando-se uma diferença abaixo de 10% enquanto o parâmetro  $\sqrt{area}$  ficou próximo de 1000  $\mu\text{m}$ . A diferença máxima foi de 15% quando o parâmetro  $\sqrt{area}$  ficou fora do intervalo de validade, acima de 1000  $\mu\text{m}$ . Os valores e diferenças observados nesta comparação são semelhantes aos resultados obtidos em DIAS et al. (2003).

TABELA 4.3 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão para a trinca circular, entre o FRANC3D e o método de Murakami e Endo.

Trinca	F3D K <sub>I</sub> médio (MPa√m)	Murakami K <sub>I</sub> (MPa√m)	Diferença (%)	Área trinca (mm <sup>2</sup> )	√area (μm)
T1	2,62	2,80	-6,88	0,7854	886
T2	3,23	3,43	-6,21	1,7767	1333
T3	4,08	4,17	-6,57	3,9003	1975
T4	5,42	4,86	10,32	7,1557	2675
T5	6,15	5,22	15,04	9,5530	3091
T6	6,58	5,69	13,51	13,4723	3670
T7	7,46	8,02	-7,51	18,5557	4308
T8	7,93	8,54	-7,75	23,9471	4894
T9	8,28	8,94	-8,00	28,6800	5355
T10	8,79	9,85	-12,08	42,2694	6501
T11	9,23	10,57	-14,44	56,0323	7485
T12	9,91	11,37	-14,69	75,1503	8669
T13	10,65	12,23	-14,89	100,6260	10031
T14	11,57	13,03	-12,65	129,7970	11393
T15	12,48	13,93	-11,61	169,4760	13018
T16	13,73	14,79	-7,66	214,8490	14658

#### 4.4.1 - Cálculo da vida à fadiga do problema com trinca circular inicial.

Para o cálculo da vida à fadiga do exemplo analisado consideraram-se as propriedades dos aços austenítico cujas constantes da Lei de Paris são:  $C = 5,61 \times 10^{-12}$  e  $m = 3,25$ , conforme BARSON e ROLFE (1987). Estas constantes são válidas para tensão de escoamento entre 207 a 345 MPa e para comprimento de trinca,  $a$  em metros e fator de intensidade de tensão,  $K$  em MPa√m.

O cálculo da vida à fadiga foi feito utilizando-se o algoritmo para o cálculo de vida  $N_f$  conforme descrito no Capítulo 3. Os resultados são apresentados na TAB.4.4. O número de intervalos,  $n$ , é igual ao número de incrementos de crescimento de trinca. Os intervalos aqui não foram iguais, pois o incremento especificado foi variável. A vida total é o número de ciclos gastos para a trinca crescer de uma trinca inicial planar circular interna com raio de 0,5 mm, até uma trinca final semicircular planar de superfície com comprimento característico de 10,4 mm (comprimento médio). A partir dos dados apresentados na TAB.4.4, pode-se ver que a maior fração da vida total foi gasta nos primeiros três incrementos de trinca, enquanto essa ainda era considerada

circular. A soma do número de ciclos desses três incrementos corresponde a mais de 70% da vida total. Este resultado confirma a importância da propagação durante o período inicial no cálculo da vida total à fadiga, quando a trinca ainda tem pequeno comprimento característico.

TABELA 4.4 - Cálculo da vida à fadiga para a trinca inicial circular.

