



Universidade de Caxias do Sul

Pró-Reitoria de Pesquisa, Inovação e Desenvolvimento Tecnológico

Coordenadoria de Pesquisa e Pós-Graduação *Stricto Sensu*

Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências dos Materiais

Crescimento de Trinca de Fadiga no Aço SAE 4140 Sujeito à Vibração Forçada

Michael Fernando Camilo

Orientador: Prof^a. Dra. María Cristina Moré Farias

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Vieceli

Caxias do Sul

2015

Michael Fernando Camilo

**Crescimento de Trinca de Fadiga no Aço SAE 4140 Sujeito à Vibração
Forçada**

“Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais da Universidade de Caxias do Sul, visando à obtenção do grau de Mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais”, com a orientação da Prof.^a Dra. María Cristina Moré Farias e a coorientação do Prof. Dr. Alexandre Vieceli.

Caxias do Sul, 2015.

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Universidade de Caxias do Sul
UCS - BICE - Processamento Técnico

C183c Camilo, Michael Fernando, 1983-
Crescimento de trinca de fadiga no aço SAE 4140 sujeito à vibração
forçada / Michael Fernando Camilo. – 2015.
132 f. : il. ; 30 cm

Apresenta bibliografia.

Dissertação (Mestrado) – Universidade de Caxias do Sul, Programa de
Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais, 2015.

Orientadora: Profa. Dra. Maria Cristina Moré Farias ; Coorientador:
Prof. Dr. Alexandre Viecei.

1. Aço - Fadiga. 2. Aço – Tratamento térmico. 3. Resistência dos
materiais. 4. Vibração. I. Título.

CDU 2.ed.: 691.14

Índice para o catálogo sistemático:

1. Aço - Fadiga	691.14
2. Aço – Tratamento térmico	620.179.13-034.1
3. Resistência dos materiais	620.193
4. Vibração	534

Catalogação na fonte elaborada pela bibliotecária
Roberta da Silva Freitas – CRB 10/1730

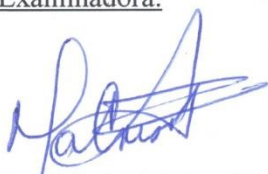
"Crescimento de trinca de fadiga no aço SAE 4140 sujeito à vibração forçada".

Michael Fernando Camilo

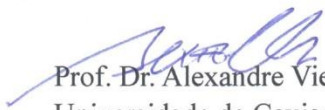
Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Materiais da Universidade de Caxias do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais, Área de Concentração: Processamento, Caracterização e Simulação de Materiais.

Caxias do Sul, 24 de junho de 2015.

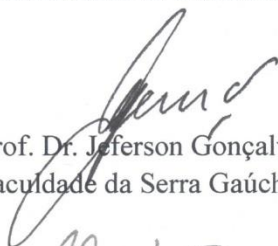
Banca Examinadora:



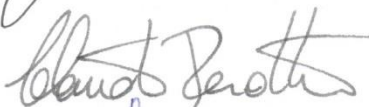
Profa. Dra. Maria Cristina Moré Farias (orientadora)
Universidade de Caxias do Sul



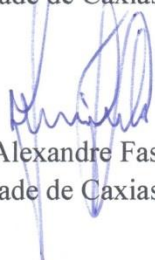
Prof. Dr. Alexandre Viegelli (coorientador)
Universidade de Caxias do Sul



Prof. Dr. Jefferson Gonçalves
Faculdade da Serra Gaúcha



Prof. Dr. Cláudio Antônio Perottoni
Universidade de Caxias do Sul



Prof. Dr. Alexandre Fassini Michels
Universidade de Caxias do Sul

“Crescimento de Trinca de Fadiga no Aço SAE 4140 Sujeito à Vibração Forçada”

Michael Fernando Camilo

Dissertação de Mestrado submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciências dos Materiais da Universidade de Caxias do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de Mestre em Engenharia e Ciências dos Materiais, Área de concentração: processamento, simulação e caracterização de materiais.

Caxias do Sul, 24 de Junho de 2015.

Banca Examinadora:

Prof.^a Dra. María Cristina Moré Farias (orientadora)
Universidade de Caxias do Sul

Prof. Dr. Alexandre Viecei (coorientador)
Universidade de Caxias do Sul

Prof. Dr. Alexandre Fassini Michels
Universidade de Caxias do Sul

Prof. Dr. Cláudio Antônio Perottoni
Universidade de Caxias do Sul

Prof. Dr. Jeferson Gonçalves
Faculdade da Serra Gaúcha – dB Tech Engenharia Ltda.

Prof. Dr. Márcio Ronaldo Farias Soares
Universidade de Caxias do Sul

AGRADECIMENTOS

Gostaria de agradecer aos meus orientadores: Dr^a. María Cristina Moré Farias, Dr. Alexandre Viecei e Dr. Israel Jacob Rabin Baumvol que compartilharam seus conhecimentos e experiências, possibilitando a realização deste trabalho.

Ao professor Dr. Alexandre Viecei, pela idealização do experimento e oportunidade dada para a realização da pesquisa.

Aos meus pais e minha família pela compreensão e apoio dados.

Aos funcionários da Metalúrgica Dallmac pelo apoio na fabricação dos corpos de provas e demais dispositivos. Ao proprietário João Nelson Camilo por contribuir e apoiar a realização dos ensaios de vibração-fadiga.

Aos membros da Banca pela atenção dada e contribuição no trabalho.

Aos funcionários dos laboratórios da Universidade de Caxias do Sul que participaram nos ensaios de caracterização mecânica e química dos corpos de prova.

“O que sabemos é uma gota, o que não sabemos é um oceano”
(Sir Isaac Newton)

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	8
LISTA DE TABELAS	11
LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES	12
RESUMO	15
ABSTRACT	16
1 Introdução	17
2 Revisão Bibliográfica	19
2.1 Estudo da Fadiga	19
2.1.1 Crescimento da Trinca de Fadiga – Mecânica Linear Elástica da Fratura	27
2.2 Movimento Vibratório	33
2.2.1 Cálculo do Fator de Amortecimento	37
2.3 Força Transmitida e Cálculo das Tensões em Componente sob Flexão	39
2.4 Comprimento de Trinca e Frequência Natural	41
2.5 Função Resposta na Frequência (<i>FRF</i>)	43
3 Metodologia	45
3.1 Equipamentos de Ensaios de Fadiga-Vibração	45
3.2 Corpos de Prova	47
3.2.1 Geometria e Montagem dos Corpos de Prova no Equipamento	47
3.2.2 Obtenção dos Corpos de Prova	51
3.2.3 Caracterização Química, Mecânica e Microestrutural dos Materiais	53
3.3 Procedimento de Ensaio de Fadiga-Vibração	55
3.3.1 Delineamento dos Experimentos	55
3.3.2 Medição da Frequência Natural (ω_n)	63
4 Resultados e Discussões	67
4.1 Composição Química, Microestrutura e Propriedades Mecânicas dos Corpos de Prova	67
4.2 Mudança na Frequência Natural	69
4.3 Cálculo do Fator de Amortecimento	70
4.4 Experimentos de Vibração-Fadiga	72
4.4.1 Ensaios Realizados na Condição de Deslocamento Constante	72
4.4.1.1 Avaliação da Taxa de Crescimento da Trinca de Fadiga da/dN	79
4.4.2 Ensaios Realizados na Condição de Força Constante	87
4.4.2.1 Análise Estatística para os Ensaios Realizados em Força Constante	94
4.4.3 Padrão de Trinca	97
4.4.4 Análise da Fratura por MEV	102
5 Conclusões	108

6 Sugestões para Trabalhos Futuros	110
6.1 Análise das Tensões Geradas	110
6.2 Corpo de Prova	113
6.3 Metodologia.....	115
Bibliografia.....	116
ANEXOS.....	124

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Componentes do carregamento cíclico	19
Figura 2 - Mecanismos de fadiga em etapas (a), resultado final no material (b)	20
Figura 3 - Eixo fabricado em aço SAE 4140, submetido à fadiga em flexão alternada.....	21
Figura 4 - Superfícies de fratura de fadiga para carregamentos axiais e de flexão.	22
Figura 5 - Crescimento das bandas de escorregamento em aço inoxidável ferrítico X10CrAl24	23
Figura 6 - Principais defeitos que causam a nucleação da trinca de fadiga (a), movimento das bandas de deslizamento (b).....	23
Figura 7 - Estágios de propagação da trinca (a). Mecanismo de embotamento e afinamento da trinca (b)	24
Figura 8 - Formação de estrias em ensaio de fadiga em aço 4140	25
Figura 9 - Curva S-N para aço SAE 4140 nitretado e temperado e revenido, ensaio em temperatura ambiente e em solução NaCl 3%.....	25
Figura 10 - Curvas de deformação por número de reversões, escala log-log.....	27
Figura 11 - Variação do comprimento de trinca a (mm) com o número de ciclos em fadiga.	28
Figura 12 - Curva característica de crescimento de trinca para diferentes valores de tensão.	29
Figura 13 - Representação da taxa de crescimento da/dN versus fator de intensidade de tensão ΔK (a). Efeito da mudança no valor de R (b).....	31
Figura 14 - Modelo simplificado de um sistema vibratório com parâmetros concentrados, com um grau de liberdade e movimento de base (a), função senoidal da força transmitida à base (b) e diagrama de equilíbrio de força da massa concentrada m_0 (c).....	34
Figura 15 - Transmissibilidade de deslocamento em função da variação de r e ξ	36
Figura 16 - Resposta de um sistema com fator de amortecimento $\xi < 1$	38
Figura 17 - Geometria ideal da seção trincada para um corpo de prova circular sob flexão alternada.....	40
Figura 18 - Variação da tensão com a frequência de excitação.....	40
Figura 19 - Curva de decaimento da frequência natural com o avanço da trinca de fadiga, utilizando o método de elementos finitos e método analítico.	41
Figura 20 - Curvas obtidas para o decaimento da frequência natural.	42
Figura 21 - Gráfico da função resposta na frequência.....	44
Figura 22 - Modificação da curva FRF pelo crescimento da trinca de fadiga.	44
Figura 23 - <i>Shaker</i> eletromecânico e os eixos de vibração.....	46
Figura 24 - Acelerômetros da marca PCB [®] . Modelos: 352C04 (a), 353B16 (b).	46
Figura 25 - Fluxograma do sistema de aquisição de sinal.	46
Figura 26 - Martelo de impacto da marca PCB [®] , modelo 086C03.	47
Figura 27 - Dimensões da haste (em mm) (a) e montagem do corpo de prova (b). Modelo simplificado equivalente (c).	48
Figura 28 - Geometria do concentrador de tensão em mm (a), modelamento pelo método de elementos finitos (b).	49
Figura 29 - Representação esquemática dos modos 1 e 2 de vibração do corpo de prova.	50
Figura 30 - Local de fixação dos acelerômetros para o modo 1, modo 2 e na base.	50
Figura 31 - Vista detalhada (a) e vista geral (b) do ensaio.	51
Figura 32 - Geometria e dimensões dos Corpos de prova de tração (em mm), conforme norma ASTM A370.	54
Figura 33 - Corpo de prova para ensaio Charpy, norma ASTM E 23/12c.	55
Figura 34 - Representação do corpo de prova, pontos A e B.....	56
Figura 35 - Planejamento fatorial de 2 níveis e 2 fatores com ponto central. Planejamento com número de repetições em ensaios com deslocamento constante (a) e força constante (b).	58

Figura 36 - Fluxograma da aquisição de dados e processamento no programa LABVIEW....	60
Figura 37 - Interface gráfica de controle gerada no software LABVIEW.	61
Figura 38 - Curva <i>FFT</i> para as acelerações envolvidas nos ensaios.	62
Figura 39 - Imagem do ensaio para execução da <i>FRF</i>	63
Figura 40 - Fluxo para coleta das frequências naturais.	64
Figura 41 - Interface gráfica para aquisição das frequências naturais.....	66
Figura 42 - Gráfico deformação x Tensão (MPa) para cálculo do módulo de elasticidade.	68
Figura 43 - Validação da dependência da frequência natural com o comprimento de trinca...	70
Figura 44 - Gráfico de deslocamento x (mm) em função do tempo t (s) para condição engastada, amostra revenida a 600°C (6X112,5R7).....	71
Figura 45 - Gráfico de deslocamento x (mm) por tempo t (s) em vibração livre, corpo de prova 5X125R4.....	72
Figura 46 - Curva de calibração para a amostra normalizada (NZ2,4R2).....	73
Figura 47 - Análise das tensões geradas, corpo de prova 6Z2,6R1.....	76
Figura 48 - Valores de tensão S_{22} normal (MPa) para os ensaios analisados.....	77
Figura 49 - Número de ciclos para os ensaios com z constante.	78
Figura 50 - Crescimento de trinca a (mm) por número de ciclos.....	78
Figura 51 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2).	80
Figura 52 – (a) Equação da reta na região II, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.	81
Figura 53 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1).	82
Figura 54 - (a) Equação da reta na região II, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.....	83
Figura 55 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, amostra revenida a 600°C (6Z2,6R1). .	84
Figura 56 – (a) Equação da reta na região II, amostra revenida a 600°C (6Z2,6R1). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.	85
Figura 57 - Curva de calibração para a amostra temperada e revenida a 500°C (5X125R4)...	87
Figura 58 - Progressão da tensão normal S_{22} , amostra revenida a 600°C (6X112,5R7)	90
Figura 59 - Valores de tensão S_{22} (MPa) para os ensaios analisados em $\dot{x}$ constante.	91
Figura 60 - Valores de tensão S_{22} (MPa) para os ensaios analisados em $\ddot{x}$ constante.	91
Figura 61 - Análise dos ciclos. Ensaio com $\dot{x}$ constante.....	92
Figura 62 - Curva de ciclos por tamanho de trinca. Amostra revenida a 600°C e normalizada (6X112,5R7 e NX106R2).....	93
Figura 63 - Curva de ciclos por tamanho de trinca. Amostras normalizadas (NX125R1 e NX125R5).....	93
Figura 64 - Análise gráfica do ajuste linear do modelo para número de ciclos. (a) Valores previstos versus valores observados e resíduos deixados pelo modelo linear (b).	96
Figura 65 - Superfície de fratura. Amostra normalizada (a), revenida a 600°C (b) e revenida a 500°C (c) (NX106R3, 6X112,5R6 e 5X125R1).	98
Figura 66 - Micrografias do corpo de prova normalizado (NX106R2). 200x (a), 500x (b) e 1000x (c).....	99
Figura 67 - Micrografias para o corpo de prova temperado e revenido a 600°C (6X112,5R1). 100x (a), 1000x (b) e 1000x (c).....	100
Figura 68 - Micrografias para o corpo de prova temperado e revenido a 500°C (5X125R2). 50x (a), 1000x (b) e 1000x (c).....	101
Figura 69 - Imagem geral da fratura da amostra normalizada (NX106R4) 147x (a). Imagem detalhada 1340x (b).	102

Figura 70 - Imagem da superfície de fratura da amostra normalizada na região de propagação da trinca principal (N $\times$ 125R1). Imagem 6670 $\times$ (a) e 4000 $\times$ (b).	103
Figura 71 - Imagem da superfície de fratura da amostra revenida a 600°C (6 $\times$ 112,5R5) 147 $\times$ (a). Imagem detalhada da região de propagação da trinca 4000 $\times$ (b).	104
Figura 72 - Imagem da superfície de fratura da amostra revenida a 500°C (5 $\times$ 125R1) 147 $\times$ (a). Imagem das microtrincas geradas na região de propagação da trinca principal 4000 $\times$ (b).	105
Figura 73 - Imagens das inclusões e <i>dimples</i> encontradas nas análises realizadas na amostra revenida a 600°C (6 $\times$ 112,5R5) (a) e (b). EDS da inclusão destacada (c).	106
Figura 74 - Curva de isotensão, $S_{22} = 550$ MPa.	111
Figura 75 - Curva de isotensão, $S_{22} = 500$ MPa.	112
Figura 76 - Curva de isotensão, $S_{22} = 450$ MPa.	112
Figura 77 - Curva de isotensão, $S_{22} = 400$ MPa.	113
Figura 78 - Proposta de nova geometria na região de análise da trinca.	114
Figura 79 - Curva de calibração para o corpo de prova elíptico.	115

