

**ANÁLISE DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM  
UMA VIGA DA ESTRUTURA DE UM FORNO DE  
REAQUECIMENTO**

**LEONARDO CARNEIRO VIANNA SCHETTINI**

S3217a

Schettini, Leonardo Carneiro Vianna.

Análise de propagação de trincas por fadiga em uma viga da estrutura de um forno de reaquecimento [manuscrito] Leonardo Carneiro Vianna Schettini. – 2016.

vi, 117 f., enc.: il.

Orientador: Gabriel de Oliveira Ribeiro.

Dissertação (mestrado) Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Bibliografia: f. 112-117.

1. Engenharia de estruturas - Teses. 2. Mecânica da fratura - Teses. I. Ribeiro, Gabriel de Oliveira. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.

CDU: 624(043)

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

**ANÁLISE DE PROPAGAÇÃO DE TRINCAS POR FADIGA EM UMA**  
**VIGA DA ESTRUTURA DE UM FORNO DE REAQUECIMENTO**

**LEONARDO CARNEIRO VIANNA SCHETTINI**

**Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas 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 - Orientador**  
**DEES-UFMG**

---

**Prof. Dr. Roque Luiz da Silva Pitangueira - Examinador**  
**DEES-UFMG**

---

**Dr. Joaquim Gonçalves Costa Neto - Examinador**  
**ArcelorMittal Monlevade**

Belo Horizonte, 16 de setembro de 2016

*Aos meus pais Aloysio e Lêda, à minha esposa Janaína e ao meu irmão Marconi.*

## AGRADECIMENTOS

A Deus, que sempre ilumina o meu caminho.

Ao professor Gabriel de Oliveira Ribeiro, pela orientação, disponibilidade e dedicação em transmitir o seu conhecimento.

A ArcelorMittal Monlevade, representada por Expedito Felício Alves Barros, pela credibilidade e oportunidade oferecida para o meu crescimento profissional.

A Vicente Aleixo Pinheiro Ribeiro e Mauricio Soares Filho, pela confiança sempre depositada, por ter me incentivado a ingressar no mestrado e pelo apoio na realização deste trabalho.

A Gilberto Cardoso Parreira e Marcelo Lopes Martins Borges, pela instalação do programa computacional *FRANC3D*.

A Getúlio Fonseca dos Santos, pela grande ajuda no desenvolvimento deste trabalho e na utilização dos programas computacionais.

A Joaquim Gonçalves Costa Neto e Alice Carneiro Moura pela valiosa dedicação e orientação durante o desenvolvimento e revisão da dissertação.

Aos amigos da Gerência de Engenharia de Manutenção e Gerência de Laminação da ArcelorMittal Monlevade, pelo apoio incondicional na minha ausência das atividades profissionais, durante o curso e na realização deste trabalho.

Aos professores e funcionários do Programa de Pós-Graduação de Estruturas da UFMG, pelo profissionalismo e amizade.

Aos alunos do Programa de Pós-Graduação de Estruturas da UFMG, que compartilharam experiências durante o curso, pela amizade conquistada e pela prontidão em ajudar nos momentos difíceis.

## Resumo

Trinca por fadiga é um dos principais problemas em componentes mecânicos ou estruturas metálicas. Neste trabalho são analisadas as trincas por fadiga em uma das vigas responsáveis pelo movimento de translação de um forno de reaquecimento de tarugos a fim de subsidiar os planos de inspeção e de manutenção. O estudo é baseado na mecânica da fratura, aplicando-se os conceitos da propagação de trincas em componentes mecânicos sujeitos à fadiga. A metodologia empregada consiste na estratégia de análise global-local, para o cálculo da propagação de trinca e a avaliação da vida em fadiga, realizada em três etapas. A primeira delas corresponde à análise linear elástica global da viga, sem a presença de trinca, utilizando o método de elementos finitos (MEF) através do programa *SOLIDWORKS*. Essa etapa determina as regiões críticas, em termos de solicitação, onde há maior probabilidade de ocorrências de trincas. Na segunda etapa, são inseridas duas trincas distintas no modelo global obtido na primeira etapa. A posição da trinca é definida pela realidade dos defeitos observados na viga de translação, o que faz com que a simulação do modelo tridimensional seja o mais próximo da realidade. Desses modelos com trincas, obtêm-se os deslocamentos para os carregamentos máximo e mínimo. Por fim, a terceira etapa corresponde à modelagem utilizando o método de elementos de contorno (MEC) para análise de trincas em corpos tridimensionais, através do programa *FRANC3D*. Os deslocamentos encontrados na segunda etapa aplicam-se como condições de contorno nos modelos locais criados no *FRANC3D*. Os resultados desta terceira etapa podem ser utilizados para refinar a análise global da segunda etapa, num processo de refinamento sucessivo de análises. Apresentam-se os resultados de uma chapa tracionada semelhante ao modelo proposto por BORGES (2010). Observou-se que os valores obtidos nos métodos numéricos foram semelhantes aos obtidos através dos fundamentos da mecânica da fratura, demonstrando a validação da metodologia proposta. Os modelos locais com a presença de trincas distintas, para uma chapa extraída da viga de translação e para um trecho da viga de translação, sujeitos a um carregamento cíclico, mostraram-se viáveis para a estimativa da propagação de trincas em componentes mecânicos com base na fundamentação da Mecânica da Fratura. Para o cálculo da vida em fadiga estabelecidos na norma NBR-8800, os resultados obtidos são coerentes em comparação com os resultados obtidos aos dos modelos locais.

**Palavras-chave:** mecânica da fratura, propagação de trincas, fadiga.

## Abstract

Fatigue crack is one of main problems in mechanical components and metallic structures. In this work fatigue cracks are analyzed in one of beams that is in charge of translation movement of the billet inside the reheating furnace, in order to support the plans of inspection and maintenance. The study is based on fracture mechanics, applying concepts about crack propagation on mechanical components submitted to fatigue. The methodology consists in the global-local analysis strategy to calculate the crack propagation and the life under fatigue which was divided in three steps. The first one corresponds to the global linear elastic analysis of the beam, considering absence of cracks, using the numerical finite elements method (FEM) by *SOLIDWORKS* software. This step enables the establishment of critical regions considering the work to be done and, therefore, most susceptible to cracks. In the second step, two different cracks are inserted in the global model obtained in the first step. Crack position is defined by the reality of the failures observed in the translation beam, this enables the three-dimensional simulation model to be closer to reality. From these models, displacements are obtained from maximum and minimum loads. At the end, the third step corresponds to the modeling using boundary element method (BEM) to analyze cracks in three-dimensional bodies, applying *FRANC3D* software. The displacements found in the second step are applied as contour conditions in the local models created on *FRANC3D*. Results of this third step can be used to refine global analysis of the second step, in a continuous process of refining analysis. Results of a tensioned plate are presented, similarly to the model proposed by BORGES (2010). It was observed that the values obtained with numerical methods were similar to the ones obtained using the fundamentals of fracture mechanics, validating the proposed methodology. The local models, presenting different cracks, of a plate taken from the translation beam and of a piece of the translation beam, exposed to a cyclic loading, have proven feasible to estimate crack propagation on mechanical components, based on fundamentals of fracture mechanics. In order to calculate the life under fatigue defined by NBR-8800, the results obtained are consistent when compared to the results coming from the local models.

**Key words:** fracture mechanics, crack propagation, fatigue.

## Lista de Figuras:

Figura 2.1: Modos básicos de solitação na ponta de uma trinca. (FONTE: ANDERSON, 2005).....	8
Figura 2.2: Modelo usado por Griffith para uma trinca elíptica. (FONTE: BROEK, 1984) .....	9
Figura 2.3: Gráfico de carga versus deslocamento por Griffith. (FONTE: BROEK, 1984)....	10
Figura 2.4: Componentes de tensão nas proximidades da ponta da trinca. (FONTE: BROEK, 1984).....	11
Figura 2.5: Chapa com uma trinca de borda.....	12
Figura 2.6: Carregamentos cíclicos com amplitude constante: (a) ciclo completamente reverso; (b) ciclo de tensão com $\sigma_m$ não nula; (c) ciclo de tensão com $\sigma_{min} = 0$ . (FONTE: DOWLING, 2007).....	13
Figura 2.7: Curvas $S-N$ para testes em corpos de prova de uma liga de alumínio 7075-T6AL. (a) em escala linear; (b) em escala logarítmica para $N_f$ . (FONTE: DOWLING, 2007) .....	15
Figura 2.8: Diagrama de vida constante para alumínio 7075-T6AL. (FONTE: DOWLING, 2007).....	17
Figura 2.9: Amplitude de tensão normalizada versus tensão média para alumínio 7075-T6AL. (FONTE: DOWLING, 2007) .....	17
Figura 2.10: (a) Carregamento cíclico variável e (b) curva $S-N$ . (FONTE: DOWLING, 2007) .....	22
Figura 2.11: Comportamento da propagação de trincas por fadiga em metais. (FONTE: ANDERSON, 2005) .....	24
Figura 2.12: Área sob a curva para estimar o número de ciclos para crescimento de uma trinca de comprimento inicial, $a_i$ , até um comprimento final, $a_f$ . (FONTE: DOWLING, 2007).....	28
Figura 2.13: Área sob a curva entre dois intervalos para estimar a propagação de trincas conforme a regra de Simpson. (FONTE: DOWLING, 2007) .....	31
Figura 2.14: Diagrama de crescimento de uma trinca de comprimento detectável, $a_d$ , até atingir o comprimento crítico, $a_c$ . (FONTE: DOWLING, 2007).....	32
Figura 2.15: Variação da propagação de uma trinca em relação às inspeções periódicas. (FONTE: DOWLING, 2007) .....	33
Figura 2.16: Macrografia de uma junta soldada. ....	35
Figura 2.17: Principais defeitos em uma junta soldada. ....	36
Figura 2.18: Trinca por fadiga na raiz da solda ou em entalhe no pé da solda. ....	37

Figura 2.19: Fluxo do campo de tensão e a concentração de tensão para algumas formas de descontinuidades geométricas. (a) Fluxo do campo de tensão uniforme e sem descontinuidade geométrica; (b), (c) e (d) Descontinuidades geométricas e regiões onde há a concentração de tensões; (e) Fluxo do campo de tensão uniforme com descontinuidade geométrica. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999) .....	38
Figura 2.20: Principais regiões de concentração de tensão em componentes estruturais soldados. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999) .....	39
Figura 2.21: Deformações decorrentes de tensão residual na união de duas chapas. (a) Junta soldada; (b) Deformação longitudinal; (c) Deformação transversal. (FONTE: TEIXEIRA, 2004).....	40
Figura 2.22: Crescimento de trinca originada de uma descontinuidade interna para um perfil I soldado. (a) Propagação da trinca em direção à superfície; (b) Propagação da trinca em três frentes de crescimento. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999) .....	42
Figura 2.23: Fases da propagação de trinca em um perfil I soldado. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999) .....	42
Figura 3.1: Layout da parte interna do forno de reaquecimento de tarugos. ....	46
Figura 3.2: Esquema do forno de reaquecimento de tarugos (vista longitudinal). ....	46
Figura 3.3: Processo de laminação do fio máquina no Trem Laminador 2. ....	47
Figura 3.4: Soleiras móvel e fixa (vista transversal). ....	48
Figura 3.5: Skids móvel e fixo (vista transversal). ....	48
Figura 3.6: Movimentação dos tarugos no forno de reaquecimento. ....	49
Figura 3.7: Estrutura metálica da soleira móvel. ....	50
Figura 3.8: Viga de translação (viga em estudo) e viga de elevação.....	51
Figura 3.9: Trincas detectadas pela a equipe de manutenção. (a) Trinca na junção da mesa inferior com a alma; (b) Trinca na borda da mesa inferior; (c) Trinca através da mesa superior. ....	52
Figura 3.10: Dependência entre os módulos <i>OSM</i> e <i>FRANC3D/ BES</i> . (FONTE: TEIXEIRA, 2004).....	56
Figura 3.11: Sistema de coordenadas da frente da trinca e pontos geométricos ( <i>geometry points</i> ) utilizados no cálculo dos fatores de intensidade de tensão. (FONTE: TEIXEIRA, 2004).....	57
Figura 3.12: Layout para a identificação das seções AA e BB na soleira móvel.....	59
Figura 3.13: Seção AA – Conjunto da estrutura metálica da soleira móvel.....	59
Figura 3.14: Seção BB – Conjunto da estrutura metálica da soleira móvel. ....	60

Figura 3.15: Distribuição de carga na viga VA.....	61
Figura 3.16: Distribuição de carga na viga V1.....	63
Figura 3.17: Distribuição de carga na viga V1A.....	63
Figura 3.18: Distribuição de cargas na viga de translação em 3 posições.....	64
Figura 3.19: Esquema do modelo global da viga de translação sem a presença de trinca. ....	65
Figura 3.20: Esquema do modelo global da viga de translação com a presença de uma trinca de borda na mesa inferior. ....	66
Figura 3.21: Aplicação dos deslocamentos na chapa e no trecho da viga.....	67
Figura 3.22: Fluxograma da metodologia análise global-local adotada para o estudo da propagação de trincas. ....	68
Figura 4.1: Chapa de aço para calibração. (FONTE: BORGES, 2010) .....	73
Figura 4.2: Tensão normal obtida na análise numérica para a chapa de aço sem trinca. (a) através do programa <i>SOLIDWORKS</i> ; (b) através do programa <i>FRANC3D</i> .....	74
Figura 4.3: Chapa de aço com trinca lateral no plano xy. (FONTE: BORGES, 2010).....	75
Figura 4.4: Aplicação dos deslocamentos nodais $U_y$ obtidos na extremidade da chapa de aço com trinca lateral. ....	76
Figura 4.5: Deslocamentos $U_y$ na chapa com trinca de comprimento 5 mm. (a) Programa <i>SOLIDWORKS</i> ; (b) Programa <i>FRANC3D</i> .....	76
Figura 4.6: Superfície da trinca inicial de comprimento 5mm no programa <i>FRANC3D</i> .....	77
Figura 4.7: Deslocamentos $U_y$ na chapa com trinca de comprimento 73 mm. (a) Programa <i>SOLIDWORKS</i> ; (b) Programa <i>FRANC3D</i> .....	78
Figura 4.8: Deslocamentos $U_y$ no canto superior esquerdo da boca da trinca. ....	78
Figura 4.9: Comparação dos valores de $K_I$ para a trinca na chapa de aço resultados do <i>FRANC3D</i> , Dowling (2007) e Borges (2010). ....	80
Figura 4.10: Aplicação no modelo local dos deslocamentos nodais $U_y$ obtidos no modelo global. ....	81
Figura 4.11: Malha do modelo local <i>FRANC3D</i> . ....	81
Figura 4.12: Comparação dos valores de $K_I$ para a trinca no modelo local resultados do <i>FRANC3D</i> , Dowling (2007) e Borges (2010). ....	82
Figura 4.13: Deslocamentos $U_y$ na chapa do modelo local com trinca de comprimento 73 mm. ....	83
Figura 4.14: (a) Vista Longitudinal e (b) Seção transversal da viga em estudo.....	84
Figura 4.15: Cargas atuantes na viga de translação para o carregamento máximo. ....	85

Figura 4.16: Detalhes geométricos da viga de translação. ....	86
Figura 4.17: Flecha máxima obtida na modelagem tridimensional através do <i>SOLIDWORKS</i> . .....	88
Figura 4.18: Tensão normal máxima obtida na modelagem tridimensional através do <i>SOLIDWORKS</i> . ....	88
Figura 4.19: Local onde foi inserida a trinca na borda da mesa inferior. ....	89
Figura 4.20: Posição da trinca semicircular na junção da alma com a mesa inferior e da trinca na borda da mesa inferior. ....	90
Figura 4.21: Malha do trecho do modelo global com trinca inicial $a_i = 2,5$ mm na borda da mesa inferior. ....	91
Figura 4.22: Malha do trecho da viga do modelo global com trinca de raio inicial $a_i = 1,0$ mm. .....	91
Figura 4.23: Modelo local (Chapa da mesa inferior da viga de translação, extraída do modelo global). ....	93
Figura 4.24: Resultado do deslocamento na direção de $z$ ( $U_z$ ), para a chapa com a trinca de comprimento de 75,8 mm. ....	95
Figura 4.25: Gráfico comparativo dos valores de $K_I$ obtidos pelo <i>FRANC3D</i> e pela solução apresentada em Dowling (2007) e Tada et al. (2000), para carregamento máximo na chapa. .....	97
Figura 4.26: Gráfico comparativo entre o <i>FRANC3D</i> e o método da regra de Simpson para o cálculo da vida em fadiga. ....	99
Figura 4.27: Trecho da viga de translação com a presença de uma trinca semicircular planar. .....	101
Figura 4.28: Frentes de trinca após 14 incrementos para o trecho da viga de translação. ....	102
Figura 4.29: Superfície da trinca semicircular no programa <i>FRANC3D</i> . ....	103
Figura 4.30: Distribuição dos deslocamentos na direção de $z$ ( $U_z$ ) para o modelo local com uma trinca de raio de 7,5 mm para o carregamento máximo. ....	104
Figura 4.31: Gráfico comparativo dos valores do fator de intensidade de tensão $K_I$ obtidos pelo <i>FRANC3D</i> e o método de Murakami. ....	105
Figura 4.32: Gráfico comparativo entre o <i>FRANC3D</i> e o método da regra de Simpson para o cálculo da vida em fadiga para o trecho da viga de translação. ....	106

## Lista de Tabelas:

Tabela 2.1- Parâmetros de carregamentos cíclicos com amplitude constante.....	14
Tabela 3.1 - Identificação das vigas e dos montantes de apoio.....	61
Tabela 3.2 - Identificação das vigas e dos montantes transmissores de carga. ....	62
Tabela 3.3 - Identificação das vigas e montantes de apoio. ....	62
Tabela 3.4 - Identificação das vigas e montantes transmissores de carga.....	63
Tabela 3.5 -Variações na posição da viga de translação em relação aos apoios (medidas em mm).....	64
Tabela 4.1 - Comparação dos valores obtidos de $\Delta L$ e $\sigma_y$ entre analítico, MEF e MEC.....	74
Tabela 4.2 - Comparação dos valores de $U_y$ obtidos no canto superior esquerdo da boca da trinca. ....	78
Tabela 4.3 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o <i>FRANC3D</i> e a solução baseada nos manuais de mecânica da fratura para a chapa de aço.....	79
Tabela 4.4 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o <i>FRANC3D</i> e a solução baseada nos manuais de mecânica da fratura para o modelo local da chapa. ....	82
Tabela 4.5 - Carregamentos máximo e mínimo atuando na viga de translação .....	85
Tabela 4.6 - Detalhes geométricos da viga de translação e os tipos de restrições. ....	86
Tabela 4.7 - Resultados obtidos de $K_I$ para os carregamentos, máximo e mínimo, na chapa. ....	94
Tabela 4.8 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o <i>FRANC3D</i> e a solução disponível nos manuais de mecânica da fratura, situação de carregamento máximo. ....	96
Tabela 4.9 - Cálculo da vida em fadiga para a chapa utilizando os resultados do <i>FRANC3D</i> . ....	98
Tabela 4.10 - Resultados de $K_I$ obtidos pelo <i>FRANC3D</i> , para a trinca com frente semicircular. ....	103
Tabela 4.11 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o <i>FRANC3D</i> e o método de Murakami para o carregamento máximo no trecho da viga de translação. ....	105
Tabela 4.12 - Cálculo da vida em fadiga para o trecho da viga de translação utilizando os resultados do <i>FRANC3D</i> . ....	106

## Lista de Abreviatura, Siglas e Símbolos:

$a$	Meio comprimento de trinca.
$b$	Largura.
$B$	Espessura.
$BES$	<i>Boundary Element Solver.</i>
$b$ e $\sigma_f'$	Constantes de materiais para curvas $S-N$ .
$C, m$	Constantes da lei de paris.
$CFG$	<i>Cornell Fracture Group.</i>
$D$	Constante de ajuste.
$da/dN$	Taxa de crescimento da trinca.
$E$	Módulo de elasticidade.
$F$	Fator geométrico.
$FRANC3D$	<i>Fracture Analysis Code for 3 Dimensional Problems.</i>
$FIT$	Fator de intensidade de tensão.
$f_{ij}(\theta)$	Função do ângulo $\theta$ .
$f_y$	Limite de escoamento.
$G$	Força motriz para o crescimento da trinca.
$h$	Comprimento da chapa.
$K(K_I, K_{II}$ e $K_{III})$	Fator de intensidade de tensão para os modos I, II, III.
$K_c$	Tenacidade à fratura no plano de tensão.
$K_{Ic}$	Tenacidade à fratura no plano de deformação.
$M$	Identificação dos montantes de apoio.
$MEC$	Método de elementos de contorno.
$MEF$	Método de elementos finitos.
$MFEL$	Mecânica da fratura elástica linear.
$mm$	Milímetros.
$N$	Número de ciclos esperados.
$N_f, N_{if}$	Número de ciclos para a falha.
$N_p$	Intervalo entre os ciclos.

<i>OSM</i>	<i>Object Solid Model.</i>
Q	Identificação das cargas.
R	Razão de tensão.
TR1...TR20	Quantidade de trincas.
<i>u</i>	Deslocamento.
VA...VF	Identificação das vigas.
$X_N$	Fator de segurança.
Z	Energia de resistência da trinca.
ZF	Zona fundida.
ZTA	Zona termicamente afetada.
$\Delta K$	Variação do FIT.
$\Delta K_{th}$	Limiar do fator de intensidade de tensão.
$\Delta\sigma$	Variação da tensão.
$\sigma_a$	Amplitude de tensão.
$\sigma_e$	Limite de resistência à fadiga.
$\sigma_m$	Tensão média.
$\sigma_u$	Resistência última.
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima.
$\sigma_{m\acute{i}n}$	Tensão mínima.
$\sigma_{ij}$	Componente de tensão de interesse.
$\sigma_y$	Tensão normal no sentido de y.
$\nu$	Coefficiente de Poisson.

## Sumário:

1 INTRODUÇÃO .....	1
1.1 Objetivo .....	3
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	5
2.1 Introdução.....	5
2.2 Fundamentos da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL) .....	7
2.3 Análise de Fadiga Baseada na Abordagem em Tensão (Curva <i>S-N</i> ) .....	13
2.3.1 Influência da tensão média na curva <i>S-N</i> .....	16
2.3.2 Estimativa de vida em fadiga com base nas curvas <i>S-N</i> .....	20
2.3.3 Carregamento cíclico .....	21
2.4 Análise da Propagação de Trincas por Fadiga Baseada na Mecânica da Fratura .....	23
2.4.1 Estimativa de vida em fadiga com base na mecânica da fratura .....	27
2.4.2 Monitoramento do crescimento de trinca por fadiga .....	32
2.5 Análise de Fadiga em Estruturas Metálicas Soldadas .....	34
2.5.1 Propagação de trincas por fadiga em estruturas soldadas.....	41
3 METODOLOGIA.....	43
3.1 Introdução.....	43
3.2 Fornos de Reaquecimento Contínuo .....	44
3.2.1 Mecanismo de movimentação dos tarugos .....	47
3.2.2 Estrutura responsável pelo o movimento da soleira móvel .....	50
3.3 Modelagem Numérica .....	52
3.3.1 Análise baseada em MEF através do programa <i>SOLIDWORKS</i> .....	53
3.3.2 Análise baseada em MEC através do programa <i>FRANC3D</i> .....	54
3.4 Identificação dos Carregamentos Atuantes nas Vigas de Translação .....	58
3.5 Estratégia de Análise Global-Local para Propagação de Trincas .....	65

3.6 Método Empírico para o Cálculo do FIT em Modelos Tridimensionais .....	68
3.7 Avaliação da Fadiga Baseada na NBR 8800.....	70
4 APLICAÇÃO E RESULTADOS .....	72
4.1 Aplicação para Calibração do Método Proposto .....	72
4.1.1 Análises dos modelos sem trinca .....	73
4.1.2 Análise dos modelos com trinca .....	74
4.1.3 Análise dos modelos global-local com trinca .....	80
4.2 Problema Analisado – Viga de Translação .....	83
4.2.1 Modelo de viga .....	84
4.2.2 Modelo tridimensional sem a presença de trinca utilizando MEF .....	85
4.2.3 Modelo tridimensional com a presença de trinca utilizando MEF .....	89
4.2.4 Modelos locais tridimensionais com a presença de trinca utilizando o MEC .....	92
4.2.5 Cálculo da vida em fadiga da viga de translação pela NBR 8800.....	107
5 CONCLUSÃO.....	109
6 REFERÊNCIAS .....	112
7 REFERÊNCIAS RECOMENDADAS .....	117

# 1

## INTRODUÇÃO

O aumento da aplicação de metais nos projetos de equipamentos ou estruturas em decorrência do advento da revolução industrial, no século XIX, causou um crescimento significativo de acidentes, na maioria dos casos, em locomotivas e pontes ferroviárias. Alguns desses acidentes foram causados pelas falhas de projeto ou erro na aplicação de materiais. Nesse contexto, iniciou-se o estudo da fadiga, a fim de buscar respostas para falhas em componentes como correntes, trilhos, eixos, engrenagens e estruturas de pontes ferroviárias. O marco desse estudo se deu em 1828, quando Wilhelm August Julius Albert realizou experimentos em correntes que haviam falhado na mina de Clausthal, na Alemanha. Os experimentos identificaram que a fadiga depende da carga aplicada e do número de repetições dos ciclos de carregamento. Em 1839, o termo fadiga foi usado por Jean Victor Poncelet em um livro de mecânica. Já em 1843, Rankine publicou um artigo sobre as causas da ruptura inesperada em munhões de eixos ferroviários, no qual dizia que o material havia “cristalizado” e se tornado frágil devido às tensões flutuantes. Na década de 50, na Alemanha, August Wöhler iniciou o estudo de fadiga nas falhas relacionadas a eixos de locomotivas. Wöhler testou materiais como aço e ferro fundido, dentre outros metais sujeitos à flexão, tração e torção.

No período da Segunda Guerra Mundial, o episódio dos navios Liberty se tornou famoso, sendo frequentemente citado na literatura. Consta que, dentre aproximadamente 2700 navios construídos usando o processo de soldagem, muitos apresentaram fraturas na região do casco. Vários fatores contribuíram para essas ocorrências, de modo geral, envolvendo problemas relacionados a defeitos de projeto, execução e uso de materiais inadequados. As pesquisas relacionadas a esses acidentes contribuíram de modo significativo para o desenvolvimento do estudo do comportamento à fadiga.

Após a Segunda Guerra Mundial, objetivando-se a diminuição do peso das estruturas, o uso dos aços de alta resistência cresceu. Aliado a isso, houve um aprofundamento nos métodos de análise para determinação mais precisa e confiável das tensões atuantes, proporcionando uma redução nos fatores de segurança. Devido à ocorrência de falhas por fadiga poder surgir com tensões atuantes bem abaixo das tensões de serviço para as quais foram projetadas, o estudo do comportamento à fadiga tornou-se usual e tem sido objeto de estudo há mais de 160 anos.

O termo fadiga, no contexto de comportamento de materiais de engenharia, segundo a norma ASTM E 1150-87 (1993), refere-se “ao processo gradual de mudança estrutural localizada permanente em um material sujeito a condições que produzem tensões e deformações flutuantes em algum ponto (ou pontos) e que pode culminar em trincas ou em fratura, depois de um número suficiente de flutuações”. A fratura é o evento final, e de modo geral, ocorre inesperadamente, resultado do colapso do material em duas ou mais partes, causada por sobrecarga, falha estrutural ou trinca, podendo ter proporções catastróficas com perdas econômicas e, principalmente, perda de vidas.

O comportamento em fadiga é abordado por três metodologias. A primeira delas, a abordagem em tensão, a partir do conhecimento das curvas  $S-N$  (amplitude de tensão versus número de ciclos para a falha) do material que são determinadas em laboratório, através de ensaios com corpos-de-prova padronizados, isentos de defeitos e sujeitos a carregamentos cíclicos. Esta abordagem se baseou inicialmente nos estudos desenvolvidos por August Wöhler. A segunda metodologia, a abordagem por deformação, curvas  $\epsilon-N$  (amplitude de deformação versus número de ciclos para a falha), é adequada para casos envolvendo deformações plásticas significativas e vida em fadiga com baixo número de ciclos. Por meio dessas duas metodologias pode se obter uma estimativa do número total de ciclos necessários até a falha de um componente estrutural. Por fim, a terceira metodologia, denominada propagação subcrítica de trincas, baseia-se na mecânica da fratura para realizar uma análise da estimativa de vida. Presume-se que exista uma trinca inicial na estrutura para viabilizar a utilização da metodologia de propagação e, com isso, pode se estimar a vida da estrutura até que a trinca atinja um valor crítico.

O surgimento de trincas ocorre, preferencialmente, em regiões onde há concentração de tensões decorrentes de furos e entalhes, que são muito comuns em componentes mecânicos ou estruturas. Outro aspecto importante são as ligações soldadas, onde há a possibilidade de

ocorrência de defeitos planares assemelhados à trinca, durante o processo de soldagem. A propagação de trincas em componentes mecânicos ou estruturas pode ocorrer devido a aplicação de cargas repetidas ou devido à combinação de carregamentos, bem como à exposição a um meio ambiente agressivo que possa acelerar a propagação da trinca.

O estudo da estimativa de vida e a propagação de trincas por fadiga estão dentre as principais aplicações decorrentes do desenvolvimento da mecânica da fratura. Atualmente, diversas pesquisas no meio acadêmico e científico têm sido desenvolvidas para obter resultados mais precisos nas técnicas de prevenção de propagação de trincas por fadiga. A aplicação da mecânica da fratura é primordial, visto o atual cenário siderúrgico cada vez mais competitivo e desafiador. Dessa forma, a manutenção exerce um papel fundamental para evitar perdas de produtividade e reduzir custo, buscando estratégias de confiabilidade e melhoria dos equipamentos.

Os métodos utilizados neste trabalho para a previsão da vida em fadiga, baseadas na mecânica da fratura e na abordagem em tensão, são descritos no capítulo 2, no qual também é abordado o comportamento da fadiga em estruturas metálicas soldadas. No capítulo 3 descreve-se o forno de reaquecimento, a metodologia para a modelagem numérica por meio dos programas *SOLIDWORKS* e *FRANC3D*, a identificação dos carregamentos atuantes na viga responsável pelo movimento de translação de um forno, a estratégia global-local para a análise da propagação de trincas baseada na mecânica da fratura, utilizando-se, no modelo global, o programa *SOLIDWORKS* e, no modelo local, o programa *FRANC3D*. Os resultados da análise em uma chapa tracionada, tal como apresentado por Borges (2010), para a calibração da metodologia, e os resultados do comportamento à fadiga para a viga de translação de um forno podem ser vistos no capítulo 4. As conclusões são apresentadas no capítulo 5.

## **1.1 Objetivo**

O objetivo deste trabalho é a análise das trincas em uma das vigas responsáveis pelo movimento de translação de um forno de reaquecimento de tarugos, a fim de subsidiar os planos de inspeção e de manutenção para a continuidade operacional deste forno. Aplica-se a metodologia de propagação subcrítica de trincas baseada na mecânica da fratura, visando à estimativa de vida, isto é, estima-se o número de ciclos, partindo-se de um comprimento

mínimo de trinca detectável até atingir um determinado comprimento crítico. Além disso, estima-se a vida em fadiga da mesma estrutura por meio da metodologia baseada em tensão (curvas *S-N*).

# 2

## REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Introdução

A fadiga em metais pode ser entendida como um processo que ocorre em três fases. Na primeira delas, ocorre a nucleação e a iniciação da trinca em nível microscópico, correspondente ao tempo gasto para a formação em nível de microestrutura e o crescimento até atingir o nível macroscópico. Já a segunda fase corresponde ao período de propagação, até a trinca atingir um comprimento crítico. A distinção entre as duas fases é imprecisa e difícil de ser definida, dependendo da geometria da peça, do tipo de material e do método utilizado para detectar a presença da trinca. Por fim, na terceira fase, tendo alcançado o comprimento crítico, ocorre a propagação instável, ocasionando a falha por fadiga do componente.

Segundo Kanninen e Popelar (1984) e Anderson (2005), as falhas mais comuns por fadiga, que ocorrem em componentes e estruturas metálicas, estão relacionadas aos defeitos inerentes ao material aplicado no projeto, aos defeitos de fabricação ou aos erros provenientes da montagem e, por último, aos danos ocorridos durante o serviço do componente estrutural.

A redução da concentração de tensão através do redimensionamento ou através da mudança de detalhes geométricos na fase de projeto são providências básicas para minimizar a falha por fadiga em peças metálicas. A presença de uma trinca nem sempre sugere o fim da vida útil de um componente, nem sua imediata substituição ou mesmo sua reparação. O custo da reparação ou da substituição deve ser analisado em relação à vida em fadiga e à probabilidade de uma ruptura ou fratura final do componente estrutural.

A vida em fadiga, baseada na abordagem em tensão, foi a primeira metodologia desenvolvida e aplicada em componentes sem a presença de trincas, quando o componente estrutural é submetido a tensões ou deformações cíclicas de amplitude constante ou variável. De acordo com Figueiredo (2006), a vida em fadiga incorpora o número de ciclos correspondente à iniciação e à propagação de uma trinca dominante até que ocorra a falha final. Quando grandes períodos de vida em fadiga são esperados para ocorrer a falha, ela é caracterizada em termos de amplitude de tensão. No caso de fadiga de baixo ciclo, a vida em fadiga é mais bem caracterizada em termos de deformações, envolvendo deformações plásticas significativas.

A abordagem baseada na mecânica da fratura, se desenvolveu com mais ênfase no período da Segunda Guerra Mundial, motivado por inúmeros acidentes históricos com vítimas fatais. Tal abordagem utiliza o termo tolerância a danos aplicada em componentes onde há trincas. Segundo Afonso (2007) e Borges (2010), tolerância a danos é baseada no argumento de que se a peça de uma grande estrutura falhar deverá haver integridade estrutural nas partes restantes, permitindo que a estrutura opere com segurança até que o defeito seja detectado e reparado. De forma geral, havendo redundância estrutural, as cargas serão redistribuídas nas partes restantes da estrutura, mantendo-se sua capacidade de carga de operação da maneira que foi projetada.

Nas seções a seguir serão apresentadas as duas metodologias utilizadas neste trabalho. A vida em fadiga, pela abordagem em tensão, e a avaliação de propagação e vida remanescente a partir de uma pequena trinca, por meio da abordagem baseada na mecânica da fratura. A presença de trincas na viga responsável pelo movimento de translação de um forno de reaquecimento será estudada de forma mais aprofundada utilizando a mecânica da fratura, aplicando-se os conceitos da propagação de trincas em componentes mecânicos sujeitos a fadiga. Tendo em vista a abordagem em tensão enfatiza-se que as vigas de translação são exemplos característicos de elementos estruturais onde grandes ciclos de vida são esperados, aplicação onde tipicamente utiliza esta abordagem.

## 2.2 Fundamentos da Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL)

“A mecânica da fratura é uma disciplina que estuda o comportamento de trincas com base nas disciplinas de mecânica aplicada e de ciência dos materiais” (KANNINEN E POPELAR, 1984, p.5). Desenvolveu-se originalmente para materiais frágeis, admitindo-se comportamento elástico linear do material, denominada mecânica da fratura elástica linear (MFEL). Posteriormente, foi estendida para materiais elastoplásticos (MFEP), como ligas metálicas e, depois, para materiais parcialmente frágeis, como os materiais cerâmicos e os concretos. Uma das aplicações mais bem sucedidas da mecânica da fratura é o estudo da propagação de trincas por fadiga. Essa aplicação é de fundamental importância para a análise mais realista do fenômeno, em situações em que exista ou pressupõe um defeito semelhante a uma trinca. Nas indústrias siderúrgicas, é frequente o surgimento de trincas em componentes mecânicos e estruturas sujeitas a carregamentos cíclicos constantes ou variáveis.

Os fundamentos da mecânica da fratura elástica linear (MFEL) são essenciais para o aprofundamento no estudo da Mecânica da Fratura. A MFEL é aplicável em situações onde a região da deformação plástica e os efeitos não lineares permaneçam restritos a uma pequena região ao redor da ponta da trinca quando comparados às dimensões da trinca e de todo o componente trincado. A MFEL se baseia nas hipóteses da teoria da elasticidade linear, isto é, condições de equilíbrio e compatibilidade, regiões de pequenas deformações e comportamento elástico linear do material. O campo de tensões e deformações na região próxima à ponta da trinca fica totalmente caracterizado a partir do fator de intensidade de tensão (FIT) governada pelo parâmetro  $K$ . Segundo Anderson (2005) e Kerelezova (2012), esse parâmetro é um dos conceitos mais importantes da mecânica da fratura.

Um componente trincado pode ser solicitado conforme os três modos básicos ilustrados na Fig. 2.1. O modo I é o modo de abertura da trinca com deslocamentos relativos perpendiculares ao plano da trinca. O modo II, denominado modo de cisalhamento, tende a produzir deslocamentos relativos entre as superfícies da trinca, no plano paralelo ao da trinca. O modo III, denotado como rasgamento, é causado pelo cisalhamento fora do plano, tendendo a causar deslocamentos relativos perpendiculares ao plano da trinca.

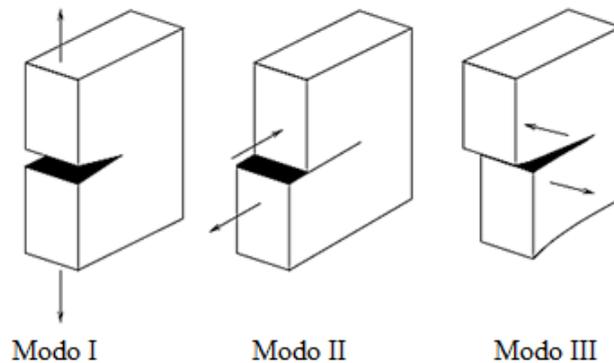


Figura 2.1: Modos básicos de sollicitação na ponta de uma trinca. (FONTE: ANDERSON, 2005)

Cada um desses modos básicos (I, II e III) está associado a um respectivo FIT ( $K_I, K_{II}, K_{III}$ ). Qualquer problema de elemento estrutural contendo trincas pode ser tratado por um desses modos ou por uma combinação deles. “A superposição dos três modos básicos descreve o modo geral de sollicitação de uma trinca, denominado modo misto ou combinado” (BORGES, 2010, p. 15). A combinação dos modos I e II é encontrada frequentemente nos problemas envolvendo componentes ou estruturas trincadas. Segundo Corbani (2012), o modo I tem maior relevância em relação aos outros modos. Os problemas envolvendo o modo I são os mais estudados por pesquisadores conforme observa-se na literatura especializada.