Trinca	Comprimento Característico (m)	Solicitação máxima $K_I$ médio (MPa $\sqrt{m}$ )	Solicitação mínima $K_I$ médio (MPa $\sqrt{m}$ )	$\Delta K_I$	da/dN	$\Delta N$
<b>Trinca circular interna</b>						
T1	5,00E-04	2,616	0,127	2,4892	1,09E-10	-
T2	7,60E-04	3,229	0,159	3,0703	2,15E-10	1,61E+06
T3	1,12E-03	3,917	0,192	3,7259	4,03E-10	1,16E+06
T4	1,52E-03	5,418	0,248	5,1704	1,17E-09	5,09E+05
T5	1,82E-03	6,147	0,289	5,8579	1,75E-09	2,05E+05
T6	2,28E-03	6,580	0,342	6,2384	2,15E-09	2,35E+05
					<b>Total =</b>	<b>3,72E+06</b>
<b>Trinca semicircular de superfície</b>						
T7	3,44E-03	7,455	0,365	7,0907	3,26E-09	-
T8	3,89E-03	7,929	0,380	7,5490	4,00E-09	1,22E+05
T9	4,28E-03	8,275	0,387	7,8879	4,61E-09	9,09E+04
T10	5,01E-03	8,785	0,411	8,3748	5,61E-09	1,43E+05
T11	5,65E-03	9,233	0,439	8,7936	6,57E-09	1,06E+05
T12	6,43E-03	9,914	0,475	9,4397	8,27E-09	1,05E+05
T13	7,33E-03	10,646	0,512	10,1341	1,04E-08	9,64E+04
T14	8,26E-03	11,572	0,552	11,0202	1,37E-08	7,69E+04
T15	9,23E-03	12,484	0,601	11,8834	1,75E-08	6,24E+04
T16	1,04E-02	13,734	0,663	13,0704	2,38E-08	5,68E+04
					<b>Total =</b>	<b>8,60E+05</b>
<b>Vida Total = 4,58E+06</b>						

#### 4.5 - Defeito inicial planar semicircular de superfície

Outro tipo comum de defeito em soldas de ligação da mesa alma de perfil I é o defeito de superfície. Para simular esse defeito foi criada uma trinca planar semicircular de superfície localizada na solda de união da alma com a mesa inferior, situada na seção de maior momento fletor, num plano paralelo às seções extremas do trecho considerado para análise tridimensional. A localização e dimensões desse defeito estão representadas na FIG. 4.12.

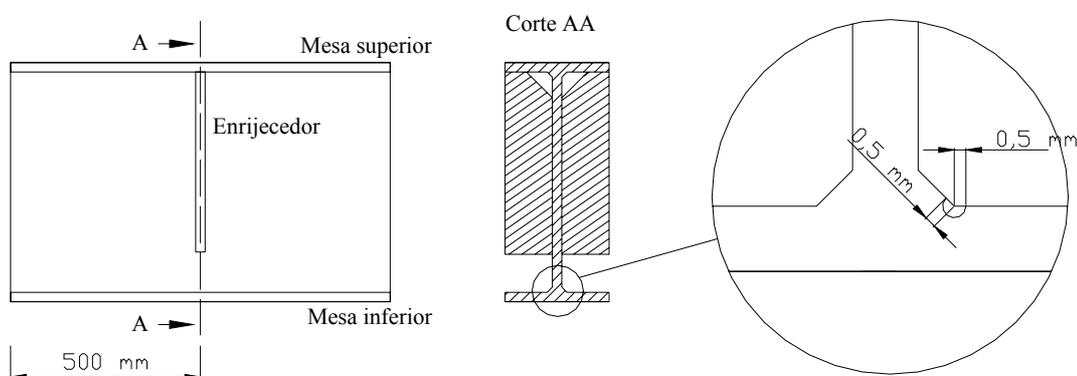


FIGURA 4.12 - Posição do defeito planar semicircular inicial no modelo tridimensional.

As frentes de trincas obtidas, por meio do programa FRANC3D, para 13 incrementos de propagação são mostradas na FIG. 4.13. O critério de parada da propagação foi o surgimento de duas ou mais frentes de trincas. Se um novo incremento fosse feito na frente de trinca T14 da FIG. 4.13, a trinca resultante teria duas frentes passantes na mesa inferior da viga e outra passante na alma.

Na TAB.4.5 são apresentados os resultados da análise numérica do modelo com defeito planar inicial circular. Como medida dos comprimentos característico apresentados na TAB.4.5 utilizou-se o mesmo critério para o caso apresentado no seção 4.4 quando a trinca foi admitida com a forma de trinca semi-elíptica.