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores de C e m típicos para aços, $R = 0$.	30
Tabela 2 - Composição química em % do aço SAE 4140 conforme norma ASTM A322.	51
Tabela 3 - Propriedades mecânicas do aço SAE 4140 submetido a tratamentos térmicos distintos.	52
Tabela 4 - Valores de rugosidade na região de geração da trinca.	53
Tabela 5 - Relação das nomenclaturas para o material normalizado	57
Tabela 6 - Relação das nomenclaturas para o material revenido a 600°C	57
Tabela 7 - Relação das nomenclaturas para o material revenido a 500°C	58
Tabela 8 - Composição química em % das amostras testadas do aço SAE 4140.	67
Tabela 9 - Propriedades Mecânicas do aço SAE 4140 para os 3 tratamentos térmicos.	67
Tabela 10 - Dados para verificação da mudança na frequência natural.	69
Tabela 11 - Dados para o corpo de prova normalizado (NZ2,4R2), $z = 2,4 \times 10^{-1}$ mm.	74
Tabela 12 - Dados para o corpo de prova revenido a 500°C (5Z2,4R1), $z = 2,4 \times 10^{-1}$ mm.	74
Tabela 13 - Dados para o corpo de prova revenido a 600°C (6Z2,6R1), $z = 2,6 \times 10^{-1}$ mm.	74
Tabela 14 - Dados para o corpo de prova normalizado (NZ3,0R2), $z = 3,0 \times 10^{-1}$ mm.	74
Tabela 15 - Dados para o corpo de prova revenido a 500°C (5Z3,0R1), $z = 3,0 \times 10^{-1}$ mm.	75
Tabela 16 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2).	79
Tabela 17 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1).	82
Tabela 18 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova temperado e revenido a 600°C (6Z2,6R1).	84
Tabela 19 - Valores de m e C ($R = -1$) e C_0 ($R = 0$) para amostras normalizadas e temperadas.	86
Tabela 20 - Número de ciclos calculado e obtido experimentalmente.	86
Tabela 21 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5X106R1), $\dot{x} = 106,00$ m/s ² .	87
Tabela 22 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (NX106R2), $\dot{x} = 106,00$ m/s ² .	88
Tabela 23 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 600°C (6X112,5R7), $\dot{x} = 112,5$ m/s ² .	88
Tabela 24 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5X125R3), $\dot{x} = 125,00$ m/s ² .	88
Tabela 25 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5X125R4), $\dot{x} = 125,00$ m/s ² .	88
Tabela 26 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (NX125R1), $\dot{x} = 125,00$ m/s ² .	89
Tabela 27 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (NX125R5), $\dot{x} = 125,00$ m/s ² .	89
Tabela 28 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (NX125R3), $\dot{x} = 125,00$ m/s ² .	89
Tabela 29 - Matriz de ensaios e número de ciclos obtidos para o planejamento fatorial 2 ² com ponto central e 2 repetições.	94
Tabela 30 - Estimativa dos efeitos e do erro padrão do número de ciclos para o planejamento fatorial 2 ² .	95
Tabela 31 - Coeficientes estimados do modelo linear para o número de ciclos.	95
Tabela 32 - Análise de variância do modelo linear do número de ciclos.	96
Tabela 33 - Convergência dos resultados para $S_{22} = 550, 500, 450$ e 400 MPa.	111

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES

S_a	Amplitude de tensão aplicada (MPa)
$S_{\min}, S_m, S_{\max}$	Tensões mínima, média e máxima, respectivamente (MPa)
S_e'	Tensão limite de fadiga (MPa)
S_{22}	Tensão normal na direção do eixo y' do <i>shaker</i> (MPa)
m_0	Massa concentrada no movimento vibratório (kg)
$F_I(t)$	Força inercial (em função do tempo) provocada pela massa m_0 (N)
$F_S(t)$	Força de reação (em função do tempo) provocada pela estrutura (N)
$F_D(t)$	Força de reação (em função do tempo) provocada pelo amortecimento da estrutura (N)
c_0	Constante de amortecimento histerético da estrutura ($N \cdot \frac{s}{m}$)
c_c	Constante de amortecimento histerético crítico ($N \cdot \frac{s}{m}$)
k_0	Rigidez da estrutura ($\frac{N}{m}$)
$\ddot{x}(t)$	Aceleração, em função do tempo, do corpo com massa m_0 ($\frac{m}{s^2}$)
$\dot{x}(t)$	Velocidade, em função do tempo, do corpo de massa m_0 ($\frac{m}{s}$)
$x(t)$	Deslocamento, em função do tempo, do corpo de massa m_0 (mm)
$\dot{y}(t)$	Velocidade, em função do tempo, da base de excitação ($\frac{m}{s}$)
$y(t)$	Deslocamento, em função do tempo, da base de excitação (mm)
$\ddot{z}(t)$	Aceleração relativa, em função do tempo, do corpo com massa m_0 e base de excitação ($\frac{m}{s^2}$)
$\dot{z}(t)$	Velocidade relativa, em função do tempo, do corpo com massa m_0 e base de excitação ($\frac{m}{s}$)
$z(t)$	Deslocamento relativo, em função do tempo, do corpo com massa m_0 e base de excitação (mm)
ω	Frequência angular de excitação (Hz ou $\frac{rad}{s}$)
Y	Amplitude de deslocamento da base (mm ou m)
X	Amplitude de deslocamento do corpo de massa m_0 (mm ou m)
Z	Amplitude de deslocamento relativo da massa m_0 e base de excitação (mm ou m)

r	Razão entre a frequência de excitação e a natural
ξ	Fator de amortecimento
ϕ	Ângulo de fase (rad)
δ	Decremento logarítmico
ω_d	Frequência de vibração amortecida (Hz ou $\frac{\text{rad}}{\text{s}}$)
τ_d	Período de vibração amortecida (s)
ω_n	Frequência natural do corpo de prova (Hz ou $\frac{\text{rad}}{\text{s}}$)
ω_{n0}	Frequência natural inicial, sem a presença da trinca, do corpo de prova (Hz ou $\frac{\text{rad}}{\text{s}}$)
N	Número de ciclos
F_0	Força aplicada para vibração livre (N)
M	Momento fletor resultante (N·m)
I	Momento de inércia de área (m ⁴)
r_0	Raio da seção circular do corpo de prova (mm)
L	Comprimento no momento fletor (mm)
K_t	Concentrador de tensão
a	Comprimento da trinca de fadiga (mm)
b	Expoente de resistência à fadiga
c	Expoente de ductilidade à fadiga
σ_f'	Coefficiente de resistência à fadiga (MPa)
E	Módulo de elasticidade (GPa)
ε_f'	Coefficiente de ductilidade à fadiga (mm/mm)
$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}, \frac{\Delta\varepsilon_e}{2}, \frac{\Delta\varepsilon}{2}$	Amplitude de deformação plástica, elástica e total (mm/mm)
β	Fator geométrico da equação de Paris
C	Constante da equação de Paris $\left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}\right)$
m	Constante da equação de Paris
ΔK	Faixa do valor do fator de intensidade de tensão (MPa $\sqrt{\text{m}}$)
γ	Constante da equação de Walker
K_{IC}	Tenacidade a fratura do material (MPa $\sqrt{\text{m}}$)
$ H(\omega) $	Função resposta na frequência
MLEF	Mecânica linear elástica da fratura

<i>FRF</i>	Função frequência de resposta
<i>FFT</i>	Transformada rápida de Fourier
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
EDS	Espectroscopia de energia dispersiva
MEF	Método de elementos finitos

RESUMO

Fadiga é uma causa comum de falhas em componentes mecânicos e estruturas metálicas, quando sujeitos a carregamentos dinâmicos, causadas pelo surgimento e propagação de uma trinca de fadiga, sendo a chamada lei de Paris o principal modelo dessa propagação. Esse trabalho teve o objetivo de gerar e avaliar o processo de fadiga para o aço SAE 4140 em diferentes microestruturas, obtidas por meio da realização de tratamento térmico. As cargas dinâmicas, necessárias para a geração da fadiga nos materiais, foram obtidas mediante a utilização da vibração forçada, servindo também como controle do comprimento de trinca por meio da frequência natural, calculada previamente pelo método de elementos finitos (MEF) e verificada experimentalmente para diferentes comprimentos de trinca. Foram realizados 3 tratamentos térmicos distintos, assim como utilizados diferentes níveis de carga, para avaliação do número de ciclos e a taxa de crescimento da trinca de fadiga. Os ensaios foram feitos em corpos de prova normalizados, temperados e revenidos a 600°C e temperados e revenidos a 500°C. Com a utilização da vibração foi possível exercer dois métodos diferentes de aplicação de carga: por deslocamento e força constantes. Com carregamento por deslocamento constante foram obtidos melhores resultados quando comparado com a outra abordagem, pois na medida em que ocorreu a progressão da trinca, as tensões evoluíram com uma menor intensidade. O material temperado e revenido a 500°C teve durabilidade superior, em comparação com os demais tratamentos, independente do método de carregamento. Nos ensaios com deslocamento constante foi possível realizar o cálculo dos parâmetros m e C do modelo de Paris, obtendo-se o valor de $4,44$ e $1,51 \times 10^{-13}$ $\left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}\right)$ para m e C , respectivamente, na amostra normalizada. No material temperado e revenido a 600°C os valores foram $2,61$ e $2,20 \times 10^{-10}$ $\left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}\right)$, enquanto que na amostra temperada e revenida a 500°C foi obtido $2,50$ e $2,10 \times 10^{-10}$ $\left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}\right)$.

Palavras-Chave: fadiga, lei de Paris, vibração forçada, frequência natural, *FRF*.

ABSTRACT

Fatigue is a common cause of failures in mechanical components and metal structures when subjected to dynamic loads, caused by the growth of a crack, with the so-called Paris' law the main model for crack propagation. This work aimed to generate and evaluate the process of fatigue for the AISI 4140 steel in different microstructures, obtained by distinct heat treatments. Dynamic loads, necessary for the generation of fatigue in the material, were obtained by forced vibration, also serving as the crack length control through natural resonance frequency, previously calculated in finite elements (FEM) with experimental verification for different crack lengths. Three different heat treatments were performed, as well as different levels of loadings, to evaluate the number of cycles and the fatigue crack growth rate. Experiments were done with samples in normalized condition, quenched and tempered at 600°C and quenched and tempered at 500°C. With the use of vibration it was possible to apply two different methods of loading: constant displacement and constant force. With the displacement loading was obtained better results when compared to the other approach, since the propagation of the crack occurs, the stresses developed at a lower intensity. The quenched and tempered at 500°C sample had superior durability in comparison with the other heat treatments, regardless of the loading method. With the constant strain loading it was possible to evaluate the Paris' law constants, m and C . For the normalized sample, the values were $4,44 \text{ e } 1,51 \times 10^{-13} \left(\frac{\text{mm/cycles}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m} \right)$ for m and C , respectively. With the quenched and tempered at 600°C material it were obtained $2,61 \text{ e } 2,20 \times 10^{-10} \left(\frac{\text{mm/cycles}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m} \right)$, whereas for quenched and tempered at 500°C the results were $2,50 \text{ e } 2,10 \times 10^{-10} \left(\frac{\text{mm/cycles}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m} \right)$.

Keywords: fatigue, Paris' law, forced vibration, natural frequency, *FRF*.

1 Introdução

Fadiga é uma causa comum de falha em estruturas e componentes de máquinas sujeitos a carregamentos variáveis ao longo do tempo, medidos na forma de amplitude de tensão ou deformação [1]. Diversas teorias foram desenvolvidas com o intuito de modelar este fenômeno. Quando um componente falha por cargas estáticas [4], geralmente é percebida uma grande deformação no material antes do colapso. Em outras palavras, há um sinal que o material irá falhar. Isso ocorre porque a tensão aplicada ultrapassa o limite de escoamento. Todavia, em fadiga não se visualiza essa deformação. Quando o material falha geralmente não há uma percepção prévia, pois é um fenômeno microestrutural estimulado pela formação de uma trinca e que evolui a cada ciclo de movimento [3].

Alguns especialistas em mecânica da fratura indicam que até 80% das falhas mecânicas ocorram por fadiga, enquanto outros afirmam que esse número chega a 90% [2, 3]. Os custos causados por falhas mecânicas já representavam, aproximadamente, 4% do PIB norte-americano no início da década de 1980 [5]. Tendo em vista esses dados, são de extrema importância o estudo e a compreensão desse fenômeno físico. Os primeiros estudos de fadiga em metais desenvolveram-se durante o século 19, com o advento da revolução industrial. Era percebido que equipamentos, tais como caldeiras, falhavam sob a ação de cargas dinâmicas durante certo número de ciclos. William Albert, em 1837, foi o autor do primeiro artigo sobre fadiga, onde foi estabelecida uma correlação entre carga cíclica e durabilidade do metal. Um dos pioneiros no estudo da fadiga, recebendo grande destaque, foi August Wöhler (1860-1870), realizando uma investigação em falhas apresentadas em eixos de locomotivas, devido à aplicação de cargas cíclicas. Foi introduzido o conceito de teste de fadiga por flexão rotativa, culminando no desenvolvimento da famosa curva *S-N*, relacionando a tensão aplicada pelo número de ciclos até a falha, isto é, estimando a vida do material em fadiga, assim como o conceito de tensão limite de fadiga [6]. Em 1886, Johann Bauschinger escreveu o primeiro artigo sobre o comportamento dos materiais nas curvas de tensão-deformação com aplicação de uma carga cíclica. Gerber e Goodman, no final do século 19, propuseram teorias de vida em fadiga. Baseada na teoria, desenvolvida naquela época, realizaram-se os primeiros desenvolvimentos de produtos levando em consideração a análise de fadiga, resultando em componentes com uma maior durabilidade.

No começo do século 20, J. A. Ewing demonstrou a origem da falha de fadiga em trincas microscópicas. Em 1910, Baskin definiu o formato típico da curva *S-N* proposta por Wöhler, dispondo os dados em uma curva log-log.

O início da chamada mecânica da fratura ocorreu com o desenvolvimento do trabalho de Alan A. Griffith, em 1920, realizando investigações sobre as trincas de fadigas geradas em materiais frágeis. Avanços foram obtidos nessa área com os estudos de Irwin, 1957, introduzindo o conceito do fator de intensidade de tensão. Com o advento dessa abordagem, surgiram tentativas de caracterizar o crescimento da trinca de fadiga em termos desse fator [6]. Paris, Gomez e Anderson, em 1961, foram os primeiros a propor a relação do avanço da trinca de fadiga por número de ciclos, com a faixa de valor do fator de intensidade de tensão, cuja abordagem foi aceita no trabalho de Paris e Erdogan, em 1963. A chamada lei de Paris é o principal modelo para estudo do crescimento da trinca de fadiga.

No intuito de gerar cargas cíclicas, com o objetivo de iniciar e propagar o fenômeno de fadiga, a vibração mecânica pode ser uma fonte, visto a sua natureza dinâmica. No entanto, em vibração existem outros parâmetros, tais como frequência e amortecimento, cuja relação com o crescimento de fadiga deve ser abordada. Também existe a possibilidade de relacionar o tamanho da trinca de fadiga com a variação dos modos de vibração de uma estrutura, devido ao fato da trinca de fadiga modificar a rigidez do material.

Assim, neste trabalho, realizou-se um estudo do crescimento da trinca de fadiga em aço com diferentes propriedades mecânicas. Para tal objetivo, foi proposto:

- a) avaliar o comportamento de fadiga em flexão alternada, por meio de vibração forçada, relacionando o comprimento de trinca com a medição das frequências naturais;
- b) estudar os ciclos de vida de fadiga e tensões normais no aço SAE 4140, em condições de carregamento cíclico senoidal com deslocamento constante e força constante;
- c) estudar a influência do tratamento térmico normalizado, temperado e revenido a 600°C e temperado e revenido a 500°C, na vida de fadiga do aço SAE 4140;
- d) determinar o efeito do nível de carregamento de fadiga e do tratamento térmico no número de ciclos de fadiga, para o aço SAE 4140, por meio de planejamento experimental fatorial;
- e) avaliar se a taxa de crescimento da trinca de fadiga segue o modelo de Paris, para o carregamento cíclico com deslocamento constante;
- f) estudar a morfologia das superfícies de fratura por fadiga e sua correlação com o nível e tipo de carregamento, tal como o tipo de tratamento térmico.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Estudo da Fadiga

Fadiga é definida como o termo que se aplica a mudanças em propriedades que podem ocorrer em um material metálico, devido à aplicação de tensões ou deformações repetidas [6]. Essas mudanças nas propriedades podem levar ao surgimento de trincas ou falhas. Essa definição, geralmente, também é válida para materiais não metálicos. Ressalta-se que a magnitude da tensão, ou deformação, não é condição suficiente para causar a falha por fadiga. Uma quantidade de números de ciclos é necessária para ocorrer falha por fadiga, que é manifestada na forma de iniciação ou nucleação de uma trinca, seguida de seu crescimento até atingir um tamanho crítico, levando à ruptura.