De acordo com Kanninen e Popelar (1984), uma contribuição importante para o desenvolvimento da MFEL foi o critério de Griffith desenvolvido em 1920. Esse critério se baseia na existência de uma força motriz para o crescimento de uma trinca, resultado da liberação de energia elástica no componente, e de uma energia de resistência ao crescimento. Segundo Broek (1984), Griffith considerou em seu experimento uma chapa em material frágil, com a presença de uma trinca elíptica centrada de comprimento  $2a$  e de espessura  $B$  unitária. Nas bordas extremas é aplicada uma tensão constante,  $\sigma$ , normal ao plano da trinca e após é restringida essas bordas, conforme a Fig. 2.2.

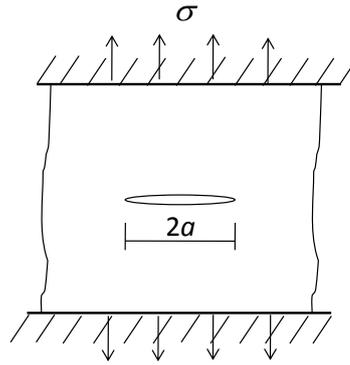


Figura 2.2: Modelo usado por Griffith para uma trinca elíptica. (FONTE: BROEK, 1984)

A Equação (2.1) representa o balanço de energia proposto por Griffith.

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (2.1)$$

Sendo  $U$  a energia elástica na chapa e  $W$  é a energia necessária para o crescimento da trinca. Griffith propôs a Eq. (2.2) baseada no campo de tensões para uma trinca elíptica.

$$\frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.2)$$

Sendo  $\sigma$  a tensão remota aplicada,  $a$  o comprimento da trinca e  $E$  o modulo de elasticidade.

Para a chapa da Fig. 2.2 tem-se o gráfico da carga  $P$  versus deslocamento  $u$ , ilustrado na Fig. 2.3. Na condição de deslocamento constante, ocorrendo um crescimento de trinca  $da$ ,  $u$  permanece constante e há um decréscimo na carga do nível A para B. A área do triângulo OAB representa a energia elástica liberada para o crescimento da trinca. Caso se estabeleça a condição de carga constante com uma borda livre, ocorrendo o crescimento de trinca  $da$ , o deslocamento  $u$  aumenta de um incremento,  $\Delta u$ , havendo então realização de um trabalho  $P\Delta u$ , representado na área do gráfico por AEFC. A energia elástica acumulada na chapa, representada no gráfico da carga versus deslocamento, aumenta da área OAC para a área OEF. Desprezando-se a área do triangulo AEB, a energia disponível para o crescimento da trinca é aproximadamente igual para os dois casos (deslocamento constante ou carga

constante), então a força motriz para o crescimento da trinca,  $G$ , pode ser calculada pela a energia elástica liberada na chapa.

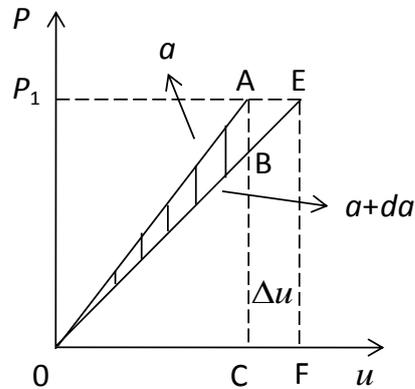


Figura 2.3: Gráfico de carga versus deslocamento por Griffith. (FONTE: BROEK, 1984)

Substituindo-se  $dU/da$  por  $G$ , obtém-se a força motriz para o crescimento da trinca que é expressa como,

$$G = \frac{\pi \sigma^2 a}{E} \quad (2.3)$$

A energia necessária para promover o crescimento da trinca é denotada por  $Z = dW/da$  conhecida como energia de resistência da trinca (parâmetro de resistência do material). Assumindo  $Z$  constante para cada incremento ( $da$ ) o valor de  $G$  pode exceder para um valor crítico,  $G_{IC}$ , determinada pela tensão crítica,  $\sigma_c$ , conforme a Eq. (2.4).

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{EG_{IC}}{\pi a}} \quad (2.4)$$

Irwin e seus colaboradores, em 1957, estenderam o critério de Griffith para adequá-lo às aplicações em metais. Irwin relacionou  $G_{IC}$  ao campo de tensão na ponta da trinca e introduziu o FIT, parâmetro finito que governa a distribuição de tensão  $\sigma_{ij}$  nos pontos próximos à ponta da trinca. Na Fig. 2.4, apresenta-se, de forma esquemática, uma chapa contendo uma trinca de comprimento  $2a$ , sujeito a uma tensão remota perpendicular à direção

da trinca. “As tensões na região próxima da ponta da trinca tendem para infinito quando  $r$  se aproxima de zero, essas tensões podem ser descritas na forma generalizada conforme a Eq. (2.5)” (BROEK, 1984, p.7).

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

Esta expressão é adequada apenas para representar a tensão em pontos próximos à ponta da trinca na região dominada pelo fator  $K_I$  sendo  $\sigma_{ij}$  o componente de tensão de interesse,  $K_I$  o FIT no modo I,  $r$  e  $\theta$  são as coordenadas de um ponto genérico à frente da trinca, conforme representado na Fig. 2.4, e  $f(\theta)$  é uma função do ângulo  $\theta$  que depende da componente de tensão considerada.

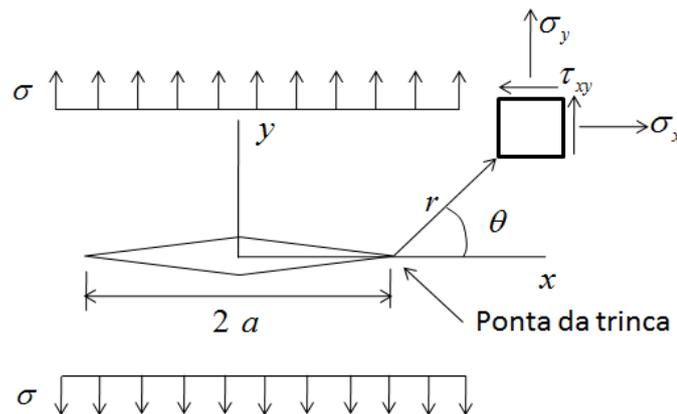


Figura 2.4: Componentes de tensão nas proximidades da ponta da trinca. (FONTE: BROEK, 1984)

Um exemplo clássico encontrado nos manuais de mecânica da fratura é de uma chapa com dimensões finitas sujeita a uma tensão remota, solicitação de modo I, com a presença de uma trinca de borda, típica para soluções de problemas bidimensionais. O FIT pode ser diretamente relacionado com a tensão remota aplicada,  $\sigma$  (carregamento), e com a raiz quadrada do comprimento da trinca,  $a$ . Conforme ilustrado na Fig. 2.5, a forma geral do FIT pode ser expressa conforme Eq. (2.6):

$$K_I = F\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.6)$$

$F$  é o fator geométrico que depende da relação  $\alpha = (a/b)$ , sendo  $b$  a largura da chapa. A determinação do fator geométrico  $F$  depende do comprimento da trinca  $a$ , às vezes, denotado por  $\beta$ . Este fator pode ser encontrado, para vários casos de geometria e sollicitação, nos manuais de mecânica da fratura, na maioria dos casos para problemas bidimensionais.

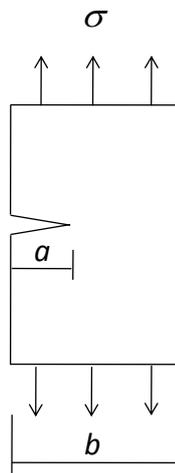


Figura 2.5: Chapa com uma trinca de borda.

A fratura de um componente ou estrutura, sollicitada em estado plano de deformação (EPD), pode ocorrer quando o FIT alcança um valor crítico conhecido como tenacidade à fratura,  $K_{Ic}$ . Para obter este parâmetro, considerado como uma propriedade do material, utilizam-se ensaios em corpos-de-prova sollicitados predominantemente no estado plano de deformação (EPD) e a metodologia é especificada em normas apropriadas, tal como na norma ASTM E399-90. Caso o ensaio ocorra com sollicitação no estado plano de tensão (EPT), o valor crítico do FIT obtido no ensaio não se caracteriza como propriedade do material, mas um parâmetro de resistência denotado por  $K_c$ , que é dependente da espessura da chapa e do material. A tenacidade à fratura é utilizada por projetistas para seleção do material a ser aplicado no projeto. Segundo Anderson (2005) e Teixeira (2004), materiais com alta resistência à tração e baixa resistência ao escoamento, em geral, apresentam baixa tenacidade à fratura.

### 2.3 Análise de Fadiga Baseada na Abordagem em Tensão (Curva S-N)

Carregamentos que induzam tensão variável com o tempo podem provocar falha por fadiga em um componente estrutural. Geralmente, as tensões variáveis no tempo podem ser classificadas como de amplitude constante ou amplitude variável. A caracterização de carregamentos com amplitude constante de tensão é ilustrada na Fig. 2.6 e os parâmetros associados à sua definição estão representados na Tab. (2.1).

Na situação em que ocorre a completa inversão entre tensão máxima de tração e tensão mínima de compressão, com a tensão média,  $\sigma_m$ , igual a zero, sendo a razão de tensão  $R = -1$ , tem-se o ciclo chamado completamente reverso, conforme Fig. 2.6 (a). O caso de  $\sigma_m$  diferente de zero é ilustrado pela Fig. 2.6 (b). Na situação em que a tensão mínima,  $\sigma_{mín}$ , é igual a zero, tem-se  $R$  é igual a zero, conforme Fig. 2.6 (c).

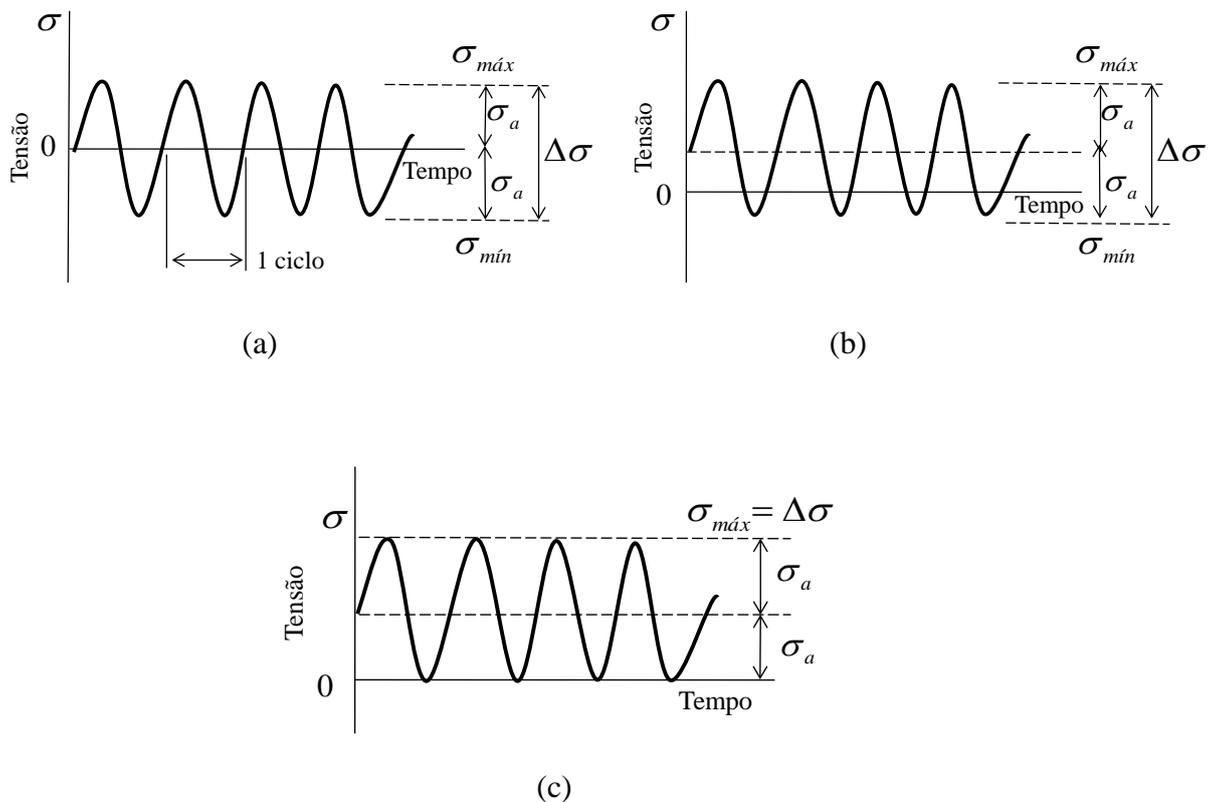


Figura 2.6: Carregamentos cíclicos com amplitude constante: (a) ciclo completamente reverso; (b) ciclo de tensão com  $\sigma_m$  não nula; (c) ciclo de tensão com  $\sigma_{m\acute{i}n} = 0$ . (FONTE:

DOWLING, 2007)

Tabela 2.1- Parâmetros de carregamentos cíclicos com amplitude constante.

Amplitude de tensão ( $\sigma_a$ )	$\sigma_a = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}}{2}$
Tensão média ( $\sigma_m$ )	$\sigma_m = \frac{\sigma_{m\acute{a}x} + \sigma_{m\acute{i}n}}{2}$
Varição de tensão ( $\Delta\sigma$ )	$\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}$
Razão de tensão ( $R$ )	$R = \frac{\sigma_{m\acute{i}n}}{\sigma_{m\acute{a}x}}$

A vida em fadiga pode ser representada em termos de amplitude de tensão constante e número de ciclos de carregamento para a fratura. Esta abordagem é adequada para processos de fadiga de alto ciclo, isto é, casos nos quais longos períodos de vida são esperados, observando-se comportamento elástico linear do componente estrutural. As curvas  $S-N$  (amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , versus número de ciclos para a falha,  $N_f$ ) são obtidas com base em testes de laboratório, usando corpos de prova padronizados, isentos de defeitos, sujeitos a carregamentos cíclicos controlados com amplitude constante. São testados corpos de prova em diferentes níveis de amplitude de tensão constante.

A partir dos resultados dos ensaios em vários corpos de prova, submetidos a distintos valores de  $\sigma_a$  e dos respectivos  $N_f$ , obtêm-se as curvas  $S-N$ , tal como ilustrado na Fig. 2.7, para uma liga de alumínio 7075-T6AL. À medida que se reduz  $\sigma_a$  observa-se claramente um aumento de  $N_f$ . Quando a amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , situa-se abaixo de um determinado nível denominado limite de fadiga do material, conduz a um valor de vida  $N_f$  tendendo para infinito. Abaixo deste limite, as falhas por fadiga não ocorrem, considera-se como vida infinita. Este parâmetro do material pode ser determinado para alguns tipos de materiais, como os aços de baixo carbono e de baixa liga.

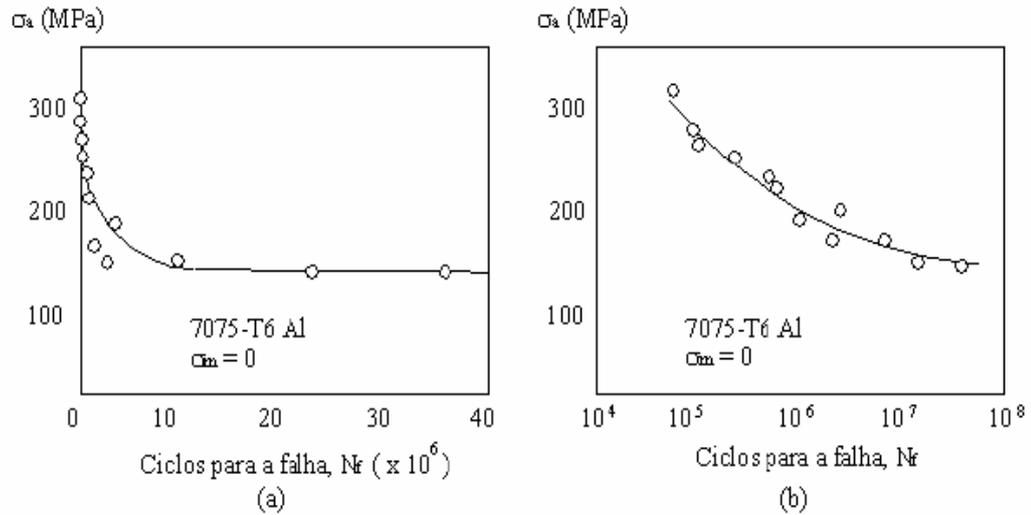


Figura 2.7: Curvas  $S-N$  para testes em corpos de prova de uma liga de alumínio 7075-T6AL. (a) em escala linear; (b) em escala logarítmica para  $N_f$ . (FONTE: DOWLING, 2007)

Segundo Dowling (2007), para uma melhor análise de dados, as curva  $S-N$  são mais bem representadas para  $N_f$  em escala logarítmica conforme a Fig. 2.7 (b), uma vez que pode haver alterações bruscas com  $\sigma_a$ . Em situações onde o ciclo de vida é curto, o uso da escala logarítmica-linear (log-linear) oferece maior precisão nos resultados. Na Fig. 2.7 percebe-se a dificuldade de análise do gráfico em escala linear, comparado à escala log-linear. Os dados obtidos da curva  $S-N$  em escala log-linear podem ser representada pela a Eq. (2.7).

$$\sigma_a = C + D \log(N_f) \quad (2.7)$$

Sendo C e D, constantes de ajuste.

Para uma aproximação em escala log-log, a escala da amplitude de tensão também é representada em escala logarítmica, podendo ser representada pela Eq. (2.8):

$$\sigma_a = AN_f^B \quad (2.8)$$

ou pela Eq. (2.9):

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.9)$$

Nos dois casos as constantes de ajuste são dadas pela Eq. (2.10):

$$A = 2^b \sigma'_f \quad B = b \quad (2.10)$$

Sendo  $B$ ,  $b$  e  $\sigma'_f$  propriedades do material, obtidas experimentalmente através de corpos de provas sem entalhes e com a tensão média,  $\sigma_m$ , igual a zero (carregamento completamente reverso).

As curvas  $S-N$ , determinadas por meio dos testes de laboratório, são usadas em projetos tendo em vista a amplitude de tensão prevista na peça, a estimativa de vida e a margem de segurança. O termo resistência à fadiga é usado para especificar essa amplitude de tensão. Por exemplo, a resistência à fadiga de  $10^5$  ciclos é a uma certa amplitude de tensão correspondente a  $N_f=10^5$ .

### 2.3.1 Influência da tensão média na curva $S-N$

A resistência à fadiga e a vida de um componente mecânico são muito afetadas pela tensão média,  $\sigma_m$ , mobilizada pelo carregamento cíclico. Para considerar este efeito, utilizam-se diagramas de vida constante para casos que o carregamento é completamente reverso, isto é, denotando por  $\sigma_{ar}$  a amplitude correspondente a  $\sigma_m = 0$ . De acordo com Dowling (2007), o diagrama de vida constante é comumente utilizado no estudo da fadiga em metais e em outros tipos de materiais, nele são construídos gráficos de  $\sigma_a/\sigma_{ar}$  versus  $\sigma_m$  obtendo-se curvas distintas para vários valores de número de ciclos  $N_f$ . Para uma curva referente a um certo valor de vida  $N_f$ , a amplitude  $\sigma_{ar}$  representa a intercessão em  $\sigma_m = 0$ , tal como ilustrado na Fig. 2.8 para uma liga de alumínio 7075-T6AL.

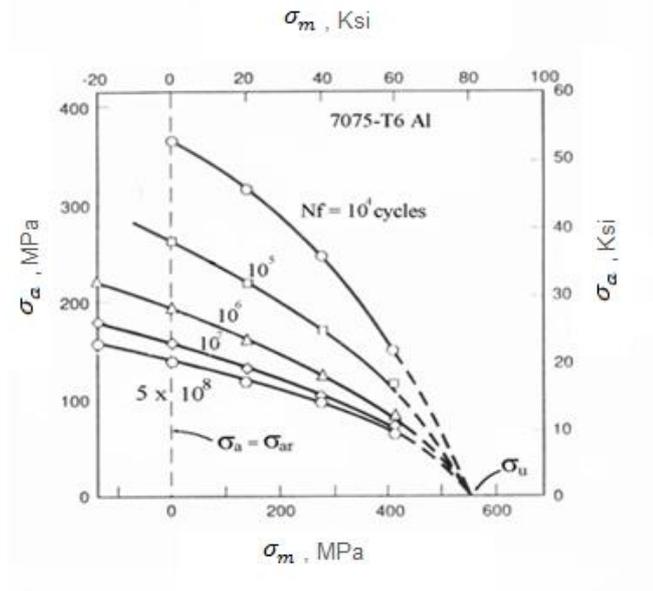


Figura 2.8: Diagrama de vida constante para alumínio 7075-T6AL. (FONTE: DOWLING, 2007)

Com os resultados do diagrama de vida constante pode se obter um gráfico normalizado plotando os valores da razão,  $\sigma_a/\sigma_{ar}$ , em função de  $\sigma_m$ . O resultado da normalização dos dados da Fig. 2.8 é mostrado na Fig. 2.9.

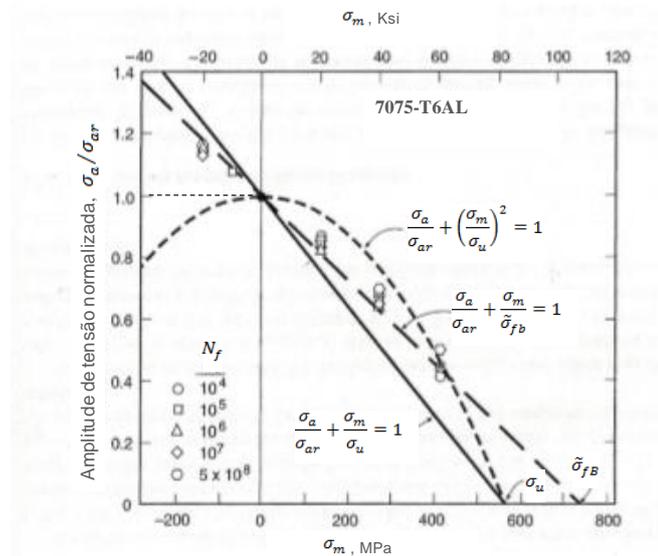


Figura 2.9: Amplitude de tensão normalizada versus tensão média para alumínio 7075-T6AL. (FONTE: DOWLING, 2007)

O diagrama de amplitude de tensão normalizada versus tensão média tendem a se consolidar os dados de testes de fadiga realizados em diferentes valores de  $\sigma_m$  e vidas  $N_f$ , numa única curva. Cada curva representa os valores de vida para distintos valores de tensão média, com amplitudes equivalentes a amplitudes de ciclo completamente reverso,  $\sigma_{ar}$ . Para valores de amplitude  $\sigma_a$  tendendo a zero, a tensão média deve se aproximar da resistência última do material (DOWLING, 2007). A curva pode ser ajustada para obter uma equação que represente todos os dados. Uma forma é traçar uma linha reta entre os pontos ( $\sigma_m = 0, \sigma_a/\sigma_{ar} = 1$ ) e ( $\sigma_m = \sigma_u, \sigma_a/\sigma_{ar} = 0$ ). A Equação (2.11) que representa essa linha reta é conhecida como Equação de Goodman, costuma ser usada como um critério de fadiga, que em geral produz resultados conservadores.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_u} = 1 \quad (2.11)$$

Outras equações foram propostas para ajustar melhor os dados obtidos no diagrama normalizado. Uma destas equações é a Parábola de Gerber representada pela Eq. (2.12), para  $\sigma_m \geq 0$ .

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \left(\frac{\sigma_m}{\sigma_u}\right)^2 = 1 \quad (2.12)$$

A Equação (2.12) não é válida para situações onde a tensão média é negativa (compressão). Sob uma abordagem mais conservadora, assume-se uma linha horizontal correspondente a  $\sigma_a/\sigma_{ar} = 1$ , representada na Fig. 2.9.

Uma modificação da Equação de Goodman foi proposta por J. Morrow em 1968. Para materiais dúcteis a resistência última,  $\sigma_u$ , pode ser substituída pela resistência à tração verdadeira,  $\tilde{\sigma}_{fB}$ , resultante da divisão da carga de ruptura pela área final da seção deformada, no ensaio de tração conforme a Eq. (2.12), ou pela constante,  $\sigma'_f$ , de corpos de prova sem entalhes e com  $\sigma_m$  igual à zero, conforme as Eqs. (2.13) e (2.14):

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\tilde{\sigma}_{fb}} = 1 \quad (2.13)$$

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{ar}} + \frac{\sigma_m}{\sigma'_f} = 1 \quad (2.14)$$

A Parábola de Gerber fornece melhores resultados para materiais com grande ductilidade, enquanto no Diagrama de Goodman os resultados são mais bem ajustados com materiais de ductilidade média. Por outro lado, em materiais frágeis os pontos caem abaixo do Diagrama de Goodman, existindo equações especiais para tratar desses casos (DOWLING, 2007). A Equação (2.14) com  $\sigma'_f$  fornece bons resultados para os aços em geral. Para ligas de alumínio os valores de  $\sigma'_f$  e de  $\tilde{\sigma}_{fB}$  podem divergir significativamente. Nesse caso o melhor resultado é obtido com o uso da Eq. (2.13) (DOWLING, 2007).

Uma alternativa de equação foi proposta por Smith, Watson e Topper (SWT). A equação de SWT tem a vantagem de não incluir as constantes das propriedades do material, conforme representada na Eq. (2.15).

$$\sigma_{ar} = \sqrt{\sigma_{Máx}\sigma_a} \quad \text{para} \quad \sigma_{Máx} > 0 \quad (2.15)$$

Substituindo-se  $\sigma_a$  na equação acima por  $\frac{\sigma_{max}}{2}(1 - R)$ , obtém-se a Eq. (2.16):

$$\sigma_{ar} = \sigma_{Máx} \sqrt{\frac{1 - R}{2}} \quad \text{para} \quad \sigma_{Máx} > 0 \quad (2.16)$$

Sendo  $\sigma_{máx} = \sigma_{ar} + \sigma_m$  e as variáveis de tensão  $\sigma_a$ ,  $\sigma_m$  e  $\sigma_{ar}$  semelhantes das equações anteriores. A Equação SWT é uma boa escolha para uso geral, pois fornece ótimos resultados para diversos tipos de aços estruturais e ligas de alumínio. Em geral, a escolha de qual critério de falha a ser utilizado deve ser feita comparando-se os resultados obtidos com dados experimentais (DOWLING, 2007).

### 2.3.2 Estimativa de vida em fadiga com base nas curvas $S-N$

Isolando-se  $\sigma_{ar}$  na Eq. (2.14) obtêm-se a Eq. (2.17):

$$\sigma_{ar} = \frac{\sigma_a}{1 - \frac{\sigma_m}{\sigma'_f}} \quad (2.17)$$

Substituindo valores combinados de amplitude de tensão,  $\sigma_a$ , e de tensão média,  $\sigma_m$ , obtém uma amplitude de tensão,  $\sigma_{ar}$ , que resulta na vida em fadiga correspondente ao ciclo completamente reverso. Dessa forma, a amplitude de tensão  $\sigma_{ar}$  pode ser considerada como a tensão completamente reversa equivalente em relação à estimativa de vida encontrada, com qualquer combinação que satisfaça a Eq. (2.17). De acordo com Teixeira (2003), 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  $S-N$ , cujos valores são conhecidos, expressa na forma da Eq. (2.9), obtida de testes experimentais com um carregamento completamente reverso. A amplitude de tensão,  $\sigma_{ar}$ , pode ser dada pela Eq. (2.18).

$$\sigma_{ar} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.18)$$

Combinando as duas equações (2.17) e (2.18), para situações em que  $\sigma_m$  é diferente de zero, temos:

$$\sigma_{ar} = (\sigma_f - \sigma_m)(2N_f)^b \quad (2.19)$$

Outra forma de representar a estimativa de vida é combinando a Eq. (2.15) de SWT com a Eq. (2.18), tem-se:

$$\sqrt{\sigma_{max}\sigma_a} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad \text{para } \sigma_{Máx} > 0 \quad (2.20)$$

$$\sigma_{max} \sqrt{\frac{1-R}{2}} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad \text{para } \sigma_{Máx} > 0 \quad (2.21)$$

A estimativa de vida em fadiga pode ser obtida através da NBR 8800 (ABNT, 2008). Essa norma foi elaborada com base nas curvas  $S-N$  e é aplicável a elementos estruturais de aço e ligações metálicas sujeitas à fadiga. A NBR 8800 classifica os detalhes geométricos como entalhes, tipos de ligações, furos e perfis em categorias, sendo que cada categoria representa uma curva  $S-N$ . A estimativa de vida em fadiga pode ser calculada após a escolha correta dos parâmetros e a verificação dos requisitos mínimos necessários.

### 2.3.3 Carregamento cíclico

Dowling (2007) divide os carregamentos estruturais em quatro categorias, dependendo da fonte: carregamento permanente, de serviço, vibratório e excepcional. O primeiro deles, carregamento permanente, atua o tempo todo, não varia com o tempo como o próprio nome indica, representado pelo peso próprio da estrutura e seus acessórios. O carregamento de serviço varia com o tempo e é decorrente do uso normal da estrutura. Já o carregamento vibratório são cargas cíclicas de frequência relativamente alta, que surgem a partir da interação com o ambiente ou em decorrência de efeitos secundários relacionados ao uso da estrutura. Por fim, cargas excepcionais são aquelas com probabilidade de ocorrência baixa, que não ocorrem sob circunstâncias normais de uso do componente mecânico ou estrutura.

Em uma ponte, por exemplo, o carregamento permanente é representado pelo peso próprio da ponte e de seus elementos acessórios. O peso dos veículos, movendo-se sobre a ponte, especialmente caminhões pesados, representa o carregamento de serviço. Já o carregamento vibratório é causado pelo atrito dos pneus com a pista de rolamento e impacto de pneus ao atingir buracos na pista, bem como a turbulência causada pela ação do vento sobre a estrutura em casos de pontes de grandes vãos. A ação do vento é também considerada como carregamento cíclico de serviço. Por fim, terremotos, explosões e acidentes envolvendo batidas de caminhões são considerados cargas excepcionais. Os carregamentos de serviço e carregamentos vibratórios, e frequentemente seus efeitos combinados, são carregamentos cíclicos que podem causar a falha por fadiga de uma estrutura. Entretanto, o dano decorrente

de cargas cíclicas é maior se as cargas permanentes são mais severas, sendo portanto necessária sua consideração.

Quando os componentes estruturais apresentam ciclos de carregamento que proporcionam amplitudes de tensão variáveis não é possível aplicar diretamente as curvas  $S-N$ . Foram então desenvolvidos critérios para estimar a vida em fadiga em componentes sujeitos a carregamentos cíclicos com  $\sigma_m$  diferente de zero e com  $\sigma_a$  variável por blocos de ciclo, porém  $\sigma_a$  constante em cada bloco, a partir dos dados de uma curva  $S-N$  com  $\sigma_m$  igual a zero e  $\sigma_a$  constante, tal como ilustrado na Fig. 2.10.

De acordo com Dowling (2007), a regra de Palmgren-Miner estabelece que a falha por fadiga ocorre quando a soma das frações de vida correspondente a cada nível distinto de tensão se igualar a um. Considera-se o carregamento em blocos de ciclos com amplitude constante por bloco, conforme ilustrado na Fig. 2.10 (a), que consiste em amplitudes de tensões  $\sigma_{a1}$ ,  $\sigma_{a2}$  e  $\sigma_{a3}$  aplicadas de forma completamente reversa, durante  $N_1$ ,  $N_2$  e  $N_3$  ciclos, respectivamente. Para a amplitude tensão,  $\sigma_{a1}$ , tem-se o número de ciclos,  $N_{f1}$ , representado na Fig. 2.10 (b). A relação utilizada para a vida gasta em cada bloco é então  $N_1/N_{f1}$  para  $\sigma_{a1}$ ,  $N_2/N_{f2}$  para  $\sigma_{a2}$ , e  $N_3/N_{f3}$  para  $\sigma_{a3}$ , respectivamente. De uma forma geral a regra de Palmgren-Miner pode ser escrita da seguinte maneira:

$$\frac{N_1}{N_{f1}} + \frac{N_2}{N_{f2}} + \frac{N_3}{N_{f3}} + \dots + \frac{N_j}{N_{fj}} = 1 \quad (2.22)$$

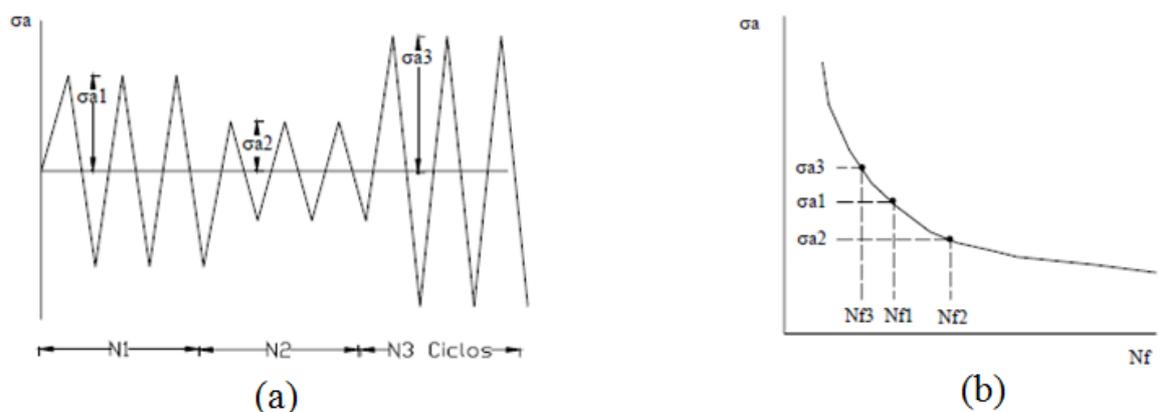


Figura 2.10: (a) Carregamento cíclico variável e (b) curva  $S-N$ . (FONTE: DOWLING, 2007)

“A regra de Palmgren-Miner é largamente utilizada na prática e em vários trabalhos científicos, devido à sua simplicidade matemática e ao fato de fornecer resultados com certa margem de segurança. Por este motivo ela é incorporada nos procedimentos de verificação à fadiga de várias normas de projetos estruturais e mecânicos” (DIAS, 2006, p. 47).

## **2.4 Análise da Propagação de Trincas por Fadiga Baseada na Mecânica da Fratura**

A análise da propagação de trincas tem como objetivo estimar a vida em fadiga para avaliar a segurança e determinar se a trinca não compromete a operação do equipamento ou se o reparo tem que ser realizado imediatamente ou ainda se o reparo pode ser postergado até um momento oportuno. Situações deste tipo são vivenciadas nas indústrias siderúrgicas, onde paradas acidentais de manutenção causam perdas de produção e geram um elevado custo para restabelecimento do processo produtivo. Nesta seção, apresentam-se os conceitos fundamentais para a propagação de trincas por fadiga em metais e considera-se o crescimento de uma trinca num componente estrutural sujeito a um carregamento cíclico de amplitude de tensão constante.

O crescimento de uma trinca causada por um carregamento cíclico é chamado de propagação de trincas por fadiga (DOWLING, 2007). De acordo com Brinckerhoff (1993), a vida de um componente estrutural contendo uma trinca pode ser estudada a partir da taxa de crescimento da trinca em relação ao número de ciclos de carregamento,  $da/dN$ , em função da variação do fator de intensidade de tensão,  $\Delta K$ , sendo  $\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}$ , com isso é possível prever a vida restante do componente ou ainda definir um intervalo de segurança entre as inspeções de manutenção. A presença de uma trinca pode reduzir consideravelmente a resistência mecânica de um componente e até levá-lo ao colapso. O termo tolerância a danos é definido com o intuito de se levar em conta uma possível continuidade operacional do componente ou estrutura na presença de trincas.

A Fig. 2.11 representa o gráfico da curva  $da/dN$  versus  $\Delta K$  em escala logarítmica ilustrando o comportamento da propagação de trincas por fadiga em metais. O gráfico é dividido em 3 regiões. A região I caracteriza-se por baixos valores de  $\Delta K$  e o crescimento da trinca é

limitado pelo limiar de fadiga,  $\Delta K_{th}$ , abaixo do qual a propagação da trinca por fadiga não ocorre. Por outro lado, a região II é caracterizada por um crescimento estável e linear da trinca. A região II é largamente utilizada pelos pesquisadores e aplicável em problemas práticos. A equação que representa essa região foi desenvolvida Paris *et al.* (1961). Por fim, a região III ocorre quando a superfície remanescente da seção transversal não é mais capaz de suportar a carga aplicada (fratura por sobrecarga de tração) ou quando o valor da tensão na região da ponta da trinca atinge o valor da tenacidade à fratura do material,  $K_{Ic}$ . Na região III há um crescimento rápido e instável da trinca, nessa fase a fratura ocorre.

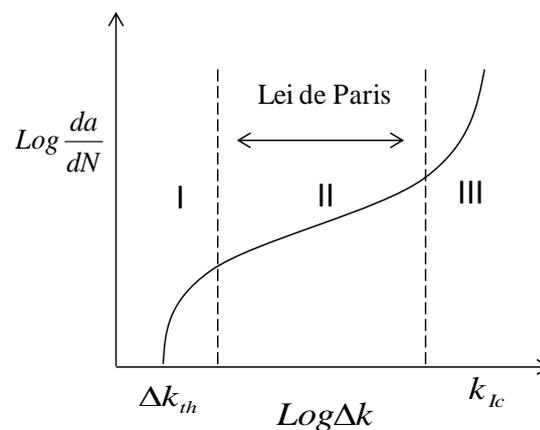


Figura 2.11: Comportamento da propagação de trincas por fadiga em metais. (FONTE: ANDERSON, 2005)

Em seu trabalho pioneiro, Paris *et al.* (1961) mostraram como o FIT poderia ser aplicado efetivamente para descrever a propagação de trincas por fadiga. No âmbito da lei de Paris, a variação do FIT,  $\Delta K$ , é calculado pela variação da tensão do carregamento cíclico,  $\Delta \sigma$ , e a geometria da trinca, através da Eq. (2.23).

$$\Delta K = F \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.23)$$

Sendo  $F$  o fator geométrico que depende da geometria do componente conforme apresentado na Seção 2.2.