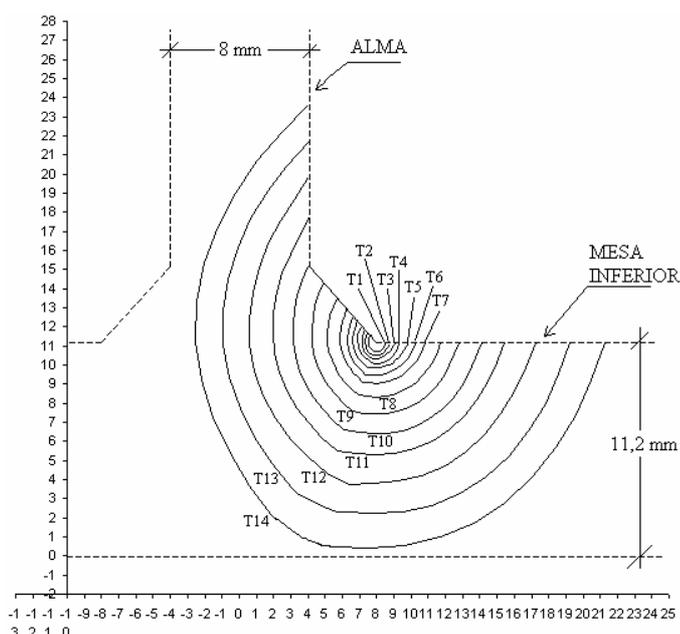


FIGURA 4.13 - Frentes de trinca obtidas após 13 incrementos para o modelo com trinca semicircular inicial.

TABELA 4.5 - Resultados obtidos da análise de uma trinca inicial planar semicircular de superfície.

Trinca	Incremento especificado (mm)	KI médio (MPa√m) Solicitação máxima	KI médio (MPa√m) Solicitação mínima	Comprimento característico (mm)
T1	0,3	2,92	0,15	0,50
T2	0,3	3,68	0,19	0,71
T3	0,3	4,20	0,21	0,91
T4	0,5	4,75	0,23	1,16
T5	0,5	5,38	0,25	1,45
T6	0,5	5,68	0,26	1,85
T7	0,8	6,01	0,29	2,30
T8	1,0	6,82	0,34	3,06
T9	1,2	8,03	0,40	4,00
T10	1,2	8,84	0,45	5,16
T11	1,6	9,42	0,47	6,30
T12	1,9	10,53	0,54	7,83
T13	1,9	12,05	0,61	9,59
T14	-	14,32	0,74	11,34

Na TAB.4.6 é feita a comparação entre os resultados dos fatores de intensidade de tensão médios obtidos com o FRANC3D, com os resultados obtidos utilizando-se o método de MURAKAMI e ENDO (1983). Tal como observou-se nos resultados do

problema apresentado na seção 4.4 a diferença entre os resultados ficou em torno de 10%, enquanto o parâmetro  $\sqrt{area}$  manteve-se abaixo de 1000  $\mu\text{m}$ .

TABELA 4.6- Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão para a trinca semicircular, entre o FRANC3D e o método de Murakami e Endo.

Trinca	F3D $K_I$ médio (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )	Murakami $K_I$ (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )	Diferença (%)	Área trinca (mm <sup>2</sup> )	$\sqrt{area}$ ( $\mu\text{m}$ )
T1	2,92	3,22	-10,10	0,482	694
T2	3,68	3,83	-4,00	0,965	983
T3	4,20	4,31	-2,81	1,556	1247
T4	4,75	4,87	-2,48	2,532	1591
T5	5,38	5,48	-1,90	4,056	2014
T6	5,68	6,14	-8,16	6,381	2526
T7	6,01	6,86	-14,16	9,955	3155
T8	6,82	7,92	-16,21	17,689	4206
T9	8,03	9,07	-12,95	30,377	5511
T10	8,84	9,99	-13,11	44,841	6696
T11	9,42	11,41	-21,06	76,160	8727
T12	10,53	12,75	-21,16	118,949	10906
T13	12,05	14,16	-17,56	180,799	13446
T14	14,32	15,46	-7,96	256,923	16029

O cálculo da vida à fadiga para esta situação considerou o comprimento característico inicial de 0,5 mm e final de 11,3 mm (valor médio). Nesse caso o comprimento característico de trinca foi sempre referente a uma trinca de superfície. O resultado é mostrado na TAB.4.7.