Na Figura 1 é esquematizada a variação do carregamento no tempo, caracterizando o movimento cíclico necessário para que ocorra o processo de fadiga [3].

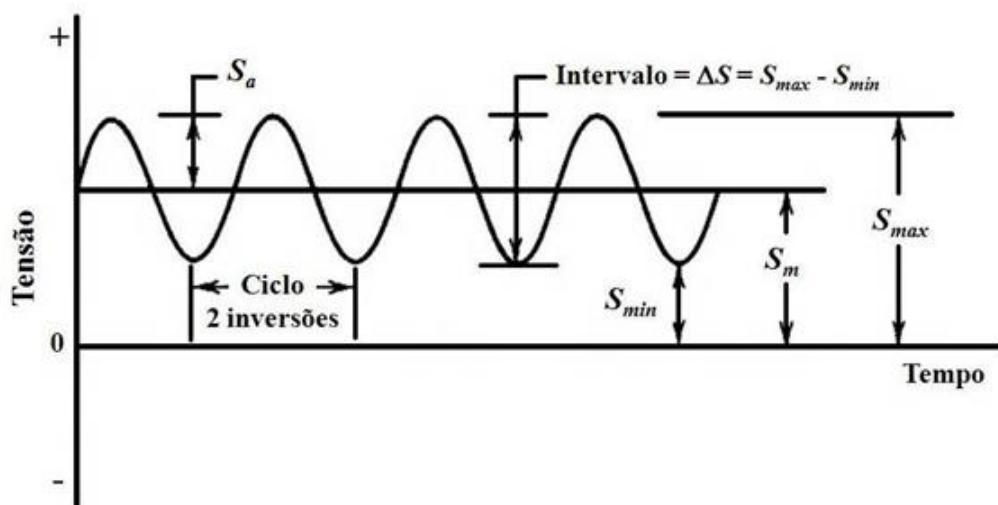


Figura 1 - Componentes do carregamento cíclico [3].

S_a é definida como a parcela alternante da tensão ou amplitude, equação 1, indicando a característica dinâmica do processo [7]. S_m , S_{min} e S_{max} são as tensões média, mínima e máxima, respectivamente, enquanto que ΔS é o intervalo, ou faixa, de tensões. As relações existentes entre esses termos estão nas equações de 1 a 5.

$$S_a = \left| \frac{S_{max} - S_{min}}{2} \right| = \left| \frac{\Delta S}{2} \right| \quad (1)$$

$$S_m = \frac{S_{\max} + S_{\min}}{2} \quad (2)$$

$$\Delta S = S_{\max} - S_{\min} \quad (3)$$

$$R = \frac{S_{\min}}{S_{\max}} \quad (4)$$

$$A = \frac{S_a}{S_m} \quad (5)$$

R , na equação 4, é a razão de tensão, enquanto que A , equação 5, é a razão de amplitude. Quanto ao tipo de carregamento, ocorre a chamada tensão alternada quando o valor médio é zero, sendo $R = -1$ e $A = \infty$. Quando a tensão mínima for zero chama-se tensão pulsante, com $R = 0$ e $A = 1$. Quando todos os valores são diferentes de zero, tem-se a chamada tensão flutuante, cujos valores de R e A são positivos com R variando entre $0 \leq R \leq 1$.

Os mecanismos de fadiga são divididos em: nucleação, propagação e fratura [8]. A representação desses mecanismos está ilustrada na Figura 2.

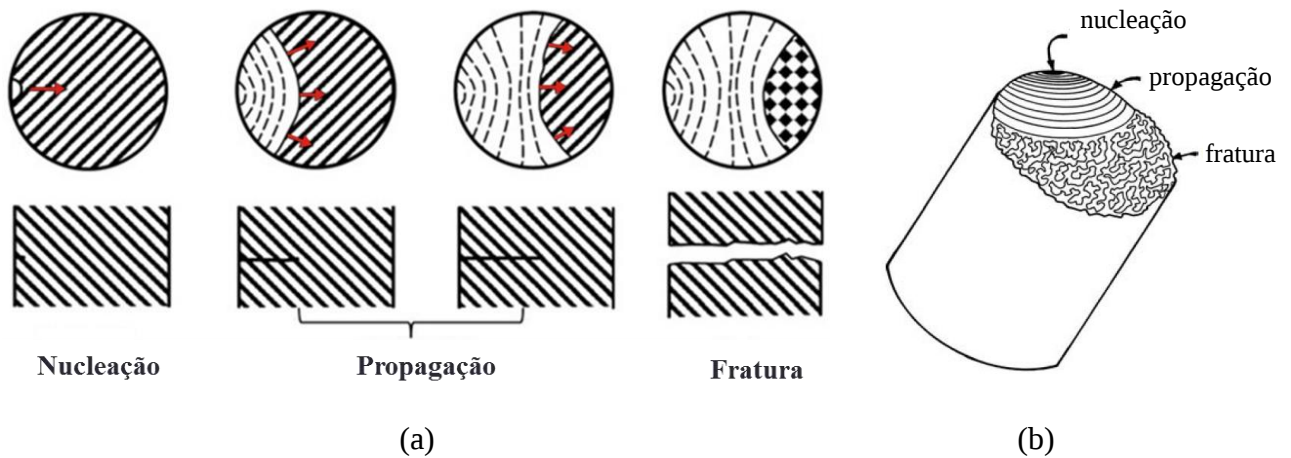


Figura 2 - Mecanismos de fadiga em etapas (a) [9], resultado final no material (b) [8].

Em geral a propagação da trinca não é uniforme, ou seja, a trinca cresce rapidamente em algumas regiões e mais lentamente em outras. Esta propagação não uniforme origina o aparecimento, na superfície, de marcas chamadas “marcas de praia” que, normalmente, têm um formato de meia-lua e, em muitos casos, são côncavas em relação à origem, facilitando, assim, a identificação do ponto de formação da trinca. Os três mecanismos, tal como as marcas de praia, estão mostrados na Figura 3, para um eixo fabricado em aço SAE 4140. As letras A e B representam a nucleação, enquanto que FF é a região de propagação com as marcas de praia. OL é a região final da fratura ocorrida no elemento mecânico. HAZ é a região afetada pelo calor, devida à aplicação de solda.

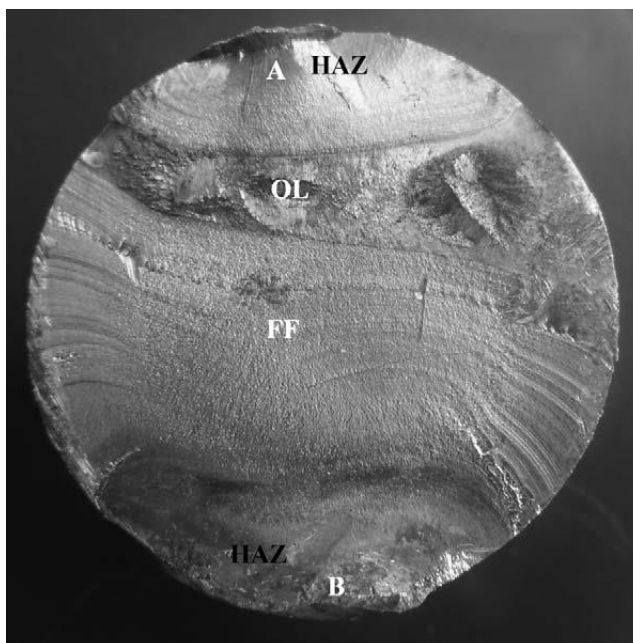


Figura 3 - Eixo fabricado em aço SAE 4140, submetido à fadiga em flexão alternada [10].

Cabe ressaltar que o aspecto macroscópico da superfície da fratura pode mudar de acordo com a intensidade e modo de aplicação da tensão cíclica, tal como a geometria do corpo de prova, ou seja, presença de descontinuidades geométricas (entalhes, furos, roscas e outros) que provocam uma concentração de tensões. Na Figura 4, apresentam-se os principais tipos de fratura superficial macroscópica em função do nível de carregamento e geometria, para cargas axiais e de flexão [3, 11].

As trincas de fadiga geralmente nucleiam-se na superfície, como em entalhes ou em superfícies com rugosidade elevada. No entanto, podem ocorrer no interior do material, caso contenha descontinuidade ou defeitos, tais como poros, inclusões, partículas de segunda-fase, contornos de macla e contornos de grão. Os defeitos atuam como concentradores de tensões, resultando em deformação plástica localizada e o surgimento da trinca de fadiga [12, 13].

Em relação aos contornos de grãos, o início da trinca é favorecido em grãos maiores [13]. Também é conhecido que ocorre o retardamento do início da trinca, assim como a diminuição da taxa de crescimento, para grãos menores. Em geral, as trincas ocorrem no grão ou no contorno de grão quando interferências de escorregamentos causam concentradores de tensão.

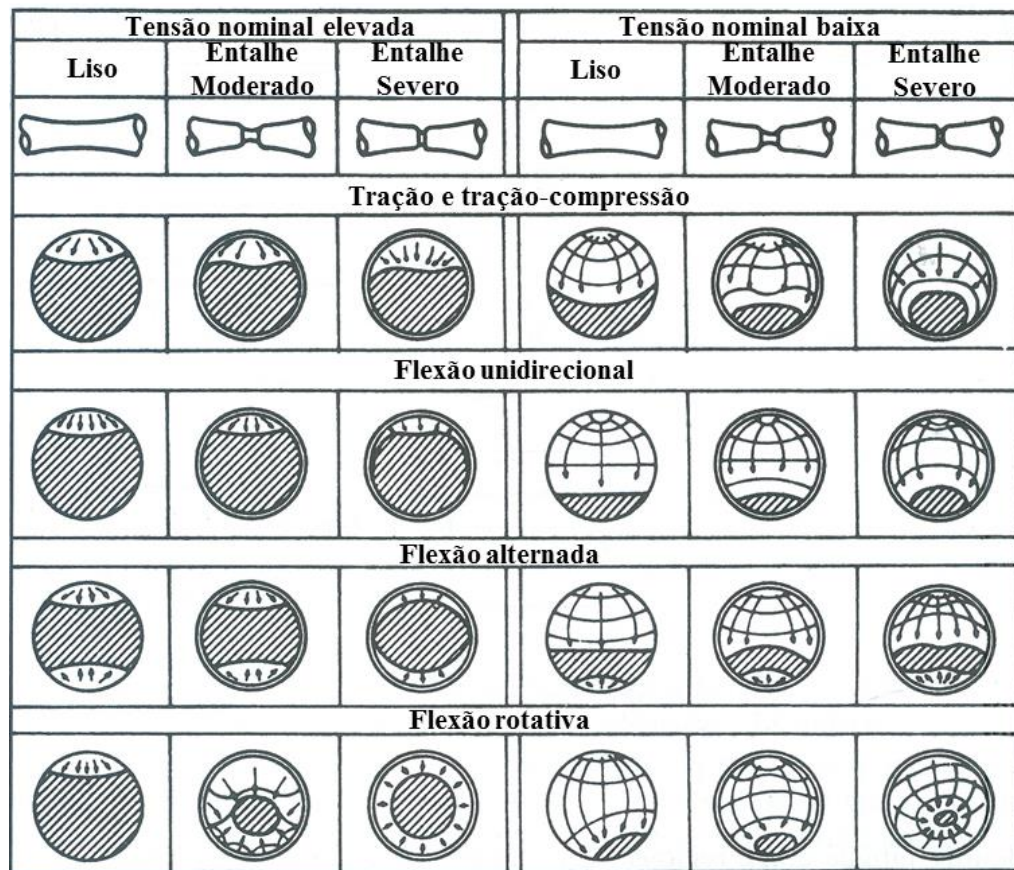


Figura 4 - Superfícies de fratura de fadiga para carregamentos axiais e de flexão [3, 11].

Também podem ocorrer trincas devido ao movimento de discordâncias que, com o aumento do número de ciclos, multiplicam-se e acumulam-se no material, resultando no aumento da densidade de discordâncias. Isso leva à formação de estruturas conhecidas como bandas de deslizamento, sobretudo em materiais dúcteis [14]. Essas bandas aparecem como linhas finas que acumulam-se com o carregamento, assim como crescem em largura, levando à geração de intrusões e extrusões na superfície. O crescimento das bandas de escorregamento está mostrado na Figura 5. Evidencia-se a relação da densidade de bandas com o aumento do número de ciclos [15].

Na Figura 6 (a) estão representados os principais defeitos que resultam na nucleação da trinca de fadiga, enquanto que a Figura 6 (b) mostra o deslocamento das bandas de deslizamento, resultando na formação das estruturas de inclusão e extrusão na superfície do material.

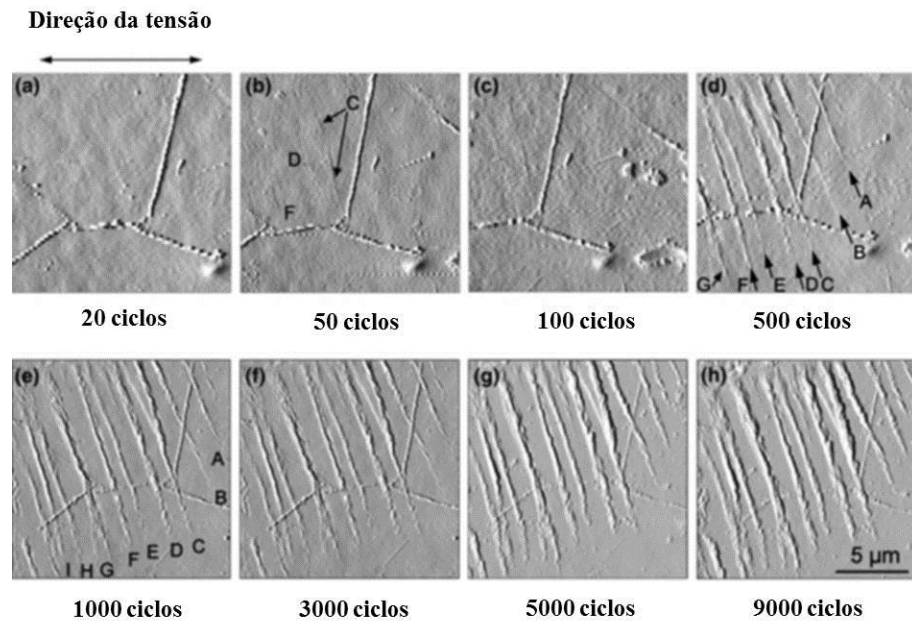


Figura 5 - Crescimento das bandas de escorregamento em aço inoxidável ferrítico X10CrAl24 [15].