A lei de Paris é uma importante ferramenta para caracterizar a propagação de trincas por fadiga em metais (ANDERSON, 2005). Considerando uma trinca que aumenta seu

comprimento em um incremento  $\Delta a$ , devido à aplicação do número de ciclos,  $\Delta N$ , a taxa de propagação em ciclos pode ser caracterizada por  $\Delta a/\Delta N$ , ou em pequenos intervalos pela derivada,  $da/dN$ . O carregamento cíclico de amplitude de tensão constante corresponde às tensões remotas extremas,  $\sigma_{m\acute{a}x}$  e  $\sigma_{m\acute{i}n}$ . De acordo com Dowling (2007), o método empírico para obter a taxa de propagação de trincas por fadiga em metais é realizado submetendo-se um corpo de prova a um carregamento cíclico de amplitude de tensão constante. Os incrementos do comprimento da trinca são medidos e plotados em função do número correspondente de ciclos em escala log-log e, então, é calculada a inclinação da reta entre dois pontos, obtendo-se a taxa de crescimento da trinca  $da/dN$  em função da variação do FIT,  $\Delta K$ . A taxa de propagação da trinca é expressa conforme a Eq. (2.24), que depende de  $\Delta K$  e parâmetros do material.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (2.24)$$

Sendo:

$da/dN$ , a taxa de propagação da trinca;

$\Delta K$ , a variação do fator de intensidade de tensão;

$C$  e  $m$ , as constantes do material determinados experimentalmente, cujos valores de  $m$  usualmente variam entre 2 e 4 para os aços em geral.

“A Lei de Paris representa com eficiência os ciclos de crescimento da trinca no domínio MFEL, para carregamentos de amplitude de tensão constante. Ela tem grande aplicação prática, visto que a maioria das estruturas trabalha, aproximadamente, no regime elástico.” (TEIXEIRA, 2004, p. 29). A literatura cita vários outros colaboradores que desenvolveram expressões para descrever a taxa de propagação de trinca, dentre eles se destacam Walker e Forman que serão apresentados a seguir. Várias expressões foram propostas para representar a curva  $da/dN$  versus  $\Delta K$ , algumas mais complexas e não meramente empíricas incluindo outros fenômenos físicos que afetam o crescimento da trinca (BROEK, 1984).

A Equação de Walker leva em consideração o efeito da razão  $R = \sigma_{\text{mín}}/\sigma_{\text{máx}}$ . De acordo com Dowling (2007), um acréscimo de  $R$  tem como consequência um acréscimo na taxa de crescimento  $da/dN$ , para um determinado intervalo de  $\Delta K$ , isto é mais bem caracterizado para os materiais frágeis. Contudo, materiais dúcteis e estruturas metálicas têm efeitos relativamente pequenos com a variação de  $R$ , na região II da curva  $da/dN$  versus  $\Delta K$ . A equação de Walker é representada pela Eq. (2.25):

$$\frac{da}{dN} = C_0 \left( \frac{\Delta K}{1 - R^{1-\gamma}} \right)^m \quad (2.25)$$

Sendo  $C_0$ ,  $\gamma$  e  $m$  constantes do material.

Comparando com a Eq. (2.24) da Lei de Paris, torna-se função de  $R$ , dada pela Eq. (2.26).

$$C = \frac{C_0}{(1 - R)^{m(1-\gamma)}} \quad (2.26)$$

Quando  $R \geq 0$ , a constante  $C$  situa-se entre 0,3 a 1,0. Utiliza-se para vários tipos de metais. Quando  $R < 0$ , a constante  $C$  se iguala a zero, exceto para aços dúcteis cujo  $R = 0,22$ .

Forman demonstrou que  $da/dN$  tende para o infinito, quando a trinca alcança o comprimento crítico, ou seja, quando o  $K_{\text{máx}}$ , alcança  $K_c$ , o denominador da Eq. (2.27) aproxima-se de zero (DOWLING, 2007). A Equação de Forman considera também o efeito da razão  $R$ , ela é representada pela Eq. (2.27):

$$\frac{da}{dN} = C_2 \frac{\Delta K^{m_2}}{(1 - R)(K_c - k_{\text{Máx}})} \quad (2.27)$$

Sendo,  $C_2$  e  $m_2$  constantes do material.

### 2.4.1 Estimativa de vida em fadiga com base na mecânica da fratura

“Conhecendo a taxa de crescimento da trinca é possível estimar a vida restante do componente ou estrutura e estabelecer um plano de inspeções de manutenção periódicas” (BORGES, 2010, p. 19). Para um dado material, a taxa de crescimento da trinca,  $da/dN$ , é representada na forma generalizada pela Eq. (2.28).

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R) \quad (2.28)$$

A integração da Eq. (2.28) para obter o número de ciclos de vida,  $N_{if}$ , para a propagação de trinca de comprimento inicial,  $a_i$ , para um ciclo inicial,  $N_i$ , até um comprimento crítico,  $a_f$ , para um ciclo final,  $N_{if}$ , é dada pela Eq. (2.29).

$$\int_{N_i}^{N_f} dN = N_f - N_i = N_{if} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, R)} \quad (2.29)$$

A Equação (2.29) pode ser reescrita considerando a Eq. (2.28) inversa da taxa de crescimento, que são os ciclos acumulados,  $N_{if}$ , por unidade de incremento no comprimento da trinca, Eq. (2.30).

$$N_{if} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, R)} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{da/dN} = \int_{a_i}^{a_f} \left( \frac{dN}{da} \right) da \quad (2.30)$$

Se  $dN/da$  é plotado em função de  $a$ , o número de ciclos para a propagação,  $N_{if}$ , é dado pela área sob a curva no intervalo entre  $a_f$  e  $a_i$ , conforme ilustrada na Fig. 2.12.

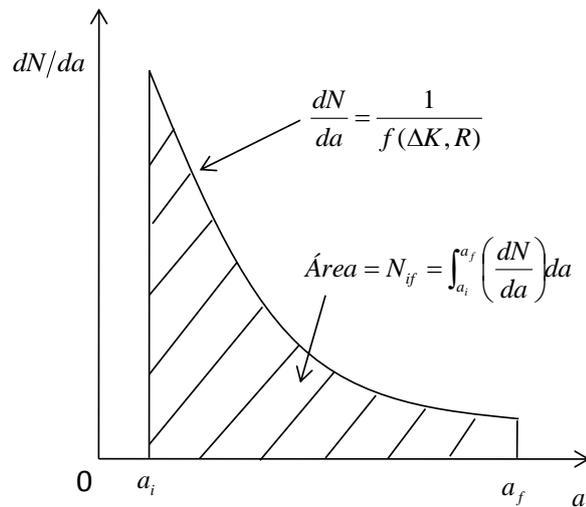


Figura 2.12: Área sob a curva para estimar o número de ciclos para crescimento de uma trinca de comprimento inicial,  $a_i$ , até um comprimento final,  $a_f$ . (FONTE: DOWLING, 2007)

Utilizando-se a lei de Paris, o número de ciclos necessários para propagar uma trinca de um comprimento inicial,  $a_i$ , até seu comprimento final,  $a_f$ , pode ser obtido pela a Eq. (2.31):

$$N_{if} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K)^m} \quad (2.31)$$

O comprimento crítico,  $a_c$ , deve ser determinado antes de encontrar  $N_{if}$  pela a Eq. (2.32), igualando-se  $K_{m\acute{a}x}$  (correspondente a  $\sigma_{m\acute{a}x}$ ) ao seu valor crítico  $K_c$ . Quando o comprimento da trinca se aproxima de  $a_c$ , a propagação se torna instável. Assim, tem-se:

$$a_c = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_c}{F\sigma_{m\acute{a}x}} \right)^2 \quad (2.32)$$

Segundo Dowling (2007), a integração analítica da Eq. (2.29) pode ser feita de forma aproximada. Considerando-se o comprimento final e inicial da trinca,  $a_f$  substancialmente maior do que  $a_i$ , e o fator geométrico  $F$  constante, a solução de forma aproximada é dada pela a Eq. (2.33). Na qual a única variável é o comprimento da trinca,  $a$ .

$$N_{if} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K, R)} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K)^m} = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{C(F\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m} \frac{da}{a^{m/2}} \quad (2.33)$$

Notar que esta é uma aproximação, pois em geral o valor de  $F$  depende do comprimento da trinca, assim, a Eq. (2.33) poderia ser utilizada em intervalos de propagação nos quais a hipótese de  $F$  constante possa ser admitida.

Utilizando-se a Eq. (2.25), a taxa de propagação proposta por Walker, o valor de  $C$  pode incluir o efeito da razão  $R$ , dada na Eq. (2.26), sendo  $R$  também constante. Considerando-se  $F$  constante, integra-se a Eq. (2.33), e obtém-se:

$$N_{if} = \frac{a_f^{1-m/2} - a_i^{1-m/2}}{C(F\Delta\sigma\sqrt{\pi})^m(1-m/2)} \quad m \neq 2 \quad (2.34)$$

Para  $a_f$  substancialmente maior do que  $a_i$  e  $m$  aproximadamente igual ou maior que 3, o termo  $a_i$  domina o numerador e o valor  $N_{if}$  torna-se pouco sensível ao valor  $a_f$ . Se o valor de  $m$  for igual a 2, a Eq. (2.34) é matematicamente indeterminada.

Outra solução de forma aproximada, para o cálculo de  $N_{if}$ , foi proposta por Bannantine et. al. (1990). O algoritmo pode ser resumido nos seguintes passos:

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

$$F = \frac{\Delta K}{\Delta\sigma\sqrt{\pi a}} = \frac{k_{m\acute{a}x} - K_{min}}{\Delta\sigma\sqrt{\pi a}} \quad (2.35)$$

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

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_n = C(\Delta K)^m \quad (2.36)$$

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

$$\left(\frac{da}{dN}\right)_{Médio} = \frac{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}}{2} \quad (2.37)$$

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

$$\Delta N = \frac{\Delta a}{\left(\frac{da}{dN}\right)_{Médio}} = \frac{2(a_{n+1} - a_n)}{\left(\frac{da}{dN}\right)_n + \left(\frac{da}{dN}\right)_{n+1}} \quad (2.38)$$

Os valores de  $\Delta N$  para 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. O algoritmo proposto por Bannantine et. al. (1990) foi utilizado por Teixeira (2004) e Borges (2010), demonstrando viabilidade para a análise da estimativa de vida em componentes estruturais com base na fundamentação da mecânica da fratura.

De acordo com Dowling (2007), quando  $F$  difere-se mais do que 15%, para seus valores correspondentes ao comprimento inicial,  $a_i$ , e o comprimento final,  $a_f$ , deve-se utilizar a integração numérica. Para a integração numérica, um dos métodos aplicáveis é a regra de Simpson. Inicialmente, define-se o número de pontos no intervalo entre  $a_i$  e  $a_f$ :  $a_i, a_1, a_2, a_3, \dots, a_f$ . Para cada intervalo calcula-se  $\Delta K$  e posteriormente  $dN/da$ , por fim, encontra-se  $N_{if}$ . Por exemplo, utilizando a Eq. (2.28), considerando a variação de  $F$ ,  $dN/da$  para um dado comprimento de trinca  $a_j$  temos a Eq. (2.39).

$$\left(\frac{dN}{da}\right)_j = \frac{1}{C(F_j \Delta \sigma \sqrt{\pi a_j})^m} \quad (2.39)$$

Sendo  $F_j$  calculado para cada comprimento de trinca  $a_j$ .

É importante adequar o intervalo  $\Delta a$  suficientemente pequeno para se obter uma maior precisão na curva  $dN/da$ , representada na Fig. 2.13. Uma alternativa que é dada, para obter um menor valor de  $\Delta a$ , é incrementar um percentual fixo para cada intervalo. Um acréscimo de 10% no intervalo  $\Delta a$  é suficiente, conforme representada na Eq. (2.40).

$$a_{j+1} = r a_j \quad r \approx 1,10 \quad (2.40)$$

Considerando-se três comprimentos de trinca,  $a_j$ ,  $a_{j+1}$  e  $a_{j+2}$  representada na Fig. 2.13, a área sob a curva  $y = dN/da$  é construída por uma parábola que passa nos pontos  $(a_j, y_j)$ ,  $(a_{j+1}, y_{j+1})$  e  $(a_{j+2}, y_{j+2})$ . Se os pontos são igualmente espaçados no intervalo  $\Delta a$ , a área sob a curva é estimada pela Eq. (2.41).

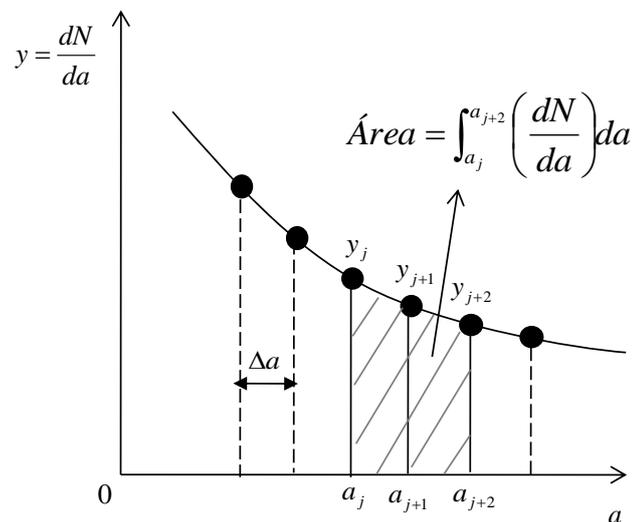


Figura 2.13: Área sob a curva entre dois intervalos para estimar a propagação de trincas conforme a regra de Simpson. (FONTE: DOWLING, 2007)

$$\int_{a_j}^{a_{j+2}} y da = \frac{\Delta a}{3} (y_j + 4y_{j+1} + y_{j+2}) \quad (2.41)$$

A Equação (2.41) é aplicada para  $j = 0, 2, 4, 6 \dots (n - 2)$  sendo  $n$  um número par.

#### 2.4.2 Monitoramento do crescimento de trinca por fadiga

Segundo Baliarsingh (2013), o monitoramento do crescimento de trinca por fadiga é extremamente importante para a estabilidade e segurança de componentes mecânicos, de pontes, aviões e estruturas em geral. O estudo e a análise da propagação de trincas por fadiga em metais são fundamentais para várias aplicações de engenharia, especialmente para determinar o fator de segurança e os intervalos entre inspeções de manutenção em componentes. Segundo Dowling (2007), as trincas surgem após determinado tempo de serviço e a presença delas sugere uma análise baseada nos conceitos da mecânica da fratura. A Fig. 2.14 representa o comportamento de uma trinca de comprimento mínimo detectável,  $a_d$ , na estrutura, em função do número de ciclos de carga, resultado de inspeções de manutenção em nível macroscópico, ou de uma análise mais criteriosa, tal como um ensaio não destrutivo em um corpo de prova. Sob a ação do carregamento cíclico, com o valor do FIT variando de  $K_{\min}$  a  $K_{\max}$ , a trinca tende a se propagar até um comprimento crítico,  $a_c$ , após um número de ciclos,  $N_{if}$ , quando o valor de  $K_{\max}$  tende ao valor crítico,  $K_c$ , a fratura frágil pode ocorrer.

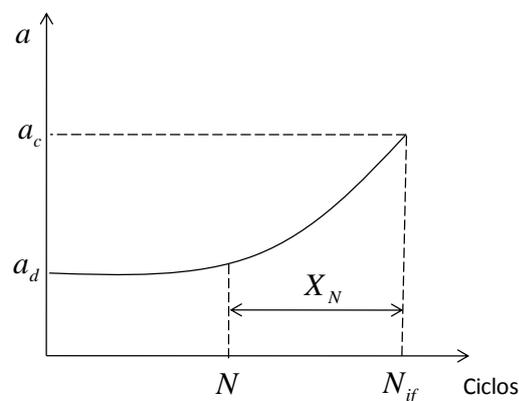


Figura 2.14: Diagrama de crescimento de uma trinca de comprimento detectável,  $a_d$ , até atingir o comprimento crítico,  $a_c$ . (FONTE: DOWLING, 2007)

De acordo com Dowling (2007), a análise baseada na mecânica da fratura permite estimar o número de ciclo para variação do comprimento da trinca atingir o comprimento crítico e avaliar o fator de segurança. O fator de segurança,  $X_N$ , pode ser expresso como a relação entre o número de ciclos para atingir a fratura frágil,  $N_{if}$ , e o número de ciclos esperados durante a operação,  $N$ , conforme a Eq. (2.42).

$$X_N = \frac{N_{if}}{N} \quad (2.42)$$

Realizando inspeções de manutenção periódicas, no componente ou estrutura, é possível estender a sua vida útil. O reparo é feito quando for necessário, com isso há uma limitação na propagação da trinca, assegurando que após cada inspeção não haja trincas maiores do que  $a_d$ . A Fig. 2.15 ilustra a propagação da trinca em relação ao número de ciclos de carregamento, e as inspeções de manutenção periódicas efetuadas em um componente. Quando necessário, os reparos são realizados entre intervalos de ciclos  $N_p$ . A variação do crescimento da trinca ocorre entre os intervalos de inspeção.

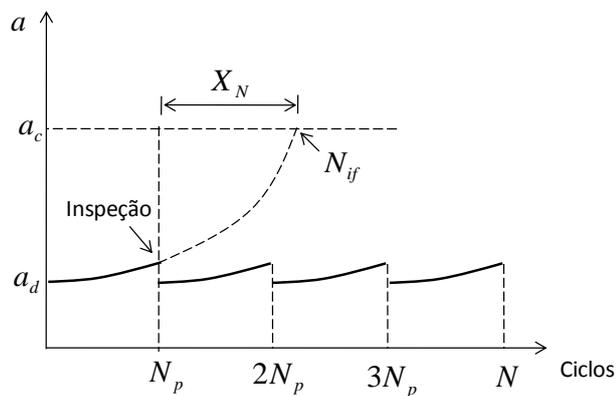


Figura 2.15: Variação da propagação de uma trinca em relação às inspeções periódicas.

(FONTE: DOWLING, 2007)

Segundo Anderson (2005), as inspeções de manutenção periódicas devem ser realizadas em intervalos de tempo menores, quando o componente ou estrutura se aproxima do final da vida útil. Em outras palavras, o componente é reparado com maior frequência ou é retirado de

operação quando o comprimento da trinca aproxima-se do valor crítico,  $a_c$ , ou quando as inspeções tornam-se extremamente frequentes.

## **2.5 Análise de Fadiga em Estruturas Metálicas Soldadas**

Segundo Wilson (1997), os principais fatores que influenciam na vida em fadiga de uma estrutura soldada são: a amplitude da tensão aplicada, os efeitos da concentração de tensão na geometria da estrutura, a tensão residual, as propriedades do material, o tamanho e a posição dos defeitos na solda. Para uma dada geometria, o comportamento da estrutura soldada irá depender da aplicação industrial, isto significa que o tamanho da solda, a qualidade e os procedimentos empregados influenciam fortemente no processo de soldagem.

A norma AWS 01.1 (AWS, 2000), em seu anexo B, define o processo de soldagem como “uma operação que visa a obter a coalescência localizada produzida pelo aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a aplicação de pressão e de metal de adição”. No caso das estruturas metálicas, a união entre dois ou mais componentes estruturais pode ser feita na fusão do metal base (elemento estrutural) com um metal de adição, através do processo de soldagem a arco elétrico utilizando o eletrodo revestido como metal de adição. Esse tipo de soldagem produz a coalescência entre os metais pelo aquecimento e fusão através de um arco elétrico que se forma entre a ponta do eletrodo e a superfície do metal base. O processo de soldagem a arco elétrico possui atualmente uma grande importância industrial, sendo utilizado na fabricação dos mais variados componentes e estruturas metálicas e na recuperação de um grande número de peças danificadas ou desgastadas. Segundo Goes (2003), a solda é um dos processos de união que alia flexibilidade e baixo custo, obtém-se redução nos custos de fabricação e alta produtividade, sua utilização está intrinsecamente ligada à indústria em geral.

A solda pode ser dividida em três regiões distintas em uma junta soldada: uma região é a zona fundida (ZF), que se refere ao metal de adição; uma composta pelo metal base e, por fim, zona termicamente afetada (ZTA), correspondente à região do metal base não fundida, adjacente à ZF, cujas temperaturas são suficientemente elevadas para alterar a microestrutura e as propriedades do material. As características da ZTA dependem principalmente do tipo de metal base, do processo e procedimentos de soldagem. De acordo com o tipo de metal base

que está sendo soldado, os efeitos dos ciclos térmicos poderão ser os mais variados. As três regiões estão representadas na Fig. 2.16.

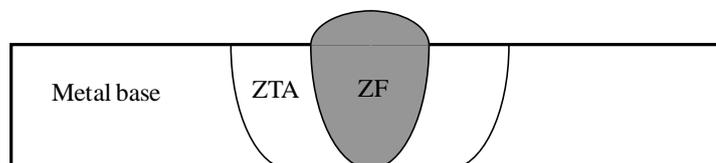


Figura 2.16: Macrografia de uma junta soldada.

A solda afeta o material da junta através do processo de aquecimento e subsequente resfriamento, ocasionando pelo processo de fusão, para soldas com adição de material, materiais não homogêneos e diferentes (FRICKE, 2003). Aliado a isso, no processo de soldagem podem surgir discontinuidades na junta soldada. Em geral, as discontinuidades na solda podem ocorrer devido ao acesso restrito na execução da solda, a seleção incorreta do material de adição, ao processo inadequado para execução da solda e ao armazenamento inadequado do material de adição. Os defeitos são inerentes ao processo de soldagem, alguns visíveis e outros mais difíceis de serem detectados. Dentre os principais defeitos da solda, podem-se citar os descritos por Gustafsson e Saarinen (2007) e Barsom e Rolfe (1999), ilustrados nas Figs. 2.17 e 2.18:

- Entalhes: Surgem durante o processo de soldagem, quando o metal base é fundido, formando um pequeno desnível no pé da solda. Os entalhes são pontos de partida para a iniciação e propagação de trincas por fadiga nas estruturas metálicas;
- Penetração incompleta: Ocorre quando a espessura da solda é inferior à espessura calculada em projeto, diminuindo a resistência da junta. Também ocorre quando a profundidade da solda no metal base é insuficiente para garantir a resistência da junta podendo surgir uma trinca na raiz da solda;
- Falha na fusão: Região onde o material da solda e o metal base não são suficientemente unidos. A falha na fusão ocorre pelo ajuste inadequado do equipamento de soldagem e/ou, quando a solda é manual, pelo próprio soldador;

- Porosidade: A porosidade numa solda ocorre quando gases ficam presos na solda durante o processo de soldagem. Os gases presentes no metal são alterados com a temperatura e podem criar as porosidades quando a solda é resfriada. Alguns métodos de soldagem possuem gases de proteção e alteração no fluxo dos mesmos também pode ocasionar o defeito de porosidade e
- Inclusão de escória: é uma descontinuidade que se caracteriza pelo aprisionamento de materiais não metálicos no cordão de solda ou entre cordões de solda.

As juntas soldadas são na maioria dos casos responsáveis pelas falhas por fadiga em componentes estruturais. Segundo Barsom e Rolfe (1999) e Pravia (2003), as falhas por fadiga se iniciam normalmente na descontinuidade da solda no metal base ou nas regiões onde ocorrem mudanças bruscas no campo das tensões devido a descontinuidade geométrica, visto que são nessas regiões onde ocorrem a maior concentração de tensões. As regiões de concentração de tensão são mais susceptíveis ao surgimento e propagação de trincas por fadiga. “As trincas iniciam-se com grande frequência em regiões de alta concentração de tensão e sob carregamento cíclico” (TEIXEIRA, 2004, p. 35). Através do desbaste do excesso da solda obtém-se uma superfície uniforme, eliminando a concentração de tensão na geometria do componente. Esse simples método podem aumentar significamente a vida em fadiga de um componente estrutural soldado.

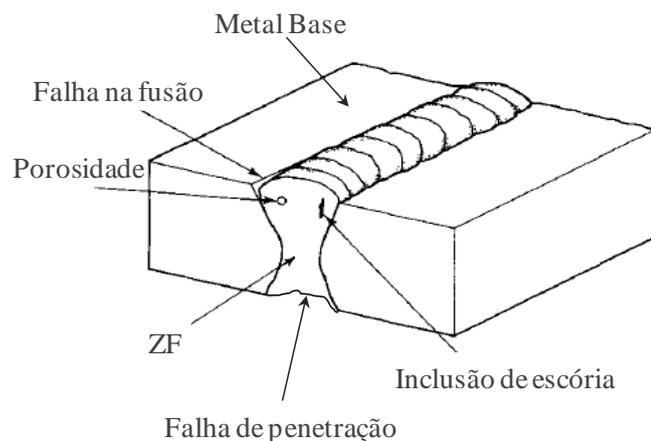


Figura 2.17: Principais defeitos em uma junta soldada.

De acordo com Barsom e Rolfe (1999), em uma estrutura metálica soldada, submetida a um carregamento cíclico variável ou constante, as trincas por fadiga podem surgir na raiz da solda ou em um entalhe no pé da solda, conforme representado na Fig. 2.18.

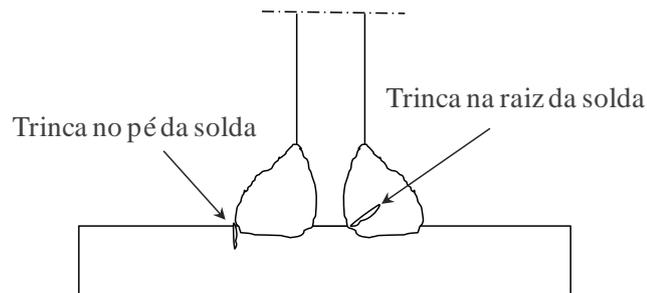


Figura 2.18: Trinca por fadiga na raiz da solda ou em entalhe no pé da solda.

O fluxo do campo de tensão e as regiões onde há concentração de tensão para algumas formas de descontinuidade geométrica em componentes estruturais, sujeitos a um carregamento de tração, está representado na Fig. 2.19. De acordo com Barsom e Rolfe (1999), o campo de tensão em componentes estruturais sujeitos à tração pode ser representado por linhas paralelas na direção da aplicação da força. A Fig. 2.19 (a) representa o fluxo do campo de tensão uniforme e sem descontinuidade geométrica. Quando há a variação da geometria do componente estrutural, as linhas do campo de tensão sofrem conturbações provocando um aumento da tensão na região próxima a descontinuidade geométrica. As Figs. 2.19 (b), 2.19 (c) e 2.19 (d) mostram estas descontinuidades geométricas e a região onde há a concentração de tensão. Já na Fig. 2.19(e), a descontinuidade geométrica não intercepta o fluxo do campo de tensão consequentemente não há variação da tensão.

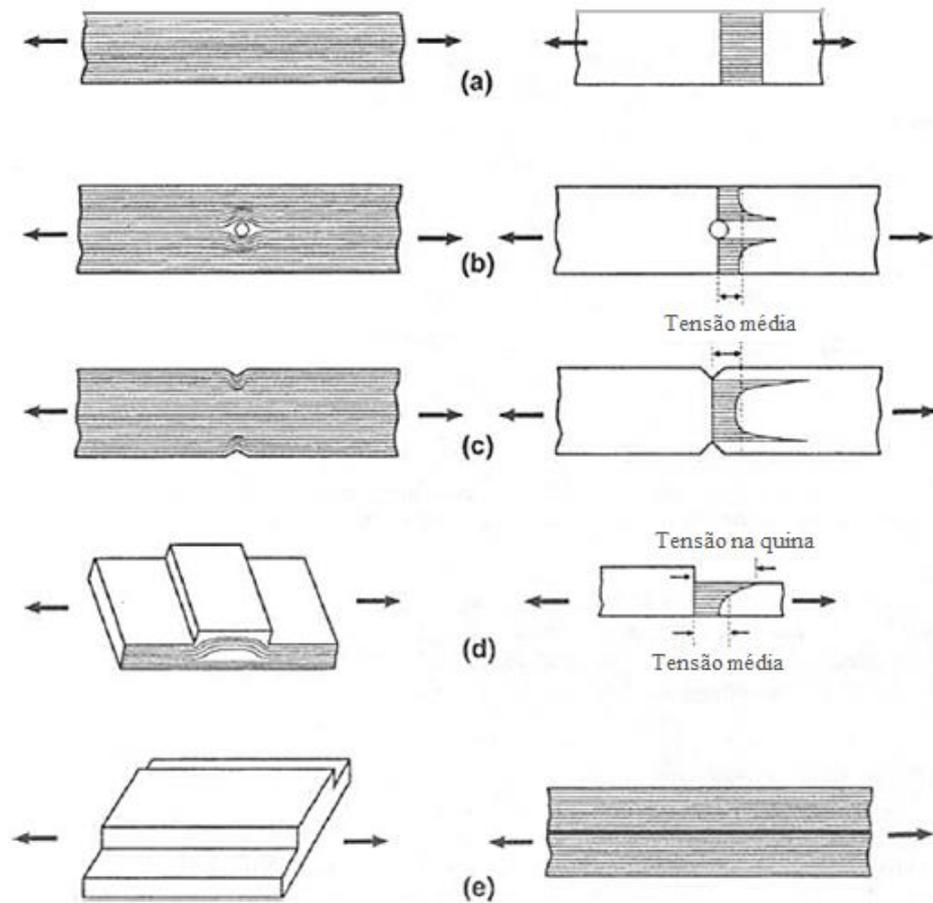


Figura 2.19: Fluxo do campo de tensão e a concentração de tensão para algumas formas de discontinuidades geométricas. (a) Fluxo do campo de tensão uniforme e sem discontinuidade geométrica; (b), (c) e (d) Descontinuidades geométricas e regiões onde há a concentração de tensões; (e) Fluxo do campo de tensão uniforme com discontinuidade geométrica. (FONTE:

BARSOM; ROLFE, 1999)

A Fig. 2.20 apresenta alguns tipos de conexões soldadas submetida a diferentes tipos de carregamento onde são destacadas as regiões de concentração de tensão.

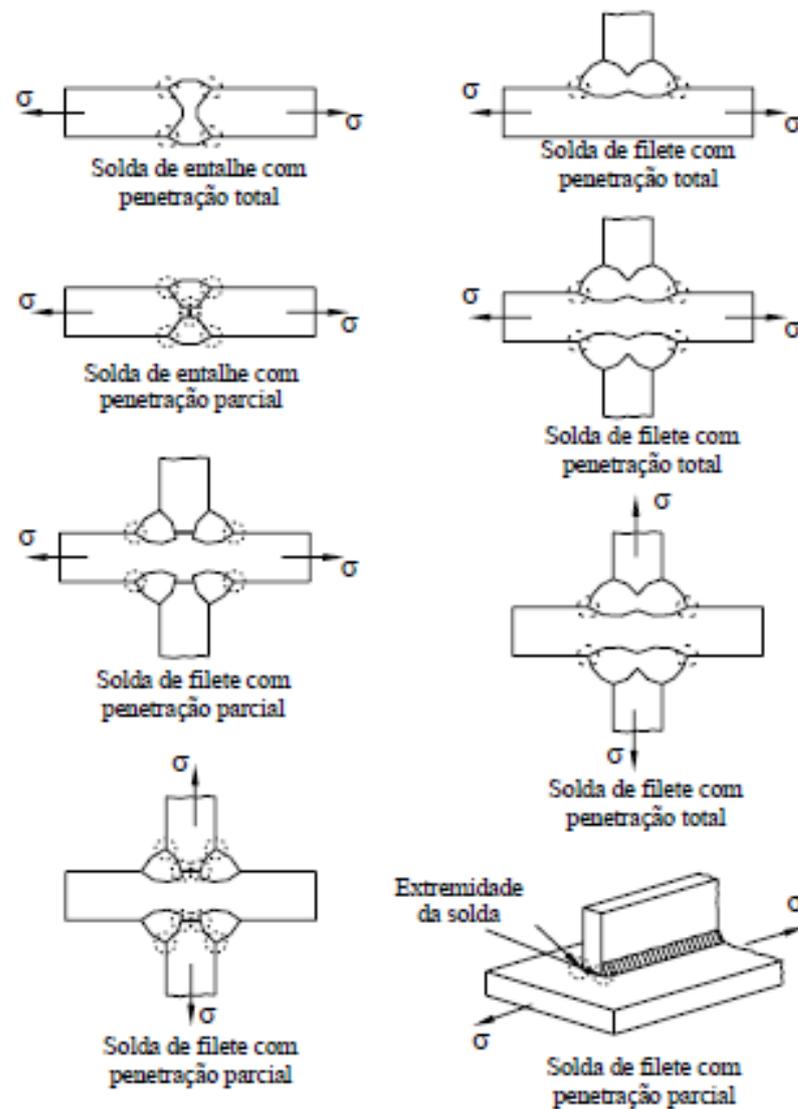


Figura 2.20: Principais regiões de concentração de tensão em componentes estruturais soldados. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999)

De acordo com Murakami e Endo (1994) e Barsom e Rolfe (1999), a magnitude da intensificação da tensão, em um componente estrutural com um defeito planar, submetida a uma tensão unidirecional de tração, dependerá do tamanho da projeção desse defeito no plano perpendicular à direção da tensão. A máxima intensificação da tensão ocorre quando o tamanho da projeção do defeito for máximo e, se aproxima de zero, quando o defeito for paralelo à direção da tração. A intensificação da tensão de um defeito planar perpendicular à direção da tensão será maior do que a intensificação da tensão de um defeito volumétrico com mesmo tamanho e forma da projeção. “Consequentemente uma trinca por fadiga inicia-se mais facilmente nas bordas da solda ou em defeitos superficiais do que em defeitos internos”

(TEIXEIRA, 2004, p.33). “A intensificação da tensão em um defeito superficial é em torno de duas vezes maior em comparação com a intensificação da tensão em um defeito interno com mesmo tamanho e forma da projeção” (BARSOM; ROLFE, 1999, p. 243). Conclui-se que a vida em fadiga é maior em uma peça que apresenta defeitos internos do que a mesma peça com discontinuidades superficiais.

Outro fato importante que influencia na vida em fadiga de um componente estrutural soldado são as tensões residuais. O surgimento de tensões residuais durante o processo de soldagem ocorre devido à variação da temperatura no início do cordão em relação à região que está sendo aplicada a solda. “A variação da temperatura provoca uma contração desigual no cordão da solda” (TEIXEIRA, 2004, p. 35). Isso se deve ao fato de que a contração na solda é restringida pelo material da chapa, conseqüentemente surgem tensões podendo provocar deformações longitudinais e transversais na chapa, Figs. 2.21(b) e 2.21(c).

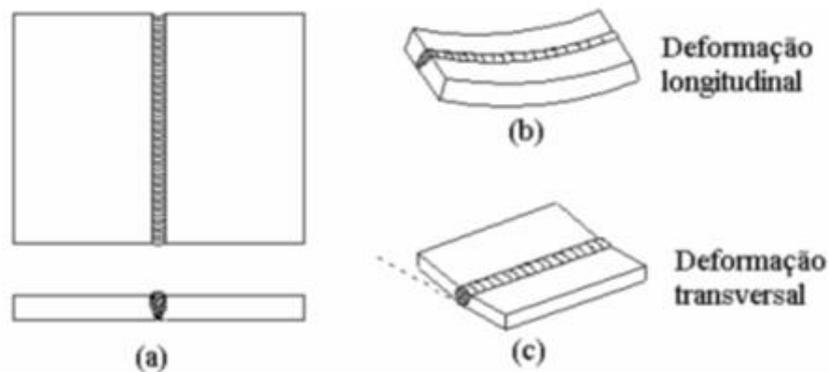


Figura 2.21: Deformações decorrentes de tensão residual na união de duas chapas. (a) Junta soldada; (b) Deformação longitudinal; (c) Deformação transversal. (FONTE: TEIXEIRA, 2004)

As tensões residuais podem trazer benefícios ou prejuízos para a estrutura soldada. Quando elas são compressivas, minimizam os efeitos da vida em fadiga da estrutura ou componente. Por outro lado, grandes magnitudes das tensões residuais de tração podem iniciar uma fratura instável, levando ao colapso da estrutura, para materiais que possuem baixa tenacidade a fratura.

As tensões residuais podem ser minimizadas com a aplicação de tratamentos térmicos ou mecânicos, melhorando o comportamento à fadiga nos componentes estruturais soldados. Um método simples de tratamento mecânico é o martelamento na região da solda após o processo de soldagem. Um exemplo de tratamento térmico, muito aplicável nas estruturas metálicas soldadas, é o alívio de tensões. Tal tratamento consiste no aquecimento dos componentes na região da solda, antes do processo de soldagem, a uma temperatura entre 150°C e 200°C. O controle da temperatura durante o processo de soldagem e a taxa de resfriamento também são efeitos importantes que devem ser considerados. O tratamento térmico pós-soldagem produz efeitos mecânicos ou metalúrgicos, ou ambos, no metal base, na solda e na ZTA. Quando aplicado de forma correta, minimiza as consequências da tensão residual. Esses efeitos podem ser benéficos ou maléficos para o material dependendo da composição, microestrutura e soldabilidade do mesmo.

### **2.5.1 Propagação de trincas por fadiga em estruturas soldadas**

A propagação de trincas por fadiga depende do comprimento, forma e orientação da trinca inicial ou de uma descontinuidade na solda. Trincas por fadiga em estruturas soldadas podem se iniciar em uma descontinuidade interna ou em um defeito superficial e estar localizada em regiões onde há grandes concentrações de tensão ou regiões de grandes tensões residuais.

A dificuldade em obter a vida em fadiga em componentes soldados através da mecânica da fratura está na identificação de micro descontinuidade por meio de ensaios não destrutivos.

Trincas por fadiga que se iniciam na raiz da solda de junção da alma com a mesa de um perfil I de construção soldado é um bom exemplo de trinca originada de descontinuidades internas, conforme ilustrado na Fig. 2.22. A propagação da trinca ocorre em direção à superfície, representada na Fig. 2.22 (a). A propagação evolui até se tornar uma trinca com três frentes de crescimento, Fig. 2.22 (b). “Trincas com este comportamento de propagação gastam cerca de 90% da vida útil do componente estrutural para se propagar até toda a espessura do componente” (TEIXEIRA, 2004, p. 39), conseqüentemente, a maior parte da vida em fadiga é gasta quando a trinca é pequena. Segundo Marques (2007), a iniciação de uma trinca em um elemento estrutural, na direção perpendicular à aplicação da carga, em alguns casos, corresponde a 90% da vida em fadiga deste elemento. Isso foi comprovado por Barsom e Rolfe (1999), conforme mostrado na Fig. 2.23, para atingir as três frentes de trinca foram

gastos aproximadamente 80% da vida em fadiga. A aplicação da mecânica da fratura demonstra que a taxa de propagação da trinca aumenta exponencialmente com o aumento do comprimento da trinca.