TABELA 4.7 - Cálculo da vida à fadiga para a trinca inicial semicircular

Trinca	Comprimento Característico (m)	Solicitação máxima $K_I$ médio (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )	Solicitação mínima $K_I$ médio (MPa $\sqrt{\text{m}}$ )	$\Delta K_I$	da/dN	$\Delta N$
T1	5,00E-04	2,923	0,149	2,774	1,55E-10	
T2	7,07E-04	3,681	0,192	3,489	3,26E-10	8,63E+05
T3	9,06E-04	4,195	0,211	3,985	5,02E-10	4,81E+05
T4	1,16E-03	4,754	0,231	4,522	7,56E-10	4,08E+05
T5	1,45E-03	5,378	0,251	5,127	1,14E-09	2,99E+05
T6	1,85E-03	5,675	0,263	5,412	1,36E-09	3,25E+05
T7	2,30E-03	6,009	0,293	5,716	1,62E-09	3,00E+05
T8	3,06E-03	6,815	0,343	6,472	2,43E-09	3,78E+05
T9	4,00E-03	8,027	0,397	7,630	4,14E-09	2,85E+05
T10	5,16E-03	8,835	0,446	8,390	5,64E-09	2,38E+05
T11	6,30E-03	9,424	0,468	8,956	6,97E-09	1,80E+05
T12	7,83E-03	10,527	0,541	9,986	9,93E-09	1,82E+05
T13	9,59E-03	12,046	0,612	11,434	1,54E-08	1,39E+05
T14	1,13E-02	14,321	0,736	13,585	2,70E-08	8,23E+04
					<b>Total =</b>	<b>4,16E+06</b>

#### 4.6 - Cálculo da vida à fadiga da viga pela NBR 8800.

Para o cálculo da vida à fadiga pela ABNT/NBR 8800 é necessário conhecer a máxima variação de tensão atuante no detalhe analisado e a classificação desse detalhe. A tensão máxima obtida pela análise tridimensional foi de 110,5 MPa como pode ser visto na FIG. 4.7, valor da máxima tensão principal e da máxima tensão  $\sigma_x$ . A tensão mínima (valor da máxima tensão atuante com carga mínima) foi de 5,6 MPa o que fornece uma variação máxima de 104,9 MPa. O detalhe analisado na viga de perfil *I* sob a ação de um momento fletor é classificado pela norma na categoria de tensão *B*. Uma faixa de variação de tensões inferior a um limite admissível dessa faixa,  $F_{TH}$ , dispensa a verificação à fadiga conforme a NBR 8800, considerando um número infinito de ciclos de sollicitação. Este valor é fornecido pela norma em função da categoria de tensão e corresponde ao limite de resistência à fadiga  $\sigma_e$  mencionado na seção 2.2. Outra condição de dispensa de verificação conforme a NBR 8800, é quando o número de ciclos de sollicitação é inferior a 20000. Para a categoria de tensão *B* de viga *I* o limite admissível  $F_{TH}$  é de 110 MPa, portanto, de acordo com a norma não seria necessária a verificação à fadiga pois a máxima variação de tensão aplicada na viga é de 104,9 MPa. Pela norma NBR 8800, o número de ciclos, tendo em vista categoria de tensão *B*, é dado por:

$$F_{SR} = \left( \frac{327.C_f}{N} \right)^{0,333} \geq F_{TH} \quad (4.3)$$

onde  $F_{SR}$  é a faixa admissível de variação de tensão (MPa);  $C_f$  é uma constante correspondente à categoria de tensão,  $120 \times 10^8$  para este caso;  $N$ , número de ciclos durante a vida útil da estrutura.

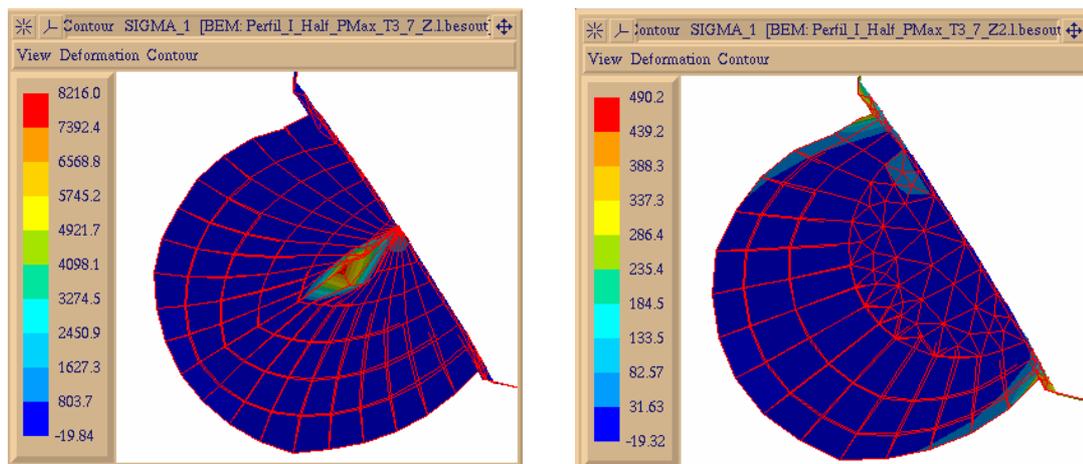
Com base na Eq.(4.3), o número de ciclos obtido considerando a máxima variação de tensão atuante, 104,9 MPa é de  $3,35 \times 10^6$  ciclos. Esse valor está abaixo dos valores de vida obtidos pela análise numérica com base na Lei de Paris, entretanto deve-se observar que a ordem de grandeza é a mesma e que pela NBR 8800 esta verificação não seria necessária.