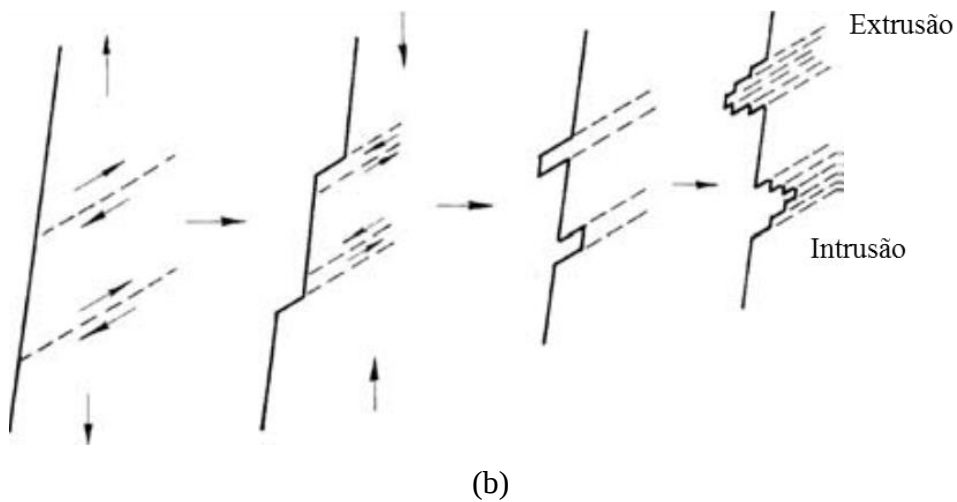
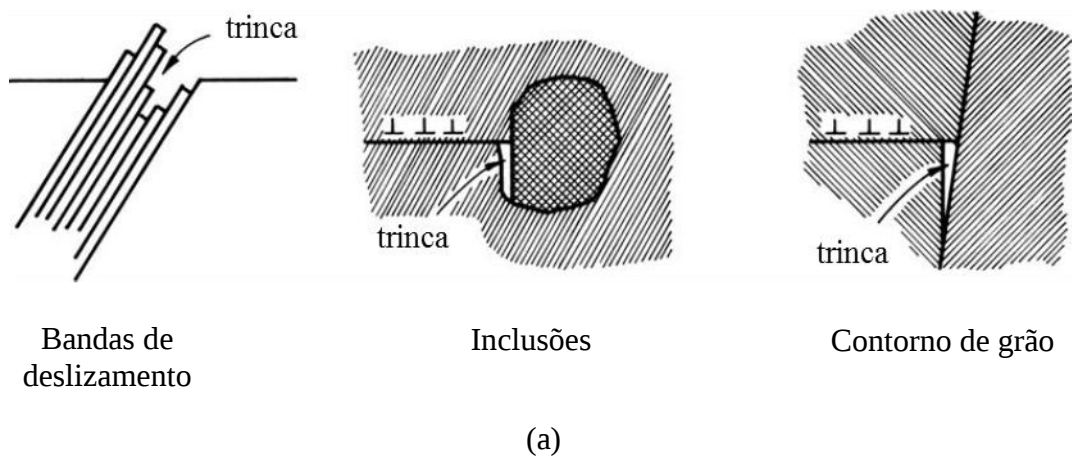


Figura 6 - Principais defeitos que causam a nucleação da trinca de fadiga (a), movimento das bandas de deslizamento (b) [8].

Após a nucleação da trinca de fadiga, o mecanismo dominante é a propagação. Para altas amplitudes de tensão, aproximadamente 90% da duração da vida de fadiga é utilizada na propagação [8]. Caso o componente contenha um entalhe, esse número pode ser ainda maior. A propagação da trinca de fadiga é dividida em três estágios, Figura 7. No estágio I, as trincas penetram alguns micrometros, ou menos, por ciclo ao longo dos planos de deslizamento que estão a 45° do eixo da sollicitação. A propagação continua até que as trincas encontrem um contorno de grão. A partir dessa etapa, no estágio II, uma trinca dominante começa a se propagar na direção perpendicular ao eixo da tensão aplicada, com a superfície da fratura apresentando as marcas de praia, onde se pode verificar a formação de estrias que são produzidas por ciclo de carregamento [8], exemplificadas na Figura 8. Ressalta-se que a extensão dos estágios I e II diminui com o aumento da amplitude da tensão aplicada. A propagação da trinca no estágio II pode ocorrer também pelo mecanismo de embotamento e afinamento da trinca de fadiga, Figura 7 (b), ocorrendo principalmente em materiais dúcteis, assim como em polímeros. Quando o comprimento da trinca atinge um valor crítico, estágio III, altas taxas de crescimento são observadas, levando à ruptura final, devido ao fato da área remanescente não suportar a carga aplicada.

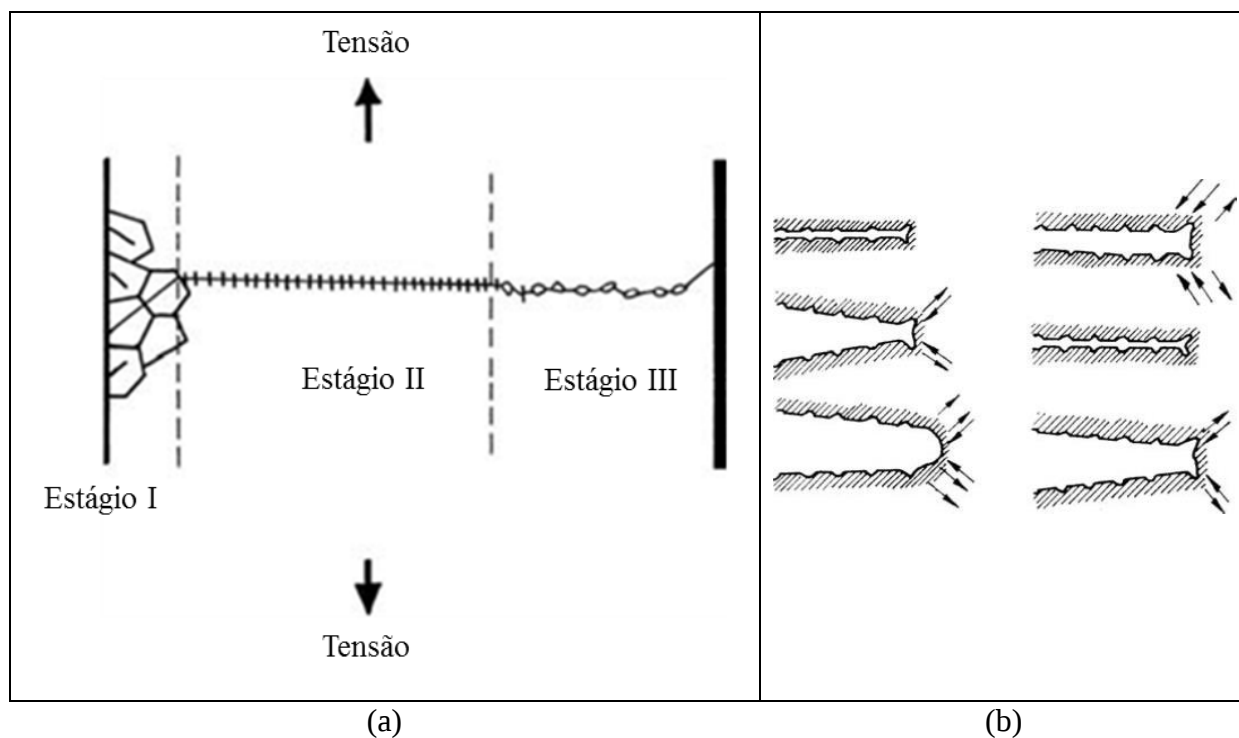


Figura 7 - Estágios de propagação da trinca (a). Mecanismo de embotamento e afinamento da trinca (b) [8].

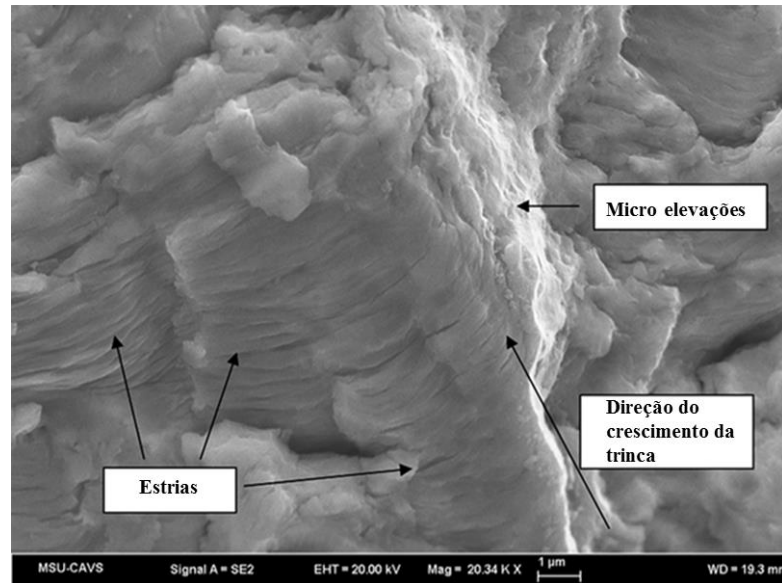


Figura 8 - Formação de estrias em ensaio de fadiga em aço 4140 [16].

O estudo da resistência à fadiga em materiais é dividida em três abordagens: vida sob tensão, vida sob deformação e mecânica linear elástica da fratura [3, 8, 17].

Em vida sob tensão, adequado para fadiga de alto ciclo (número de ciclos maior que 1000), onde as deformações elásticas são dominantes, a base desse método é o diagrama *S-N* de Wöhler, Figura 9. Esse diagrama relaciona a tensão aplicada correspondente à quantidade de ciclos suportada pelo material.

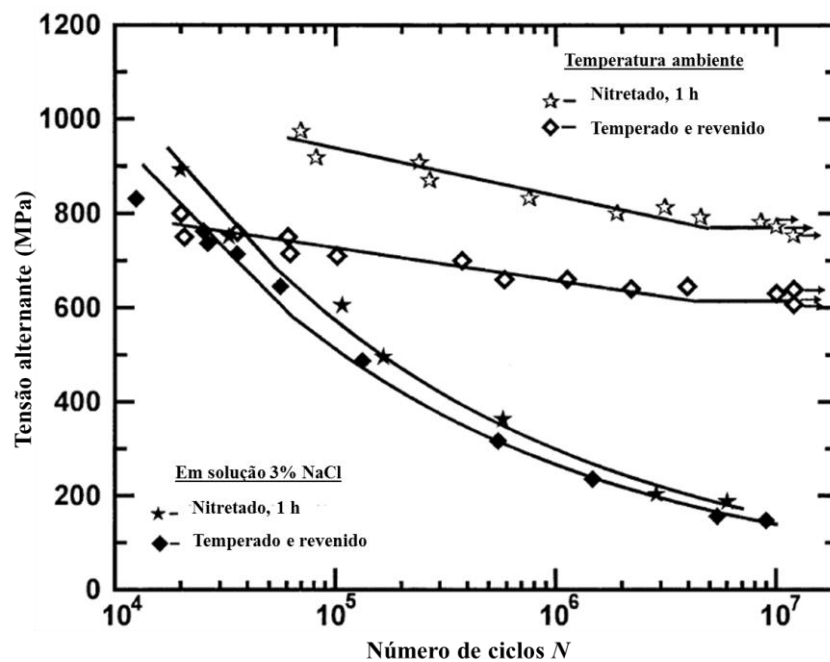


Figura 9 - Curva *S-N* para aço SAE 4140 nitretado e temperado e revenido, ensaio em temperatura ambiente e em solução NaCl 3% [18].

É conhecido que para alguns metais, tais como aços de baixo carbono e aços-liga, a curva torna-se uma reta para uma quantidade de ciclos maiores que 10^6 . Abaixo dessa linha, as tensões aplicadas não geram fadiga, obtendo-se vida infinita. O valor da tensão, correspondente à linha, é conhecido como tensão limite de fadiga S_e' [4, 6].

Para representação da curva S - N no regime de alto ciclo, isto é, $N > 10^3$ até o limite de fadiga [3], utiliza-se a equação de Basquin [19].

$$S_a = \sigma_f' (2N_f)^b \quad (6)$$

Onde N_f é o número de ciclos até a falha, σ_f' é o coeficiente de resistência à fadiga, correspondendo ao valor da tensão verdadeira para a fratura em uma reversão, isto é, $2N_f = 1$ e b é o expoente de resistência à fadiga, possuindo valores típicos na faixa de $-\frac{1}{8}$ a $-\frac{1}{5}$ [8].

Em vida sob deformação, fadiga de baixo ciclo $N < 10^3$, as deformações plásticas são predominantes e a equação que define o comportamento é conhecida como equação de Manson-Coffin,

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (7)$$

onde $\frac{\Delta \varepsilon_p}{2}$ é a amplitude da variação da deformação plástica, ε_f' é o coeficiente de ductilidade à fadiga, correspondendo ao valor da deformação para a fratura em uma reversão ($2N_f = 1$) e c é o expoente de ductilidade à fadiga. A faixa de valores típica para esse expoente está entre -0,5 e -0,6.

Fazendo-se a sobreposição das equações de Basquin com a de Manson-Coffin, ou seja, combinando-se a parcela referente ao baixo ciclo (deformação plástica) com o alto ciclo (deformação elástica), é estabelecida uma equação que é válida para toda a faixa de ciclos, resultando-se na deformação total do material [3, 4, 8].

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (8)$$

Onde $\frac{\Delta \varepsilon}{2}$ representa a variação da deformação total, isto é $\Delta \varepsilon = |\varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min}|$, e $\frac{\Delta \varepsilon_e}{2}$ a parcela elástica da análise de vida sob tensão.

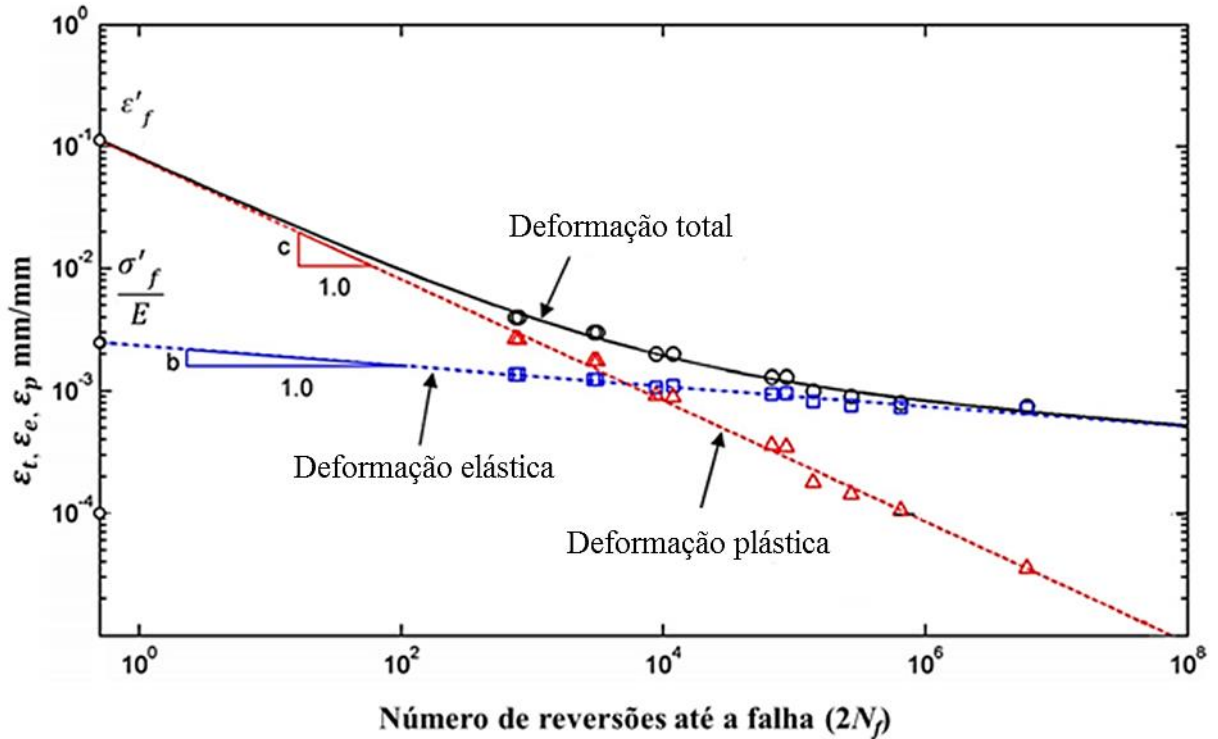


Figura 10 - Curvas de deformação por número de reversões, escala log-log [20].

Na Figura 10 estão mostradas as curvas de resultados experimentais para deformação elástica, deformação plástica e a superposição, resultando na deformação total apresentada na Equação 8.

Já a abordagem pela mecânica linear elástica da fratura estima a vida remanescente do material, dado um tamanho inicial de trinca. Esse tópico é abordado no Item 2.1.1.