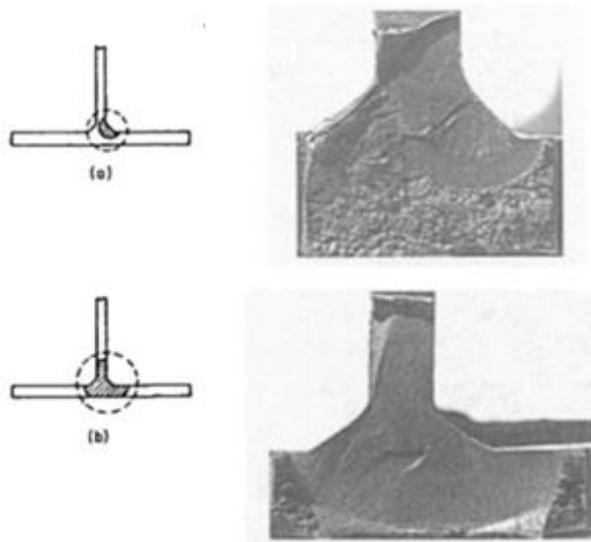


Figura 2.22: Crescimento de trinca originada de uma descontinuidade interna para um perfil I soldado. (a) Propagação da trinca em direção à superfície; (b) Propagação da trinca em três frentes de crescimento. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999)

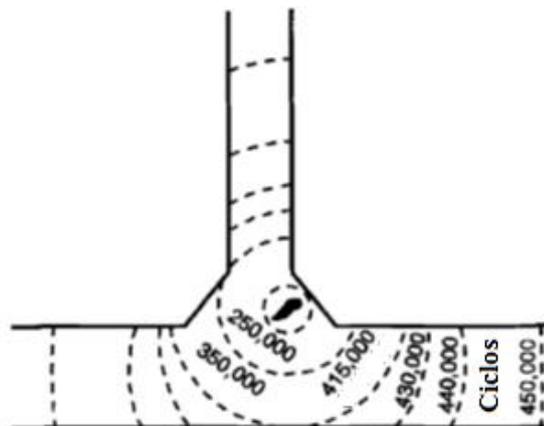


Figura 2.23: Fases da propagação de trinca em um perfil I soldado. (FONTE: BARSOM; ROLFE, 1999)

# 3

## METODOLOGIA

### 3.1 Introdução

Neste trabalho realiza-se o estudo da propagação de trincas e a análise da vida em fadiga em uma das vigas responsáveis pelo movimento de translação de um forno de reaquecimento de tarugos, tendo como base os fundamentos da mecânica da fratura elástica linear e a abordagem em tensão (curva  $S-N$ ). As vigas de translação, por serem estruturas sujeitas a carregamentos cíclicos, podem apresentar falhas por fadiga. Há a possibilidade de ocorrer propagação de trincas por fadiga em situações onde o nível de tensão está bem abaixo do limite de escoamento do material utilizado na fabricação do componente estrutural. Nível de tensão usualmente considerado como seguro com base em normas específicas para carregamentos não flutuantes ao longo do tempo.

A estratégia de análise global-local, para o cálculo da propagação de trincas e a avaliação da vida em fadiga baseada na mecânica da fratura, é realizada em três etapas. Na primeira delas, analisa-se a viga de translação sem a presença de trinca, utilizando-se no modelo global, baseado no MEF, a modelagem numérica da viga por meio do programa *SOLIDWORKS*. Na segunda etapa são inseridas duas trincas distintas no modelo global e, por fim, na terceira etapa, analisam-se uma chapa extraída da mesa inferior e um trecho da viga de translação, esses modelos locais são baseados no MEC, através da modelagem numérica, utilizando o programa *FRANC3D*.

Neste capítulo descreve-se o forno de reaquecimento contínuo do tipo misto, a metodologia para a modelagem numérica por meio dos programas *SOLIDWORKS* e *FRANC3D*, a identificação dos esforços na transmissão de cargas até as vigas de translação, a estratégia de análise global-local, os parâmetros e as considerações necessárias para o cálculo do FIT em modelos tridimensionais e a estimativa de vida em fadiga (curva *S-N*) utilizando os critérios estabelecidos na norma NBR 8800 (ABNT, 2008).

### 3.2 Fornos de Reaquecimento Contínuo

Os fornos de reaquecimento contínuo são comumente utilizados nas indústrias siderúrgicas para o reaquecimento de tarugos ou placas de aço provenientes do processo de aciaria. Os materiais, tarugos ou placas, devem ser reaquecidos uniformemente a fim de se obter as propriedades mecânicas e metalúrgicas requeridas antes de iniciar no processo de laminação. De modo geral, esses tipos de fornos possuem três regiões definidas, divididas em zonas no processo de aquecimento dos materiais. São elas: pré-aquecimento, aquecimento ou intermediária e de encharque. Quando os materiais atingem a temperatura desejada, eles são desenformados um de cada vez e, então, são laminados, obtendo-se o produto semiacabado, que é destinado à transformação em produtos acabados e tem diversas aplicações no mercado.

Os fornos de reaquecimento contínuo são classificados pelo o método de movimentação dos materiais no interior de um forno, desde a entrada do forno, conhecida como enformamento, até a saída do forno, denominado desenformamento. De acordo com Ollmann (2015), os tipos de fornos de reaquecimento são divididos pelo método de movimentação dos materiais, da seguinte forma:

- Soleira caminhante (*walking-hearth*): Sistema de transporte de carga por translação através de soleiras refratárias móveis e fixas;

- Viga caminhante (*walking-beam*): Sistema de transporte de carga por translação através de vigas móveis e fixas, refrigeradas e revestidas com refratário (*skids*);
- Soleira rotativa (*rotary-hearth*): Sistema de transporte de carga por rotação através de soleiras refratárias móveis e fixas e
- Misto: Uma parte do forno é de soleira caminhante (*walking-hearth*) e outra de viga caminhante (*walking-beam*), sendo que o sistema de transporte de carga é por translação, com soleiras e *skids* móveis e fixos.

O forno do tipo misto é o objeto de estudo deste trabalho, por essa razão, será descrito com maiores detalhes. Tal forno possui 33.000 mm de comprimento, 13.400 mm de largura, capacidade de produção de 140 toneladas por hora e seis zonas que representam as regiões do processo de aquecimento do material no forno. São elas: zona de pré-aquecimento, zonas 1 e 2 de aquecimento ou intermediária e as zonas 3, 4 e 5 de encharque.

Sua capacidade de carga total é de 129 tarugos, espaçados em aproximadamente 100 milímetros uns dos outros. Há três soleiras móveis, quatro soleiras fixas, quatro *skids* móveis e seis *skids* fixos. A região das soleiras dispõe de um número maior de tarugos comparado com a região dos *skids*, tendo maior capacidade de carga devido ao seu maior comprimento. A capacidade de carga nas soleiras é de 84 tarugos e, nos *skids*, é de 45 tarugos. As Figs. 3.1 e 3.2 representam, de forma esquemática, as soleiras e *skids*, a disposição dos tarugos no forno e as regiões do processo de aquecimento dos tarugos. O comprimento dos *skids* varia entre 10.220 e 10.680 mm, dependendo de sua posição no forno e se o mesmo é fixo ou móvel. Os tarugos enfiados têm a seção de perfil quadrado com dimensões de 155 mm, peso aproximado de 21,5 kN e comprimento que varia entre 9.000 e 12.000 mm.

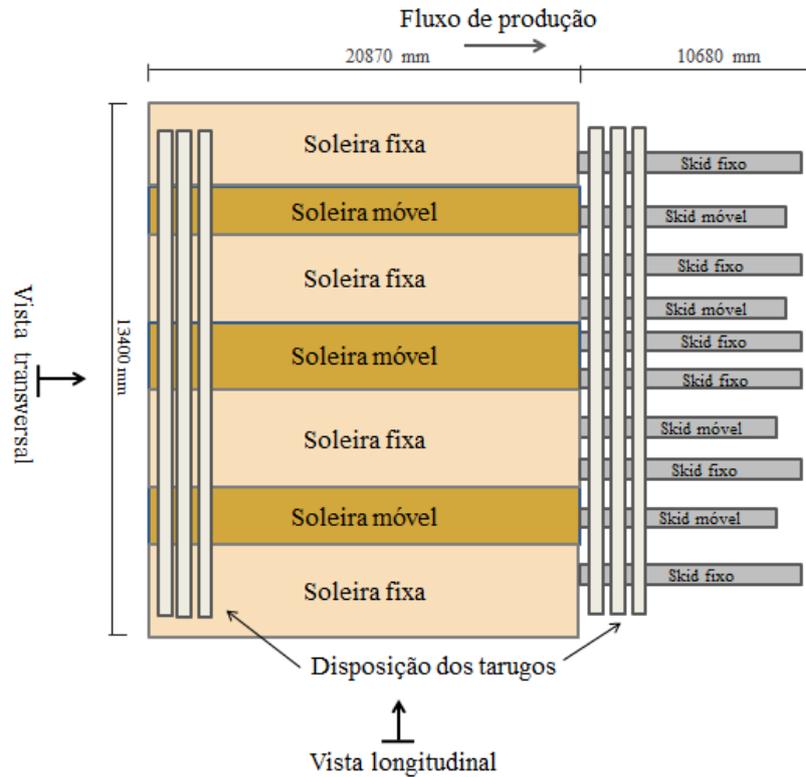


Figura 3.1: Layout da parte interna do forno de reaquecimento de tarugos.

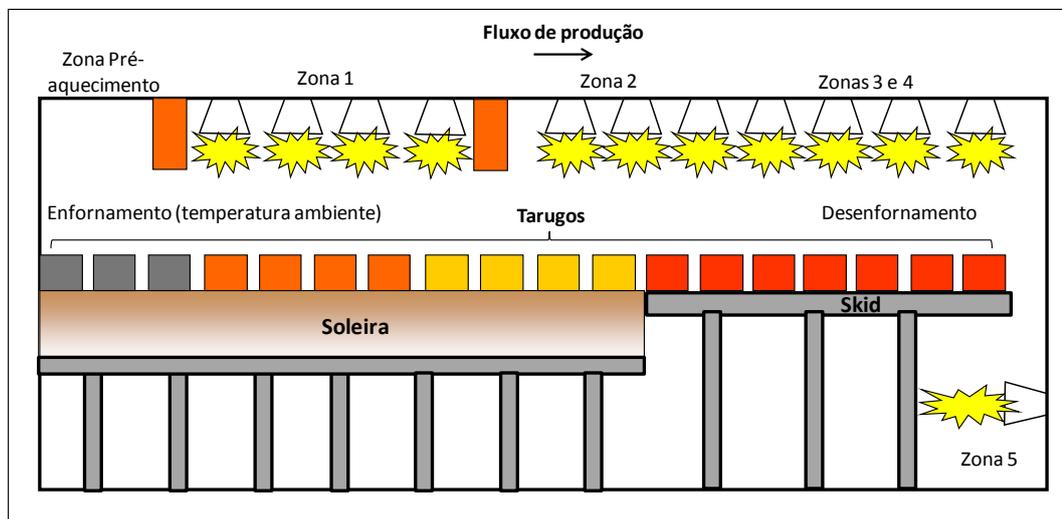


Figura 3.2: Esquema do forno de reaquecimento de tarugos (vista longitudinal).

Segundo Gonçalves (2011), o forno de reaquecimento de tarugos é a primeira e uma das principais etapas da laminação, pois é onde acontece o processo de reaquecimento dos tarugos até atingirem as condições ideais para serem laminados. Os tarugos são reaquecidos no forno a uma temperatura que varia entre 950°C e 1200°C, dependendo da temperatura e do tipo de

material a ser laminado. Depois de desenformado, os tarugos são laminados no processo de laminação e de acabamento, obtendo no final dos processos as bobinas de fio máquina. A Fig. 3.3 representa o processo de laminação do fio-máquina no Trem Laminador 2 da Usina ArcelorMittal localizada em João Monlevade - MG.

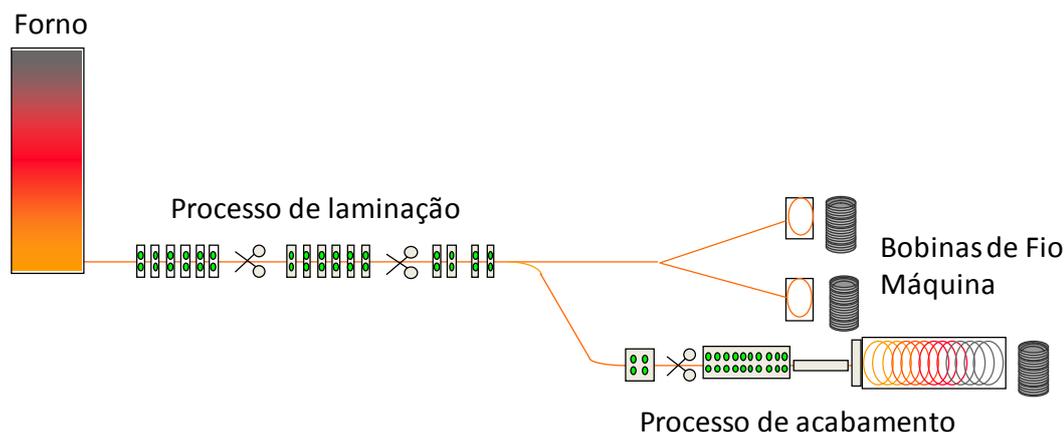


Figura 3.3: Processo de laminação do fio máquina no Trem Laminador 2.

### 3.2.1 Mecanismo de movimentação dos tarugos

Nos fornos mistos, o mecanismo de transporte dos materiais consiste de um complexo estrutural metálico de vigas e colunas, denominado estruturas metálicas fixas e móveis, que permite a movimentação dos tarugos no interior do forno. Os tarugos são apoiados na estrutura fixa em contato com as soleiras e *skids* fixos, sendo a movimentação feita através da estrutura móvel. As soleiras e *skids* móveis são acionadas por cilindros hidráulicos e entram em contato com os tarugos que estão apoiados nas soleiras e *skids* fixos. Em um ciclo de aproximadamente 48 segundos, os tarugos percorrem 250 mm no interior do forno. As Figs. 3.4 e 3.5 mostram as soleiras e *skids* móveis e fixos.

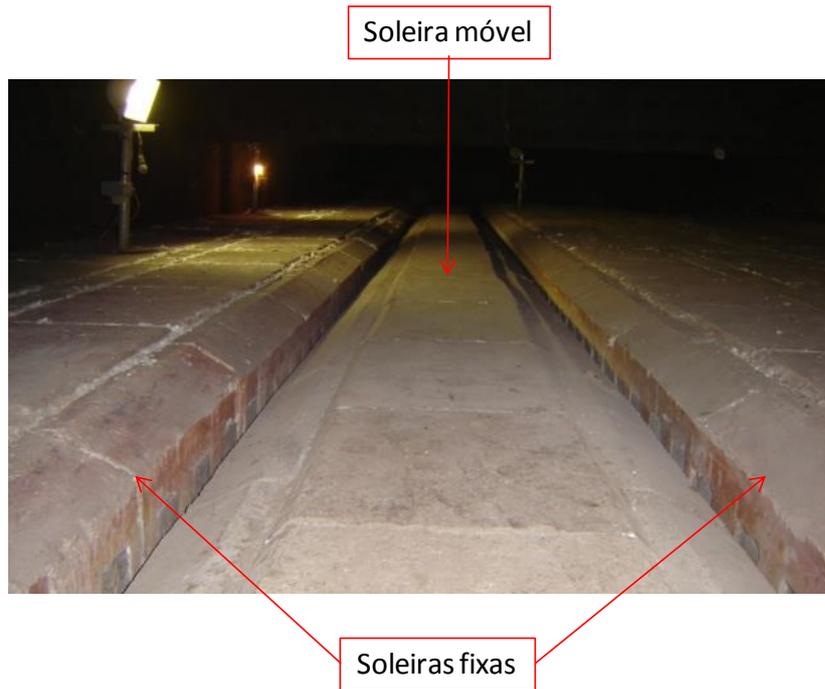


Figura 3.4: Soleiras móvel e fixa (vista transversal).

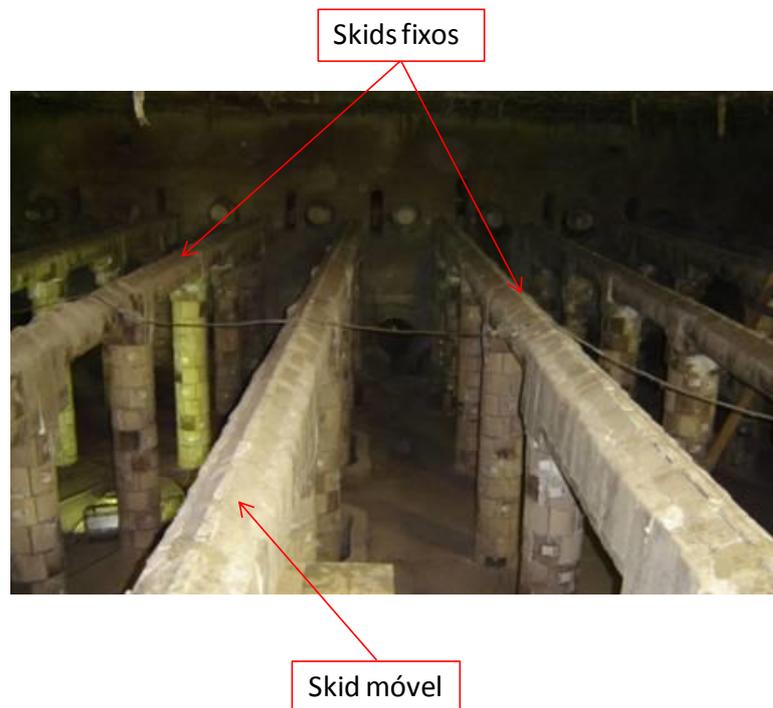


Figura 3.5: *Skids* móvel e fixo (vista transversal).

Para se compreender a trajetória dos tarugos no forno de reaquecimento, os movimentos podem ser divididos em etapas, representados na Fig. 3.6. A primeira etapa inicia-se com o movimento de translação. Durante 7 segundos, a estrutura móvel se desloca no sentido oposto ao fluxo de produção. Após essa etapa, inicia-se o movimento de elevação dos tarugos, que tem a duração de 17 segundos. Os tarugos são elevados acima do nível da estrutura fixa. Em seguida, os tarugos são transportados para a nova posição com movimento de translação, durante 7 segundos, no sentido do fluxo de produção. Finalizando o seu ciclo de movimentação, o tarugo é depositado na soleira fixa. O movimento de descida da estrutura móvel tem a duração de 17 segundos.

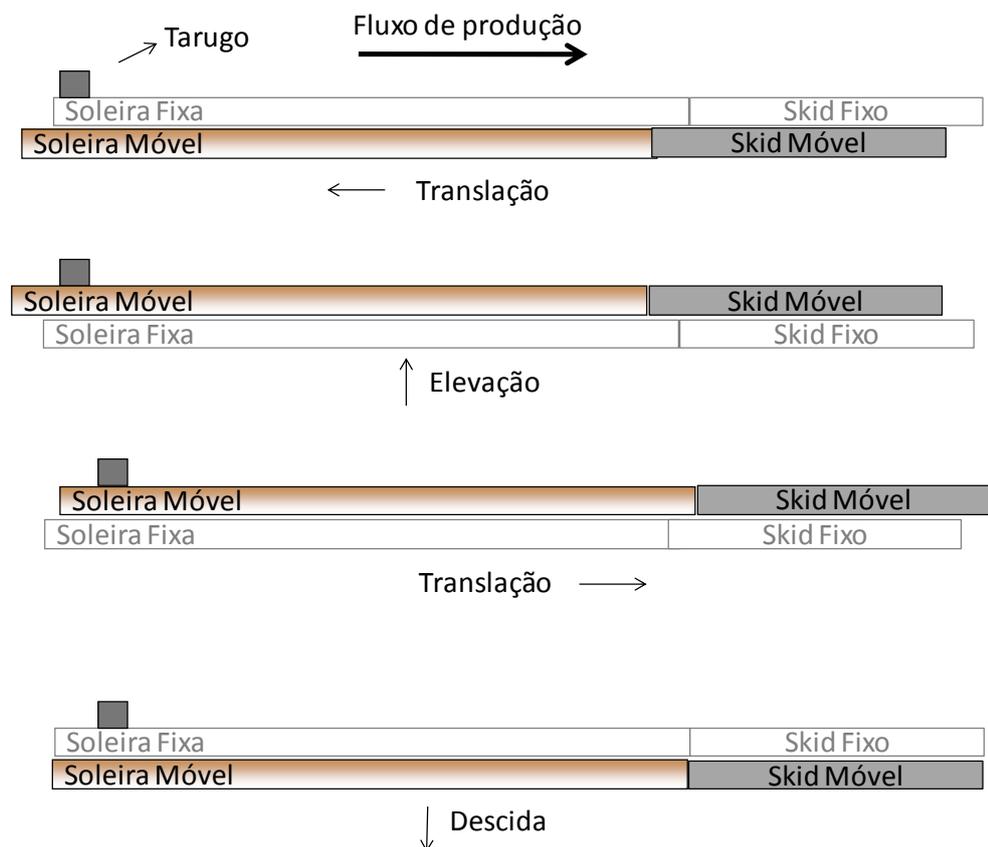


Figura 3.6: Movimentação dos tarugos no forno de reaquecimento.

### 3.2.2 Estrutura responsável pelo o movimento da soleira móvel

A carga total das soleiras móveis é maior em comparação à carga total dos *skids* móveis, que é o somatório do peso próprio da estrutura metálica, do refratário e dos tarugos. A Fig. 3.7 representa de forma detalhada a estrutura metálica da soleira móvel, uma das vigas responsáveis pelo o movimento de translação e uma das vigas responsáveis pela elevação dos tarugos no forno. Os mancais das rodas são fixos na viga de elevação e estão em contato com os trilhos fixados na viga de translação, conforme representada na Fig. 3.8. As vigas de translação e as de elevação são simétricas.

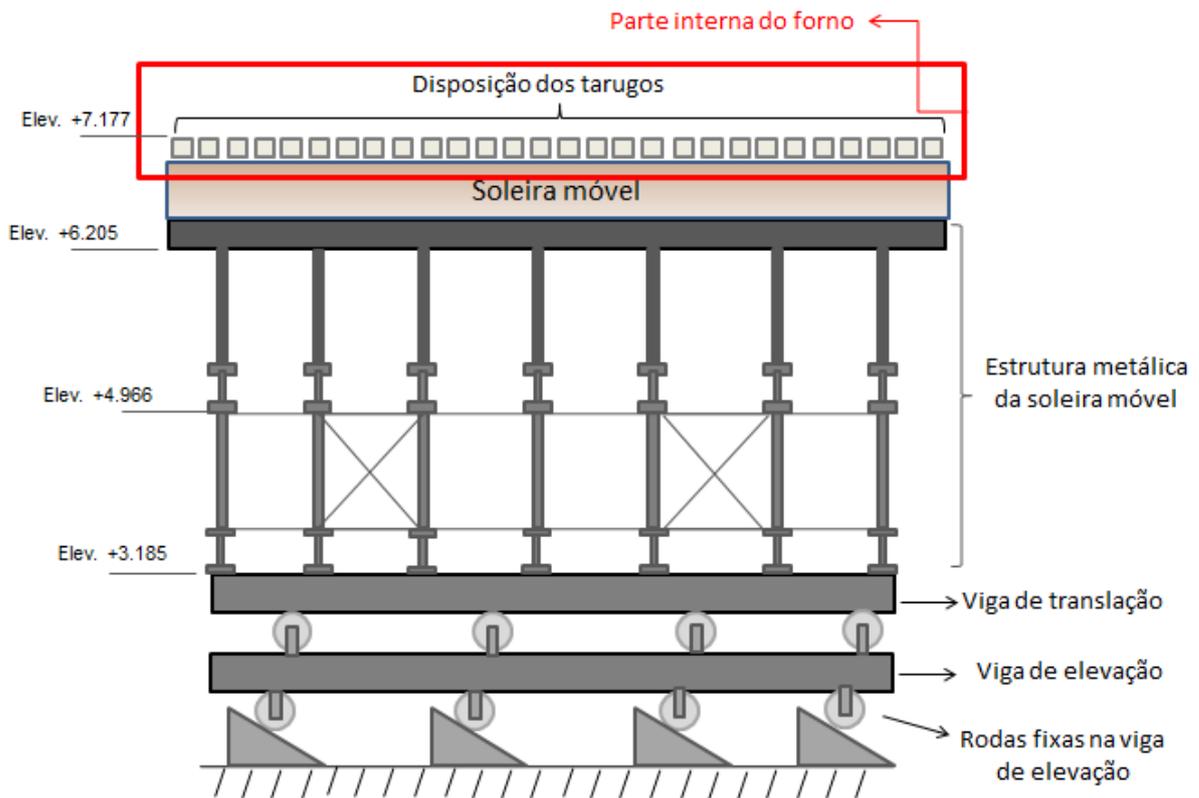


Figura 3.7: Estrutura metálica da soleira móvel.



Figura 3.8: Viga de translação (viga em estudo) e viga de elevação.

O estudo deste trabalho será realizado na estrutura da soleira móvel, onde as vigas responsáveis pelo movimento de translação do forno são solicitadas com maior intensidade. De modo geral, a ocorrência de trincas foi observada nesta estrutura. O surgimento de trincas nas vigas de translação foi detectado nas rotinas de inspeção, pela equipe de manutenção da ArcelorMittal Monlevade, através de inspeções semanais em toda a estrutura metálica do forno. O histórico destas inspeções, de acordo com os registros de manutenção, demonstra que o surgimento de trincas, em nível macroscópico, ocorreu em 2008, observando-se trincas com o comprimento maior do que 50 mm. A Fig. 3.9 ilustra as trincas detectadas nas vigas de aço em perfil I. Observa-se na Fig. 3.9 (a) uma trinca detectada em 11/05/2009 na junção da mesa inferior com a alma da viga, na Fig. 3.9 (b) uma trinca observada na borda da mesa inferior em 16/03/2010, já na Fig. 3.9 (c) apresenta-se uma trinca detectada em 12/09/2012 que se propagou através da mesa superior da viga.



(a)



(b)



(c)

Figura 3.9: Trincas detectadas pela a equipe de manutenção. (a) Trinca na junção da mesa inferior com a alma; (b) Trinca na borda da mesa inferior; (c) Trinca através da mesa superior.

### 3.3 Modelagem Numérica

Nas últimas décadas, a mecânica da fratura ganhou um novo impulso com o uso da modelagem numérica para o estudo de corpos tridimensionais e bidimensionais com a presença de trincas. De acordo com Anderson (2005), os programas computacionais estão capacitados a desempenhar análises complexas tridimensionais com base na modelagem numérica em componentes trincados. A tecnologia tem aberto novas áreas de pesquisa para a mecânica da fratura. “Atualmente esses programas estão se tornando cada vez mais amigáveis facilitando o trabalho de modelagem” (BORGES, 2010, p. 44). O aprimoramento dos modelos existentes, o desenvolvimento de novos modelos e a contínua evolução da tecnologia nos computadores torna a interface mais interativa e amigável, além disso, reduzem muito o

tempo gasto na simulação. Segundo Baliarsingh (2013), vários pesquisadores têm utilizado a análise numérica através do método de elementos finitos (MEF) ou do método de elementos de contorno (MEC) na solução de problemas de componentes trincados. O MEC apresenta-se, em geral, como uma alternativa vantajosa para a análise deste tipo de problema.

A análise através da modelagem numérica é fundamental devido às limitações das soluções disponíveis nos manuais de mecânica da fratura, quase que exclusivamente soluções bidimensionais, e à grande complexidade de detalhes geométricos e do comportamento tridimensional das tensões e deslocamentos atuantes na região da trinca. Existem diversos programas para a análise de trincas em elementos estruturais desenvolvidos com base no MEF e no MEC. A utilização desses métodos, MEF e MEC, estão bem consolidadas e fornecem resultados confiáveis no âmbito da MFEL para a análise contendo trinca. Neste trabalho utiliza-se o programa *SOLIDWORKS* versão 2014, baseado no MEF, para a análise do modelo global da viga de translação e o programa *FRANC3D* versão 2.6, baseado no MEC, para a análise dos modelos locais. Os dois programas serão descritos a seguir.

### **3.3.1 Análise baseada em MEF através do programa *SOLIDWORKS***

O primeiro passo na análise através do MEF é a discretização do modelo. Esse processo consiste em dividir o modelo do problema a ser analisado em certo número de elementos finitos de geometria simples, como, por exemplo, triângulos ou quadriláteros, interligados em pontos denominados nós, no caso de problemas bidimensionais. Em geral, adotam-se aproximações do campo de deslocamentos sobre os elementos finitos, a partir das quais, com base em princípios variacionais ou no princípio dos trabalhos virtuais (PTV), obtém-se o sistema correspondente de equações algébricas em termos dos deslocamentos nodais incógnitos. Uma ferramenta importante para análises de problemas de engenharia, através do MEF, é o uso de um software comercial ou de livre acesso confiável para a formulação numérica e para os métodos de solução dos problemas desde os mais simples até os mais complexos.

O programa *SOLIDWORKS* iniciou-se em 1993 para a modelagem geométrica em corpos tridimensionais, desenvolvido pela empresa *SOLIDWORKS CORPORATION*. Em 2000, o programa recebeu o módulo *COSMOSWORKS* para a análise através do método de elementos

finitos (MEF), atualmente esse módulo é chamado *SOLIDWORKS SIMULATION*. O ponto de partida para o presente trabalho foi a construção do modelo geométrico através do *SOLIDWORKS* na versão 2014. Após essa etapa, o modelo geométrico é transferido para o *SOLIDWORKS SIMULATION*, na qual inicia-se a análise numérica para a discretização e solução do modelo. A análise por meio do *SOLIDWORKS SIMULATION* envolve o estabelecimento das condições de contorno, das propriedades do material, do tipo de malha utilizada e da geometria do modelo elaborada no *SOLIDWORKS*.

O programa disponibiliza elementos tetraédricos para gerar malhas em geometrias tridimensionais, bem como elementos de casca para gerar malhas em geometrias de superfícies. Há cinco tipos de elementos disponíveis no software, são eles: elementos tetraédricos lineares, elementos tetraédricos com aproximação quadrática no plano, elementos triangulares lineares, elementos triangulares com aproximação quadrática no plano e elementos de vigas de dois nós. No pré-processamento define-se o tipo de análise: se será estática ou térmica, as propriedades do material, as cargas e as restrições e, no pós-processamento, analisam-se os resultados fornecidos na forma de deslocamentos, esforços ou tensões para uma análise estática ou na forma de temperaturas, gradientes de temperaturas e fluxo de calor para uma análise térmica. (*SOLIDWORKS DESIGNER TRAINING MANUAL*, 2008).

### **3.3.2 Análise baseada em MEC através do programa *FRANC3D***

O método dos elementos de contorno (MEC) está bastante difundido na área de pesquisas de métodos numérico e computacionais e é aplicado na análise de vários tipos de problemas em engenharia. O MEC é um método numérico baseado na solução aproximada das equações integrais de contorno (EIC) que regem o problema. Em princípio, para problemas envolvendo análise linear, discretiza-se apenas o contorno do problema em certo número de elementos. A principal diferença prática em termos de modelagem, em comparação ao MEF, é que no MEC somente o contorno do problema é discretizado. Isso, em muitos casos, reduz drasticamente o tamanho do problema, além de ser mais simples a implementação de pré-processadores (geradores de geometria e de malha). Também é importante enfatizar que a ordem de grandeza do problema é reduzida em uma unidade, isto é, a análise de problemas bidimensionais se reduz a análise de problemas unidimensionais, elementos de contorno

unidimensionais são usados neste caso. Por outro lado, problemas tridimensionais, se reduzem a problemas bidimensionais, ou seja, adotam-se elementos de superfície para modelar o contorno.

De acordo com Ribeiro (2003), o sucesso do método se deve, principalmente, à redução da dimensão do problema em uma ordem, uma vez que o MEC requer discretização apenas do contorno do problema. Além disso, em geral, é necessário menor número de graus de liberdade na análise de um problema pelo MEC para um grau de precisão comparável ao obtido na análise através do MEF.

Segundo Nunes (2010), o MEC pode ser utilizado na análise de problemas que apresentam concentrações de tensões, principalmente no caso da mecânica da fratura, onde o emprego de soluções singulares pode simular com maior precisão a presença da singularidade na ponta da trinca. Ribeiro (2003) aponta que, em alguns problemas, especialmente aqueles envolvendo singularidades, obtém-se substancial ganho na precisão dos resultados ao se utilizar o MEC.

O *FRANC3D* é um programa computacional baseado no MEC, desenvolvido pelo Grupo de Fratura da Universidade de Cornell (*Cornell Fracture Group - CFG*), Nova York, Estados Unidos, adotado para trabalhos de pesquisa na área da mecânica da fratura. Seu desenvolvimento iniciou-se em 1988, sendo um programa de uso livre até o ano de 2009. Após este período, o *FRANC3D* se tornou um programa comercial fornecido pela empresa *Fracture Analysis Consultants*, fundada por alguns membros que colaboraram no seu desenvolvimento na Universidade de Cornell. O programa *FRANC3D* foi concebido com o objetivo principal de se obter um sistema eficiente para a realização da modelagem numérica em corpos tridimensionais com a presença de trincas. Ele é constituído de três módulos: *OSM (Object Solid Model)*, modelador sólido, no qual se gera a geometria dos modelos sólidos; *FRANC3D (Fracture Analysis Code for 3 Dimensional Problems)*, pré e pós-processador, destinados à geração da malha de elementos de contorno, leitura das propriedades do material, inserção de trincas bem como análise de resultados provenientes da análise, possibilitando determinar os fatores de intensidade de tensão ( $K_I$ ,  $K_{II}$  e  $K_{III}$ ); *BES (Boundary Element Solver)*, que se trata do núcleo numérico destinado a solução do sistema de equações e obtenção dos parâmetros da mecânica da fratura.

De acordo com Teixeira (2004), a propagação da trinca é baseada nos fatores de intensidade de tensão e a direção e o avanço da nova frente da trinca são previstas por critérios

disponibilizados pelo programa e controlados pelo usuário. A geometria da frente de trinca pode ser modificada automaticamente a medida que a trinca se propaga. A Fig. 3.10 mostra a representação da dependência entre os módulos *OSM* e *FRANC3D/ BES*.

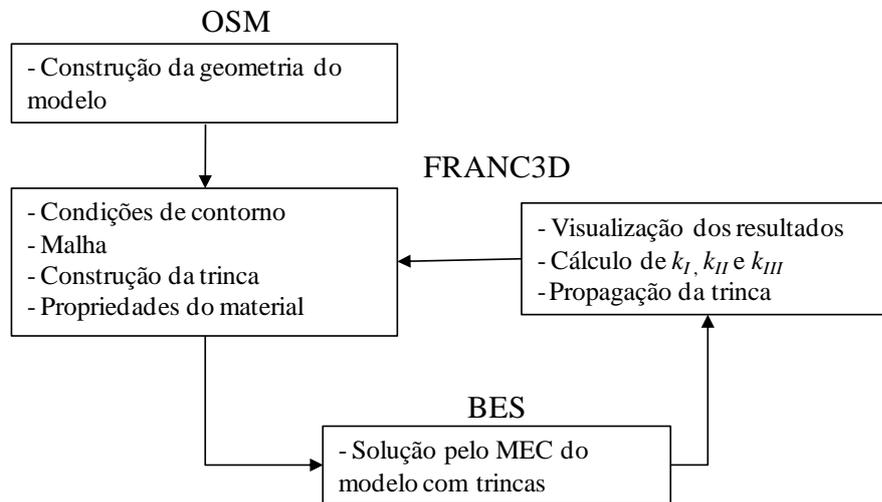


Figura 3.10: Dependência entre os módulos *OSM* e *FRANC3D/ BES*. (FONTE: TEIXEIRA, 2004)

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 (CFG, 2003). Esses resultados são o campo de forças e deslocamentos (ou tensões e deformações) no contorno do corpo trincado resolvido a partir do MEC. Os valores dos fatores de intensidade de tensão são então calculados em pontos ao longo da frente de trinca 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 (ou tensões e deformações). “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” (TEIXEIRA, 2004, p. 53).

O processo de propagação de trincas no *FRANC3D* é baseado em valores discretos dos fatores de intensidade de tensão determinados em pontos específicos ao longo da frente da trinca (CFG, 2003). No *FRANC3D* estes pontos podem ser selecionados através de duas técnicas:

*mesh nodes* e *geometry points*. A técnica *geometry points* é recomendada pelo CFG (2003). Nela a frente da trinca é dividida em segmentos iguais definidos por pontos geométricos. Segundo Aliabadi e Rooke (1991), o plano de deslocamento em regiões próximas à frente da trinca é considerado semelhante ao campo de deslocamento bidimensional em estado plano de deformação. O plano de deslocamento é definido pelos vetores  $\mathbf{n}$  e  $\mathbf{b}$ , normal à  $\mathbf{t}$ , conforme Fig. 3.11. Os deslocamentos denotados por  $\mathbf{v}$ ,  $\mathbf{u}$  e  $\mathbf{w}$  dos pontos geométricos nas direções  $\mathbf{n}$ ,  $\mathbf{b}$  e  $\mathbf{t}$ , respectivamente, podem ser diretamente relacionados com os três fatores de intensidade de tensão ( $K_I, K_{II}$  e  $K_{III}$ ).