Para aplicação dos critérios de verificação à fadiga da NBR 8800, considera-se que a estrutura permaneça funcionando em temperaturas inferiores a 150°C, que tenha proteção adequada contra a corrosão ou esteja exposta apenas a atmosferas levemente corrosivas tais como condições atmosféricas normais. Além disto não deve haver amplificação de tensão devido a fatores de concentração decorrentes de descontinuidades geométricas.

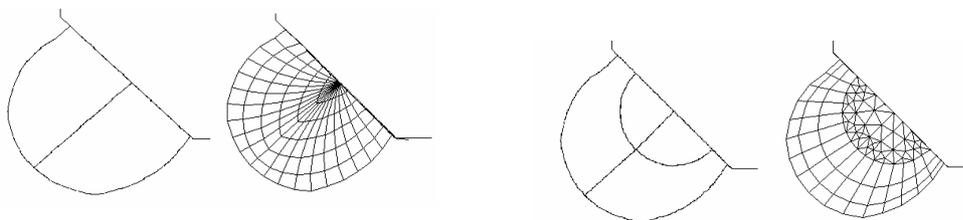
#### **4.7 - Refino da malha.**

Procurou-se fazer o maior refino da malha possível na superfície da trinca e na região da superfície do perfil próximo à trinca. Porém certas configurações dos elementos na superfície da trinca provocavam distorções facilmente visíveis quando esta era visualizada com alta amplificação da configuração deformada. Estas também eram observadas em valores absurdos da tensão principal máxima tal como ilustrado na FIG. 4.14a, onde se observam discrepâncias muito significativas na região de encontro das linhas radiais. A divisão da superfície da trinca pela construção de uma linha semicircular, dividindo a superfície da trinca e a construção da malha representada na FIG. 4.14b, proporcionaram um modelo mais adequado e resultados mais realistas.

Distorções desse tipo também foram observadas na frente da trinca e nas regiões em torno do encontro da frente da trinca com a superfície do perfil. A intervenção com modificações na divisão da superfície da trinca e ou com refinamento da malha resolveram o problema das distorções. Observou-se também que à medida que a trinca crescia os problemas de distorção eram menos frequentes.



Tensões principais na superfície da trinca



Divisão e malha na superfície da trinca

Elementos: 1997; Nós: 1474

 $K_{I\text{med}}: 221,30 \text{ Mpa}\sqrt{\text{mm}}$ 

(a)

Elementos: 2021; Nós: 1470

 $K_{I\text{med}}: 235,76 \text{ Mpa}\sqrt{\text{mm}}$ 

(b)

FIGURA 4.14 - Influência da modelagem na superfície da trinca nos resultados da Tensão principal e do fator de intensidade de tensão.