2.1.1 Crescimento da Trinca de Fadiga – Mecânica Linear Elástica da Fratura

Como comentado no Item 2.1, o crescimento de trinca é causado pela aplicação de cargas cíclicas, tais como as existentes no movimento vibratório. Esse processo é conhecido por crescimento da trinca de fadiga [12], sendo usualmente representado em termos da taxa de crescimento de trinca por número de ciclos, da/dN , e pelo fator de intensidade de tensão na ponta da trinca K [21]. K descreve o nível de tensão na região próxima à ponta da trinca e quantifica a severidade da combinação entre: comprimento de trinca, carregamento e a geometria do corpo de prova [12] e é definido, em termos de faixa, pela Equação 9:

$$\Delta K = \beta(a) \Delta S \sqrt{\pi a} \quad (9)$$

Onde a é o comprimento da trinca, ΔS é a faixa de tensão aplicada ($\Delta S = S_{\max} - S_{\min}$). $\beta(a)$ é o fator que corrige os efeitos provocados pela geometria do corpo de prova, assim como o formato e tamanho da trinca de fadiga, visto que influenciam na distribuição das tensões [8, 22, 23]. Assim, este fator possui uma dependência com o tamanho da trinca a [8, 24].

De acordo com a mecânica linear elástica da fratura (MLEF), admite-se a preexistência de trincas em um componente mecânico ou estrutural, voltando-se a atenção sobre a propagação a partir de um tamanho inicial, a_0 , até um tamanho crítico, a_c , correspondente à falha em função do número de ciclos de carregamento, seguindo o comportamento apresentado na Figura 11.

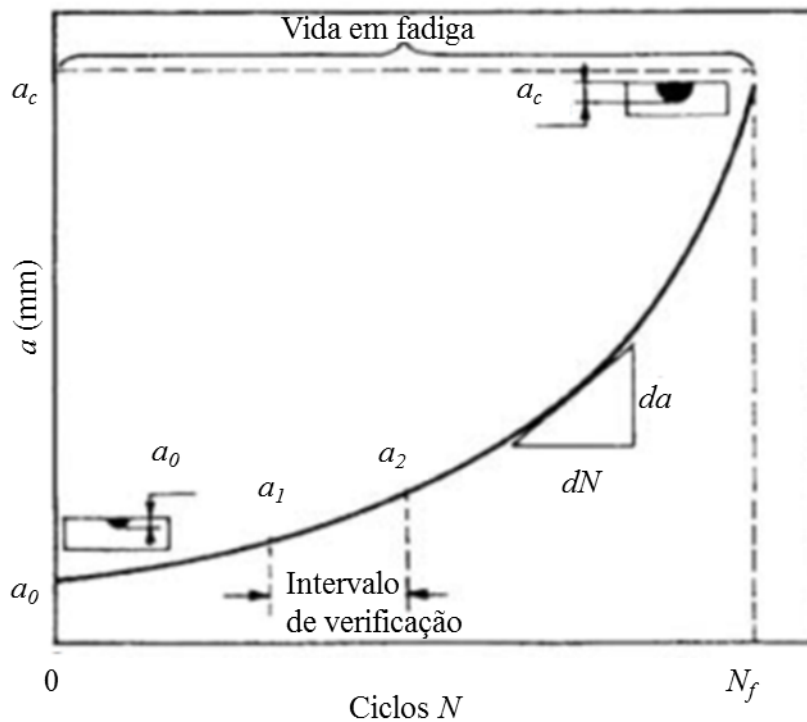


Figura 11 - Variação do comprimento de trinca a (mm) com o número de ciclos em fadiga.

Visto que a taxa de crescimento de trinca pode ser controlada pela faixa do fator de intensidade de tensão ΔK , considerando-se um carregamento com tensão constante, a dependência de ΔK com a e β faz com que a taxa (da/dN) aumente com o aumento dessas duas variáveis, como pode ser observado na Figura 11.

Quando analisada a curva de comprimento de trinca a (mm) por número de ciclos N , variando-se a tensão aplicada, Figura 12, espera-se que o aumento desloque as curvas para a esquerda, isto é, os números de ciclos são menores para atingir um mesmo comprimento de trinca a [25, 26].

O modelo mais reconhecido, que estabelece a relação entre a taxa de crescimento de trinca e o fator de intensidade de tensão, é o modelo proposto por Paris que está apresentado na Equação 10 [23, 27, 28].

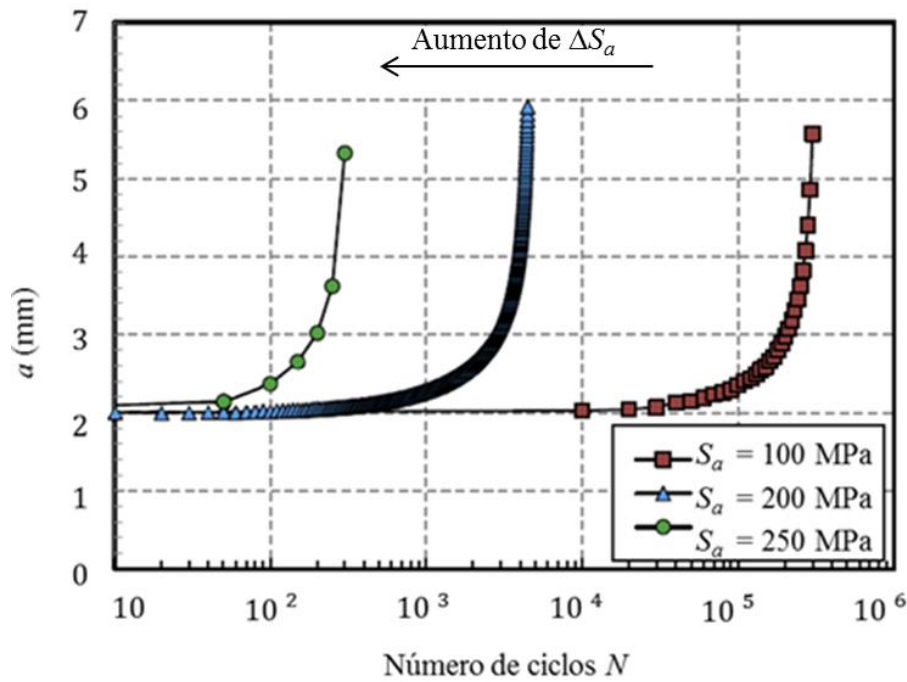


Figura 12 - Curva característica de crescimento de trinca para diferentes valores de tensão.
Fonte: adaptado de [25].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (10)$$

Nas quais C e m são constantes determinadas experimentalmente e representam as características do material [23, 29]. Valores típicos para aços estão relacionados na Tabela 1. Ressalta-se que a taxa de crescimento da trinca também depende da razão de tensão ($R = S_{min}/S_{max} = K_{min}/K_{max}$) imposta ao material.

Tabela 1 - Valores de C e m típicos para aços, $R = 0$.

Aços	$C \left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m} \right)$	m
Man-Ten	$3,28 \times 10^{-9}$	3,13
RQC-100	$8,01 \times 10^{-11}$	4,24
SAE 4340	$5,11 \times 10^{-10}$	3,24

Fonte: [12]

É comum relacionar a taxa de crescimento e o fator de intensidade de tensão em um gráfico log-log, como representado esquematicamente na Figura 13 (a). Nesse diagrama são reconhecidas três regiões distintas: a primeira corresponde a baixas taxas de crescimento da trinca, tendo como limite inferior o valor de ΔK que está no limiar da propagação da trinca de fadiga, representado por ΔK_{th} [21]. Abaixo desse valor a trinca não se propaga. A segunda região, com crescimento linear, é a etapa na qual a Equação de Paris é aplicada [31]. A taxa de crescimento da trinca na região II não depende da geometria da amostra ensaiada. A microestrutura do material pode influenciar de forma significativa a taxa de crescimento da trinca [21], refletindo-se na variação do expoente m da equação de Paris, que está relacionado com a inclinação da reta na região II, enquanto que o valor de C ao intercepto [12].

Quando ΔK tende a um valor crítico máximo, ΔK_{cr} , região III, altas taxas de crescimento da trinca são observadas, assim como instabilidade no crescimento da trinca de fadiga. Neste ponto crítico, o fator de intensidade de tensão tende ao valor da tenacidade à fratura K_{IC} do material [21].

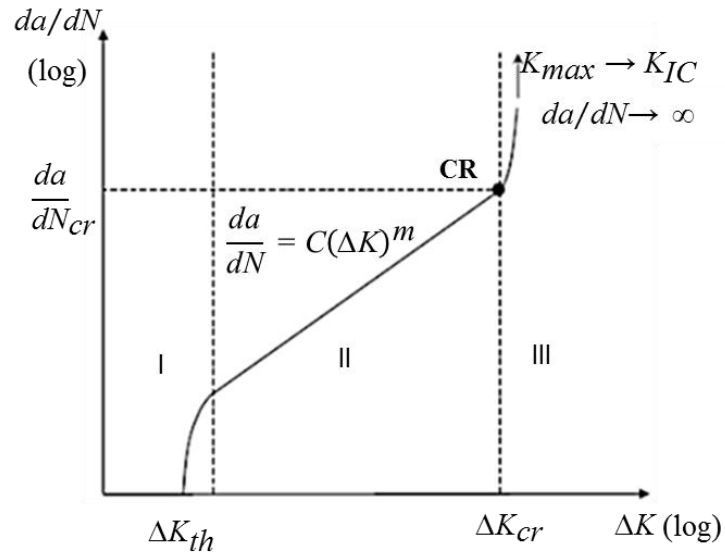
Substituindo 9 em 10, obtém-se:

$$\frac{da}{dN} = C(\beta(a)\Delta S\sqrt{\pi a})^m \quad (11)$$

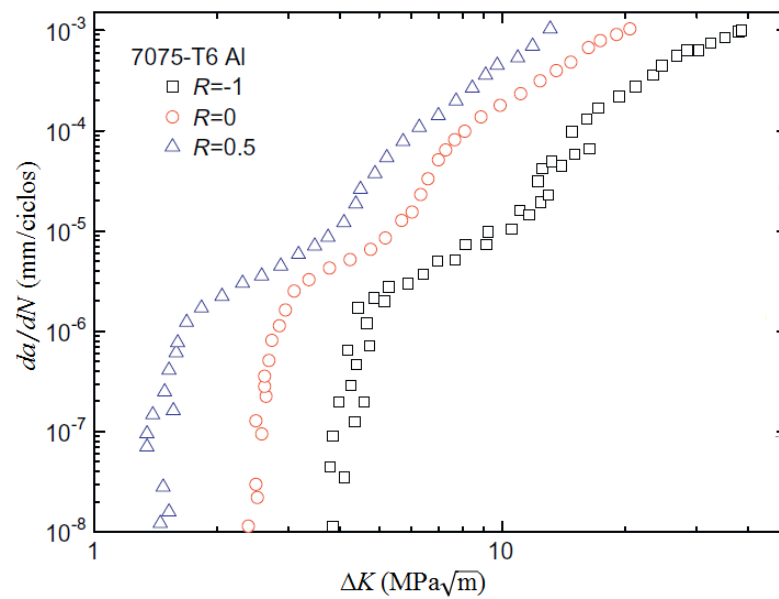
Dado um tamanho de trinca inicial a_0 e um tamanho crítico a_c , que corresponde ao colapso do material, pode-se resolver a equação diferencial em (11) com os limites de integração a_0 e a_c [7, 24, 30]:

$$N = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C(\beta(a)\Delta S\sqrt{\pi a})^m} \quad (12)$$

Onde N é o número total de ciclos que a trinca leva para evoluir de a_0 até a_c [12,32].



(a)



(b)

Figura 13 - Representação da taxa de crescimento da/dN versus fator de intensidade de tensão ΔK (a) [21]. Efeito da mudança no valor de R (b) [33].

Devido ao fato de $\beta(a)$ ser dependente do comprimento de trinca a , a integral da Equação 12 é resolvida numericamente para a maioria das análises de crescimento de trinca [7]. No entanto, se esse fator for tomado como uma constante, a integral pode ser resolvida por separação de variáveis [7, 12, 32]:

$$N = \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{C(\beta\Delta S\sqrt{\pi a})^m} = \frac{1}{C(\beta\Delta S\sqrt{\pi})^m} \int_{a_0}^{a_c} \frac{da}{a^{m/2}} = \frac{a_c^{1-m/2} - a_0^{1-m/2}}{C(\beta\Delta S\sqrt{\pi})^m (1-m/2)} \quad (13)$$

A Equação 13 é válida para valores de $m \neq 2$, caso contrário, é matematicamente indeterminada [12].

Como comentado, a razão de tensão R influencia no crescimento da trinca de fadiga. [12, 34, 35]. Um aumento de R causa um aumento da taxa de crescimento, dado um valor de ΔK , mostrado na Figura 13 (b). Uma das equações mais conhecidas, empregadas para caracterizar o efeito de R , é a Equação de Walker, dada em (14):

$$C = \frac{C_0}{(1-R)^{m(1-\gamma)}} \quad (14)$$

Onde C_0 é o valor de C para $R = 0$, enquanto que γ é um parâmetro do material, possuindo valores entre $0,3 < \gamma < 1$ para aços [12]. Ressalta-se, por meio da Figura 13 (b) e pelo modelo de Walker, a dependência de C com o valor de R , não ocorrendo para m .

No estudo convencional da fadiga, os modelos de previsão negligenciam as forças inerciais e de amortecimento, visto que em muitas aplicações práticas a fonte do carregamento dinâmico nem sempre age diretamente [36]. A carga dinâmica é transferida por meio de forças inerciais ou de oscilações de componentes que fazem parte do conjunto da estrutura, sendo a vibração a responsável pela geração do carregamento dinâmico. Exemplo são estruturas que estão expostas às ações dos ventos, ondas ou passagem de fluidos em uma tubulação. Além de gerar níveis de tensões e deformações capazes de estabelecer o processo de fadiga em materiais, a utilização da vibração permite a detecção e o dimensionamento de uma trinca de fadiga [37, 38, 39]. Assim, faz-se necessário relacionar a fadiga com o movimento vibratório, visto que são fenômenos fortemente relacionados, cujo tema ainda não é compreendido satisfatoriamente [36].

2.2 Movimento Vibratório

A fadiga dos materiais está associada a cargas dinâmicas repetitivas, cíclicas e acumuladas e, portanto, está associada a fenômenos de vibração mecânica. Neste item são abordadas as ferramentas matemáticas adequadas que permitem interpretar fisicamente os fenômenos vibratórios e associá-los com os mecanismos de crescimento de trincas de fadiga.

Neste contexto, um modelo simplificado de um elemento mecânico ou estrutural para estudo de vibração consiste de uma massa, uma mola e um amortecedor, fixos a uma base (fundação). Considera-se ainda o sistema com parâmetros concentrados, com um grau de liberdade e com movimento de vibração da base. Nos sistemas com parâmetros concentrados, as massas dos componentes são unificadas espacialmente em um valor m_0 . De forma similar, os valores de rigidez e amortecimento dos elementos são somados, resultando em uma única mola com rigidez k_0 e amortecimento c_0 . Em sistemas com um grau de liberdade, apenas uma coordenada de deslocamento de massas descreve completamente a vibração do conjunto. Neste sistema, a base se desloca em relação a um ponto fixo, independente da vibração resultante do sistema. O movimento da base induz o deslocamento da massa relativo à base.

Considerando-se o deslocamento da massa m_0 , provocado pelo movimento harmônico da base $y(t)$, tal como representado pela Figura 14 (a) e (b), as forças que fazem parte desse sistema têm os seguintes componentes, Figura 14 (c): inercial $F_I(t)$, devido ao movimento da massa; força da rigidez da estrutura $F_S(t)$, portanto, contrária ao movimento, e força devido à presença de amortecimento $F_D(t)$, sendo igualmente contrária ao movimento da massa m_0 [1, 40, 36]. Cada componente é apresentado nas equações 15, 16 e 17.

$$F_I(t) = m_0 \ddot{x}(t) \quad (15)$$

$$F_D(t) = c_0(\dot{x}(t) - \dot{y}(t)) \quad (16)$$

$$F_S(t) = k_0(x(t) - y(t)) \quad (17)$$

Onde m_0 , c_0 e k_0 são representados por: massa, amortecimento e rigidez, respectivamente. $x(t)$, $\dot{x}(t)$ e $\ddot{x}(t)$ são o deslocamento, velocidade e a aceleração do corpo com massa m_0 , todas funções do tempo. A velocidade e o deslocamento da base são expressos por $\dot{y}(t)$ e $y(t)$, respectivamente [41, 42]. As forças envolvidas obedecem à seguinte condição de equilíbrio:

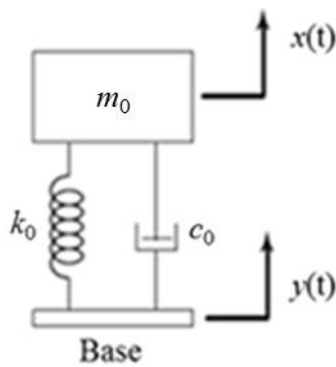
$$F_I(t) + F_D(t) + F_S(t) = 0 \quad (18)$$

Substituindo-se as equações 15, 16 e 17 na Equação 18, gera-se como resultado o modelo diferencial que governa o movimento [41], apresentado na Equação 19.