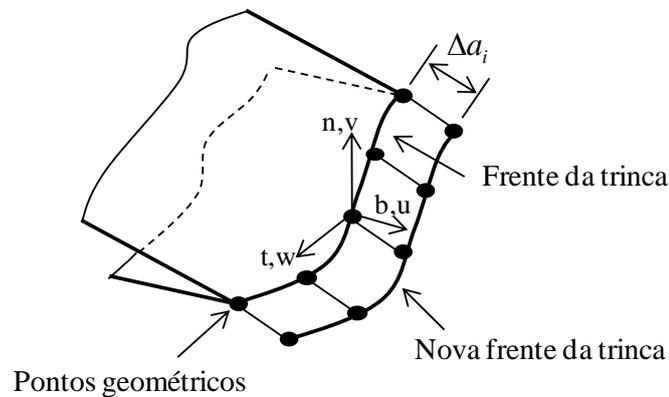


Figura 3.11: Sistema de coordenadas da frente da trinca e pontos geométricos (*geometry points*) utilizados no cálculo dos fatores de intensidade de tensão. (FONTE: TEIXEIRA, 2004)

Segundo Moretti e Bittencourt (1998), as malhas podem ser construídas utilizando-se elementos de contorno triangulares ou quadrilaterais, ou uma combinação dos dois tipos. Se a malha está sendo construída com elementos quadrilaterais, mas a superfície não pode ser inteiramente coberta por esse tipo de elemento, elementos triangulares são utilizados. Se a malha está sendo construída com elementos triangulares, toda a malha será composta por triângulos. Antes de gerar a malha em superfícies, as arestas do modelo devem ser subdivididas em segmentos de linha. Os nós da subdivisão da aresta tornam-se nós da malha. Assim, a densidade da subdivisão das arestas controla a densidade da malha, podendo-se alterar o número de subdivisões ou mudar a razão entre os pontos das arestas para aumentar o número de elementos num local específico da superfície.

O *FRANC3D* possui um módulo para a previsão de vida em fadiga com base em equações de taxa de crescimento de trincas: equações de Paris, de Forman-Newman-de Koning e do Seno Hiperbólico, 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 obtenção dos valores de  $K_{Imáx}$  e  $K_{Imín}$ , visando ao estudo de propagação e cálculo de vida em fadiga, são obtidos diretamente no *FRANC3D*. Para se adquirir segurança e confiabilidade na utilização do programa, diversas geometrias de corpos trincados foram simuladas e os valores dos fatores de intensidade de tensão obtidos foram comparados com os obtidos de soluções disponíveis nos manuais da mecânica da fratura. Geometrias mais complexas, cuja solução analítica não é conhecida, também foram modeladas. Desenvolveu-se um intenso programa de testes de validação com base no *FRANC3D* e nos fundamentos da mecânica da fratura.

### **3.4 Identificação dos Carregamentos Atuantes nas Vigas de Translação**

As vigas de translação estão sujeitas às forças verticais e uma força horizontal. As forças verticais correspondem ao peso dos tarugos, ao peso próprio de todo o conjunto da estrutura metálica e ao material refratário da soleira móvel. A força horizontal é proveniente do cilindro de translação, responsável pela força de compressão na estrutura móvel quando os tarugos estão apoiados nela, de forma a transportá-los no interior do forno. Ela é aplicável somente para vencer o atrito. Neste trabalho despreza-se a força horizontal e considera-se a os efeitos que os carregamentos causam na viga de translação. A análise da estrutura de barras visando a obtenção das cargas atuantes na viga de translação foi efetuada por meio do programa *F TOOL* versão 3.01.

A Fig. 3.12 representa a disposição dos tarugos apoiados nas soleiras móveis do forno de reaquecimento. A estrutura metálica das soleiras móveis, inclusive as vigas de translação, está representada nas Figs. 3.13 e 3.14, que também ilustram os cortes das seções AA (transversal ao forno) e BB (longitudinal ao forno). Esse conjunto não sofre transferência de calor da parte interna do forno para a estrutura metálica, pois o revestimento do refratário das soleiras isola a parte interna do forno do ambiente externo.

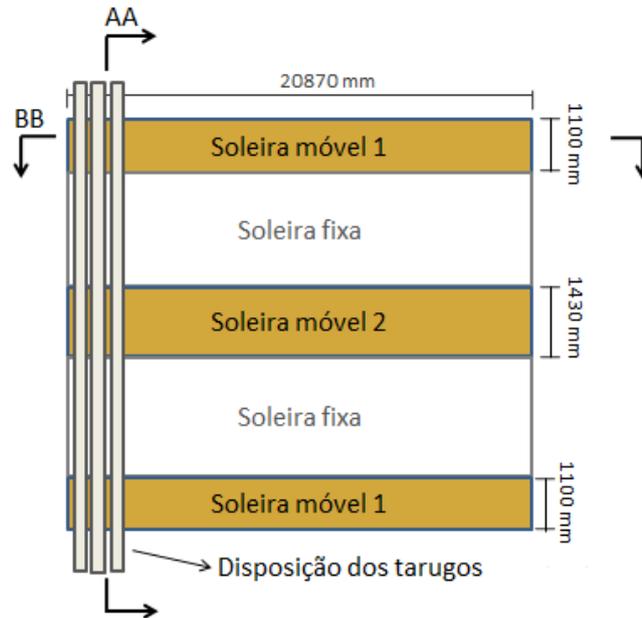


Figura 3.12: Layout para a identificação das seções AA e BB na soleira móvel.

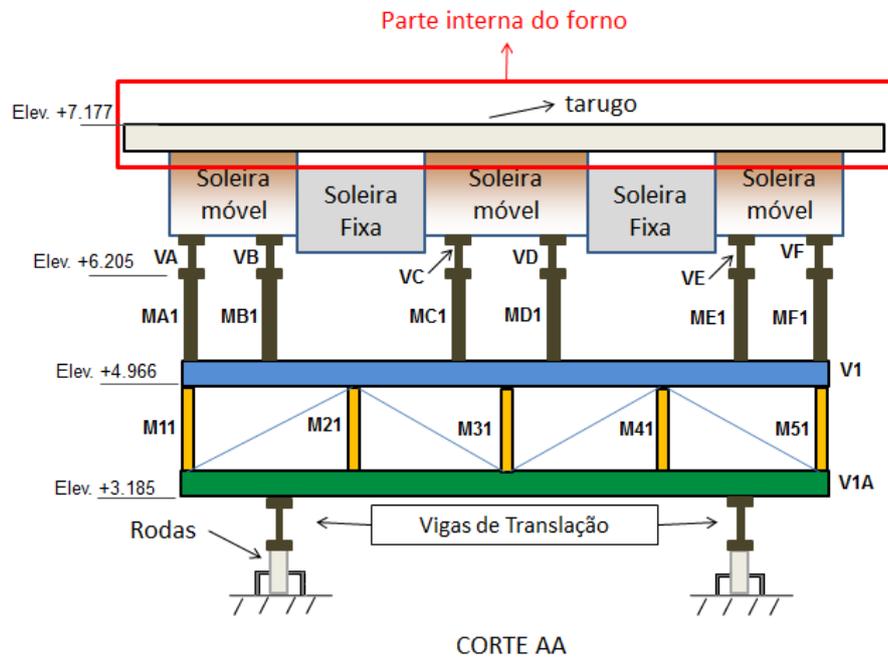


Figura 3.13: Seção AA – Conjunto da estrutura metálica da soleira móvel.

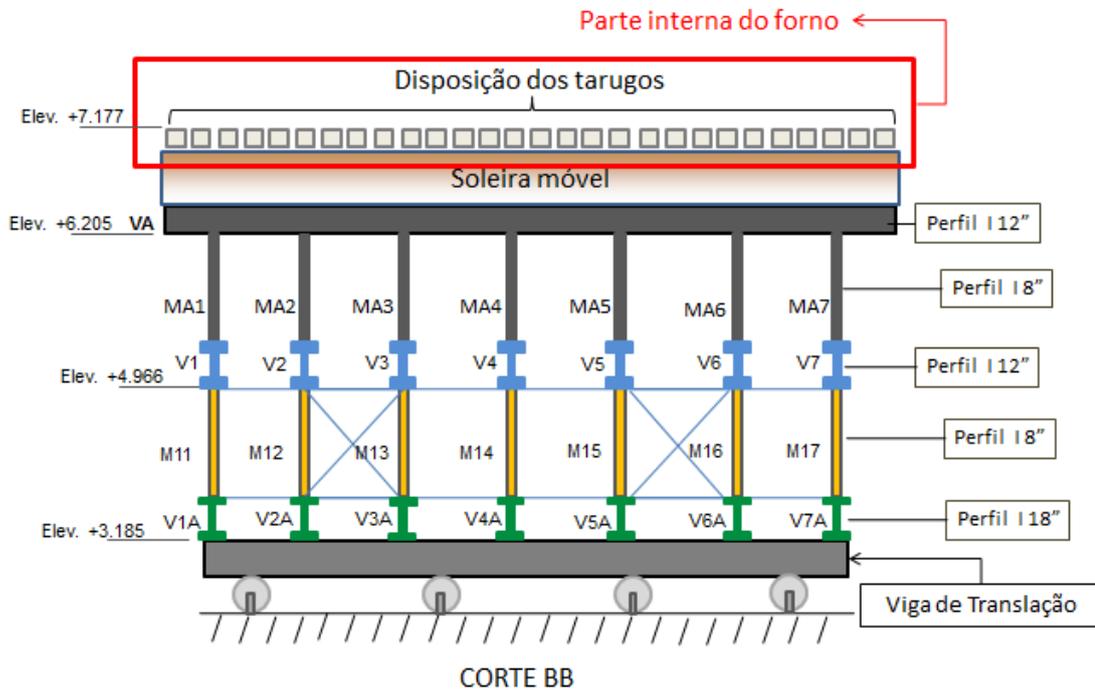


Figura 3.14: Seção BB – Conjunto da estrutura metálica da soleira móvel.

A identificação dos carregamentos atuantes na viga de translação foi realizada entre os níveis da estrutura metálica do forno de aquecimento, desde a elevação +7.177 mm (parte superior dos tarugos) até +3.185 mm (chapa de apoio da mesa superior na viga de translação), as elevações são dadas em milímetros. O estudo aprofundado de manuais do fabricante e a compreensão do projeto são essenciais para obterem os resultados mais próximos da realidade. A identificação consiste de vigas denotadas pela letra V e por montantes denotados pela letra M, essas identificações estão representadas nas Figs. 3.13 e 3.14. Os montantes servem para transmitir carga vertical entre os níveis de vigamentos, a saber, vigamento das elevações +6.205, +4.966 e +3.185mm. A identificação das vigas e dos montantes é importante para o entendimento da transmissão de carga em cada nível, bem como entre os níveis da estrutura.

Serão consideradas neste trabalho as situações de cargas extremas e a posição mais desfavorável da viga de translação sobre os apoios (rodas). A maior solicitação, em termos de momentos fletores, na transmissão de cargas da soleira móvel para as vigas de translação, ocorre quando as soleiras móveis entram em contato com os tarugos e permanecem na posição superior à das soleiras fixas, Figs. 3.13 e 3.14. As vigas de translação recebem as cargas de todos os tarugos do forno neste instante. Por outro lado, a menor solicitação na viga

de translação ocorre quando as soleiras móveis estão na posição inferior. Nesse momento, os tarugos são apoiados nas soleiras fixas, conseqüentemente a carga mínima corresponde ao peso próprio de todo o conjunto da estrutura metálica e ao material refratário da soleira móvel.

Entre as elevações +7.177 e +6.205 mm, as cargas são consideradas como uniformemente distribuídas nas vigas VA a VF. Para o maior carregamento atuante nas vigas de translação as cargas serão identificadas pela letra Q e, para o menor carregamento, serão identificadas pela letra P. A título de ilustração, será representada a identificação dos carregamentos na estrutura metálica da soleira móvel para a maior solicitação, ou seja, cargas identificadas pela letra Q.

Os apoios das vigas VA a VF estão identificados na Tab. (3.1) e o modelo unidimensional para a distribuição de cargas na viga VA está representada na Fig. 3.15, que é semelhante para as vigas VB a VF.

Tabela 3.1 - Identificação das vigas e dos montantes de apoio.

Viga	Montantes de apoio
VA	MA1/ MA2/ MA3/ MA4/ MA5/ MA6/ MA7
VB	MB1/ MB2/ MB3/ MB4/ MB5/ MB6/ MB7
VC	MC1/ MC2/ MC3/ MC4/ MC5/ MC6/ MC7
VD	MD1/ MD2/ MD3/ MD4/ MD5/ MD6/ MD7
VE	ME1/ ME2/ ME3/ ME4/ ME5/ ME6/ ME7
VF	MF1/ MF2/ MF3/ MF4/ MF5/ MF6/ MF7

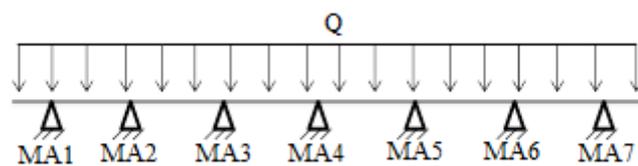


Figura 3.15: Distribuição de carga na viga VA.

Entre as elevações +6.205 e +4.966 mm, as vigas transversais V1 a V7 suportam as cargas concentradas provenientes da estrutura entre as elevações +7.177 e +6.205 e o peso próprio das colunas que lhes são transmitidas pelos montantes MA1 a MF7, conforme a Tab. (3.2). As vigas V1 a V7 estão apoiadas nos montantes M11 a M57 representadas na Tab. (3.3). A Fig. 3.16 ilustra o modelo unidimensional de distribuição de cargas na viga V1 cujo esquema estrutural é semelhante às vigas V2 a V7.

Tabela 3.2 - Identificação das vigas e dos montantes transmissores de carga.

Viga	Montantes transmissores de carga
V1	MA1/ MB1/ MC1/ MD1/ ME1/MF1
V2	MA2/ MB2/ MC2/ MD2/ ME2/MF2
V3	MA3/ MB3/ MC3/ MD3/ ME3/MF3
V4	MA4/ MB4/ MC4/ MD4/ ME5/MF5
V5	MA5/ MB5/ MC5/ MD5/ ME5/MF5
V6	MA6/ MB6/ MC6/ MD6/ ME6/MF6
V7	MA7/ MB7/ MC7/ MD7/ ME7/MF7

Tabela 3.3 - Identificação das vigas e montantes de apoio.

Viga	Montantes de apoio
V1	M11/ M21/ M31/ M41/ M51
V2	M12/ M22/ M32/ M42/ M52
V3	M13/ M23/ M33/ M43/ M53
V4	M14/ M24/ M34/ M44/ M55
V5	M15/ M25/ M35/ M45/ M55
V6	M16/ M26/ M36/ M46/ M56
V7	M17/ M27/ M37/ M47/ M57

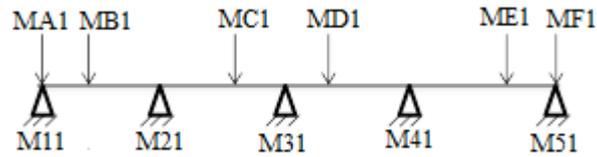


Figura 3.16: Distribuição de carga na viga V1.

As vigas transversais V1A a V7A, ilustradas na Fig. 3.14, são responsáveis pela transmissão das cargas para as vigas de translação. Essas vigas transversais suportam cargas concentradas que lhes são transmitidas por meio dos montantes M11 a M57, provenientes da estrutura acima, conforme Tab. (3.4). A Fig. 3.17 apresenta-se a distribuição de carga na viga V1A cujo esquema estrutural é semelhante aos das vigas V2A a V7A.

Tabela 3.4 - Identificação das vigas e montantes transmissores de carga.

Viga	Montantes transmissores de carga
V1A	M11/ M21/ M31/ M41/ M51
V2A	M12/ M22/ M32/ M42/ M52
V3A	M13/ M23/ M33/ M43/ M53
V4A	M14/ M24/ M34/ M44/ M55
V5A	M15/ M25/ M35/ M45/ M55
V6A	M16/ M26/ M36/ M46/ M56
V7A	M17/ M27/ M37/ M47/ M57

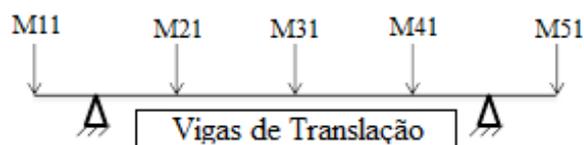


Figura 3.17: Distribuição de carga na viga V1A.

As vigas de translação suportam forças concentradas (Q1 a Q7) que correspondem às cargas transmitidas pelas vigas V1A a V7A. Na análise dos esforços, o carregamento (Q1 a Q7) é mantida numa posição fixa e então são efetuadas variações na posição da viga de translação, realizada pelo deslocamento do cilindro hidráulico em relação às rodas (apoios). Consideram-se para o estudo três posições: uma em cada extremidade do trilho (posições 1 e 3) e no centro do trilho (posição 2), conforme ilustrado na distribuição de cargas concentradas (Q1 a Q7) com as posições definidas pelas coordenadas X,Y,W e V representadas na Fig. 3.18 e as respectivas dimensões na Tab. (3.5).

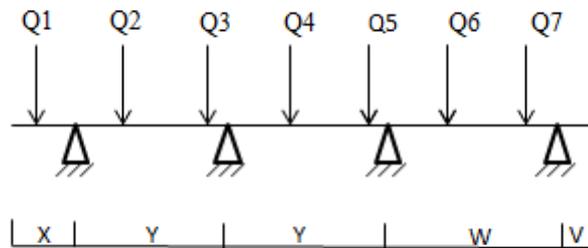


Figura 3.18: Distribuição de cargas na viga de translação em 3 posições.

Tabela 3.5 -Variações na posição da viga de translação em relação aos apoios (medidas em mm).

	X	Y	W	V
Posição 1	1504	5800	5600	200
Posição 2	887	5800	5600	817
Posição 3	271	5800	5600	1433

Com os resultados obtidos de carregamento máximo (Q1 a Q7) e mínimo (P1 a P7), utilizando-se o modelo unidimensional para as três posições definidas na viga de translação, impõem-se os carregamentos extremos ao modelo global tridimensional utilizando-se o MEF, através do programa *SOLIDWORKS*. Desse modelo tridimensional obtém-se a posição da viga de maior solicitação, ou seja, em que há o máximo momento fletor positivo, comparando com as regiões das trincas observadas *in loco*.

### 3.5 Estratégia de Análise Global-Local para Propagação de Trincas

Para a análise da propagação de trincas usando a abordagem da mecânica da fratura são necessários os dados relativos à geometria da peça, aos carregamentos atuantes, às propriedades do material, além dos dados das características geométricas das trincas observadas. A estratégia de análise global-local para o cálculo da propagação de trinca e a avaliação da vida em fadiga baseado na mecânica da fratura é realizada em três etapas. A primeira delas consiste na análise linear elástica global através da modelagem global tridimensional da viga de translação, sem a presença de trinca. Devido à complexidade da estrutura, essa etapa foi desenvolvida utilizando-se o Método de Elementos Finitos (MEF), através do programa *SOLIDWORKS*, cuja modelagem utiliza elementos sólidos tetraédricos com aproximação quadrática no plano. A primeira etapa visa à obtenção dos deslocamentos, deformações e tensões correspondentes à solicitação máxima e mínima nos diversos pontos da viga de translação. Com isso determinaram-se as regiões críticas, em termos de solicitação, onde há maior probabilidade de ocorrências de trincas, tendo em vista também as regiões onde as trincas foram observadas nas vigas da estrutura existente. Considerou-se neste trabalho a região de momento fletor máximo positivo, obtendo-se os resultados de deslocamentos, deformações e tensões para a máxima solicitação na região considerada como crítica, representada na Fig. 3.19.

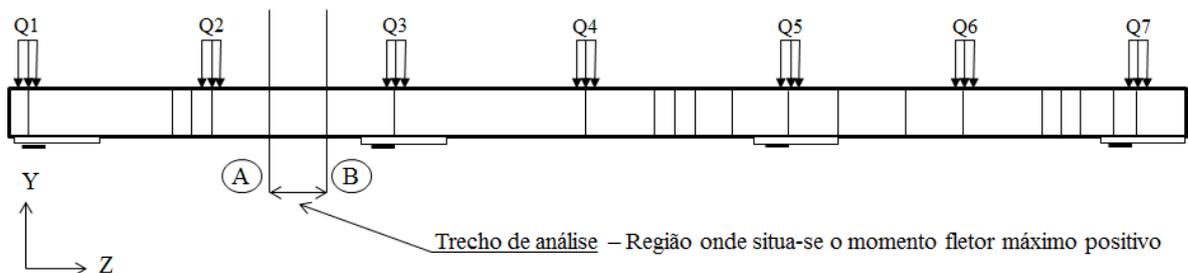


Figura 3.19: Esquema do modelo global da viga de translação sem a presença de trinca.

Na segunda etapa, são inseridas duas trincas distintas no modelo global adotado na primeira etapa, na região de momento fletor máximo positivo, procedendo-se um refinamento de malha na região próxima a trinca, no âmbito do programa *SOLIDWORKS*. Os registros das rotinas de inspeção realizadas pela equipe manutenção identificaram que as trincas, na maioria dos casos, surgem nas bordas da mesa inferior da viga ou se iniciam na superfície da solda de junção da mesa inferior com a alma da viga. A Fig. 3.20 ilustra a trinca de borda inserida ao

modelo global. Desses modelos com trincas obtém-se os deslocamentos para os carregamentos máximo e mínimo, no trecho da região de momento fletor máximo positivo.

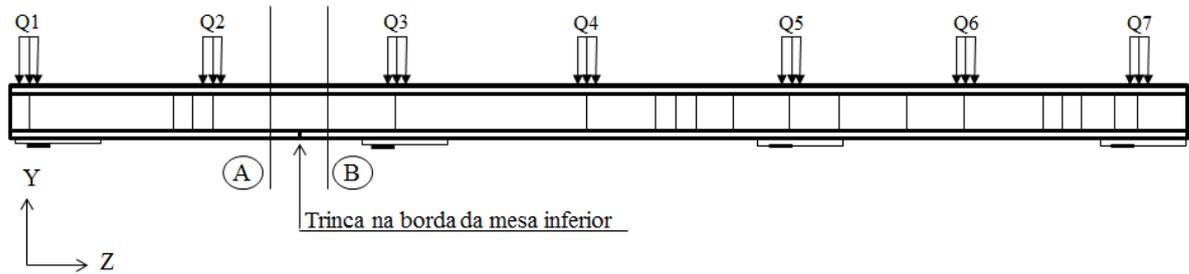


Figura 3.20: Esquema do modelo global da viga de translação com a presença de uma trinca de borda na mesa inferior.

Por fim, a terceira etapa corresponde à modelagem local de regiões de interesse em torno das trincas anteriormente mencionadas, que são analisadas por meio de modelos tridimensionais utilizando-se o MEC através do programa *FRANC3D*. A análise da trinca e do entorno é feita de maneira mais refinada neste modelo local baseado no MEC em comparação ao modelo global baseado no MEF. Enfatiza-se aqui as vantagens desta metodologia, pois a utilização do MEC é vantajosa no caso de análise de regiões sujeitas a elevados gradientes de tensão e de deformação tal como é o caso de pontos situados próximos à ponta da trinca, ou à frente de trinca no caso tridimensional.

Para a trinca iniciando-se na borda da mesa inferior da viga, extraiu-se uma chapa, cujo comprimento é 252 mm, largura de 126 mm e espessura da mesa inferior de 25 mm, do modelo global adotado na segunda etapa. Já para a trinca iniciando na solda de junção da mesa inferior com a alma da viga, foi extraído um trecho envolvendo toda a seção transversal da viga. O comprimento deste trecho, definido por Zhao e Roddis (2000) e utilizado por Teixeira (2004), é de 4,5 vezes a largura da mesa do perfil. Os deslocamentos encontrados na análise do modelo global (MEF) são aplicados como condições de contorno nos modelos locais (MEC) da chapa e do trecho da viga, ambos modelados localmente em três dimensões. Na chapa aplicam-se as diferenças dos deslocamentos na direção de  $z$  ( $U_z$ ) obtidos da análise global (MEF) na face subdividida em linhas verticais equidistantes de 12,6 mm, seção A, representada na Fig. 3.21. Na outra face extrema da chapa, contida no plano vertical da seção B, são inseridas restrições nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

Para o modelo local representando o trecho da viga, impõem-se os deslocamentos na direção de  $y$  ( $U_y$ ) aos nós das seções A e B. Já os deslocamentos na direção de  $z$  ( $U_z$ ) são aplicados nas faces subdivididas em linhas equidistantes de 50 mm na alma e nas linhas da espessura da mesa, ou seja, nas linhas equidistantes de 25 mm, conforme representação na Fig. 3.21.

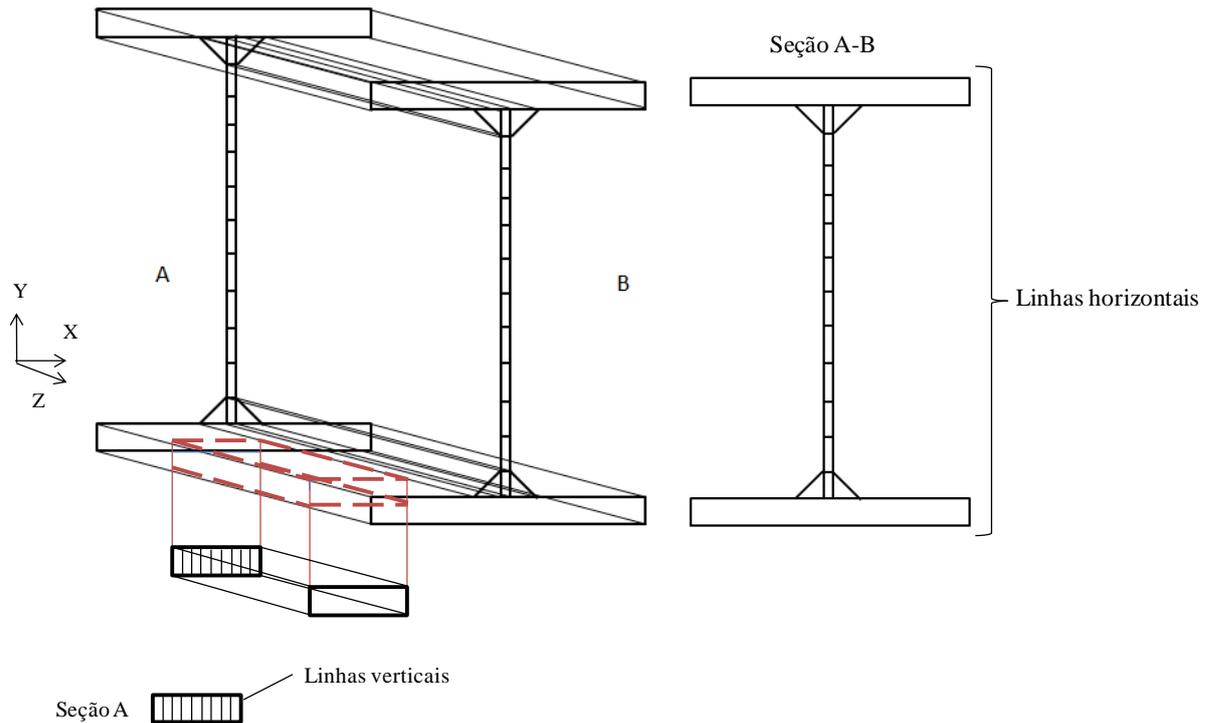


Figura 3.21: Aplicação dos deslocamentos na chapa e no trecho da viga.

O resultado desta terceira etapa, análise local, será utilizado para refinar a análise global da segunda etapa, num processo de refinamento sucessivo de análises. À medida que a trinca se propaga, efetuam-se novas análises globais pelo MEF, com o mesmo comprimento de trinca utilizado anteriormente na análise local pelo *FRANC3D*, visando avaliar e incorporar a possível deterioração da matriz de rigidez da estrutura devido à propagação da trinca. A Fig. 3.22 representa o fluxograma da metodologia adotada neste trabalho.

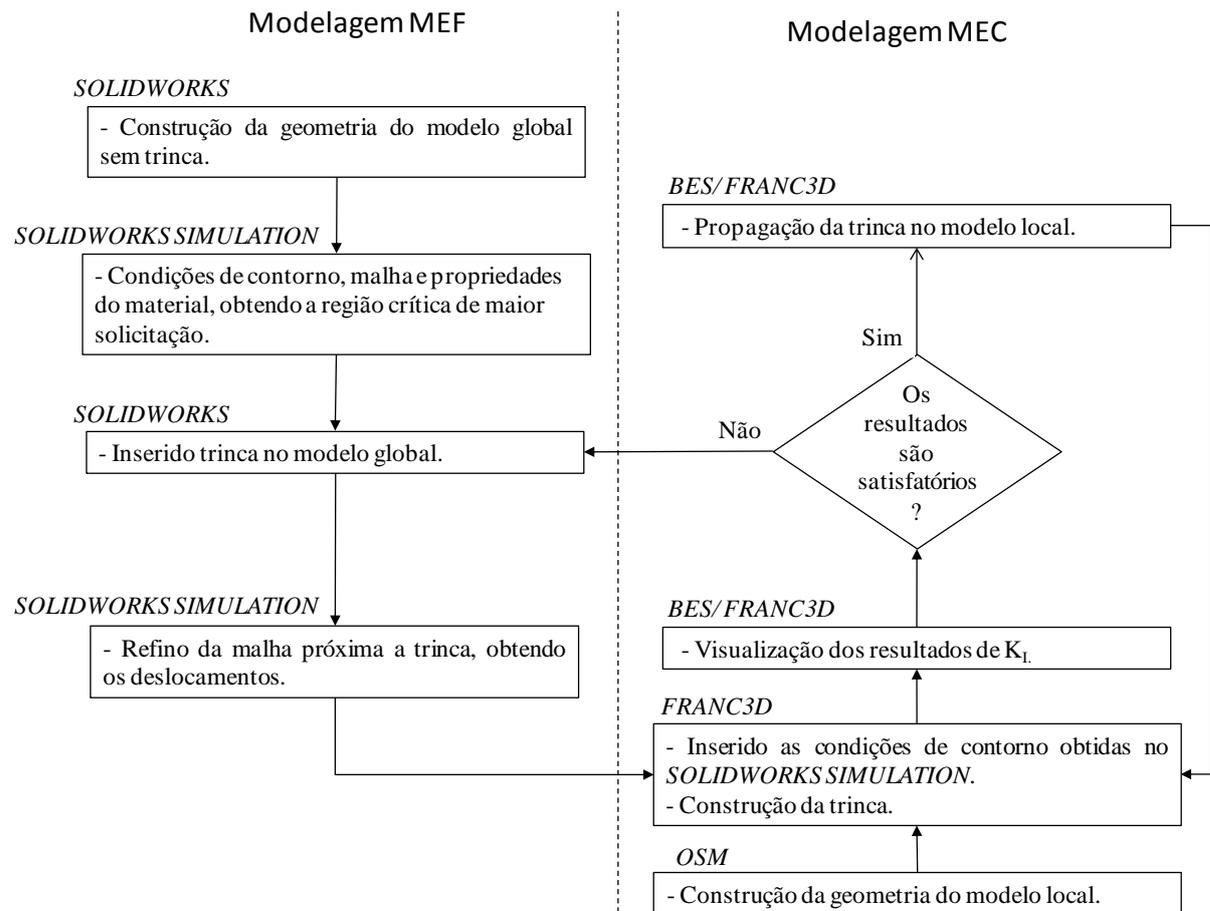


Figura 3.22: Fluxograma da metodologia análise global-local adotada para o estudo da propagação de trincas.

### 3.6 Método Empírico para o Cálculo do FIT em Modelos Tridimensionais

Murakami e Endo (1994), Murakami e Nemat-Nasser (1983) desenvolveram um método empírico utilizando o parâmetro geométrico  $\sqrt{area}$  para modelos tridimensionais. Esse método se fundamenta na proporcionalidade entre o FIT máximo no modo I e a área projetada da trinca no plano. O parâmetro  $\sqrt{area}$  significa a área projetada do defeito em um plano perpendicular à direção da máxima tensão normal. A Equação (3.1) representa o método empírico desenvolvido pelos pesquisadores.

$$K_I = C\sigma_0\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad (3.1)$$

Sendo:

$C$ , um parâmetro calculado para trincas de diferentes formas geométricas e com vários tipos de inclinações;

$K_I$ , o fator de intensidade de tensão no modo I;

$\sigma_0$ , a tensão remota normal a área projetada;

Os outros termos da equação já foram definidos anteriormente.

Murakami (1985) avalia a aproximação do FIT para defeitos superficiais com vários tipos de inclinações. Em problemas envolvendo o modo I, a Eq. (3.1) é utilizada com  $C=0,629$  para o coeficiente de poisson  $\nu = 0$ , e  $C=0,650$  para  $\nu = 0,3$ . O parâmetro  $C$  pode ser aplicado para vários tipos de defeitos superficiais, com boa aproximação do FIT em corpos tridimensionais, inclusive pode ser aplicado em problemas envolvendo o modo misto ( $K_I, K_{II}$  e  $K_{III}$ ). Segundo Murakami (1985), pode ocorrer uma variação de 10% do FIT quando o parâmetro  $\sqrt{area}$  encontra-se abaixo de 1.000  $\mu\text{m}$ .

Dias *et al.* (2003) avaliaram o fundamento do critério proposto por Murakami utilizando métodos computacionais que ainda não estavam disponíveis na época que o mesmo foi proposto e verificaram que a diferença observada foi de 10%, ficando dentro da margem de erro determinada experimentalmente por Murakami e Endo (1994).

Teixeira (2004) utilizou-se do método de Murakami em uma viga de rolamento de uma ponte rolante com a presença de trinca circular e semicircular. Os resultados obtidos por ele 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, ou seja, acima de 1000  $\mu\text{m}$ .

Borges (2010) utilizou-se o método de Murakami em um eixo mandril com a presença de uma trinca semicircular. Os resultados apresentaram uma diferença média de 10,5% para os parâmetros  $\sqrt{area}$  até 1.207  $\mu\text{m}$  e 18,1% para os parâmetros  $\sqrt{area}$  entre 2.403  $\mu\text{m}$  a 102.443  $\mu\text{m}$ .

O método proposto por Murakami tem várias aplicações em problemas práticos, visto que pode ser usado para defeitos de geometria complexa em corpos de duas ou três dimensões.

### 3.7 Avaliação da Fadiga Baseada na NBR 8800

A norma NBR 8800 (ABNT, 2008) é aplicada “a elementos estruturais de aço e ligações metálicas sujeitas a ações com grande número de ciclos, com variação de tensões no regime elástico cuja frequência e magnitude são suficientes para iniciar trincas e colapso progressivo por fadiga”. As tensões obtidas no cálculo da estrutura não podem ultrapassar  $0,66 f_y$  (limite de escoamento), para as tensões normais, e  $0,40 f_y$ , para as tensões de cisalhamento. Não é necessária a verificação de resistência à fadiga se o número de ciclos for menor que 20.000 ciclos ou se a faixa de variação de tensões for inferior a um limite admissível dessa faixa,  $\sigma_{TH}$ . Outra particularidade da norma é que a resistência às ações cíclicas é limitada às estruturas sujeitas a temperaturas inferiores a  $150\text{ }^\circ\text{C}$ , com proteção adequada à corrosão ou sujeitas apenas a atmosferas levemente corrosivas.

A faixa admissível de variação de tensões para os elementos estruturais de aço e ligações metálicas são relacionadas com as categorias de detalhe A, B, B', C, D, E e E' que estão disponíveis nas tabelas k.1 da NBR 8800 (ABNT, 2008). Para essas categorias, a faixa de variação de tensão e o número de ciclos são calculados conforme a Eq. (3.2).

$$\sigma_{SR} = \left( \frac{327C_f}{N} \right)^{0,333} \geq \sigma_{TH} \quad (3.2)$$

Sendo:

$\sigma_{SR}$ , a faixa admissível de variação de tensão (MPa);

$C_f$ , uma constante da categoria correspondente;

$N$ , o número de ciclos de variação de tensão durante a vida útil da estrutura;

$\sigma_{TH}$ , o limite admissível da faixa de variações de tensões (MPa).

Nas categorias de detalhe F e algumas particularidades da categoria C utilizam-se outras equações que podem ser vistas na NBR 8800 (ABNT, 2008). A norma é baseada na

abordagem de vida em fadiga (curva  $S-N$ ) para estimativa de vida baseada no conceito de número total de ciclos para falhar, a partir do componente estrutural sem a presença de trincas. Segundo Fabiane *et al.* (2012), na maioria dos casos, o método preferido para a avaliação da vida em fadiga em elementos estruturais submetidos a carregamentos cíclicos é o da curva  $S-N$ . Isto se deve, principalmente, à sua facilidade de aplicação e ao fato de ser o método indicado pela maioria das normas para cálculo de estruturas de aço.

# 4

## APLICAÇÃO E RESULTADOS

### 4.1 Aplicação para Calibração do Método Proposto

Considerou-se uma chapa tracionada no estado plano de tensão (EPT), analisada por Borges (2010), conforme a Fig. 4.1. A chapa é tracionada em uma das extremidades, na direção longitudinal com um carregamento uniforme de 100 MPa e, na extremidade oposta à aplicação do carregamento, são colocadas restrições no centro da face, para  $-5 \leq z \leq 5$  mm, impedindo os deslocamentos nas direções x, y e z. Nos demais pontos da face, impõem-se restrições nas direções y ( $U_y$ ) e de z ( $U_z$ ). É realizada uma análise tridimensional da chapa com a presença de trinca baseada no MEF por meio do programa *SOLIDWORKS*. Os valores dos deslocamentos na direção de y ( $U_y$ ), obtidos nesta análise, são impostos ao modelo tridimensional baseado no MEC, utilizando-se o programa *FRANC3D*. Os resultados obtidos são comparados com as soluções disponíveis em Dowling (2007) e Tada *et al.* (2000), e com os resultados apresentados por Borges (2010).