# 5

## CONCLUSÕES

Efetou-se neste trabalho a análise de propagação de trincas numa viga de rolamento de uma ponte rolante com capacidade de içamento de 100 kN, utilizando-se o programa FRANC3D no domínio da MFEL. A partir da análise da viga com base no conceito de barra, isolou-se um trecho central sujeito a valores extremos (máximo e mínimo) decorrentes do carregamento móvel da ponte, o qual foi modelado tridimensionalmente por meio do FRANC3D. Duas trincas foram inseridas no modelo 3D para a análise numérica: uma trinca planar circular interna com raio de 0,5 mm, simulando um defeito causado por um vazio interno na solda de ligação entre a mesa e a alma do perfil de aço; e uma segunda trinca planar semicircular de superfície com raio de 0,5 mm, para simular uma falha na fusão ocorrida na borda da solda da mesa com a alma. Esta escolha baseou-se nos tipos e tamanhos de defeitos de ocorrência mais frequentes em ligações da alma com a mesa, conforme revisão bibliográfica efetuada. Pela posição, orientação e sollicitação das trincas analisadas os valores do fator de intensidade de tensão referentes aos modos *II* e *III* foram insignificantes em comparação com os referentes ao modo *I*, confirmando o que se esperava do ponto de vista teórico. O carregamento considerado foi de amplitude constante cuja sollicitação máxima à flexão

corresponde à solicitação extrema de projeto tendo em vista a carga móvel da ponte enquanto a solicitação mínima corresponde ao peso próprio atuando de forma isolada. Apesar de não terem sido efetuadas, simulações análogas para análise de solicitação dessas trincas em relação ao modo *II* podem ser realizadas modelando-se trechos próximos aos apoios seguindo a mesma metodologia utilizada para análise de modo *I*.

Os valores do fator de intensidade de tensão médios obtidos nas simulações usando o FRANC3D foram maiores para o defeito de superfície que no caso de defeito interno, fato também observado na literatura, porém a influência dessa diferença no resultado da vida útil não foi significativo. Isto pode ser explicado pela menor área inicial do defeito de superfície em comparação com o defeito interno. A comparação dos valores médios dos FIT ao longo da frente da trinca, obtidos pelo FRANC3D, com os valores fornecidos pelo método proposto por MURAKAMI e ENDO (1983), ficou dentro das previsões desses autores, ou seja abaixo de 10% desde que o parâmetro  $\sqrt{area}$  seja inferior a 1000  $\mu\text{m}$ . Por outro lado, quando parâmetro  $\sqrt{area}$  ficou acima deste limite (1000  $\mu\text{m}$ ) a variação máxima encontrada nos valores do FIT foi de 21 %.

A máxima variação de tensão ocorrida na viga foi de 104,9 MPa. A norma NBR 8800 desconsidera a análise à fadiga se a máxima variação de tensão for inferior a 110 MPa para a configuração geométrica do problema analisado. Apesar disso, procedendo conforme os critérios desta norma, obteve-se uma vida à fadiga de  $3,35 \times 10^6$  ciclos. Esse valor é da mesma ordem de grandeza dos valores encontrados com base Mecânica da Fratura e na análise numérica para os casos com defeito inicial interno e de superfície,  $4,58 \times 10^6$  e  $4,16 \times 10^6$  ciclos, respectivamente.

Por meio dos resultados obtidos constatou-se que a aplicação dos conceitos da MFEL para efeitos de projeto mostrou-se precisa com resultados próximos aos obtidos com os critérios simplificados da norma ABNT/NBR 8800. A vantagem do uso da Mecânica da Fratura está em sua flexibilidade sendo possível avaliar a influência do material na vida à fadiga bem como estimar a vida remanescente de qualquer componente trincado, bem como considerar a utilização de qualquer liga metálica com as respectivas propriedades. Por meio dos fundamentos da Mecânica da Fratura é possível a elaboração de planos de

inspeção mais eficientes, possibilitando o uso mais seguro das estruturas e a elaboração de planos de manutenção para substituição programada ou reforço de componentes trincados.

O FRANC3D mostrou-se uma ferramenta poderosa para a análise de corpos tridimensionais trincados e ao mesmo tempo grande facilidade de modelagem. Porém o funcionamento incorreto do módulo de propagação automática da trinca tornou a análise demorada, exigindo a presença constante do usuário para construir a nova frente da trinca. A existência de um módulo que permitisse uma pré-análise da malha na frente da trinca poderia diminuir o tempo da análise, pois os problemas numéricos decorrentes da malha utilizada só eram detectados depois do processamento do modelo. A aplicação do programa em situações onde ocorram os três modos de carregamento fica comprometida, pois, segundo CFG (1998), não há regra de propagação de trincas em corpos tridimensionais sujeito aos três modos de carregamento.