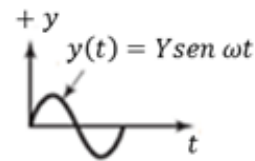
$$m_0 \ddot{x}(t) + c_0(\dot{x}(t) - \dot{y}(t)) + k_0(x(t) - y(t)) = 0 \quad (19)$$

Levando-se em conta o movimento harmônico da base com uma amplitude Y e uma frequência angular de excitação ω , descrito por: $y(t) = Y \sin \omega t$, Figura 14 (b), tal como sua derivada: $\frac{dy}{dt} = \omega Y \cos \omega t$, reescreve-se a Equação 19:

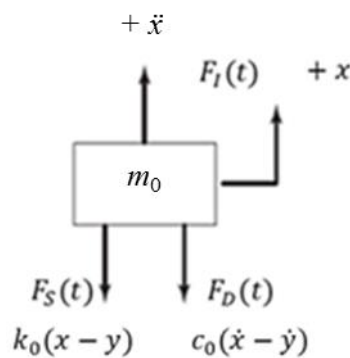
$$m_0 \ddot{x}(t) + c_0 \dot{x}(t) + k_0 x(t) = k_0 y(t) + c_0 \dot{y}(t) = k_0 Y \sin \omega t + c_0 \omega Y \cos \omega t \quad (20)$$



(a)



(b)



(c)

Figura 14 - Modelo simplificado de um sistema vibratório com parâmetros concentrados, com um grau de liberdade e movimento de base (a), função senoidal da força transmitida à base (b) e diagrama de equilíbrio de força da massa concentrada m_0 (c) [41, 43].

Resolvendo-se a Equação diferencial 20 [41, 43],

$$x(t) = \frac{Y \sqrt{k_0^2 + (c_0 \omega)^2}}{[(k_0 - m_0 \omega^2)^2 + (c_0 \omega)^2]^{\frac{1}{2}}} \sin(\omega t - \phi) \quad (21)$$

onde ϕ é o ângulo de fase entre a excitação e a resposta do movimento, isto é, o atraso existente entre a fonte de excitação e a resposta no corpo de massa m_0 . Reescrevendo a Equação 21 em termos da amplitude de movimento X , ou seja, quando $x(t)$ é máximo, tem-se:

$$\frac{X}{Y} = \left[\frac{k_0^2 + (c_0 \omega)^2}{(k_0 - m_0 \omega^2)^2 + (c_0 \omega)^2} \right]^{\frac{1}{2}} = \left[\frac{1 + (2\zeta r)^2}{(1 - r^2)^2 + (2\zeta r)^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (22)$$

Onde ζ é o fator de amortecimento, o qual será discutido posteriormente. O termo r é a razão entre a frequência angular de excitação pela frequência natural, $r = \frac{\omega}{\omega_n}$, sendo a frequência natural definida por:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k_0}{m_0}} \quad (23)$$

A Equação 19 também pode ser definida em termos do movimento relativo $z(t)$ entre a massa m_0 e a base, definido pela Equação 24:

$$z(t) = x(t) - y(t) \quad (24)$$

Substituindo $z(t)$ na equação 19 e considerando a derivada de segunda ordem de $y(t)$, tal que $\frac{d^2 y}{dt^2} = -\omega^2 Y \sin \omega t$, obtém-se [41, 43]:

$$m_0 \ddot{z} + c_0 \dot{z} + k_0 z = -m_0 \ddot{y} = m_0 \omega^2 Y \sin \omega t \quad (25)$$

A solução da equação diferencial 25 é dada por [41, 43]:

$$z(t) = \frac{m_0 \omega^2 Y \sin(\omega t - \phi)}{[(k_0 - m_0 \omega^2)^2 + (c_0 \omega)^2]^{\frac{1}{2}}} \sin(\omega t - \phi) \quad (26)$$

Onde a amplitude de $z(t)$ pode ser expressa por [41, 43]:

$$Z = \frac{m_0 \omega^2 Y}{[(k_0 - m_0 \omega^2)^2 + (c_0 \omega)^2]^{\frac{1}{2}}} = Y \frac{r^2}{\sqrt{(1 - r^2)^2 + (2\zeta r)^2}} \quad (27)$$

A razão $\frac{X}{Y}$, na Equação 22, é o termo conhecido como transmissibilidade de deslocamento. A curva gerada a partir da Equação 22, em função das variáveis r e o fator de amortecimento ζ , está ilustrada na Figura 15.

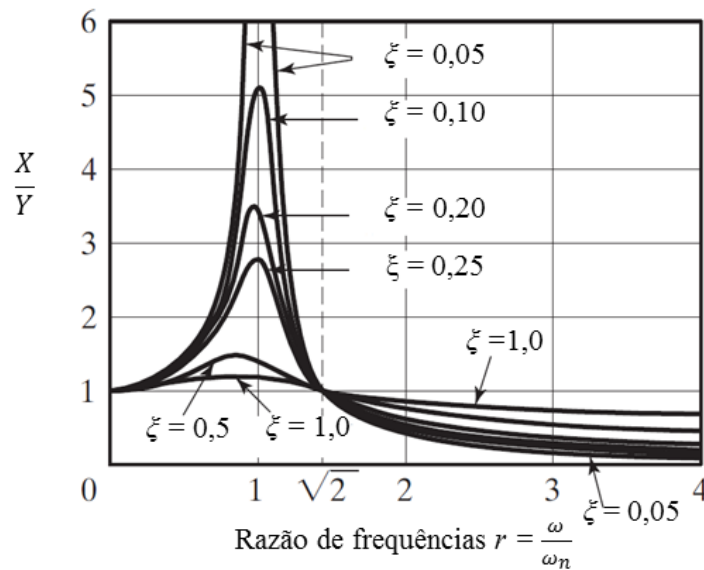


Figura 15 - Transmissibilidade de deslocamento em função da variação de r e ζ [41].

Na Figura 15, observa-se que a transmissibilidade de deslocamento cresce exponencialmente, pois o denominador da Equação 22 tende à zero na medida em que se aproxima da frequência natural ($r \approx 1$) e para baixos valores de amortecimento ($\zeta \approx 0$). Tal como o deslocamento, a mesma relação de transmissibilidade é válida para a aceleração. Vale ressaltar que o aumento do valor do fator de amortecimento causa diminuição nos valores da transmissibilidade [41, 42].

Essa amplificação de movimento pode ser utilizada como meio de obtenção de altas tensões em um corpo de prova com a aplicação, relativamente baixa, de força excitadora [1]. Assim, um equipamento, tal como o *shaker* vibratório, pode ser adequado para a realização de um ensaio de fadiga.

2.2.1 Cálculo do Fator de Amortecimento

Como visto na Equação geral do movimento, umas das forças contrárias ao movimento de um corpo de massa m_0 é aquela causada pelo amortecimento c_0 do material. Essa força é representada pela Equação 28, sendo proporcional à velocidade e à constante de amortecimento c_0 [41].

$$F_D = -c_0 \frac{dx}{dt} \quad (28)$$

O sinal negativo da equação demonstra que a força é contrária ao movimento [42]. A equação de movimento de um sistema em vibração livre com um grau de liberdade, sujeito ao amortecimento c_0 , é dada por:

$$m_0 \frac{d^2x}{dt^2} = -c_0 \frac{dx}{dt} - k_0 x \quad (29)$$

A solução geral da equação diferencial dada em (29) é composta pela combinação de duas soluções [41, 44]:

$$x(t) = C_1 e^{\left\{ -\frac{c_0}{2m_0} + \sqrt{\left(\frac{c_0}{2m_0}\right)^2 - \frac{k_0}{m_0}} \right\} t} + C_2 e^{\left\{ -\frac{c_0}{2m_0} - \sqrt{\left(\frac{c_0}{2m_0}\right)^2 - \frac{k_0}{m_0}} \right\} t} \quad (30)$$

onde C_1 e C_2 são constantes que dependem das condições iniciais do sistema. A constante que zera o radical da Equação 30 é chamada de constante de amortecimento crítico, tal como mostrado em (31):

$$\left(\frac{c_c}{2m_0} \right)^2 - \frac{k_0}{m_0} = 0 \quad (31)$$

Ajustando-se a Equação 31 e considerando que $\omega_n = \sqrt{\frac{k_0}{m_0}}$, tem-se:

$$c_c = 2m_0 \sqrt{\frac{k_0}{m_0}} = 2\sqrt{k_0 m_0} = 2m_0 \omega_n \quad (32)$$

Define-se, portanto, o fator de amortecimento ζ como sendo a razão entre a constante de amortecimento c_0 e o amortecimento crítico c_c [41].

$$\zeta = \frac{c_0}{c_c} \quad (33)$$

Considerando as equações 31, 32 e 33, obtém-se:

$$\frac{c_0}{2m_0} = \frac{c_0}{c_c} \frac{c_c}{2m_0} = \zeta \omega_n \quad (34)$$

Substituindo a Equação 34 em 30:

$$x(t) = C_1 e^{\left(-\zeta + \sqrt{\zeta^2 - 1}\right)\omega_n t} + C_2 e^{\left(-\zeta - \sqrt{\zeta^2 - 1}\right)\omega_n t} \quad (35)$$

A Equação 35 é a resposta geral para o sistema. Considerando um fator de amortecimento menor que 1, a Equação 35 recebe a seguinte forma [45]:

$$x(t) = X e^{-\zeta \omega_n t} \cos(\omega_d t - \phi) \quad (36)$$

Essa Equação está representada na curva da Figura 16. O período de vibração entre dois pontos τ_d é dado pela razão $2\pi/\omega_d$, onde ω_d é a frequência de vibração amortecida [45], dada na Equação 37.

$$\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \quad (37)$$

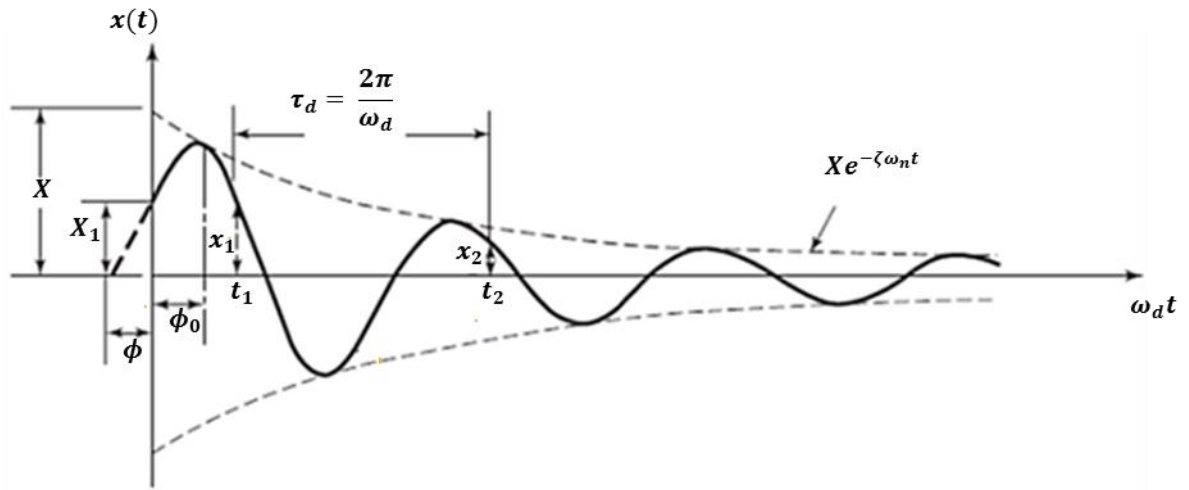


Figura 16 - Resposta de um sistema com fator de amortecimento $\zeta < 1$ [41].

Uma das técnicas mais conhecidas, para o cálculo do fator de amortecimento, é a utilização do decremento logarítmico, igualmente utilizada em outros trabalhos [45, 46, 47]. O decremento representa a taxa na qual a amplitude de um sistema em vibração livre decresce com o tempo [41]. É definido pelo logaritmo natural da razão entre dois pontos sucessivos. Considerando a Equação 37 e a 36, que fornece a resposta do sistema, tem-se:

$$\delta = \ln \frac{x_1}{x_2} = \ln \frac{e^{-\zeta \omega_n t_1}}{e^{-\zeta \omega_n (t_1 + \tau_d)}} = \ln e^{\zeta \omega_n \tau_d} = \zeta \omega_n \tau_d = \frac{2\pi\zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (38)$$

Portanto, para situações onde há baixo amortecimento, $\zeta \ll 1$, pode-se realizar a aproximação:

$$\delta \approx 2\pi\zeta \quad (39)$$

2.3 Força Transmitida e Cálculo das Tensões em Componente sob Flexão

Pela análise da Figura 14, existe uma força F que é transmitida para a base, devido à reação da rigidez e do amortecimento [36, 41, 42]. Essa força é gerada pelo componente inercial da Equação 19. Considerando que o movimento da massa m_0 gera uma condição de flexão na base, a tensão S normal máxima gerada é determinada pela Equação 40, sendo que os parâmetros geométricos, c e I , são funções do comprimento da trinca dada por a .

$$S = \frac{Mc(a)}{I(a)} \quad (40)$$

Onde M é o momento fletor, c é a distância do centróide da área à posição onde a tensão S é máxima, Figura 17, enquanto que I é o momento de inércia da área da seção transversal do corpo de prova. Sabendo-se que o momento é a força inercial F_I multiplicada pelo deslocamento L , na Equação 41, obtém-se

$$S = \frac{F_I L c(a)}{I(a)} \quad (41)$$

A distância c é o raio da seção (r_0) menos o comprimento da trinca a . A geometria dessa seção esperada, considerando um corpo de prova circular sob flexão, é representada na Figura 17. Substituindo-se a Equação 15 em 41 e considerando a existência de um concentrador de tensão K_t [4], tem-se

$$S = K_t \frac{m_0 |\ddot{x}| L (r_0 - a)}{I(a)} \quad (42)$$

onde $\ddot{x}$ é a aceleração da massa m_0 , sendo o parâmetro de dano causado na estrutura.

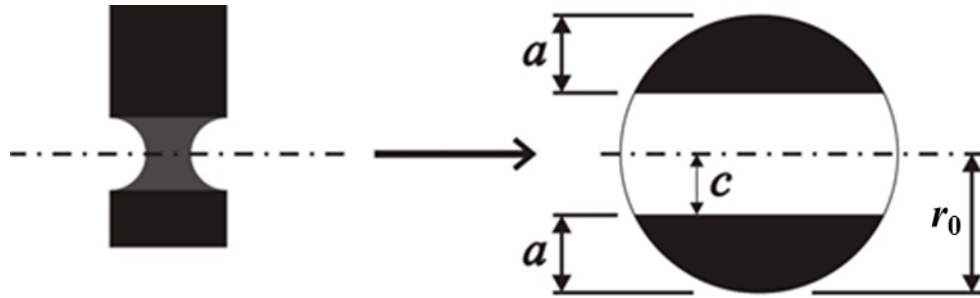


Figura 17 - Geometria ideal da seção trincada para um corpo de prova circular sob flexão alternada.

É importante salientar a dependência entre a aceleração, tensão e frequência de excitação. Como pode ser visto no gráfico da Figura 18, a aproximação da frequência natural, tanto para valores maiores quanto para menores, faz aumentar o valor da tensão até atingir o máximo na ressonância [48]. Isso é explicado pelo fato da geração de maiores acelerações e deslocamentos, conforme observado na Figura 15 do Item 2.2. Também se destaca, analisando a Figura 18, a possibilidade de obter a mesma tensão para frequências acima ou abaixo da frequência natural.