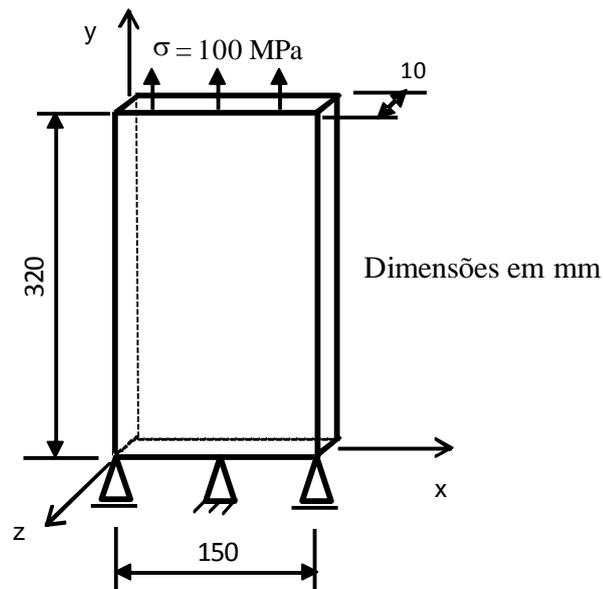


Figura 4.1: Chapa de aço para calibração. (FONTE: BORGES, 2010)

#### 4.1.1 Análises dos modelos sem trinca

Para a análise baseada no MEF, através do programa *SOLIDWORKS*, foi considerado o carregamento uniforme correspondente a 100 MPa, aplicando-o na face da extremidade livre ( $y = 320\text{mm}$ ) da chapa de aço, na direção  $y$ , conforme a Fig. 4.1. As malhas geradas nas análises do MEF e MEC passaram por um estudo de convergência, comparando os resultados das tensões normais e dos deslocamentos obtidos em cada análise, até atingir uma diferença mínima entre o *SOLIDWORKS* e o *FRANC3D*. O material aplicado no modelo é o aço SAE 4140, com limite de escoamento ( $f_y = 655\text{ MPa}$ ), resistência última ( $\sigma_u = 981\text{ MPa}$ ), módulo de elasticidade ( $E = 210.000\text{ MPa}$ ), coeficiente de Poisson ( $\nu = 0,3$ ), semelhante ao modelo apresentado por Borges (2010). Na Fig. 4.2 são mostrados os resultados das análises numéricas, no *SOLIDWORKS* e *FRANC3D*, da chapa de aço sem trinca, em termos de tensão normal.

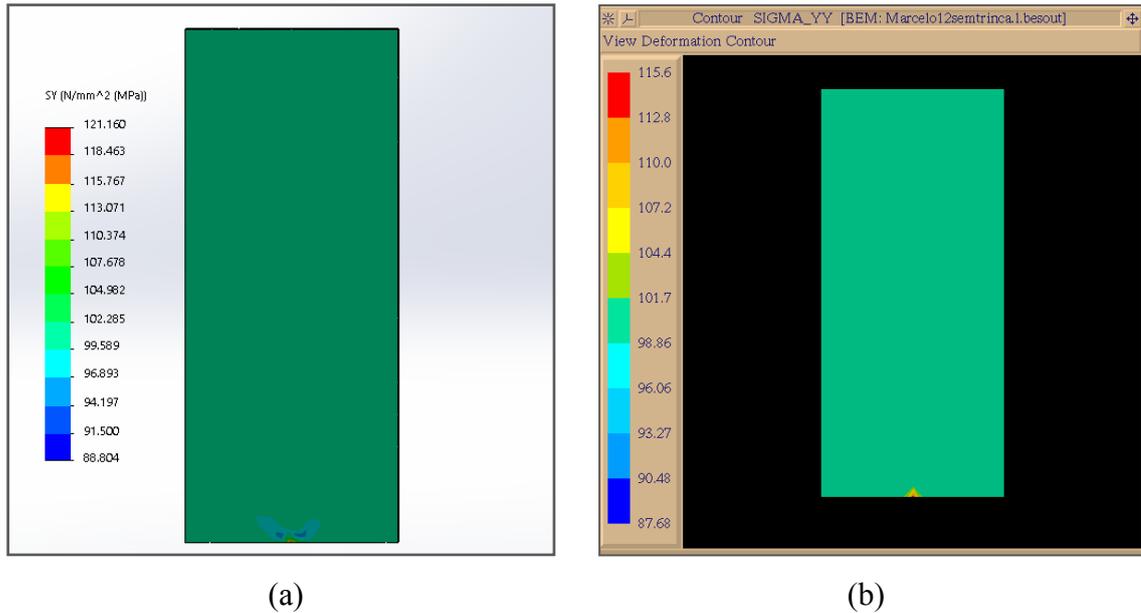


Figura 4.2: Tensão normal obtida na análise numérica para a chapa de aço sem trinca. (a) através do programa *SOLIDWORKS*; (b) através do programa *FRANC3D*.

Na Tab. (4.1) são apresentados os resultados das tensões obtidas no ponto de coordenadas (0; 160; 0) mm, e os deslocamentos máximos,  $\Delta L$ , na direção  $y$ , por meio do *SOLIDWORKS* e *FRANC3D*.

Tabela 4.1 - Comparação dos valores obtidos de  $\Delta L$  e  $\sigma_y$  entre analítico, MEF e MEC.

Modelo	Analítico	<i>SOLIDWORKS</i>		<i>FRANC3D</i>	
		Obtido	Erro (%)	Obtido	Erro (%)
$\Delta L$ (mm)	0,152	0,156	2,63	0,156	2,63
$\sigma_y$ (MPa) (0; 160; 0)	100	99,99	0,01	99,99	0,01

#### 4.1.2 Análise dos modelos com trinca

Tal como apresentado por Borges (2010), adota-se uma trinca inicial com formato retangular, definida pelas coordenadas  $0 < x \leq 5$  mm,  $y = 160$  mm e  $-5 \leq z \leq 5$  mm (largura igual a 10 mm e comprimento inicial de 5 mm), tipo planar, com frente reta paralela ao eixo  $z$ , situada no plano ( $y = 160$  mm) paralelo ao plano  $xy$ , mantida as mesmas condições de contorno do modelo sem trinca, representado conforme a Fig. 4.3.

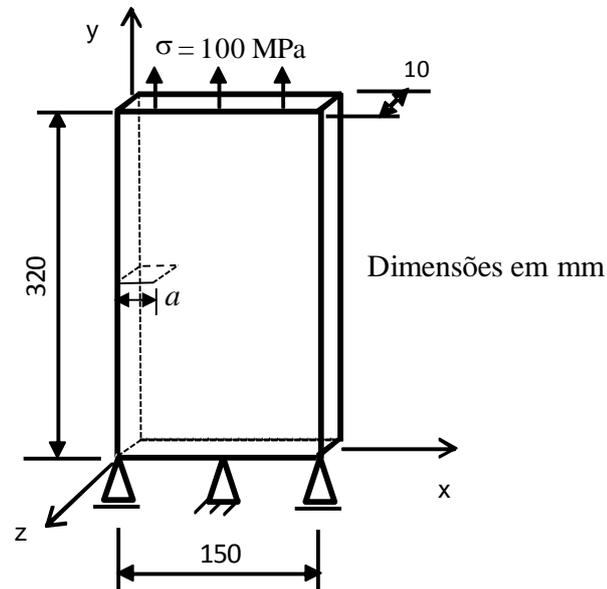


Figura 4.3: Chapa de aço com trinca lateral no plano xy. (FONTE: BORGES, 2010)

A análise global da chapa com a trinca inicial é efetuada por meio do *SOLIDWORKS*, utilizando elementos tetraédricos com aproximação quadrática no plano, refinando a malha na região onde existe a trinca. A malha adotada passou por um estudo de convergência até chegar ao modelo atual, composto de 2.574 nós e 1.231 elementos. A partir dos resultados da análise global definem-se as condições de contorno em deslocamento para a análise do modelo baseado no *FRANC3D*. No caso aplicaram-se os resultados da componente de deslocamento  $U_y$ , no modelo *FRANC3D*, aproximando-se as dimensões dos elementos entre os dois programas utilizados. Os deslocamentos nodais obtidos  $U_y$  são prescritos na face contida no plano  $y = 320$  mm, extremidade livre da chapa de aço, no âmbito do *FRANC3D*. Esses deslocamentos foram aplicados nos pontos situados sobre linhas horizontais paralelas a  $z$ , equidistantes de 10 mm, posicionadas no intervalo  $-5 \leq z \leq 5$  mm, conforme representado na Fig. 4.4.

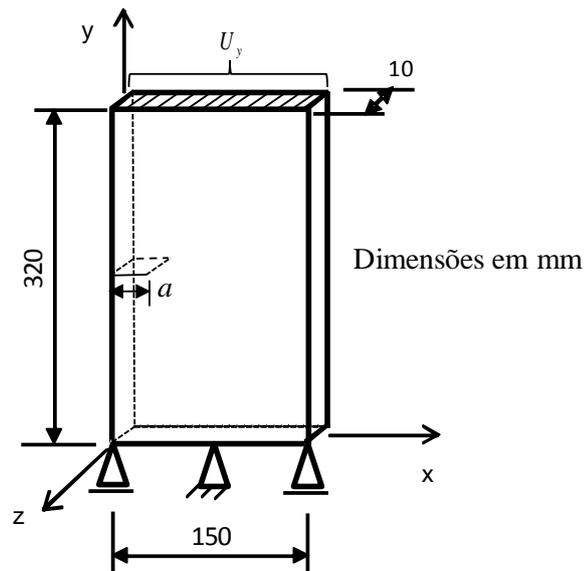


Figura 4.4: Aplicação dos deslocamentos nodais  $U_y$  obtidos na extremidade da chapa de aço com trinca lateral.

A análise tridimensional pelo *FRANC3D* foi efetuada com a malha dos elementos de contorno composta de 2.316 nós e 2.331 elementos. Para a trinca de comprimento inicial de 5 mm, os valores de  $U_y$  obtidos para os modelos tridimensionais *SOLIDWORKS* e *FRANC3D* são representados na Fig. 4.5. A superfície da trinca no *FRANC3D* contém 32 elementos de contorno, representada na Fig. 4.6.

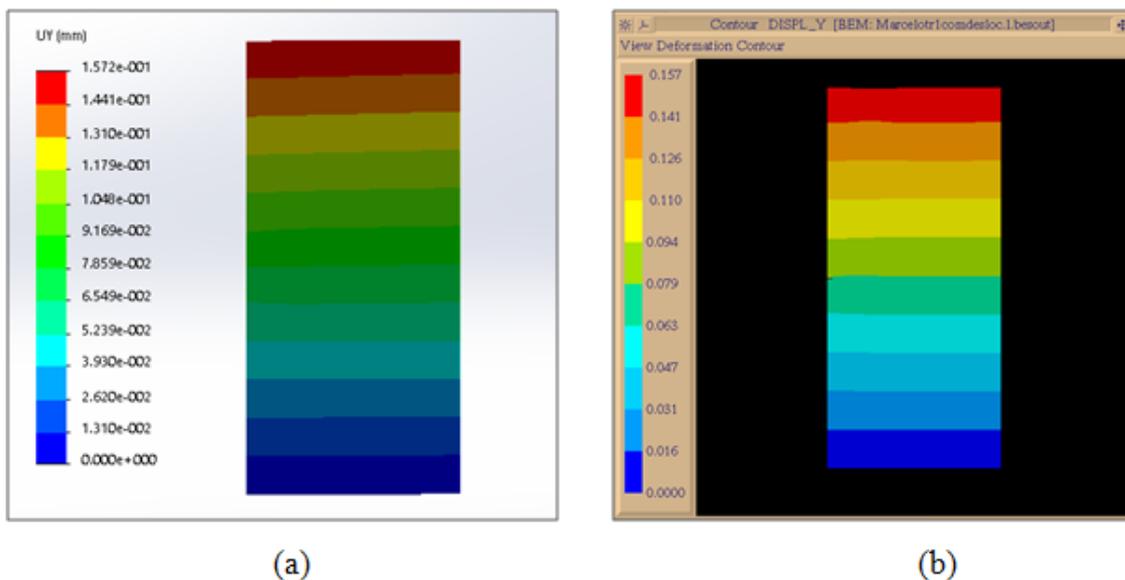


Figura 4.5: Deslocamentos  $U_y$  na chapa com trinca de comprimento 5 mm. (a) Programa *SOLIDWORKS*; (b) Programa *FRANC3D*.

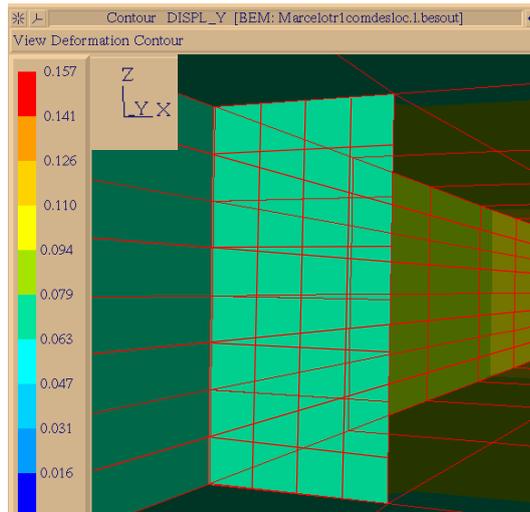


Figura 4.6: Superfície da trinca inicial de comprimento 5mm no programa *FRANC3D*.

Efetua-se a propagação de trincas no *FRANC3D* com incrementos de 5 mm. A cada incremento os resultados obtidos de  $K_I$  foram comparados com os resultados obtidos por Borges (2010) e com as soluções encontrados nos manuais da mecânica da fratura. Considera-se uma variação maior que 10% de  $K_I$ , entre os resultados do *FRANC3D* e os resultados dos manuais da mecânica da fratura, para efetuar uma nova análise no modelo do *SOLIDWORKS* visando avaliar e incorporar a possível deteriorização da matriz de rigidez.

Os deslocamentos ( $U_y$ ) obtidos no modelo *SOLIDWORKS* são reaplicados no modelo do *FRANC3D* para o mesmo comprimento de trinca, num processo de refinamento sucessivo de análise, obtendo os valores mais aproximados de  $K_I$ . Esse procedimento foi necessário para os comprimentos de trincas de 20, 30 e de 50 até 73 mm.

A propagação ocorre até o comprimento de trinca de 73 mm, quando  $K_{I_{máx}}$  atinge o valor crítico  $K_{IC}$ , totalizando 15 incrementos de frente de trinca distintas. Na Fig. 4.7 mostra os resultados da chapa com a trinca de comprimento 73 mm.

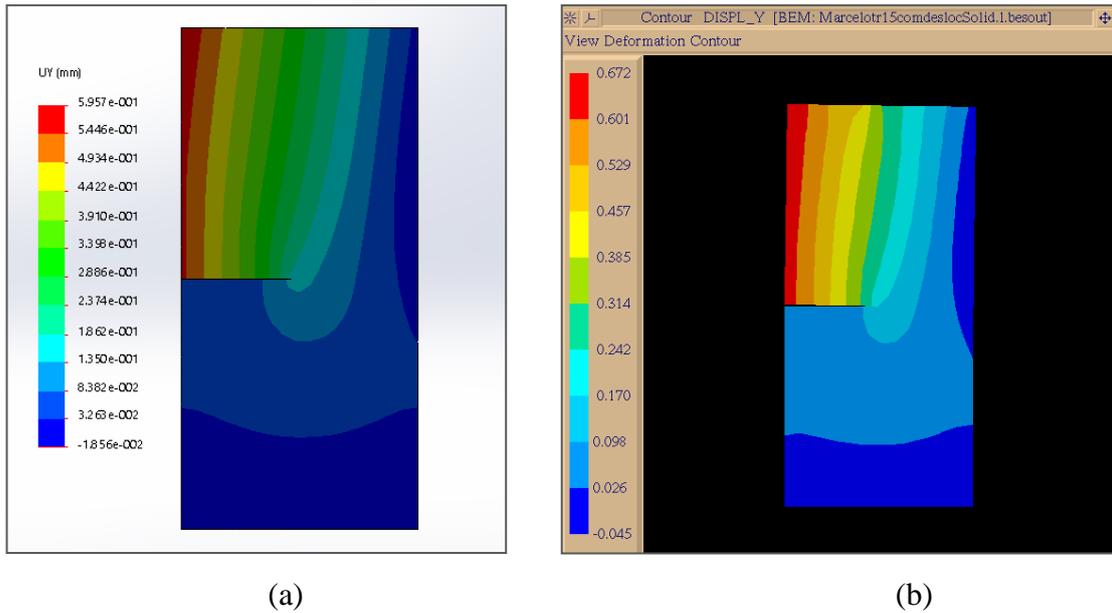


Figura 4.7: Deslocamentos  $U_y$  na chapa com trinca de comprimento 73 mm. (a) Programa *SOLIDWORKS*; (b) Programa *FRANC3D*.

Na Tab. (4.2) são apresentados os deslocamentos ( $U_y$ ) obtidos em um ponto do canto superior esquerdo da boca da trinca (plano da face para  $z = 5$  e  $x = 0$ ), conforme a Fig. 4.8. A diferença está abaixo de 10% entre os programas *FRANC3D* e *SOLIDWORKS*.

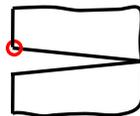


Figura 4.8: Deslocamentos  $U_y$  no canto superior esquerdo da boca da trinca.

Tabela 4.2 - Comparação dos valores de  $U_y$  obtidos no canto superior esquerdo da boca da trinca.

Modelo	<i>SOLIDWORKS</i>	<i>FRANC3D</i>	Diferença (%)
$U_y$ (mm)	0,56	0,61	8,9

Considerando-se a chapa como um problema bidimensional e a solução apresentada em Dowling (2007) e Tada *et al.* (2000). Utilizando-se a Eq. (2.6) ( $K_I = F\sigma\sqrt{\pi a}$ ), o fator geométrico para uma trinca de borda na chapa pode ser calculada conforme a Eq. (4.1).

$$F = 0,265 \cdot (1-\alpha)^4 + \frac{0,857 + 0,265 \cdot \alpha}{(1-\alpha)^{3/2}} \quad (4.1)$$

Sendo:

$\alpha$ , a relação ( $a/b$ );

$b$ , a largura de 150 mm da chapa.

A Equação (4.1) é aplicável para  $(h/b) \geq 1,0$ , sendo  $2h$  o comprimento total da chapa tracionada, para qualquer valor de  $a$ , no caso  $(h/b) = 1,067$ .

Na Tab. (4.3) e na Fig. 4.9 é feita a comparação dos resultados dos fatores de intensidade de tensão médios obtidos no *FRANC3D* com os resultados obtidos utilizando-se o método proposto por Dowling (2007) e Tada *et al.* (2000). Os dados da tabela mostram que os resultados obtidos, para comprimentos de trinca superiores a 10 mm, apresentam diferença, em módulo, abaixo de 7%. Portanto, são considerados aceitáveis. Os valores e diferenças observados nesta comparação são semelhantes aos resultados obtidos por Borges (2010).

Tabela 4.3 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o *FRANC3D* e a solução baseada nos manuais de mecânica da fratura para a chapa de aço.

Trinca	Comprimento (mm)	$K_I$ FRANC3D (MPa $\sqrt{mm}$ )	$K_I$ Dowling (MPa $\sqrt{mm}$ )	Diferença (%)
TR1	5	367,14	452,77	18,91
TR2	10	632,15	656,42	3,70
TR3	15	797,91	829,69	3,83
TR4*	20	1010,09	995,18	-1,50
TR5	25	1126,46	1163,09	3,15
TR6*	30	1394,94	1340,02	-4,10
TR7	35	1479,43	1531,28	3,39
TR8*	40	1832,86	1741,85	-5,22
TR9	45	1884,73	1976,91	4,66
TR10*	50	2363,87	2242,22	-5,43
TR11*	55	2698,16	2544,51	-6,04
TR12*	60	3067,24	2891,94	-6,06
TR13*	65	3505,20	3294,65	-6,39
TR14*	70	3946,73	3765,56	-4,81
TR15*	73,2	4397,97	4110,28	-7,00

\*Nova análise do modelo *SOLIDWORKS* atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

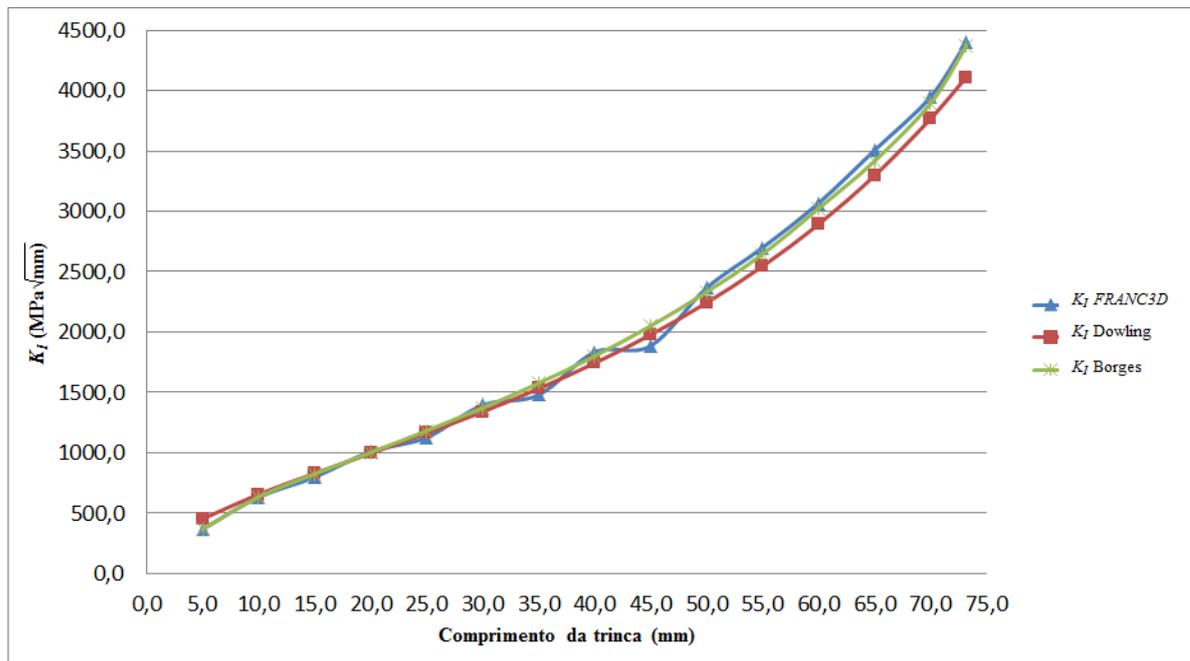


Figura 4.9: Comparação dos valores de  $K_I$  para a trinca na chapa de aço resultados do *FRANC3D*, Dowling (2007) e Borges (2010).

#### 4.1.3 Análise dos modelos global-local com trinca

Efetua-se a análise global-local na chapa com uma trinca de comprimento inicial de 5 mm até atingir o comprimento de 73 mm. Para o modelo local por meio do *FRANC3D* é extraída uma chapa cujo comprimento é 150 mm, largura de 75 mm e espessura de 10 mm, conforme Fig. 4.10. Tal como apresentado na seção 4.1.2, a análise global da chapa com a trinca inicial é efetuada por meio do *SOLIDWORKS* e os valores dos deslocamentos diferenciais ( $U_y$ ) obtidos são aplicados no modelo local *FRANC3D*, aproximando-se as dimensões dos elementos entre os dois programas utilizados. Esses deslocamentos foram aplicados nos pontos situados sobre linhas horizontais paralelas a  $z$ , equidistantes de 7,5 mm, posicionadas no intervalo  $-5 \leq z \leq 5$  mm, conforme representado na Fig. 4.10. Na outra extremidade são colocadas restrições na face impedindo os deslocamentos nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ .

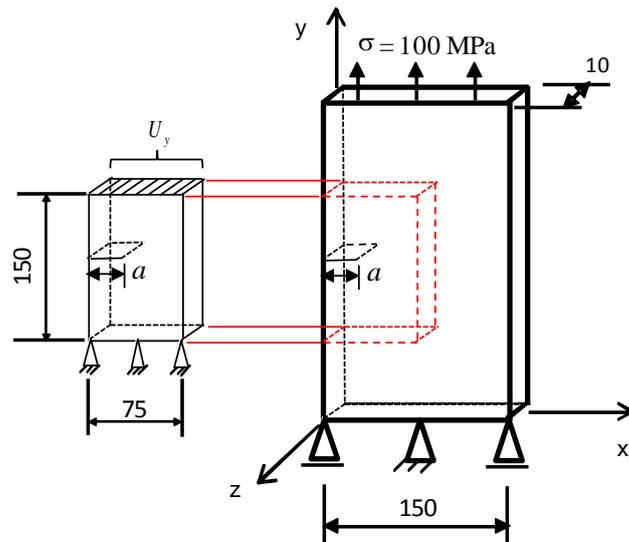


Figura 4.10: Aplicação no modelo local dos deslocamentos nodais  $U_y$  obtidos no modelo global.

A análise tridimensional do modelo local *FRANC3D*, para a trinca de comprimento inicial de 5 mm, foi efetuada com a malha dos elementos de contorno composta de 2.232 nós e 2.234 elementos. A malha está representada na Fig. 4.11.

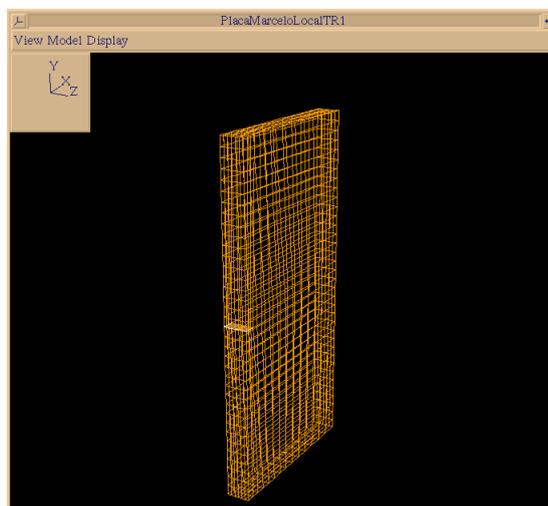


Figura 4.11: Malha do modelo local *FRANC3D*.

Na Tab. (4.4) e Fig. 4.12 é feita a comparação dos resultados dos fatores de intensidade de tensão médios, obtidos no modelo local através do *FRANC3D*, com os resultados obtidos através da solução dos manuais da mecânica da fratura apresentados na seção 4.1.2. Os dados da tabela mostram a validação da metodologia de análise global-local. Os resultados são considerados aceitáveis, obtendo-se uma variação média de 0,1% e uma diferença em módulo

abaixo de 10,2%. A Fig. 4.13 mostra os resultados  $U_y$  do modelo local com a trinca de comprimento 73 mm.

Tabela 4.4 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o *FRANC3D* e a solução baseada nos manuais de mecânica da fratura para o modelo local da chapa.

Trinca	Comprimento (mm)	$K_I$ FRANC3D ( $MPa\sqrt{mm}$ )	$K_I$ Dowling ( $MPa\sqrt{mm}$ )	Diferença (%)
TR1	5	466,37	452,77	-3,00
TR2	10	589,40	656,42	10,21
TR3	15	754,46	829,69	9,07
TR4*	20	941,30	995,18	5,41
TR5	25	1189,45	1163,09	-2,27
TR6*	30	1297,65	1340,02	3,16
TR7	35	1479,78	1531,28	3,36
TR8*	40	1765,78	1741,85	-1,37
TR9	45	2054,56	1976,91	-3,93
TR10*	50	2297,90	2242,22	-2,48
TR11*	55	2651,23	2544,51	-4,19
TR12*	60	2934,65	2891,94	-1,48
TR13*	65	3372,56	3294,65	-2,36
TR14*	70	3943,34	3765,56	-4,72
TR15*	73,2	4297,29	4110,28	-4,55

\*Nova análise do modelo global atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

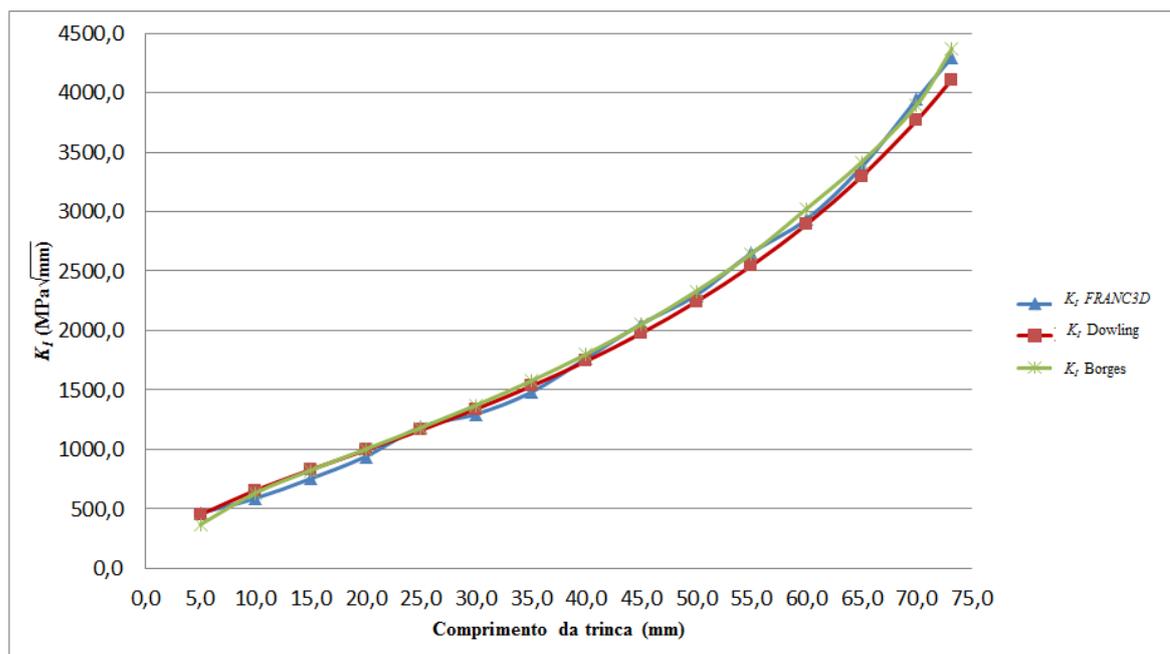


Figura 4.12: Comparação dos valores de  $K_I$  para a trinca no modelo local resultados do *FRANC3D*, Dowling (2007) e Borges (2010).

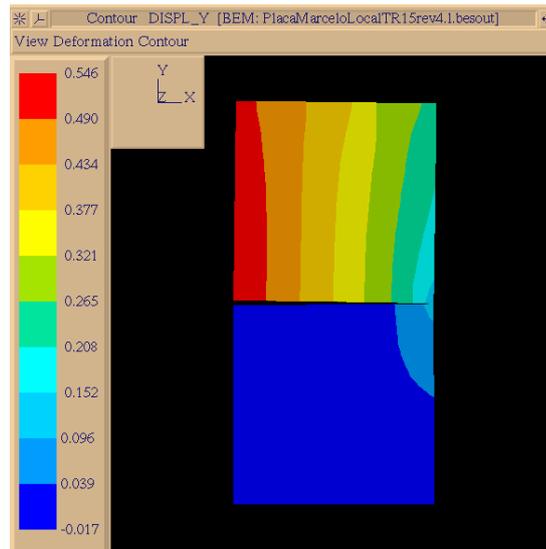


Figura 4.13: Deslocamentos  $U_y$  na chapa do modelo local com trinca de comprimento 73 mm.

## 4.2 Problema Analisado – Viga de Translação

Considera-se a viga de translação da soleira móvel responsável pela movimentação dos tarugos no interior de um forno de reaquecimento, processo de laminação do fio-máquina no Trem Laminador II da Usina ArcelorMittal, localizada em João Monlevade - MG. O forno de reaquecimento entrou em operação no ano de 1990 para atender a capacidade de produção de fio-máquina de 140 toneladas por hora. Após 18 anos em operação, foram detectadas, nas rotinas de inspeção pela equipe de manutenção, trincas em nível macroscópico nas vigas de translação e elevação.

A viga de translação da soleira móvel é do tipo perfil I, de construção soldada, ilustrada na Fig. 4.14. A viga possui 18.904 mm de comprimento, seção transversal com 600 mm de altura e 300 mm de largura nas mesas superior e inferior. O material utilizado na fabricação é o aço carbono ASTM A-36, que é um aço estrutural de boa soldabilidade, com limite de escoamento ( $f_y = 250$  MPa), resistência última ( $\sigma_u = 400$  MPa), módulo de elasticidade ( $E = 210.000$  MPa), coeficiente de Poisson ( $\nu = 0,3$ ) e tenacidade a fratura ( $K_{Ic} = 49,41$  MPa $\sqrt{m}$ ).

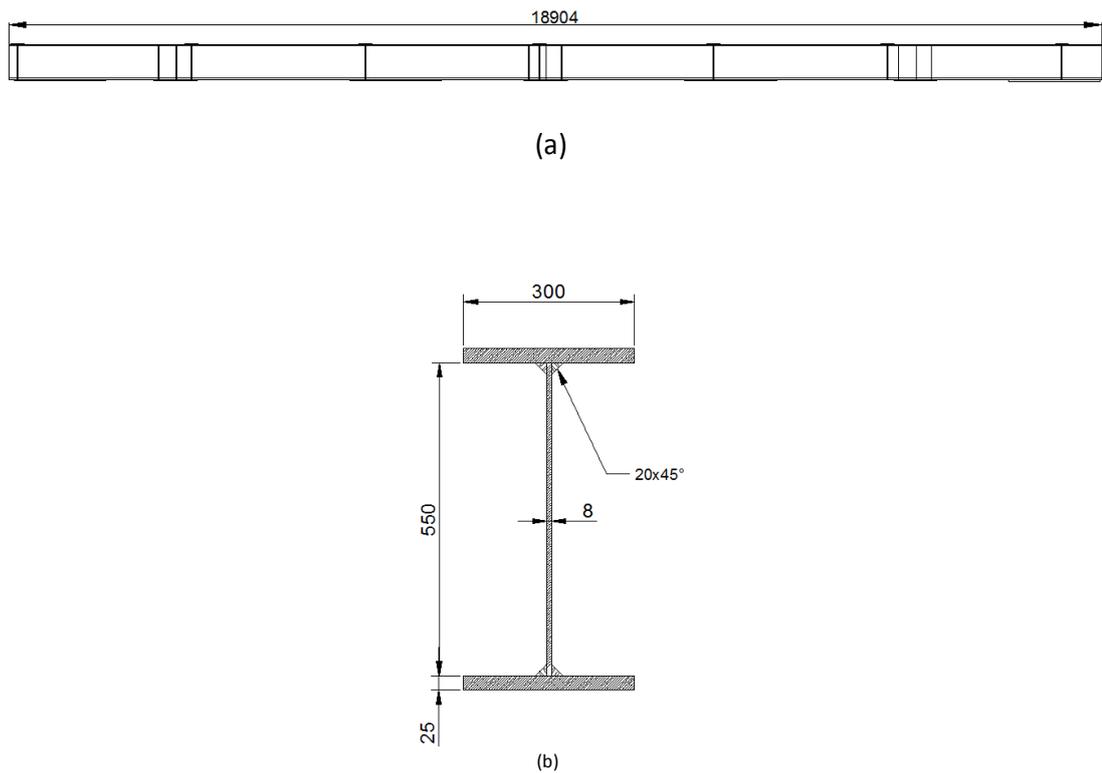


Figura 4.14: (a) Vista Longitudinal e (b) Seção transversal da viga em estudo.

#### 4.2.1 Modelo de viga

Para o cálculo dos esforços atuantes na viga de translação, conforme representada na Fig. 4.15, considera-se a análise estática da estrutura metálica móvel utilizando modelos de viga através do programa *FTOOL* versão 3.01. Através da identificação dos esforços em cada nível da estrutura metálica, obtiveram-se os carregamentos, máximo e mínimo, atuantes na viga de translação, compostos de sete cargas concentradas. Na Tab. (4.5) estão indicados os valores das cargas concentradas máximas (Q1 a Q7) e mínimas (P1 a P7) atuantes na viga de translação para as três posições consideradas na movimentação da viga de translação, realizada pelo deslocamento do cilindro hidráulico em relação às rodas.

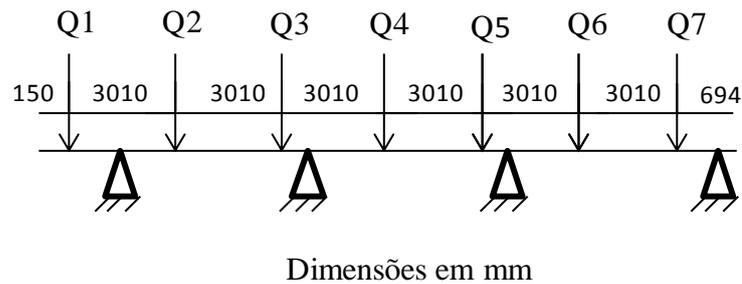


Figura 4.15: Cargas atuantes na viga de translação para o carregamento máximo.

Tabela 4.5 - Carregamentos máximo e mínimo atuando na viga de translação

Cargas	Q1	Q2	Q3	Q4	Q5	Q6	Q7
Máximas (kN)	239,57	250,85	253,79	249,48	258,21	240,36	262,52
Cargas	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
Mínimas (kN)	119,93	125,32	127,29	126,21	128,76	120,32	130,72

## 4.2.2 Modelo tridimensional sem a presença de trinca utilizando MEF

### 4.2.2.1 Descrição do modelo

A análise global da viga de translação é realizada utilizando o MEF através do programa *SOLIDWORKS*. Foram representados todos os detalhes geométricos da viga, de modo a ser necessária a simulação do modelo em três dimensões. A viga de translação contém sete chapas de apoio das vigas V1A a V7A, conforme representada na Fig. 3.14. A viga recebe os carregamentos máximo e mínimo, dessa forma, a tensão de contato para as cargas máximas (Q1 a Q7) e cargas mínimas (P1 a P7) são aplicadas nas áreas das chapas (220 x 730) mm<sup>2</sup>. Para cada chapa de apoio há dois enrijecedores, um de cada lado da viga, localizado no centro da chapa, conforme representada nas posições 2 e 6 da Fig. 4.16 e da Tab. (4.6). Os trilhos fixados na viga de translação possuem 1.585 mm de comprimento, 145 mm de largura e 15 mm de altura. Foram representadas no modelo as rodas de apoio em contato com os trilhos na posição 5 da Fig. 4.16 e da Tab. (4.6).

Há quatro chapas fixadas nas laterais da viga e três chapas na mesa inferior da viga, as chapas são para as conexões de vigamentos, permitindo o intertravamento nas vigas de translação e também para a fixação do cilindro responsável pelo o deslocamento da viga de translação. As chapas e o tipo de restrições consideradas na modelagem estão representados na Fig. 4.16 e na Tab. (4.6). A estrutura metálica móvel do forno é simétrica em relação ao eixo z.