Neste trabalho analisaram-se dois tipos de defeitos comuns na solda da alma com a mesa de um perfil I. Outros tipos de defeitos em diferentes tipos de ligações foram identificados na literatura. Como sugestão para trabalhos futuros poderia ser feita a análise da severidade dos outros defeitos na vida à fadiga, poder-se-ia também efetuar uma análise mais realista considerando-se carregamentos aleatórios variáveis com base em levantamentos realizados em estruturas reais em funcionamento.

Além disso, uma grande contribuição para a aplicação dos conceitos da Mecânica da Fratura seria o levantamento experimental das propriedades dos aços estruturais disponíveis no Brasil, tais como tenacidade à fratura, parâmetros  $C$  e  $m$  da Lei de Paris dentre outros, por meio de metodologia padronizada internacionalmente, visando a viabilização da análise de componentes estruturais contendo trincas ou defeitos similares.

# 6

## **BIBLIOGRAFIA**

### **6.1 - Referências bibliográficas**

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas. NBR 8800, “Execução de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas Aço-Concreto de Edifícios”, Texto base de Revisão. Belo Horizonte, 2003.

AISE - Association of Iron and Steel Engineers. Technical Report n. 13, August 1, 1979.

ALIABADI, M. H., ROOK, D. P. Numerical fracture mechanics, Kluwer Academic Publishers, London,. 1991. 274 p.

ANDERSON, T. L. Fracture mechanics fundamentals and applications. Boca Raton: CRC Press, 1991. 793 p.

BANNANTINE, J. A., COMER, J. J., HANDROCK, J. L. Fundamentals of metal fatigue analysis. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1990. 273 p.

BARSON, J. M., ROLFE, S. T. Fracture and fatigue control in structures. Applications of fracture mechanics. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1987. 628 p.

BELLEI, I. H. Edifícios industriais em aço. Projeto e cálculo. 4. ed. São Paulo: Pini, 2003. 490 p.

BERETTA, S. Application of multiaxial fatigue criteria to materials containing defects, Fatigue Fracture Engineering Materials and Structure, v. 26, p. 551-559. 2003.

BERETTA, S., BLARASIN, A., ENDO, M., GIUNTI, T., MURAKAMI, Y. Defect tolerant design of automotive components, International Journal of Fatigue, v. 19, p. 319-333. 1997

BONFÁ, J. L. Z. Análise das vigas de rolamento para pontes rolantes. 1980. 155 f. Dissertação (Mestrado em engenharia de estruturas) – Escola de Engenharia, Universidade de São Paulo, São Carlos.

BROEK, D. Elementary engineering fracture mechanics. 4 ed. Dordrecht: Kluwer Academic Publishers, 1996. 516 p.

CFG - CORNELL FRACTURE GROUP. FRANC3D Concepts and user guide. Cornell Fracture Group, Cornell University, Ithaca, NY. 1998. Disponível em: <[http://www.cfg.cornell.edu/software\\_documentation](http://www.cfg.cornell.edu/software_documentation)> Acesso em: 20 jun. 2003

CFG - CORNELL FRACTURE GROUP. FRANC3D OSM Version 2.6 for RedHat Linux 9.0. 2003. Disponível em: <<http://www.cfg.cornell.edu/software>> Acesso em: 07 jan. 2004.

COLLINS, J. A. Failure of materials in mechanical design. Analysis prediction prevention. 2 ed. New York: John Wiley & Sons, 1993. 654 p.

DIAS, J. F., TEIXEIRA, R. S., RIBEIRO, G. O. Avaliação numérica do fator de intensidade de tensão em componentes contendo defeitos. In: XXIV IBERIAN LATIN AMERICAN CONGRESS ON COMPUTACIONAL METHODS IN ENGINEERING, 2003, Ouro Preto, Brazil. Anais... Ouro Preto: Núcleo de Tecnologia da Informação da Universidade Federal de Ouro Preto, 2003.

DOWLING, N. E. Mechanical behavior of materials. Engineering methods for deformation, fracture, and fatigue. 2 ed. Upper Saddle River: Prentice Hall, 1999. 833 p.

KANNINEM, M. F., PROPELAR, C. H. Advanced Fracture Mechanics. New York: Oxford University Press, 1985. 563 p.