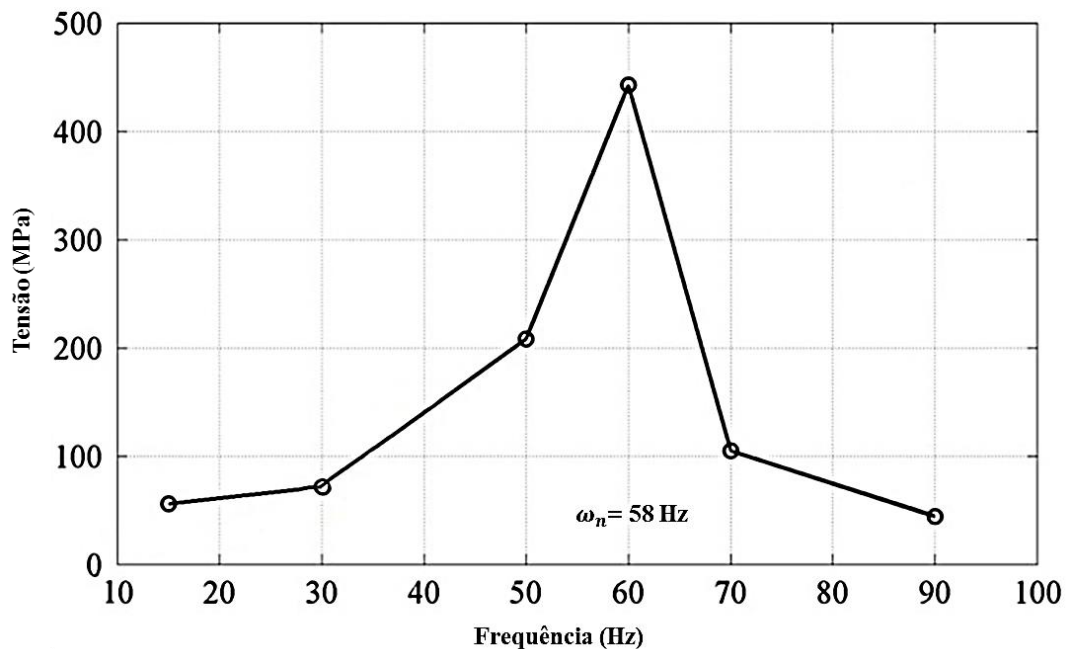


Figura 18 - Variação da tensão com a frequência de excitação. Fonte: adaptado de [48].

2.4 Comprimento de Trinca e Frequência Natural

Na medida em que a trinca a progride, devido às tensões aplicadas, a rigidez do componente diminui. Esses parâmetros fazem com que a frequência natural venha a diminuir ao longo do tempo, visto que é uma grandeza dependente da rigidez da estrutura [49].

A expressão 43 mostra quais são as variáveis que influenciam a frequência natural ω_n de um corpo de prova [41].

$$\omega_n = f(\text{material, geometria, condições de contorno}) \quad (43)$$

Assim, visto que ω_n também é dependente da geometria, para um determinado tamanho de trinca existe uma frequência natural característica, havendo a possibilidade da previsão da localização e do comprimento da trinca de fadiga, podendo ser classificado como um ensaio não destrutivo [37, 50, 51, 52]. A tendência de decrescimento da frequência natural, com o avanço da trinca de fadiga, foi e é objeto de estudo em diversos trabalhos nas áreas da mecânica da fratura e também em vibrações [53, 54, 55, 56, 57]. A curva característica apresentada nesses trabalhos segue o formato mostrado na Figura 19.

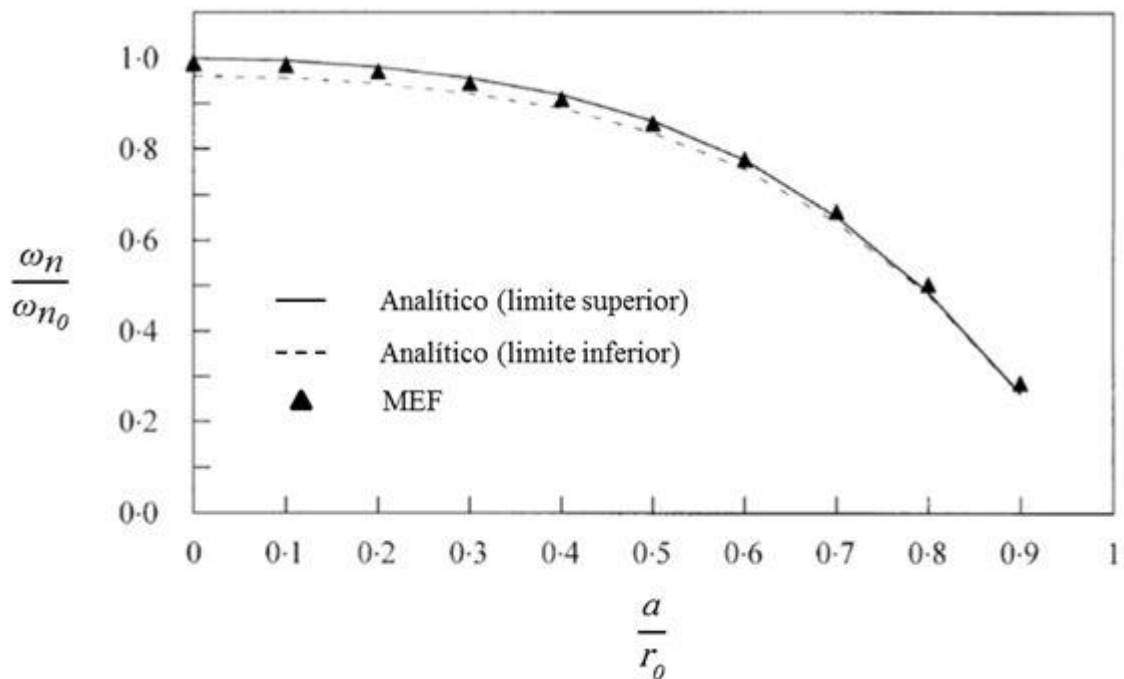


Figura 19 - Curva de decaimento da frequência natural com o avanço da trinca de fadiga, utilizando o método de elementos finitos e método analítico. Fonte: adaptado de [56].

Onde o termo, ω_n/ω_{n0} representa a razão da frequência natural instantânea pela frequência inicial, enquanto que a/r_0 é a razão do comprimento de trinca com o comprimento da seção em análise.

O cálculo das frequências naturais, na presença de uma trinca de fadiga, pode ser obtido por análise pelo método em elementos finitos (MEF) com um modelo de 3 ou de 2 dimensões [58]. Como alternativa, existem métodos que simplificam e economizam o esforço computacional. Um desses métodos é o proposto por Christides e Barr [59] e Shen e Pierre [60, 61]. Chondros et al., da mesma forma, desenvolveram uma teoria para vibração de vigas e cálculo das frequências naturais na presença de uma trinca de fadiga [57]. Na Figura 20 são mostradas as curvas obtidas dos métodos de Chondros et al. e Christides e Barr. Para o ensaio em questão, o modelo dos primeiros autores obteve melhor aproximação aos resultados experimentais.

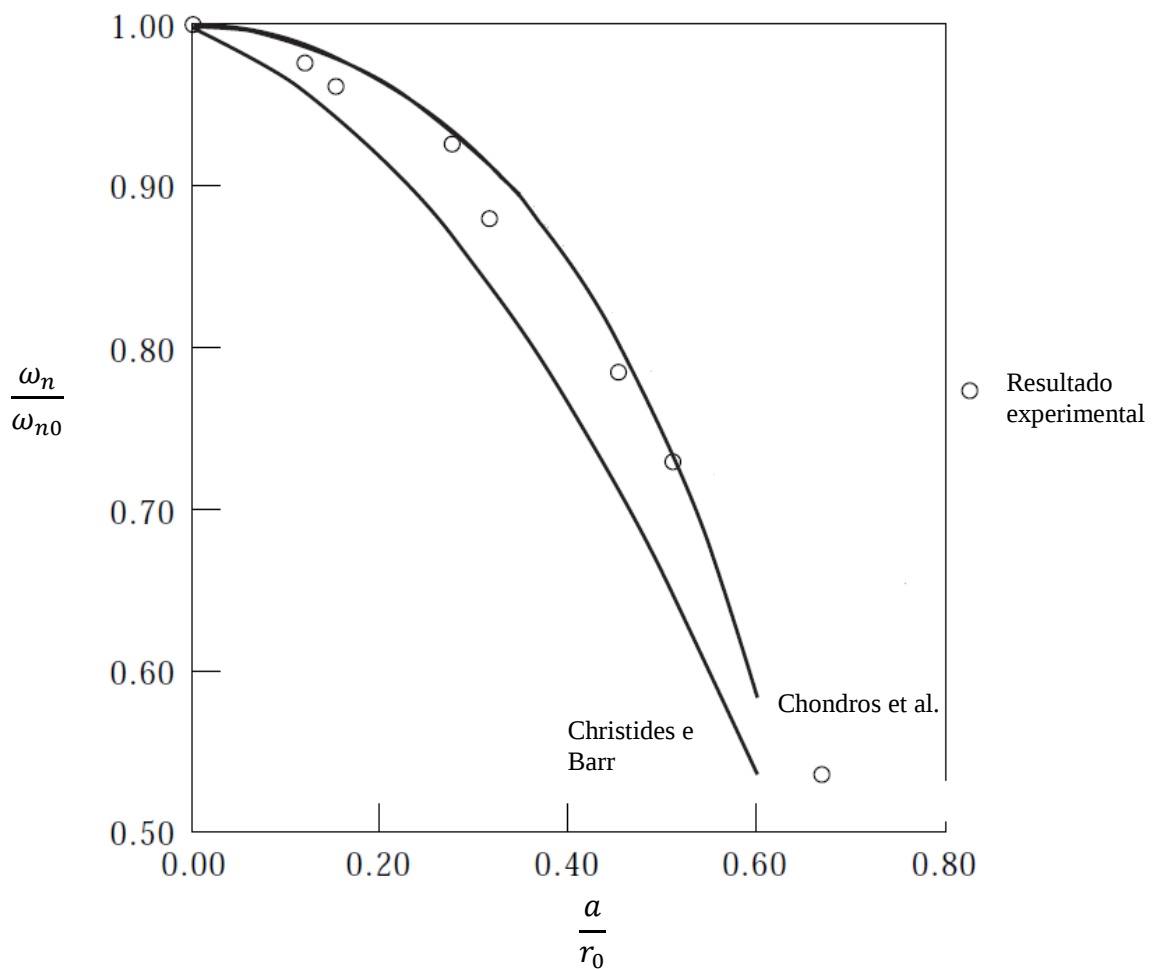


Figura 20 - Curvas obtidas para o decaimento da frequência natural. Fonte: Adaptado de [57].

2.5 Função Resposta na Frequência (*FRF*)

Tendo visto que, com o início da trinca de fadiga, altera-se a frequência natural [50, 62], é importante realizar a correta medição dessa grandeza. Além da frequência natural, a presença de uma trinca de fadiga igualmente afeta o comportamento dinâmico do elemento de estudo [39]. Assim, a aceleração é um parâmetro comumente usado para monitorar o dano estrutural, visto que a rigidez e o amortecimento são afetados, modificando a dinâmica da estrutura. Este tipo de análise tem obtido êxito em trabalhos anteriores [48, 63-67].

Uma das técnicas para fazer a avaliação da frequência natural é a chamada função resposta na frequência, ou *FRF* [68]. Dado novamente um corpo de massa m_0 , porém submetido a uma força externa F_0 , a equação do movimento é definida por:

$$m_0\ddot{x} + c_0\dot{x} + k_0x = F_0 \cos \omega t \quad (44)$$

A resposta do deslocamento x é harmônica e segue a seguinte Equação [41]:

$$x = X \cos(\omega t - \phi) \quad (45)$$

Onde ϕ é o ângulo de fase entre a força excitadora e a resposta da massa m_0 . As derivadas do deslocamento (velocidade e aceleração) são, respectivamente:

$$\dot{x} = -\omega X \sin(\omega t - \phi) \quad (46)$$

$$\ddot{x} = -\omega^2 X \cos(\omega t - \phi) \quad (47)$$

Substituindo-se as equações 45, 46 e 47 em 44 e observando-se o fato que a amplitude da aceleração é $\omega^2 X$, obtém-se [41, 47]:

$$|H(\omega)| = \frac{\ddot{x}}{F_0} = \frac{\omega^2}{[(k_0 - m_0\omega^2)^2 + c_0^2\omega^2]^{1/2}} \quad (48)$$

O termo $|H(\omega)|$ é a função resposta na frequência que expressa a amplitude de resposta devido à força de excitação na frequência natural. Uma curva típica da função *FRF* é apresentada na Figura 21, onde os picos correspondem às frequências naturais dos modos de vibração.

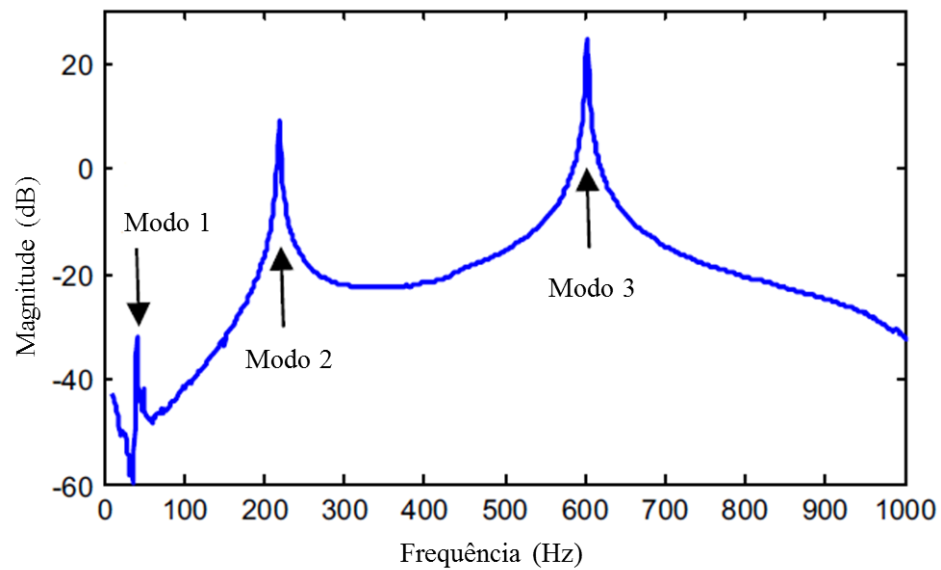


Figura 21 - Gráfico da função resposta na frequência [69].

A modificação que a trinca de fadiga gera na curva *FRF* é observada em trabalhos que utilizam essa ferramenta como meio de monitoramento do dano físico provocado em estruturas [1, 38, 51].

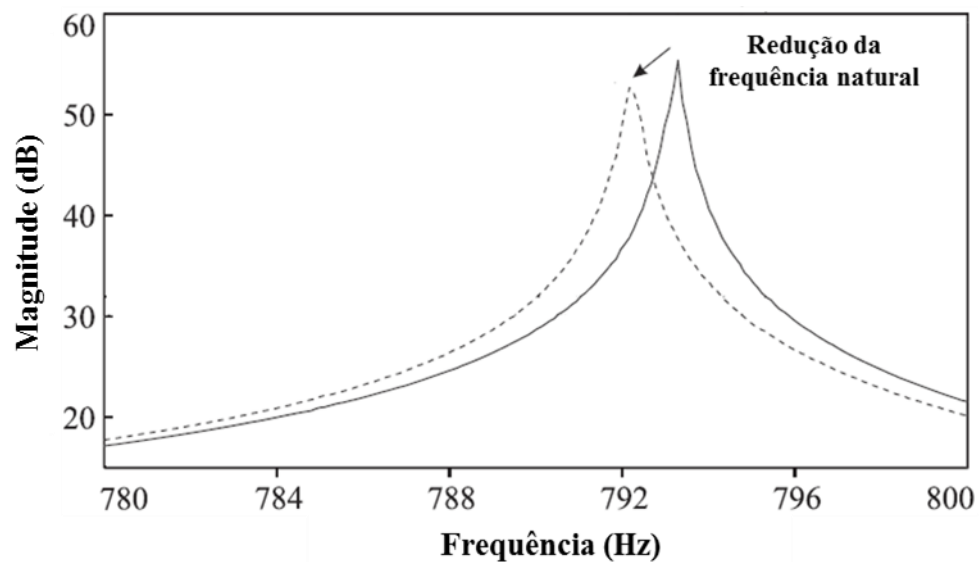


Figura 22 - Modificação da curva *FRF* pelo crescimento da trinca de fadiga. Fonte: adaptado de [1].