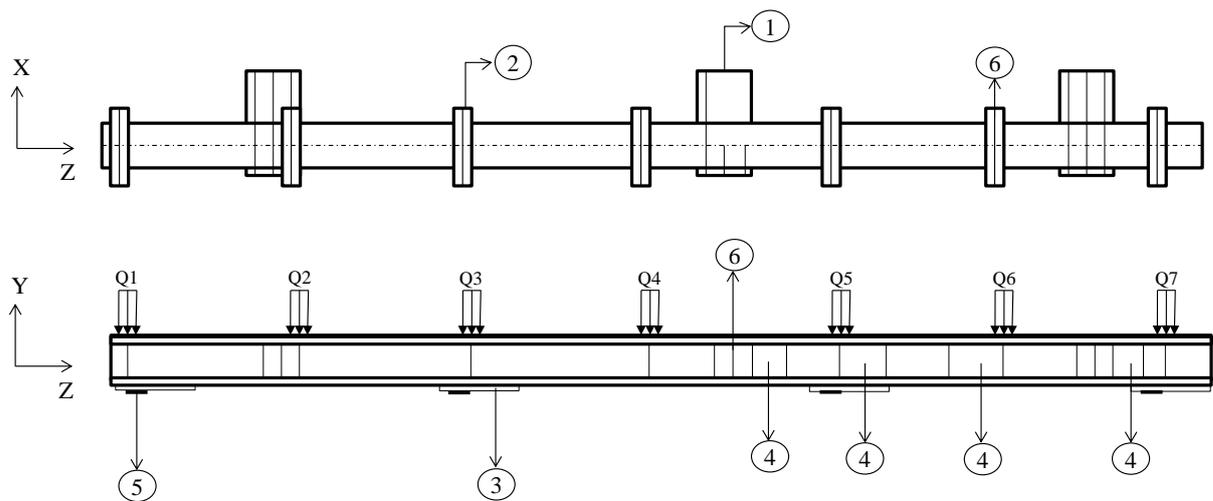


Figura 4.16: Detalhes geométricos da viga de translação.

Tabela 4.6 - Detalhes geométricos da viga de translação e os tipos de restrições.

POSIÇÃO	DESCRIÇÃO	QUANTIDADE	DIMENSÃO (mm)	RESTRICÇÕES
1	CHAPA INFERIOR	3	20x750x1060	X, Z
2	CHAPA DE APOIO	7	10x220x730	-
3	TRILHOS	4	15x145x1585	-
4	CHAPA LATERAL	4	20x600x935	X, Z
5	CONTATO ENTRE A RODA E O TRILHO	4	-	Y
6	ENRIJECEDORES	28	7,94x776x575	-

#### 4.2.2.2 Resultados do modelo

Na Fig. 4.17 é representado o modelo tridimensional analisado utilizando o programa *SOLIDWORKS*. A malha de elementos sólidos tetraédricos contém 572.102 elementos e 983.014 nós. A solda foi representada na junção das mesas com a alma. Aplicam-se ao modelo tridimensional, nas áreas das chapas de apoio, os carregamentos máximo e mínimo mencionados, para cada posição da viga de translação. O tempo de processamento para cada modelo foi de 30 minutos em um computador Intel Core i5, 2.4 GHz, 4G de memória RAM e sistema operacional Windows 7.

Analisa-se neste trabalho a região de maior momento fletor máximo positivo para as três posições da viga de translação para os carregamentos máximo e mínimo. Para a solicitação máxima, a viga recebe as cargas dos tarugos do forno, do peso próprio de todo o conjunto da estrutura metálica e do material refratário acima. Por outro lado, para a solicitação mínima na viga, elimina-se a carga dos tarugos, isto é, o carregamento corresponde ao peso próprio de todo o conjunto da estrutura metálica e material refratário. De acordo com os registros de inspeção, as posições das trincas são geralmente na parte inferior da viga estando provavelmente associadas às tensões extremas decorrentes do momento fletor máximo. As trincas na estrutura do forno surgem nas bordas da mesa inferior da viga de translação ou se iniciam na superfície da solda de junção da mesa inferior com a alma da viga.

O modelo tridimensional analisado leva ao momento fletor máximo quando a viga de translação se encontra na posição 3. A flecha máxima obtida é de 2,93 mm, representada na Fig. 4.17, a tensão normal máxima é 25 MPa, representada na Fig. 4.18, e o momento fletor máximo é de  $112,5 \times 10^6 \text{ N} \times \text{mm}$ . Este trecho da viga onde ocorre o momento fletor máximo está bem próximo a um dos locais onde surgiu uma trinca, a uma distância de aproximadamente 400 mm.

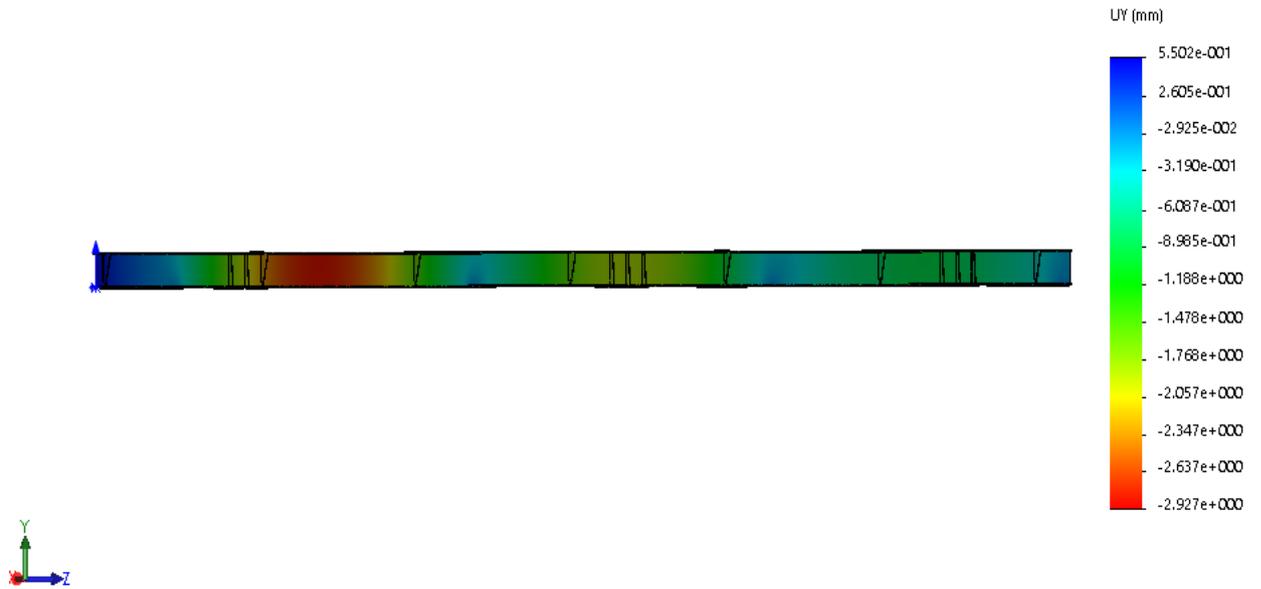


Figura 4.17: Flecha máxima obtida na modelagem tridimensional através do *SOLIDWORKS*.

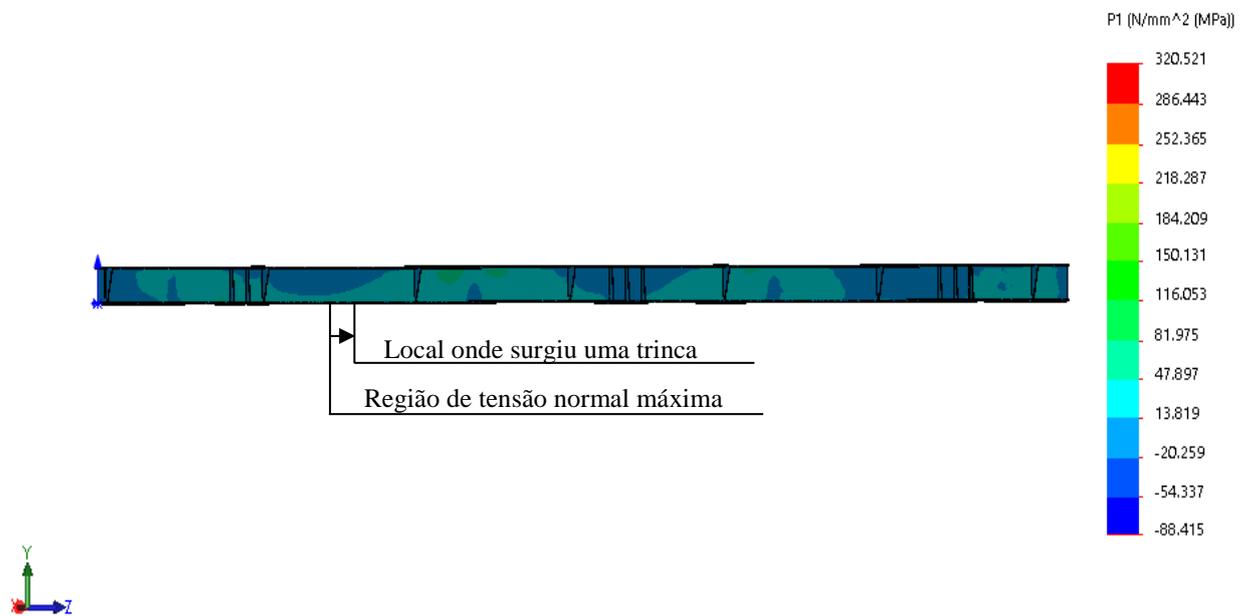


Figura 4.18: Tensão normal máxima obtida na modelagem tridimensional através do *SOLIDWORKS*.

### 4.2.3 Modelo tridimensional com a presença de trinca utilizando MEF

A partir da análise do modelo tridimensional da viga de translação apresentada na Seção 4.2.2, com cargas na posição 3 inseridas, incluem-se duas trincas distintas no modelo global baseado no *SOLIDWORKS* na região de momento fletor máximo positivo, considerando os carregamentos extremos (máximo e mínimo). Em um dos modelos impõe-se uma trinca planar, com comprimento inicial de 2,5 mm, trespassando a espessura da chapa, e, no outro modelo, é inserida uma trinca planar semicircular com raio inicial de 1 mm, localizada na superfície da solda de junção da mesa inferior com a alma da viga. As trincas são inseridas em posições levantadas a partir do histórico das ocorrências observadas pela a equipe de manutenção. De acordo com Barsom e Rolfe (1999), os defeitos superficiais tendem a reduzir a vida em fadiga de um componente estrutural de maneira mais significativa do que defeitos internos. Na Fig. 4.19 está representado o local onde foi inserida a trinca na borda da mesa inferior. A Fig. 4.20 representa a posição da trinca semicircular e da trinca de borda.

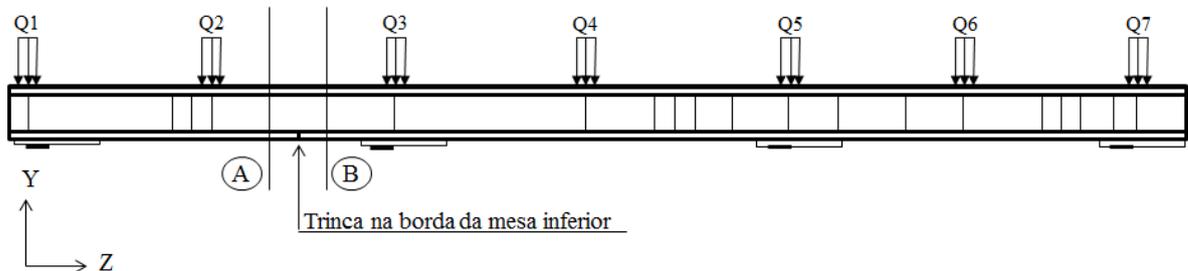


Figura 4.19: Local onde foi inserida a trinca na borda da mesa inferior.

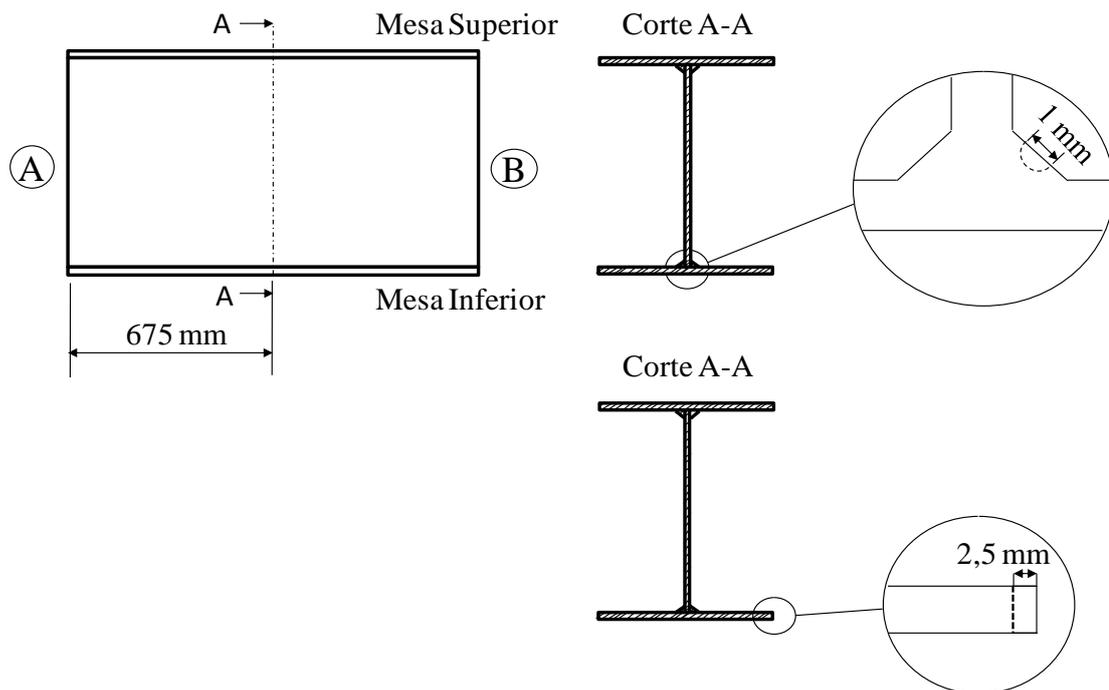


Figura 4.20: Posição da trinca semicircular na junção da alma com a mesa inferior e da trinca na borda da mesa inferior.

Neste trabalho não se consideram efeitos de torção causados por um possível carregamento irregular atuando na viga de translação, que pode ser provocado por desalinhamentos da viga ou dos trilhos em relação às rodas. Estes momentos de torção seriam muito pequenos em comparação aos momentos fletores encontrados.

Utiliza-se a malha com elementos tetraédricos com aproximação quadrática no plano, refinando-se a região onde existe a trinca. A malha adotada passou por um estudo de convergência até chegar ao modelo que corresponde ao comprimento de trinca inicial e, quando necessário, aos demais comprimentos de trincas. Esse estudo de convergência visa a aplicar os resultados de deslocamento, obtidos na análise global *SOLIDWORKS*, ao modelo local *FRANC3D*, como condição de contorno. A Fig. 4.21 apresenta-se a malha do trecho do modelo global *SOLIDWORKS* com a presença da trinca inicial ( $a_i = 2,5$  mm) na borda da mesa inferior. Já a Fig. 4.22 apresenta-se a malha do trecho da viga do modelo global com a trinca de raio inicial ( $a_i = 1$  mm). Os deslocamentos obtidos pela análise global, na direção de  $y$  ( $U_y$ ), e, ou na direção  $z$  ( $U_z$ ), serão impostos como condições de contorno aos modelos locais tridimensionais utilizando o MEC por meio do programa *FRANC3D*. A seguir serão

apresentados os resultados dos modelos locais, da chapa e do trecho da viga, extraídos da análise global.

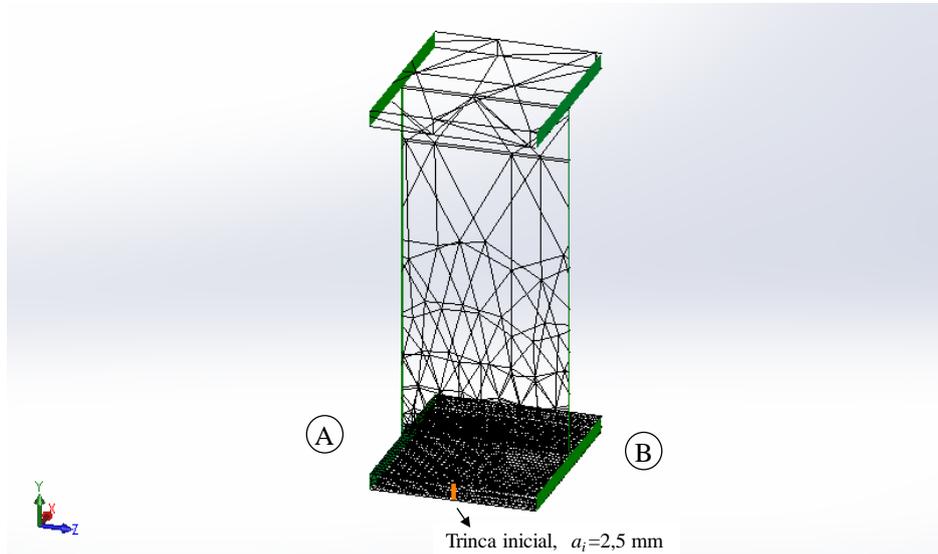


Figura 4.21: Malha do trecho do modelo global com trinca inicial  $a_i=2,5$  mm na borda da mesa inferior.

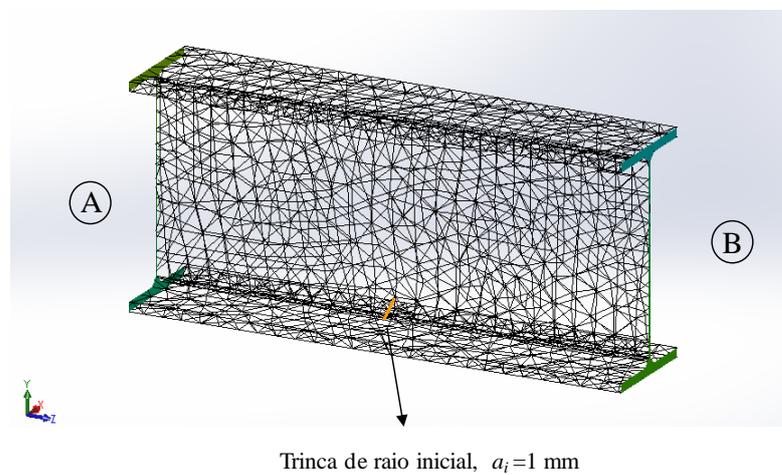


Figura 4.22: Malha do trecho da viga do modelo global com trinca de raio inicial  $a_i=1,0$  mm.

## 4.2.4 Modelos locais tridimensionais com a presença de trinca utilizando o MEC

### 4.2.4.1 Chapa com trinca

Efetua-se a análise tridimensional da chapa por meio do *FRANC3D*, cujo comprimento é 252 mm, largura de 126 mm e espessura de 25 mm, conforme Fig. 4.23. Esse comprimento foi escolhido de forma que as seções A e B coincidissem com as posições dos nós do modelo global da viga com a presença de trinca apresentada na Seção 4.2.3. A largura da chapa foi escolhida de maneira que não incluísse a solda de junção da mesa inferior com a alma da viga. Esta chapa representa a borda da mesa inferior da viga de translação na região de momento fletor máximo (tensões de tração extremas na face inferior da mesa).

A aplicação das condições de contorno nas extremidades da chapa representada na Fig. 4.23 foi realizada da seguinte maneira: aplicaram-se deslocamentos diferenciais, na direção de  $z$  ( $U_z$ ), nos pontos nodais da seção A, contida no plano normal ao eixo  $z$  do modelo global (Fig. 4.19), sendo estes nós situados sobre linhas equidistantes de 12,6 mm, a partir dos resultados do modelo global, contendo a trinca inicial de 2,5 mm. Na outra extremidade da chapa, seção B, são colocadas restrições na face impedindo os deslocamentos nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ . As forças de superfície foram prescritas com valores nulos em todas as faces livres de contorno.

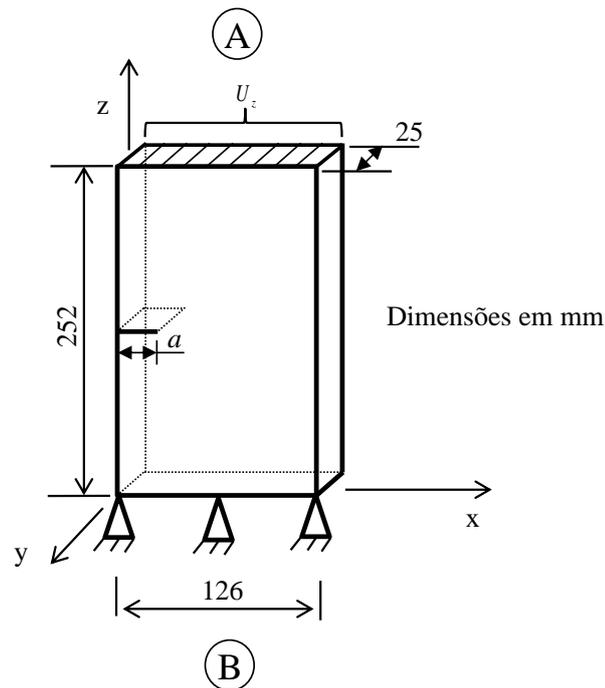


Figura 4.23: Modelo local (Chapa da mesa inferior da viga de translação, extraída do modelo global).

#### 4.2.4.1.2 Resultados do modelo local

Considerou-se a trinca com o comprimento inicial de 2,5 mm e foram impostos incrementos de 2,5 mm até atingir o comprimento crítico, totalizando 30 incrementos na frente de trinca. Para determinar o comprimento crítico,  $a_c$ , utilizou-se a Eq. (2.32) com o fator geométrico conforme a Eq. (4.1) e o valor obtido foi  $a_c = 75,81$  mm. À medida que a trinca se propagava, os valores de FIT obtidos no *FRANC3D* foram comparados com os resultados correspondentes obtidos pelas soluções disponíveis nos manuais de mecânica da fratura.

Considerou-se como limite para efetuar uma nova análise global da viga, uma variação maior que 10% entre os resultados da análise pelo *FRANC3D* e a solução baseada nos manuais de mecânica da fratura. A diferença dos valores de  $U_z$ , obtidos da análise global, foi reaplicada na seção A da chapa, num processo de refinamento sucessivo de análises. Esse procedimento foi necessário para os comprimentos de trincas de 5, 10, 15 e de 22,5 até 75,8 mm. A Tab. (4.7) apresenta os valores encontrados de  $K_I$  para os carregamentos, máximo e mínimo, na

região de momento fletor máximo positivo. A Fig. 4.24 mostra os resultados para deslocamentos  $U_z$  da chapa com a trinca de comprimento 75,8 mm, obtidos através do *FRANC3D*.

Tabela 4.7 - Resultados obtidos de  $K_I$  para os carregamentos, máximo e mínimo, na chapa.

Trinca	Comprimento (mm)	$K_{I\text{máx}}$ (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )	$K_{I\text{mín}}$ (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )
TR1	2,5	76,65	45,99
TR2*	5	112,30	67,38
TR3	7,5	139,18	83,51
TR4*	10	163,54	98,12
TR5	12,5	185,09	111,05
TR6*	15	202,96	121,78
TR7	17,5	219,76	131,86
TR8	20	233,87	140,32
TR9*	22,5	250,31	150,19
TR10*	25	273,95	164,37
TR11*	27,5	303,23	181,94
TR12*	30	343,60	206,16
TR13*	32,5	392,59	235,55
TR14*	35	402,20	241,32
TR15*	37,5	457,54	274,52
TR16*	40	496,74	298,04
TR17*	42,5	507,50	304,50
TR18*	45	567,83	340,70
TR19*	47,5	626,40	375,84
TR20*	50	720,63	432,38
TR21*	52,5	743,36	446,02
TR22*	55	772,54	463,52
TR23*	57,5	814,56	488,74
TR24*	60	878,70	527,22
TR25*	62,5	911,30	546,78
TR26*	65	958,70	575,22
TR27*	67,5	1129,60	677,76
TR28*	70	1269,78	761,87
TR29*	72,5	1369,32	821,59
TR30*	75,8	1469,88	881,93

\*Nova análise do modelo global atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

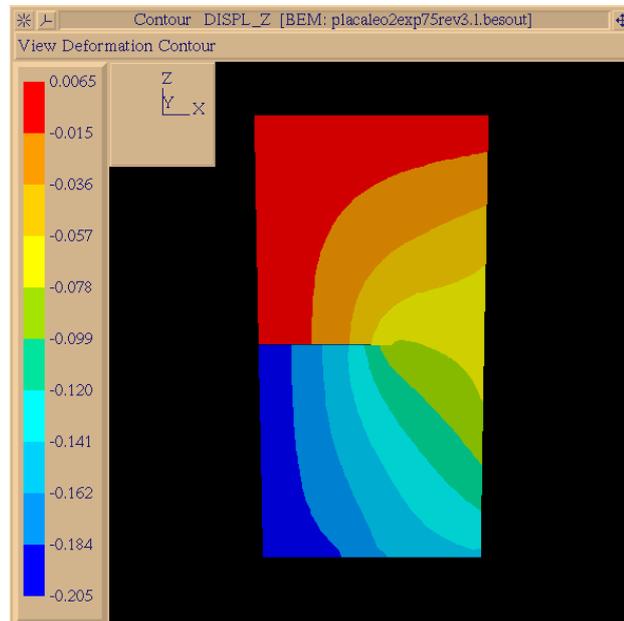


Figura 4.24: Resultado do deslocamento na direção de  $z$  ( $U_z$ ), para a chapa com a trinca de comprimento de 75,8 mm.

Para o carregamento máximo atuante na viga de translação, a tensão média na espessura da mesa inferior (componente na direção  $z$ ) para a obtenção de  $K_I$  foi de 25 MPa e, para o carregamento mínimo, 15 MPa. Essas tensões foram obtidas do modelo global da viga sem trinca utilizando *SOLIDWORKS*, conforme descrito na Seção 4.2.4.1. Utilizando-se a solução apresentada em Dowling (2007) e Tada *et al.* (2000), Eqs. (2.6) e (4.1), efetua-se o cálculo de  $K_I$ . A Tab. (4.8) e Fig. 4.25 mostram-se a comparação dos resultados obtidos pelo *FRANC3D* com os resultados baseados nas soluções disponíveis nos manuais da mecânica de fratura, na situação de carregamento máximo na viga de translação. Os resultados obtidos foram próximos, a variação média foi de 2,3% e a maior diferença encontrada foi de 10,8%.

Tabela 4.8 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o *FRANC3D* e a solução disponível nos manuais de mecânica da fratura, situação de carregamento máximo.

Trinca	Comprimento (mm)	$K_{I\text{máx}}$ (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )	$K_{I\text{mín}}$ (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )	Diferença (%)
TR1	2,5	76,65	79,39	3,45
TR2*	5	112,30	113,67	1,20
TR3	7,5	139,18	141,28	1,49
TR4*	10	163,54	165,96	1,46
TR5	12,5	185,09	189,19	2,17
TR6*	15	202,96	211,81	4,18
TR7	17,5	219,76	234,35	6,23
TR8	20	233,87	257,20	9,07
TR9*	22,5	250,31	280,67	10,82
TR10*	25	273,95	305,04	10,19
TR11*	27,5	303,23	330,56	8,27
TR12*	30	343,60	357,46	3,88
TR13*	32,5	392,59	385,98	-1,71
TR14*	35	402,20	416,38	3,40
TR15*	37,5	457,54	448,91	-1,92
TR16*	40	496,74	483,85	-2,66
TR17*	42,5	507,50	521,53	2,69
TR18*	45	567,83	562,27	-0,99
TR19*	47,5	626,40	606,46	-3,29
TR20*	50	720,63	654,54	-10,10
TR21*	52,5	743,36	707,01	-5,14
TR22*	55	772,54	764,45	-1,06
TR23*	57,5	814,56	827,52	1,57
TR24*	60	878,70	897,01	2,04
TR25*	62,5	911,30	973,83	6,42
TR26*	65	958,70	1059,08	9,48
TR27*	67,5	1129,60	1154,06	2,12
TR28*	70	1269,78	1260,35	-0,75
TR29*	72,5	1369,32	1379,85	0,76
TR30*	75,8	1469,88	1561,85	5,90

\*Nova análise do modelo global atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

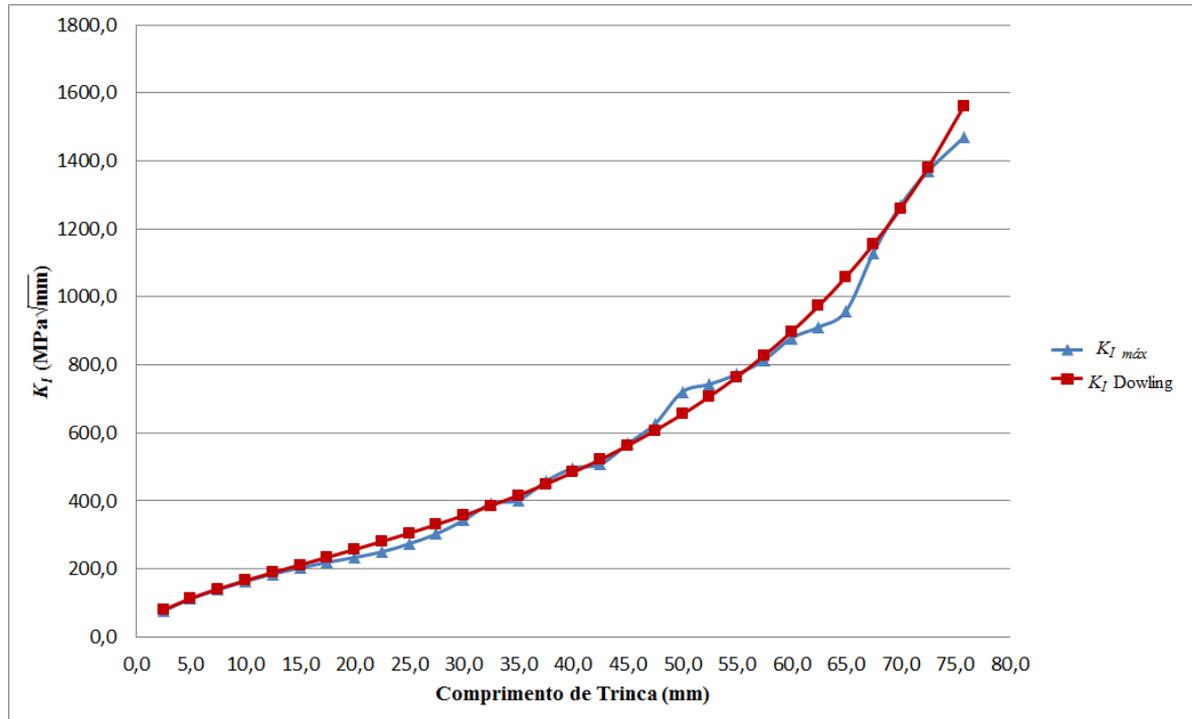


Figura 4.25: Gráfico comparativo dos valores de  $K_I$  obtidos pelo *FRANC3D* e pela solução apresentada em Dowling (2007) e Tada *et al.* (2000), para carregamento máximo na chapa.

Para o cálculo da vida em fadiga da chapa, considera-se a classe do aço ferrítica-perlítica. De acordo com Dowling (2007), para a essa classe de aço, adotam-se as constantes da Lei de Paris:  $C = 6,89 \times 10^{-9}$  e  $m = 3,0$ . As constantes são válidas para o comprimento de trinca em metros e o fator de intensidade de tensão  $K_I$  em  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ . Utiliza-se a integração numérica proposta por Dowling (2007), com base na regra de Simpson. A Tab. (4.9) apresenta o número de ciclos acumulado e os resultados de  $\Delta K$  obtidos pelo *FRANC3D* para uma trinca de comprimento inicial,  $a_i = 2,5$  mm, propagando-se até atingir  $a_c = 75,8$  mm. A Fig. 4.26 mostra o gráfico comparativo entre a integração numérica e o *FRANC3D*.

Tabela 4.9 - Cálculo da vida em fadiga para a chapa utilizando os resultados do *FRANC3D*.

Trinca	Comprimento (mm)	$\Delta K_I$ (MPa $\sqrt{m}$ )	da/dN (m/ciclo)	N (ciclos)
TR1	2,5	0,97	6,280E-09	0
TR2	5	1,42	1,975E-08	1,921E+05
TR3	7,5	1,76	3,759E-08	2,793E+05
TR4	10	2,07	6,099E-08	3,300E+05
TR5	12,5	2,34	8,842E-08	3,635E+05
TR6	15	2,57	1,166E-07	3,879E+05
TR7	17,5	2,78	1,480E-07	4,068E+05
TR8	20	2,96	1,784E-07	4,221E+05
TR9	22,5	3,17	2,187E-07	4,347E+05
TR10	25	3,47	2,867E-07	4,446E+05
TR11	27,5	3,84	3,888E-07	4,520E+05
TR12	30	4,35	5,657E-07	4,572E+05
TR13	32,5	4,97	8,438E-07	4,608E+05
TR14	35	5,09	9,072E-07	4,636E+05
TR15	37,5	5,79	1,336E-06	4,658E+05
TR16	40	6,28	1,709E-06	4,675E+05
TR17	42,5	6,42	1,823E-06	4,689E+05
TR18	45	7,18	2,553E-06	4,700E+05
TR19	47,5	7,92	3,427E-06	4,709E+05
TR20	50	9,12	5,218E-06	4,715E+05
TR21	52,5	9,40	5,728E-06	4,719E+05
TR22	55	9,77	6,429E-06	4,723E+05
TR23	57,5	10,30	7,536E-06	4,727E+05
TR24	60	11,11	9,461E-06	4,730E+05
TR25	62,5	11,53	1,055E-05	4,732E+05
TR26	65	12,13	1,229E-05	4,734E+05
TR27	67,5	14,29	2,010E-05	4,736E+05
TR28	70	16,06	2,855E-05	4,737E+05
TR29	72,5	17,32	3,580E-05	4,738E+05
TR30	75,8	19,22	4,891E-05	4,739E+05

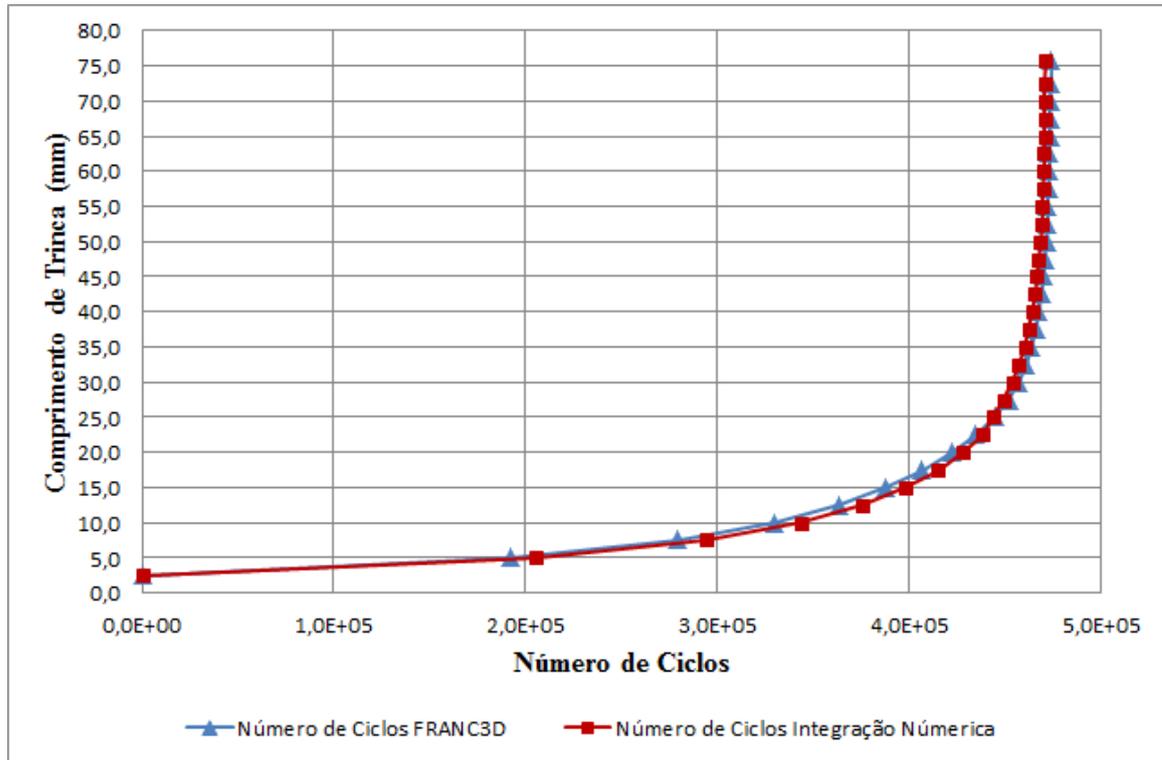


Figura 4.26: Gráfico comparativo entre o *FRANC3D* e o método da regra de Simpson para o cálculo da vida em fadiga.

Observou-se que o número total de ciclos obtidos por meio do *FRANC3D*, para a chapa com uma trinca de borda de comprimento inicial de 2,5 mm até o comprimento crítico de 75,8 mm, foi de  $4,739 \times 10^5$  ciclos. A movimentação dos tarugos no interior do forno é realizada em um ciclo de aproximadamente 48 segundos. Considerando a operação do forno em 24 horas por dia, sem paradas operacionais ou de manutenção, a viga de translação com a presença de uma trinca na borda da mesa inferior, na região de momento fletor máximo, levaria 0,72 anos (263 dias) para a trinca de comprimento inicial de 2,5 mm atingir o comprimento crítico.

Outra análise que pode ser feita é que os resultados apresentados comprovam que a maior fração da vida em fadiga foi gasta para a propagação da trinca de comprimento inicial 2,5 mm até atingir o comprimento de 10 mm, correspondendo a 70% da vida total, considerando o comprimento final de 75,8 mm. Contudo, a taxa de crescimento da trinca aumenta exponencialmente com o aumento do comprimento da trinca. O número de ciclos para a propagação do comprimento da trinca de 50 mm até o comprimento crítico de 75,8 mm corresponde a 1,34 dias. Essa análise é muito importante para subsidiar os planos de inspeção

e de manutenção, visto que, na realidade, as trincas observadas pela equipe de manutenção evoluem rapidamente a partir do comprimento de 50 mm, sendo necessário o reparo imediato na maioria das vezes.