METROVICH, B., FISHER, J. W., YEN, B. T., KAUFMANN, E. J., CHENG, X., MA, Z. Fatigue strength of welded AL-6XN superaustenitic stainless steel. International Journal of Fatigue. v. 25, p. 1309-1315, 2003.

MURAKAMI, Y. Analysis of stress intensity factors of modes I, II, III for inclined surface cracks of arbitrary shape. Engineering Fracture Mechanics, v. 22, p. 101-114. 1985.

MURAKAMI, Y., ENDO, M., Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength, Fatigue, v. 16, p. 163-182. 1994.

MURAKAMI, Y., ENDO, M., Quantitative evaluation of fatigue strength of metals containing various small defects or cracks. Engineering Fracture Mechanics, v. 17, p. 1-15. 1983.

MURAKAMI, Y., NEMAT N. S., Growth and stability of interacting surface flaws of arbitrary shape, *Engineering Fracture Mechanics*, v. 17, p. 193-210. 1983.

NISHIKAWA, K., MURAKOSHI, J., MATSUKI, T. Study on the fatigue of steel highway bridges in Japan. *Construction and Building Materials*, v. 12, p. 133-141, 1998.

RADAJ, D. Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters. *International Journal of Fatigue*, v. 18, p. 153-170, 1995.

REED, P. A. S., THOMSON, R. C., JAMES, J. S., PUTMAN, D. C., LEE, K. K., GUNN, S. R. Modelling microstructural effects fatigue of austempered ductile iron. *Materials Science and Engineering*, v. 346, p. 273-286. 2003.

RIDDELL, W. T., INGRAFFEA, A. R., WAWRZYNEK, P. A. Experimental observations and numerical predictions of three-dimensional fatigue crack propagation. *Engineering Fracture Mechanics*, v 58, p. 293-310, 1997.

SURESH, S., *Fatigue of Materials*, 2 ed. Cambridge University Press. 2001

TAYLOR, D., BARRET, N., LUCANO G. Some new methods for predicting fatigue in welded joints. *International Journal of Fatigue*, v. 24, p. 509-518, 2001.

ZHAO, Y., RODDIS, W. M. K. Fatigue Crack Investigation for the Arkansas River Bridge in Hutchinson, Kansas. *Construction and Building Materials*, v. 14, p 287-295, 2000.

## 6.2 - Bibliografia recomendada

AGERSKOV, H. Fatigue in Steel structures under random loading. *Journal of Constructional Steel Research*. V. 533, p. 283-305, 2000.

AGERSKOV, H., NIELSON, J. A. Fatigue in steel highway bridges under random loading. *Journal of Structural Engineering*. v. 125, p. 152-162, 1999.

BUCKLAND, P. G. The use of highway bridge design codes for fatigue aspects of transit-only bridges. *Journal of Construction Steel Research*. v. 25, p. 83-94, 1993.

COTTERELL, B. The past, present, and future of fracture mechanics. *Engineering Fractures Mechanics*. v. 69, p. 533-553, 2002.

CULLIMORE, M. S. G., WEBBER, D. Analysis of heavy girder bridge fatigue failures. *Engineering Failure Analysis*. v. 7, p. 145-168, 2000.

FRICK, W. Fatigue analysis of welded joints: state of development. *Marine Structures*. 2003.

HALLIDAY, M. D., COOPER, C., POOLE, P., BOWEN, P. On predicting small fatigue crack growth and fatigue life from long crack data in 2024 aluminium alloy. *International Journal of Fatigue*. v. 254, p. 709-718, 2003.

KEATING, P. B.; FISHER, J. W. High-Cycle, Long-Life fatigue behavior of welded steel details. *Journal of Constructional Steel Research*. v. 12 p. 253-259. 1989.

KNOTT, J., WITHEY, P. *Fracture Mechanics. Worked Examples*. 2 ed. Bournemouth. Bourne Press, 1993, 108 p.

SCHIJVE, J. Fatigue crack growth under variable amplitude loading. *Fatigue Mechanisms, Crack Growth, and Testing*. p. 110-133.

SCHIJVE, J. Fatigue of structures and materials in the 20 th century and the state of the art. *International Journal of fatigue*. v. 25, p. 679-702, 2003.

ZHENG, X. On some basic problems of fatigue research in engineering. *International Journal of Fatigue*. v. 23, p. 751-766, 2001.