#### 4.2.4.2 Trecho da viga com a presença de trinca semicircular

Efetua-se a análise tridimensional através do *FRANC3D* de um trecho da viga de translação com a presença de uma trinca semicircular planar, representado na Fig. 4.27. O comprimento desse trecho é de 1.350 mm, tal como apresentado por Zhao e Roddis (2000) e analisado por Teixeira (2004), correspondendo a 4,5 vezes a largura da mesa do perfil da viga de translação. “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” (TEIXEIRA, 2004, p. 46). Para a aplicação das condições de contorno nas extremidades do trecho da viga impõem-se os deslocamentos na direção de  $y$  ( $U_y$ ) aos nós das seções A e B. Os deslocamentos na direção de  $z$  ( $U_z$ ) são aplicados nas faces subdivididas em linhas equidistantes de 50 mm na alma e nas linhas da espessura da mesa, ou seja, as linhas equidistantes de 25 mm, conforme a Fig. 3.12.

A trinca semicircular planar é inserida na seção transversal, na solda de filete que liga a alma e mesa inferior, no ponto de momento fletor máximo positivo, tal como apresentado na Fig. 4.19. Considera-se nessa análise as propriedades do material do perfil, desprezando-se os efeitos dos ciclos térmicos no processo de soldagem e a influência da região termicamente afetada (ZTA) entre o material do perfil e o metal de solda. A trinca simula um defeito superficial da solda, localizado em uma região sujeita a alto nível de tensão.

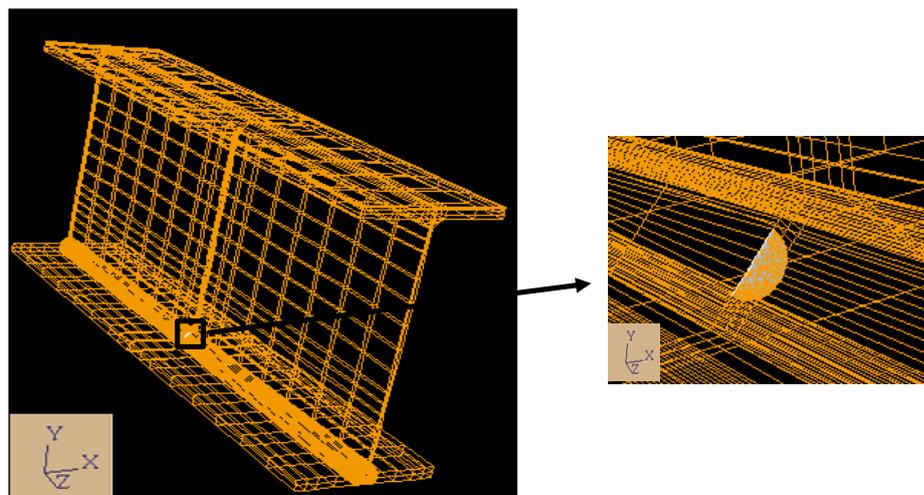


Figura 4.27: Trecho da viga de translação com a presença de uma trinca semicircular planar.

#### 4.2.4.2.1 Resultado do trecho da viga com a presença da trinca semicircular

Para a análise da trinca semicircular planar adotou-se um raio inicial de 1 mm e a propagação ocorreu impondo-se 14 incrementos de 0,5 mm e gerando frentes de trincas conforme ilustrado na Fig. 4.28. A propagação da trinca limitou-se ao raio de 7,5 mm, a partir do qual o programa *FRANC3D* não permitiu incrementos maiores que este valor. Foram obtidos os resultados do FIT no modo I ( $K_I$ ). Segundo Fett (2008), os valores de  $K_I$  irão prevalecer em um componente simétrico, com a presença de uma trinca planar, para uma tensão normal ao plano da trinca. No caso, os modos II e III podem ser desconsiderados tendo em vista as solicitações na viga.

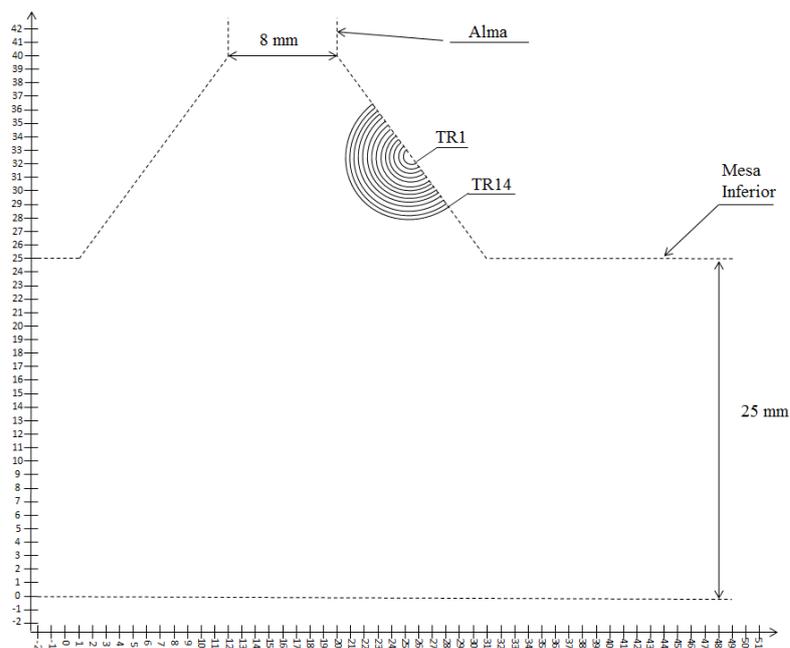


Figura 4.28: Frentes de trinca após 14 incrementos para o trecho da viga de translação.

Para o cálculo de  $K_I$  visando avaliar a precisão dos resultados obtidos pelo *FRANC3D*, utilizou-se o método proposto por Murakami (1985). Esse método proporciona a avaliação aproximada de  $K_I$  em corpos tridimensionais com defeitos superficiais assemelhados a trincas, para problemas de modo I. Aplicou-se o parâmetro  $C=0,650$  para  $\nu = 0,3$ , válido para vários tipos de defeitos superficiais. Tal como no exemplo anterior, considerou-se o percentual de variação maior que 10% no valor de  $K_I$ , como limite para efetuar uma nova análise global da viga através do *SOLIDWORKS*. Como condição de contorno no modelo local pelo MEC, consideram-se os valores dos deslocamentos na direção de  $z$  e na direção de  $y$ , nas seções A e B, obtidos do modelo global pelo MEF. Esta análise foi repetida num processo de refinamento sucessivo. As análises do modelo global *SOLIDWORKS* foram realizadas nas trincas com raios de 2, 3, 4, 5, 6 e 7 mm.

Para cada modelo local baseado no MEC, efetuou-se o refinamento da malha de elementos de contorno, principalmente das superfícies próximas à frente de trinca, ou seja, para cada incremento de trinca foi necessária uma nova análise do modelo local. Com isto, o tempo de processamento foi muito alto, em média, foram gastos 45 minutos para cada análise do modelo local. Segundo Sena e Marahana (2014), a análise tridimensional no *FRANC3D* de uma trinca semicircular necessita de um trabalho computacional complexo no refinamento da

malha e de um computador com grande memória. A Fig. 4.29 representa a malha da superfície da trinca semicircular de raio 7,5 mm.

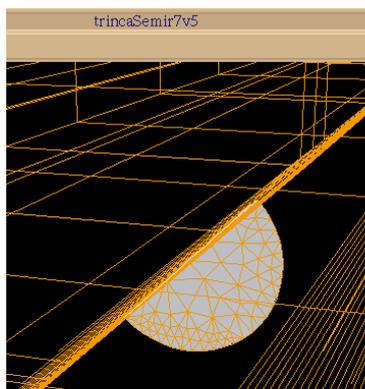


Figura 4.29: Superfície da trinca semicircular no programa *FRANC3D*.

A Tab. (4.10) apresenta os valores encontrados para  $K_I$  por meio do *FRANC3D*, no centro da frente de trinca para os carregamentos, máximo e mínimo. A Fig. 4.30 mostra a distribuição dos deslocamentos  $U_z$  para o modelo com a trinca de raio 7,5 mm para o trecho da viga de translação, na situação de carregamento máximo.

Tabela 4.10 - Resultados de  $K_I$  obtidos pelo *FRANC3D*, para a trinca com frente semicircular.

Trinca	Raio (mm)	Área trinca (mm <sup>2</sup> )	$K_{I\ máx} (MPa\sqrt{mm})$	$K_{I\ mín} (MPa\sqrt{mm})$
TR1	1	1,57	30,04	16,97
TR2	1,5	3,53	37,29	21,08
TR3	2	6,28	43,41	24,53
TR4	2,5	9,82	48,34	27,32
TR5	3	14,14	53,03	29,97
TR6	3,5	19,24	54,82	30,98
TR7	4	25,13	54,74	30,94
TR8	4,5	31,81	60,38	34,12
TR9	5	39,27	62,55	35,35
TR10	5,5	47,52	64,57	36,49
TR11	6	56,55	71,62	40,48
TR12	6,5	66,37	70,52	39,86
TR13	7	76,97	77,70	43,91
TR14	7,5	88,36	78,90	44,59

\*Nova análise do modelo global atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

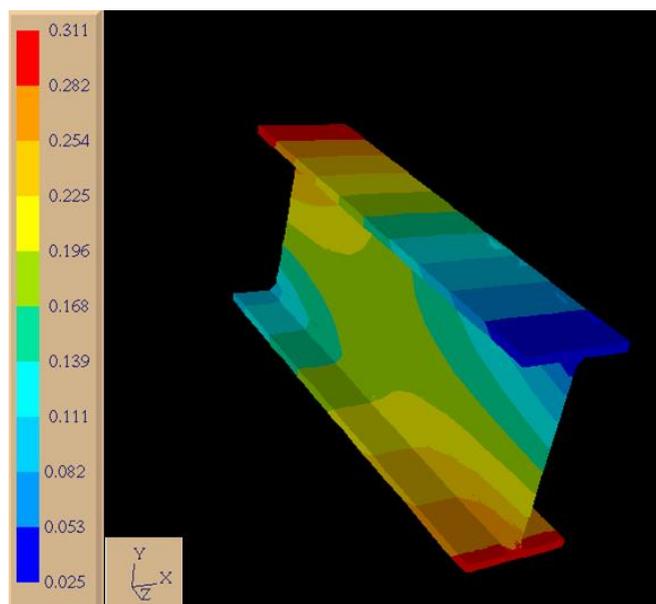


Figura 4.30: Distribuição dos deslocamentos na direção de  $z$  ( $U_z$ ) para o modelo local com uma trinca de raio de 7,5 mm para o carregamento máximo.

Para o carregamento máximo, a tensão média atuante no trecho da viga de translação, em regiões próximas à trinca, é de 23 MPa e, para o carregamento mínimo, a tensão média é de 13 MPa. Essas tensões foram obtidas do modelo global da viga de translação sem a presença de trinca através do *SOLIDWORKS*. A Tab. (4.11) e Fig. 4.31 mostram a comparação dos resultados obtidos pelo *FRANC3D* com os resultados baseados no método de Murakami para o carregamento máximo na viga de translação.

Os dados da Tab. (4.11) mostram que os resultados de  $K_I$  ficaram próximos dos resultados do *FRANC3D*, observando-se uma variação média de 1,25 % e uma diferença máxima abaixo de 8%. Observa-se que os valores do parâmetro  $\sqrt{area}$  estão acima de 1.000  $\mu\text{m}$ . No entanto, a modelagem numérica através do *FRANC3D* e o método de Murakami mostraram resultados bastante compatíveis para a análise do trecho da viga de translação em estudo.

Tabela 4.11 - Comparação dos valores do fator de intensidade de tensão entre o *FRANC3D* e o método de Murakami para o carregamento máximo no trecho da viga de translação.

Trinca	Raio (mm)	Área trinca (mm <sup>2</sup> )	$\sqrt{\text{área}}$ ( $\mu\text{m}$ )	$K_{I\text{máx}}$ (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )	$K_I$ Murakami (MPa $\sqrt{\text{mm}}$ )	Diferença (%)
TR1	1	1,57	1570,80	30,04	29,67	-1,25
TR2	1,5	3,53	3534,29	37,29	36,18	-3,07
TR3*	2	6,28	6283,19	43,41	41,93	-3,52
TR4	2,5	9,82	9817,48	48,34	46,86	-3,16
TR5*	3	14,14	14137,17	53,03	51,30	-3,38
TR6	3,5	19,24	19242,26	54,82	54,06	-1,40
TR7*	4	25,13	25132,74	54,74	59,24	7,58
TR8	4,5	31,81	31808,63	60,38	62,21	2,94
TR9*	5	39,27	39269,91	62,55	66,27	5,61
TR10	5,5	47,52	47516,59	64,57	69,51	7,11
TR11*	6	56,55	56548,67	71,62	71,83	0,29
TR12	6,5	66,37	66366,14	70,52	75,59	6,70
TR13*	7	76,97	76969,02	77,70	77,98	0,36
TR14	7,5	88,36	88357,29	78,90	81,11	2,73

\*Nova análise do modelo global atualizando a malha com o novo comprimento de trinca.

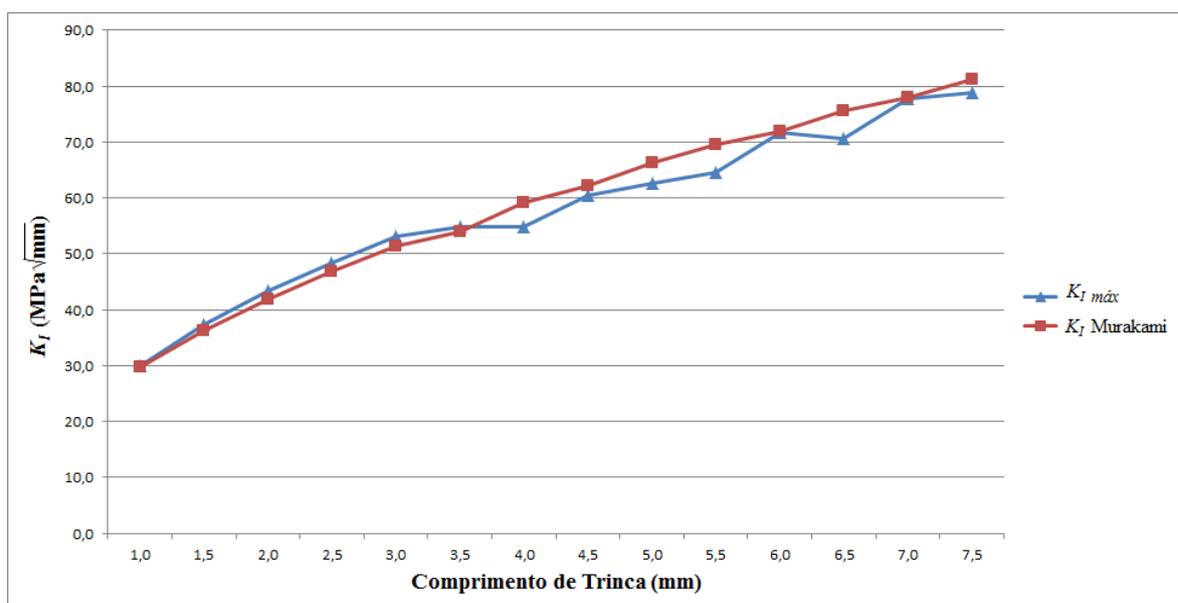


Figura 4.31: Gráfico comparativo dos valores do fator de intensidade de tensão  $K_I$  obtidos pelo *FRANC3D* e o método de Murakami.

Na Tab. (4.12) são apresentados os resultados da análise do *FRANC3D* para o cálculo da vida em fadiga no trecho da viga de translação. Utilizou-se o mesmo critério para a análise da propagação da trinca na mesa inferior da viga de translação, apresentado na Seção 4.2.4.1.2.

Na Fig. 4.32 está sendo representado um comparativo entre o *FRANC3D* e o método numérico para o cálculo de  $N_{if}$ .

Tabela 4.12 - Cálculo da vida em fadiga para o trecho da viga de translação utilizando os resultados do *FRANC3D*.

Trinca	Raio (mm)	Área trinca (mm <sup>2</sup> )	$K_{I\max}$ (MPa√mm)	$K_{I\min}$ (MPa√mm)	$\Delta K_I$ (MPa√m)	da/dN (m/ciclos)	N (ciclos)
TR1	1	1,57	30,04	16,97	0,41	4,86E-10	0
TR2	1,5	3,53	37,29	21,08	0,51	9,29E-10	7,068E+05
TR3	2	6,28	43,41	24,53	0,60	1,47E-09	1,124E+06
TR4	2,5	9,82	48,34	27,32	0,66	2,02E-09	1,411E+06
TR5	3	14,14	53,03	29,97	0,73	2,67E-09	1,624E+06
TR6	3,5	19,24	54,82	30,98	0,75	2,95E-09	1,802E+06
TR7	4	25,13	54,74	30,94	0,75	2,94E-09	1,972E+06
TR8	4,5	31,81	60,38	34,12	0,83	3,95E-09	2,117E+06
TR9	5	39,27	62,55	35,35	0,86	4,39E-09	2,237E+06
TR10	5,5	47,52	64,57	36,49	0,89	4,82E-09	2,346E+06
TR11	6	56,55	71,62	40,48	0,98	6,58E-09	2,433E+06
TR12	6,5	66,37	70,52	39,86	0,97	6,28E-09	2,511E+06
TR13	7	76,97	77,70	43,91	1,07	8,40E-09	2,579E+06
TR14	7,5	88,36	78,90	44,59	1,08	8,80E-09	2,637E+06

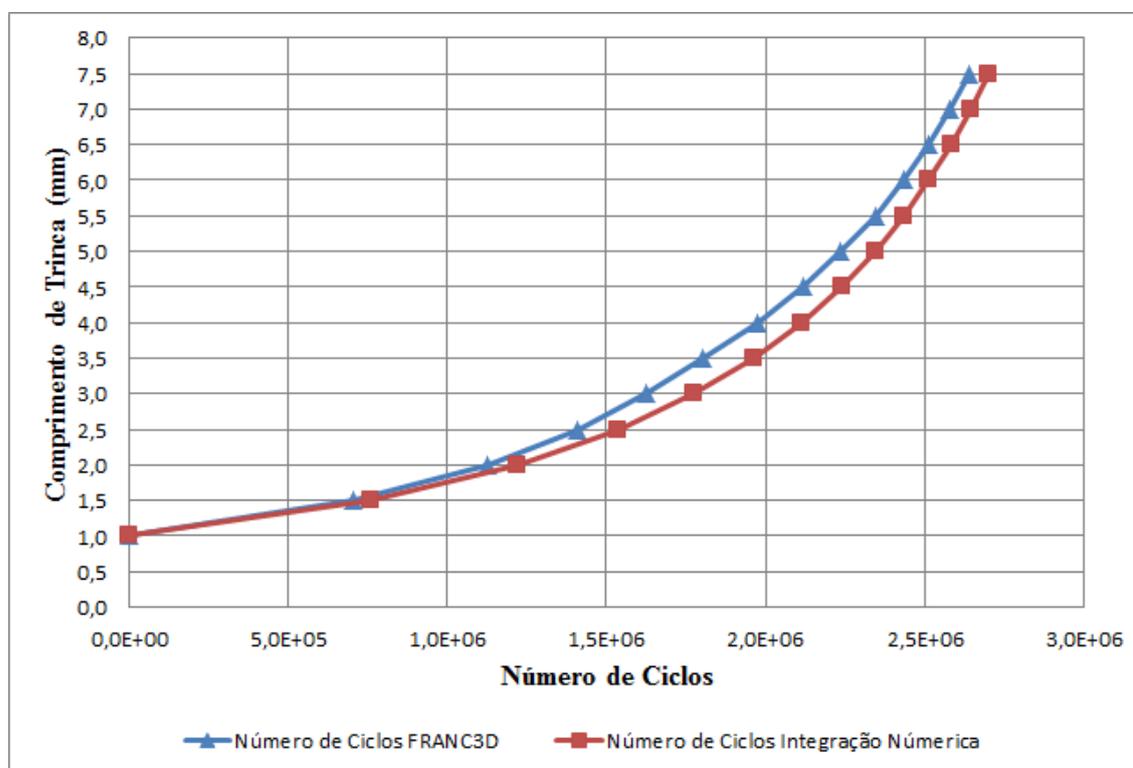


Figura 4.32: Gráfico comparativo entre o *FRANC3D* e o método da regra de Simpson para o cálculo da vida em fadiga para o trecho da viga de translação.

Observou-se que o número total de ciclos obtidos por meio do *FRANC3D* para o trecho da viga de translação, com a presença de uma trinca semicircular, considerando-se um raio inicial de 1 mm até atingir um raio de 7,5 mm foi de  $2,637 \times 10^6$  ciclos. De acordo com o critério apresentado na Seção 4.2.4.2, a movimentação de tarugos no forno corresponde a um ciclo de aproximadamente 48 segundos, com isso, a viga de translação com uma trinca de superfície na solda de junção da mesa inferior com a alma levaria 4,02 anos para essa trinca atingir o raio de 7,5 mm. Os resultados apresentados comprovam que a maior fração da vida em fadiga foi gasta para a propagação da trinca de raio inicial de 1 mm até atingir-se 3,5 mm de raio, correspondendo a 68% de sua vida total, considerando o raio final de 7,5 mm. A propagação da trinca cresce na exponencial em relação ao incremento da trinca. Para se propagar de um raio de 7,0 mm até atingir o raio 7,5 mm, a trinca levaria 32 dias.

#### **4.2.5 Cálculo da vida em fadiga da viga de translação pela NBR 8800**

Com base na Eq. (3.2) para o cálculo da vida em fadiga, considerou-se a região onde se situa o maior momento fletor positivo. A variação de tensão atuante neste trecho foi obtida através do modelo global, sem a presença de trincas, utilizando-se o programa *SOLIDWORKS*. Para a solicitação máxima, a tensão atuante foi de 25 MPa e, para a solicitação mínima, a tensão atuante foi de 2 MPa. Logo, a variação máxima da tensão atuante é de 23 MPa.

O tipo de detalhe construtivo relacionado aos parâmetros de fadiga está representado na tabela K.2 da NBR 8800 (ABNT, 2008) em sua seção 3.1, que se adequam às ligações soldadas dos componentes de barras compostas de chapas ou perfis. Para a categoria de tensão B, a variação máxima da tensão atuante deve ser maior ou igual a 110 MPa. Portanto, de acordo com a norma, não seria necessária a verificação à fadiga, uma vez que o valor obtido na viga de translação, no trecho de maior momento fletor positivo, é de 23 MPa. A constante  $C_f$  que correspondente à categoria de tensão B é de  $120 \times 10^8$ . O número de ciclos obtidos para a vida em fadiga baseado na abordagem em tensão (Curva *S-N*) foi de  $3,19 \times 10^8$  ciclos.

A avaliação baseada na abordagem da mecânica de fratura, metodologia de propagação de trincas, estima a vida da estrutura ou componente partindo-se de um comprimento mínimo de trinca até atingir um determinado comprimento, portanto, nessa metodologia não é considerado o período de nucleação/iniciação da trinca, ou seja, uma fração significativa da

vida total em fadiga. No entanto, como os valores obtidos nesta análise foram menores que o obtido na abordagem em tensão (curva  $S-N$ ), ressalta-se que os resultados demonstraram coerência entre as abordagens.

# 5

## CONCLUSÃO

Neste trabalho efetuou-se a análise da estimativa de vida em fadiga de uma viga de translação, responsável pela movimentação de tarugos no forno de reaquecimento, com base na fundamentação proporcionada pela mecânica da fratura, visando a análise de propagação de uma pequena trinca na estrutura até atingir-se um determinado comprimento. Para tal, utilizou-se uma estratégia de análise global-local, considerando-se a análise do modelo global (estrutura inteira) por meio do MEF, utilizando-se o programa *SOLIDWORKS*, valendo-se de elementos tetraédricos com aproximação quadrática no plano. Em seguida, criaram-se modelos locais tridimensionais em torno de trincas posicionadas em regiões críticas da estrutura, nos quais se propõe uma análise mais refinada, baseado no MEC, por meio do programa *FRANC3D*. As condições de contorno no modelo local foram definidas a partir dos resultados da análise global, tendo sido estabelecidas preferencialmente as componentes de deslocamentos calculadas pelo MEF. Nas superfícies do modelo local coincidentes com a superfície do modelo global, onde eram prescritas as forças de superfície, em geral, forças nulas, esta prescrição foi mantida no modelo local.

A análise baseada na mecânica da fratura envolveu o cálculo dos fatores de intensidade de tensão, na condição de solitação máxima (momento fletor máximo positivo), decorrentes dos carregamentos máximo e mínimo atuantes na viga de translação. A partir da análise unidimensional da estrutura móvel do forno, encontraram-se os carregamentos máximo e mínimo. Em seguida, esses carregamentos foram aplicados na análise tridimensional da viga baseada no *SOLIDWORKS*. Dessa análise tridimensional, identificou-se a região crítica,

correspondente aos carregamentos máximo e mínimo. Com base em inspeções rotineiras pela equipe de manutenção da indústria, verificaram-se trincas típicas do modo I numa região localizada a 400 mm da seção transversal onde ocorre o valor máximo de momento fletor na viga de translação da estrutura do forno de reaquecimento de tarugos.

Partindo-se dos resultados dessa análise, duas trincas foram inseridas nos modelos tridimensionais, nas posições específicas observadas pela equipe de manutenção. Uma trinca planar passante foi inserida na borda da mesa inferior, com comprimento inicial de 2,5 mm. Considerou-se ainda uma trinca semicircular planar com raio inicial 1 mm, no plano da seção transversal, inserida na solda de filete na junção da mesa inferior com a alma. Desses modelos com trincas inseridas no modelo global, obtiveram-se as condições de contorno em deslocamentos, correspondentes aos carregamentos máximo e mínimo, que foram impostos como condições de contorno aos modelos locais tridimensionais utilizando o MEC, por meio do programa *FRANC3D*.

Um primeiro modelo local consistiu de chapa extraída do modelo tridimensional global para a trinca iniciando na borda da mesa inferior da viga. Já o segundo modelo local consistiu de um trecho da viga com trinca na solda de junção da mesa inferior com a alma da viga. Para análise dos resultados, a cada frente de trinca, considerou-se uma variação maior que 10% no FIT, obtido por meio do *FRANC3D*, como condição limite para a realização de uma nova análise global da viga, visando ajustar a matriz de rigidez global tendo em vista o tamanho atualizado da trinca em propagação.

A estimativa de vida em fadiga obtida nas simulações usando o programa *FRANC3D* foi maior para a trinca na solda de junção da mesa inferior com a alma da viga. Observou-se que o número total de ciclos obtidos por meio do *FRANC3D* para a chapa, com uma trinca de borda com o comprimento inicial de 2,5 mm até atingir o comprimento crítico de 75,8 mm, foi de  $4,739 \times 10^5$  ciclos. A viga de translação com esse tipo de trinca, na região de momento fletor máximo positivo, levaria 0,72 anos (263 dias) para a trinca atingir o comprimento crítico. Analisou-se o comprimento de trinca de 50 mm até atingir 75,8 mm e observou-se que a trinca levaria 1,34 dias para se propagar. Por outro lado, o número total de ciclos, para o trecho da viga de translação, com a presença de uma trinca semicircular, considerando-se um raio inicial de 1 mm até atingir um raio de 7,5 mm, foi de  $2,637 \times 10^6$  ciclos. Observou-se

que seriam necessários 4,02 anos para essa trinca atingir o raio de 7,5 mm. Para raio de 7,0 até atingir o raio 7,5 mm, a trinca levaria 32 dias para se propagar.

A metodologia aplicada utilizando a técnica de análise global-local por meio do *SOLIDWORKS* e *FRANC3D* mostrou-se eficiente na solução do problema. O MEC apresentou uma alternativa vantajosa para a avaliação dos parâmetros da mecânica da fratura na análise de propagação de trincas tipicamente tridimensionais, em regiões sujeitas a elevados gradientes de tensão e de deformação tal como é o caso de pontos situados próximos à ponta da trinca, ou à frente de trinca.

De acordo com a norma NBR 8800 (ABNT, 2008), não seria necessária a verificação à fadiga baseada na abordagem em tensão (curva *S-N*), pois a variação máxima da tensão atuante na região onde se situa o maior momento fletor positivo na viga de translação foi inferior a 110 MPa, para a configuração da geometria do problema analisado. O número de ciclos obtido para a vida em fadiga baseada na curva *S-N* foi de  $3,19 \times 10^8$  ciclos. Os resultados demonstraram-se coerência entre as abordagens em tensão (curva *S-N*) e mecânica da fratura (propagação de trincas). A estimativa de vida em fadiga baseada na mecânica da fratura foi menor que a obtida na abordagem em tensão (curva *S-N*).

A partir destes resultados serão elaborados planos de inspeção e de manutenção das vigas de translação do forno de reaquecimento, visto que na realidade das trincas observadas, as mesmas evoluem rapidamente, principalmente as trincas a partir do comprimento de 50 mm na borda da mesa inferior da viga. Neste estudo demonstra que as inspeções de rotinas atuais detectam esse tipo de trinca em um patamar bastante evoluído baseado no histórico de inspeções, isto se deve ao fato a complexidade na detecção de trincas inferiores ao comprimento de 50 mm devido às dimensões e detalhes da estrutura metálica móvel do forno e a frequência de inspeções. Os planos de inspeção visa estabelecer uma sistemática para a realização de ensaios não destrutíveis nas vigas de translação, tal como líquido penetrante ou partículas magnéticas, e a readequação dos planos existentes, nas regiões críticas dessas vigas. No plano de manutenção pretende-se elaborar uma metodologia para a reparação das vigas de translação, proporcionando a continuidade operacional do forno de reaquecimento de tarugos.

# 6

## REFERÊNCIAS

AFONSO, D. F. Verificação à fadiga de pontes metálicas ferroviárias. Dissertação de mestrado em engenharia pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre. 2007. p.1-178.

ALIABADI, M. H., ROOK, D. P. Numerical fracture mechanics, Kluwer Academic Publishers, London. 1991. p.1-274.

AMERICAN WELDING SOCIETY – AWS D1.1; Structural Welding Code-Steel. Anexo B. 2000.

ANDERSON, T. L. Fracture Mechanics Fundamentals and Applications. CRC Press. 2 ed. 1995. p. 1-640.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT NBR 8800. NORMA BRASILEIRA. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Brasil. 2 ed. 2008. p.1-247.

BALIARSINGH, A. K. Prediction of Fatigue Crack Propagation Life in Single Edge Notched Beams Using Exponential Model. Master degree of the Technology in Mechanical Engineering. India. 2013. p. 1-70.

BANNANTINE, J. A.; COMER, J. J.; HANDROCK, J. L. Fundamentals of Metal Fatigue Analysis. Prentice Hall. 2 ed. 1990. p. 1-273.

BARSON, J. M.; ROLFE, S. T. Fracture Control in Structures: Applications of Fracture Mechanics. 3 ed. West Conshohocken: ASTM.1999.p.126 - 280.

BORGES, M. L. M. Análise de Propagação de Trinca Por Meio da Mecânica da Fratura. Dissertação de mestrado em Engenharia de Estruturas pela Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2010. p.1-163.

BROEK, D. Elementary Engineering Fracture Mechanics. 4 ed. 1984. p. 5-62 e p.250-282.

BRINCKERHOFF, P. Bridge Inspection and Rehabilitation, ed. John Wiley & sons. 1993. p.1- 23.

CFG - CORNELL FRACTURE GROUP. FRANC3D/ FRANC3D/Classic Version 3.2 for Cygwin/XFree86 (Cygwin 1.5.21) under MS WinXP/2000/NT ( last update Jan 15, 2009). Disponível em: <http://www.CFG.cornell.edu/software>. Acesso em: 27 fev, 2015.

CORBANI, S. Propagação de frentes de trincas parcialmente fechadas por flexão cíclica. Tese de Doutorado do Curso de Pós-Graduação da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro. 2012. p.1-236.

SOLIDWORKS Designer 2008 Training Manual by all4cad. Disponível em <http://www.urbookdownload.com/>. Acesso em: 27 fev, 2014.2008.

DIAS, J. F. Estudo do comportamento à fadiga de elementos estruturais e de máquinas em ferro fundido nodular austemperado (ADI) sujeito a carregamentos de amplitude variável. Tese de Doutorado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas pela Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2006. p. 1-122.

DOWLING, N. E. Mechanical Behavior of Materials. Engineering Methods for Deformation, Fracture and Fatigue. 2 ed. 1999. p. 391-611.

FABEANE, R.; FICANHA, R. A.; PRAVIA, Z. M. C. Verificação a Fadiga de Vigas de Rolamento de Pontes Rolantes Industriais. CONGRESSO LATINOAMERICANO DA CONSTRUÇÃO METÁLICA (CONSTRUMETAL). São Paulo. 2012. p.1-17.

FATEMI, A. Fatigue tests and Stress Life (S-N) approach. Chapter 4-Fatigue Tests & S-N Approach. Department of Mechanical, Industrial and Manufacturing Engineering. University of Toledo. 2013. p. 1-82. Disponível em: [https://www.efatigue.com/training/Chapter\\_4.pdf](https://www.efatigue.com/training/Chapter_4.pdf). Acesso em: 27 fev, 2014.

FETT, T. Stress Intensity Factors, T-Stresses, Weight Functions. Institute of Ceramics in Mechanical Engineering (IKM), University of Karlsruhe (TH). 2008. p.1-379.

FIGUEREDO, A. M. G. Caracterização da Fadiga Mecânica de Baixo Ciclo em Ligas Superelásticas de Niti. Tese de Doutorado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2006. p. 1-210.

FORNO COMBUSTOL. Manual para Fornos de Reaquecimento de Tarugos. 1986. p.1 - 101.

FRICKE, W. Fatigue analysis of welded joints: State of development. Marine Structures. v. 16. 2003. p.185-200.

GONÇALVES, E. S. S. Modelo de Simulação em Tempo Real de um Forno de Reaquecimento de Tarugos para Laminação. Dissertação de mestrado em Engenharia de Mecânica pela Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2011. p.1-104.

GUSTAFSSON, J.; SAARINEN, J. Multi-Axial Fatigue in Welded Details – an Investigation of Existing Design Approaches. Master degree of the Chalmers University of Technology. Suécia. 2007. p. 1-117.

KANNINEM M. F.; POPELAR C. H. Advanced Fracture Mechanics. Oxford University Press. Londres. 1985. p. 138 – 188.

KERELEZOVA, I. Numerical Modeling of Crack Path Propagation Depending on Steel Ratio in RC Beams. University Of Architecture, Civil Engineering and Geodesy. Bulgaria. 2012. p.1-39.

MORETTI, C. O.; BITTENCOURT, T. N. FRANC3D: Idéias Básicas, Conceitos Fundamentais e Utilização. Laboratório de Mecânica Computacional. Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações. São Paulo: Escola Politécnica da USP. São Paulo. 1998. p. 1-22.

MURAKAMI, Y. Analysis of stress intensity factors of modes I, II, III for inclined surface cracks of arbitrary shape. *Engineering Fracture Mechanics*. v. 22. n.1. 1985. p. 101-114.

MURAKAMI, Y.; ENDO, M. Effects of Defects, Inclusions and Inhomogeneities on Fatigue Strength. *International Journal of Fatigue*. v. 16. 1994. p. 163-182.

MURAKAMI, Y.; NEMAT-NASSER, N. S. Growth and stability of interacting surface flaws of arbitrary shape. *Engineering Fracture Mechanics*.v. 17.n. 3.1983. p. 193-210.

NORTON, R. L. Projeto de Máquinas: uma abordagem integrada/ Robert L. Norton: trad. João Batista de Aguiar, José Manuel de Aguiar [*et al.*]. 2 ed. Porto Alegre. Bookman. 2004.p. 1-919.

NUNES, M. R. P. P. Um novo algoritmo para modelagem de mecânica da fratura usando o método de elemento de contorno. Dissertação de mestrado em Engenharia de Estruturas pela Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. São Paulo. 2010. p.1-79.

OLLMANN, A. R. Modernas Técnicas de Aplicação de Refratários em Fornos de Reaquecimento. *Industrial Heating*, São Paulo, 2015. Disponível em:<<http://www.revistaih.com.br/artigo-tecnico/modernas-tecnicas-de-aplicacao-de-refratarios-em-fornos-de-reaquecimento/2562>> Acesso em: Junho de 2015.

RIBEIRO, T. S. A. Algoritmos Não-Singulares do Método de Elementos de Contorno para Problemas Bidimensionais de Elasticidade. Dissertação de mestrado em Engenharia de Estruturas pela Universidade Federal de Minas Gerais. Belo Horizonte. 2003. p.1-153.

SENA, A.,K.; MAHARANA, A. Prediction of Fatigue Crack Propagation a Cracked Beam Specimen, Department of Mechanical Engineering National Institute Of Technology Rourkela. Índia. 2014. p.1-39.

TADA, H.; PARIS, P. C.; IRWIN, G. R. The Stress Analysis of Crack Handbook. ASM International. Nova York. 3 ed. 2000. p.1-694

TEIXEIRA, R. S. Metodologia de análise de fadiga em componentes estruturais de aço baseada na Mecânica da Fratura. Dissertação de mestrado em Engenharia de Estruturas pela Universidade Federal de Minas Gerais. Minas Gerais. Belo Horizonte. 2004. p.1-92.

WILSON, A. D. Frature and Fatigue Properties of Strutral Steels. Lukens Steel Company. HANDBOOK. Fatigue and Fracture. ASM International. v. 19. 1997. p.1475 – 1940.

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

# 7

## REFERÊNCIAS RECOMENDADAS

GDOOTOS, E. E. Fracture Mechanics an Introduction. Netherlands. v.123. 2 ed. 2005.p. 1-55; 79-116.

KARIHALOO, B. L. Fracture Mechanics and Structural Concrete.1 ed. Nova York. 1995. p. 13- 43.

LEE, Y. L.; PAN, J.; HATHAWAY, R. B.; BARCKEY, M. E. Fatigue Testing And Analysis.EUA. 1 ed. 2005. p. 182-237.

PERES, L. O. R. Efeito de Concentração de Tensão na Vida em Fadiga de Aço Utilizado em Spindle de Laminador de Chapas Grossas – Análise Experimental e Modelamento via MEF. Dissertação de mestrado em Engenharia dos Materiais pela Universidade Federal de Ouro Preto. Ouro Preto. 2008. p.1-166.

PEREZ, N. Fracture Mechanics. Editora KLUWER Academic Publishers. Nova York. 2004. p. 1-71; 199-236.

RECKIEGEL, G.; SCHMIDT M. A. Uma Metodologia para Análise de Vida Para um Semi-Reboque para Transporte de Automóveis. Dissertação de mestrado em Engenharia Mecânica pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul. 2002. p.1-40.