Como mostrado na Figura 22, a curva *FRF* é deslocada para poder assumir um novo valor de frequência natural, devido a sua diminuição provocada pela trinca de fadiga.

3 Metodologia

3.1 Equipamentos de Ensaio de Fadiga-Vibração

Para obtenção das tensões necessárias que geram o processo de fadiga, escolheu-se o *shaker* eletromecânico pertencente ao Laboratório de Ensaio Mecânicos da Universidade de Caxias do Sul. Esse equipamento gera vibrações harmônicas senoidais nos três eixos coordenados x' , y' e z' (Figura 23), numa faixa de frequência de 0 até 200 Hz. Todavia, por motivos de limitação mecânica e pelo fato da existência da frequência natural do equipamento, a faixa ideal de trabalho ensaiada foi entre 55 a 120 Hz. Acima do limite superior estabelecido (120 Hz) ocorreram instabilidades nos componentes mecânicos, de modo que o *shaker* perdeu precisão na capacidade de transmitir movimento. Já, ao se aproximar da frequência de 55 Hz aumentou-se o deslocamento de toda a estrutura, devido à frequência de ressonância do equipamento ser próxima desse valor.

Os dados dinâmicos experimentais, tais como: aceleração, deslocamento e frequência de vibração foram controlados, coletados e armazenados utilizando um sistema de aquisição de sinal, constituído de sensores de aceleração (acelerômetros), condicionador de sinais, placa de aquisição de dados e software.

Os acelerômetros utilizados, que convertem a grandeza mecânica em elétrica, são da marca PCB[®], mostrados na Figura 24. Os sinais, gerados pelos acelerômetros, foram enviados a um condicionador de sinais, modelo SC-2345, que os enviou para uma placa PCI (modelo 6221) de aquisição de dados e processados no software LABVIEW[®], com uma taxa de aquisição de 1600 Hz, de onde foram extraídos os dados necessários para o cálculo dos parâmetros dinâmicos, utilizando-se de funções e fórmulas disponíveis no programa. Os equipamentos (módulo e placa) e software citados são da marca NATIONAL INSTRUMENTS[®]. O fluxograma dos equipamentos utilizados, assim como a sequência do sinal, é apresentado na Figura 25.



Figura 23 - *Shaker* eletromecânico e os eixos de vibração.



(a)



(b)

Figura 24 - Acelerômetros da marca PCB®. Modelos: 352C04 (a), 353B16 (b).

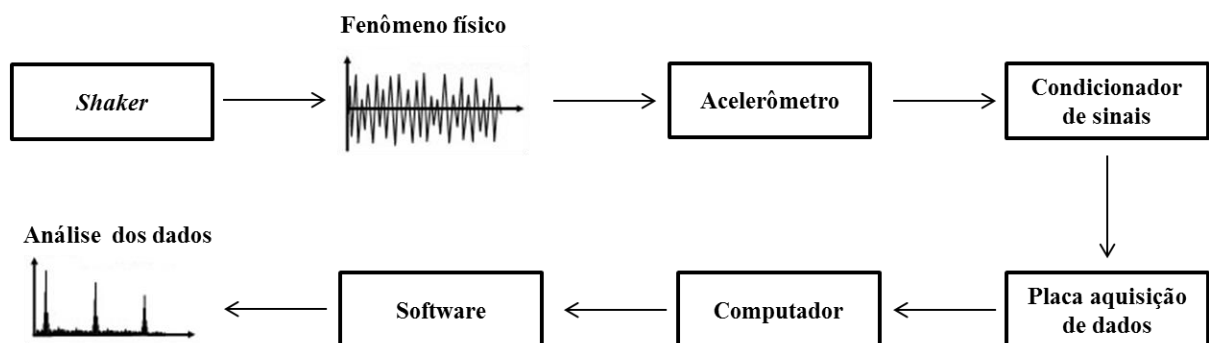


Figura 25 - Fluxograma do sistema de aquisição de sinal. Fonte: o autor.

As frequências naturais foram medidas pela técnica *FRF*, utilizando o martelo de impacto da marca PCB com sensibilidade de 2,25 mV/N, utilizando-se de ponteira polimérica (Figura 26).



Figura 26 - Martelo de impacto da marca PCB[®], modelo 086C03.

3.2 Corpos de Prova

3.2.1 Geometria e Montagem dos Corpos de Prova no Equipamento

Considerando-se as frequências limitantes do *shaker*, o corpo de prova foi fabricado de modo a recriar uma geometria na qual a sua frequência natural estivesse de acordo com a faixa de frequência de trabalho do *shaker*. Deste modo, com o intuito de acompanhar a evolução da trinca, o corpo de prova foi modelado para ter uma frequência natural inicial (sem trinca) próximo de 100 Hz, respeitando os limites observados (120 Hz e 55 Hz).

A geometria proposta para o corpo de prova é apresentada na Figura 27 (a). Para gerar uma maior inércia, e consequentemente maiores tensões, foi adicionada uma massa M , posicionada a uma altura L ajustável ao longo do corpo de prova, Figura 27 (b). O conjunto haste e massa, que constitui o corpo de prova, foi modelado em elementos sólidos do tipo tetraédrico (C3D4) no software ABAQUS[®]. A malha foi desenvolvida com uma quantidade de 361698 elementos no total. A utilização do método por elementos finitos teve o objetivo de calcular as frequências naturais em função do comprimento de trinca a , em conjunto com a análise dinâmica para simulação do movimento vibracional, avaliando as tensões geradas na ponta da trinca. Na Figura 27 (a), a região da seção reduzida com raio $R=6$ mm é onde surgirá a trinca, devido às maiores tensões nesse local. Essa região foi modelada utilizando-se 305635 elementos. Na Figura 27 (b) é mostrada a direção do movimento do corpo de prova e da base (eixo x' do *shaker*) e o modelo simplificado para um grau de liberdade, Figura 27 (c). Visto

que o movimento ocorre em uma direção paralela à base do corpo de prova, as tensões geradas na região de formação da trinca são de flexão.

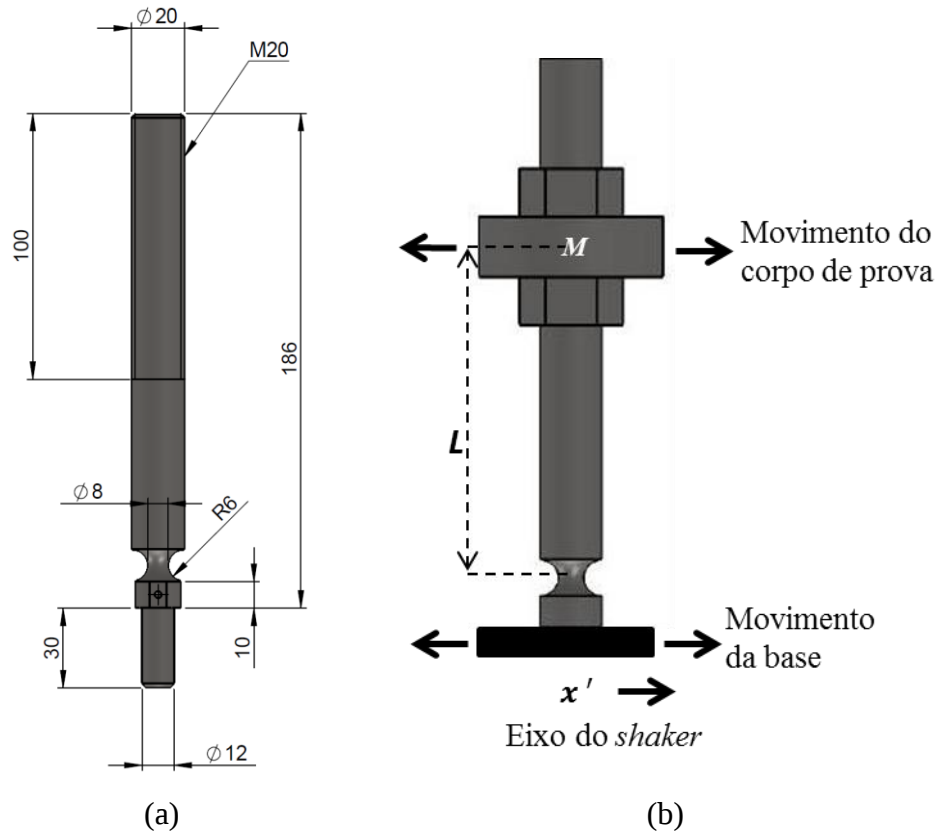


Figura 27 - Dimensões da haste (em mm) (a) e montagem do corpo de prova (b). Modelo simplificado equivalente (c).

Para assegurar o início da trinca em qualquer condição de ensaio sempre na mesma posição, fez-se um microentalhe de profundidade de 0,10 mm, ângulo de 114° e raio interno de 0,02 mm, no centro da seção de $R=6$ mm do corpo de prova, perpendicular à direção do movimento, Figura 28 (a). A geometria resultante por este concentrador de tensões é

apresentada, em elementos finitos, na Figura 28 (b). O detalhamento da geometria do corpo de prova (haste e massa adicional) está no Anexo 1.

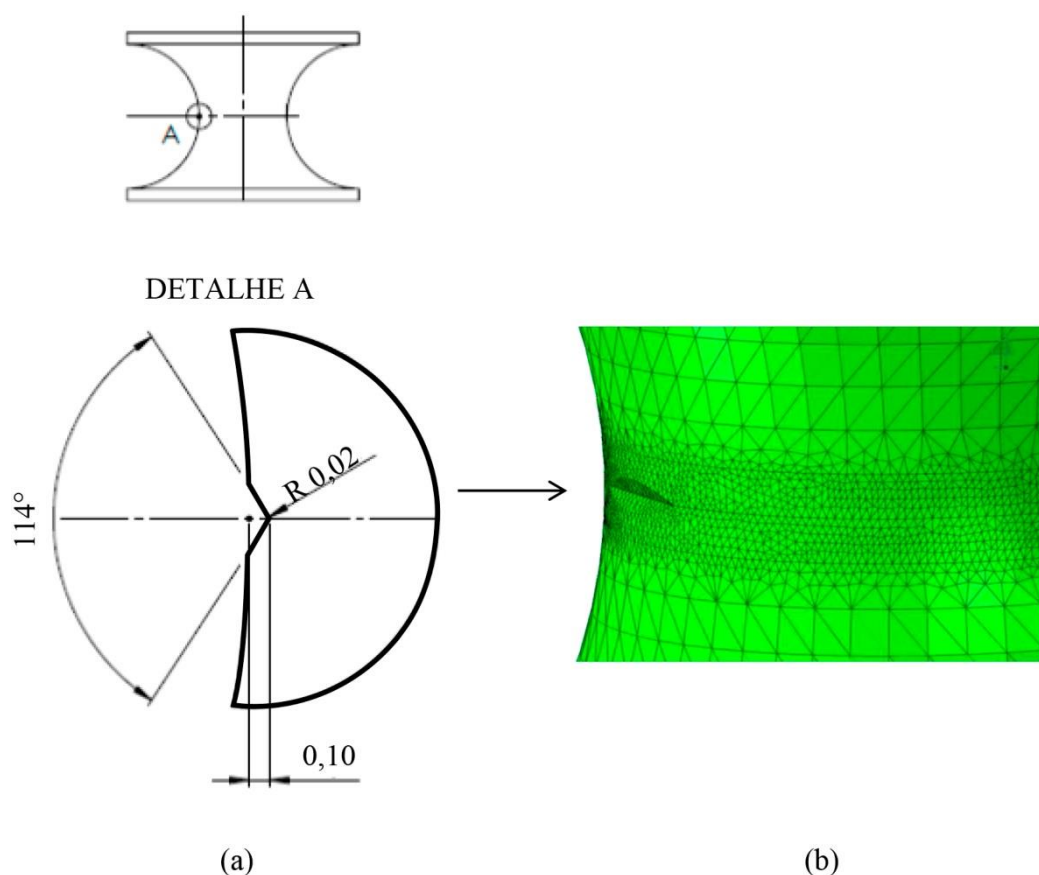


Figura 28 - Geometria do concentrador de tensão em mm (a), modelamento pelo método de elementos finitos (b).

Devido ao corpo de prova ser simétrico, há a existência de duas frequências naturais de mesmo valor em direções perpendiculares entre si. As direções dos modos de vibração são mostradas esquematicamente na Figura 29. O modo 1 possui a mesma direção e sentido do movimento do *shaker*, portanto é essa a orientação onde se espera o surgimento e progressão da trinca. Já o modo 2 é perpendicular ao movimento do equipamento, por conseguinte, é o movimento que deve ser controlado para não gerar interferência na carga aplicada e, consequentemente, alterar a taxa de crescimento da trinca. O modo 2 não tem efeito significativo com o corpo de prova intacto, porém, a medida que a trinca progride, as alterações da rigidez do corpo de prova podem levar à interferência do modo 2 no ensaio.

Deste modo, o posicionamento dos acelerômetros teve como regra o controle dos dois modos de vibração. O local de fixação é indicado na Figura 30. As distâncias são consequência da necessidade da frequência inicial do modo 1 estar na faixa de 100 Hz.

Ressalta-se que o ponto de medição no corpo de prova está localizado no centro da massa adicional, conforme mostrado na Figura 30. Em conjunto, construiu-se um dispositivo de fixação do corpo de prova ao *shaker*, de modo que garantisse a transmissão do movimento do equipamento para o corpo de prova, com alta rigidez de base, segurança aos operadores e rápida montagem e desmontagem do corpo de prova. Na Figura 31 está uma vista geral e detalhada do *shaker*, o dispositivo de vibração-fadiga e os demais instrumentos.

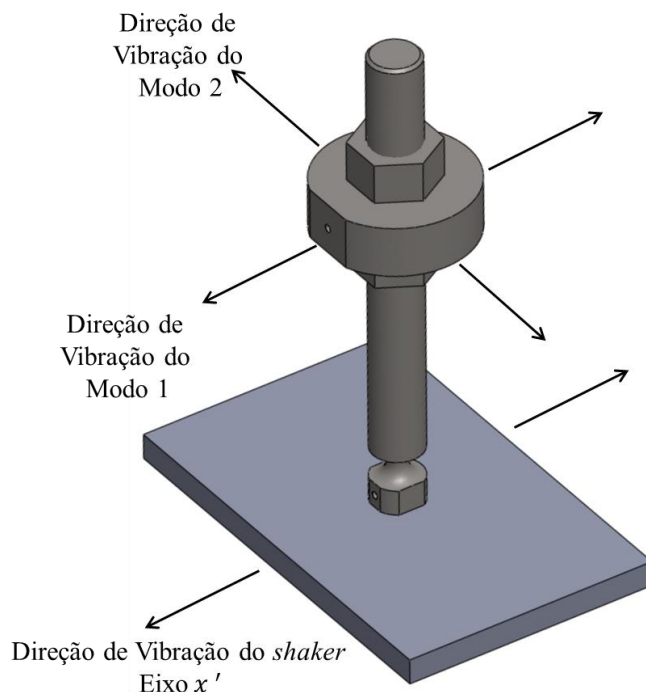


Figura 29 - Representação esquemática dos modos 1 e 2 de vibração do corpo de prova.

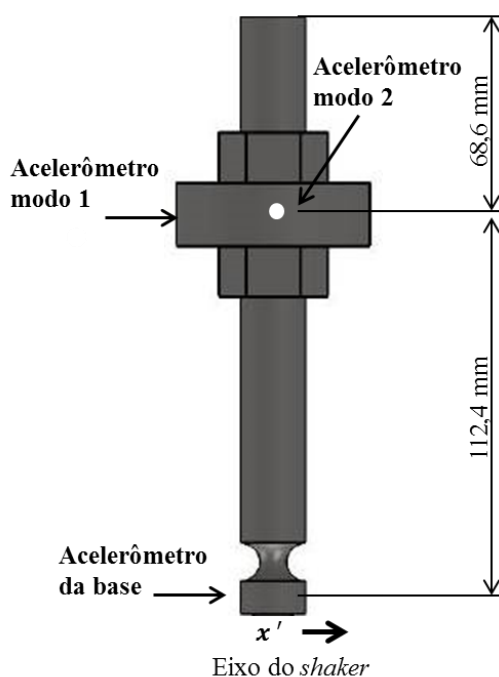


Figura 30 - Local de fixação dos acelerômetros para o modo 1, modo 2 e na base.

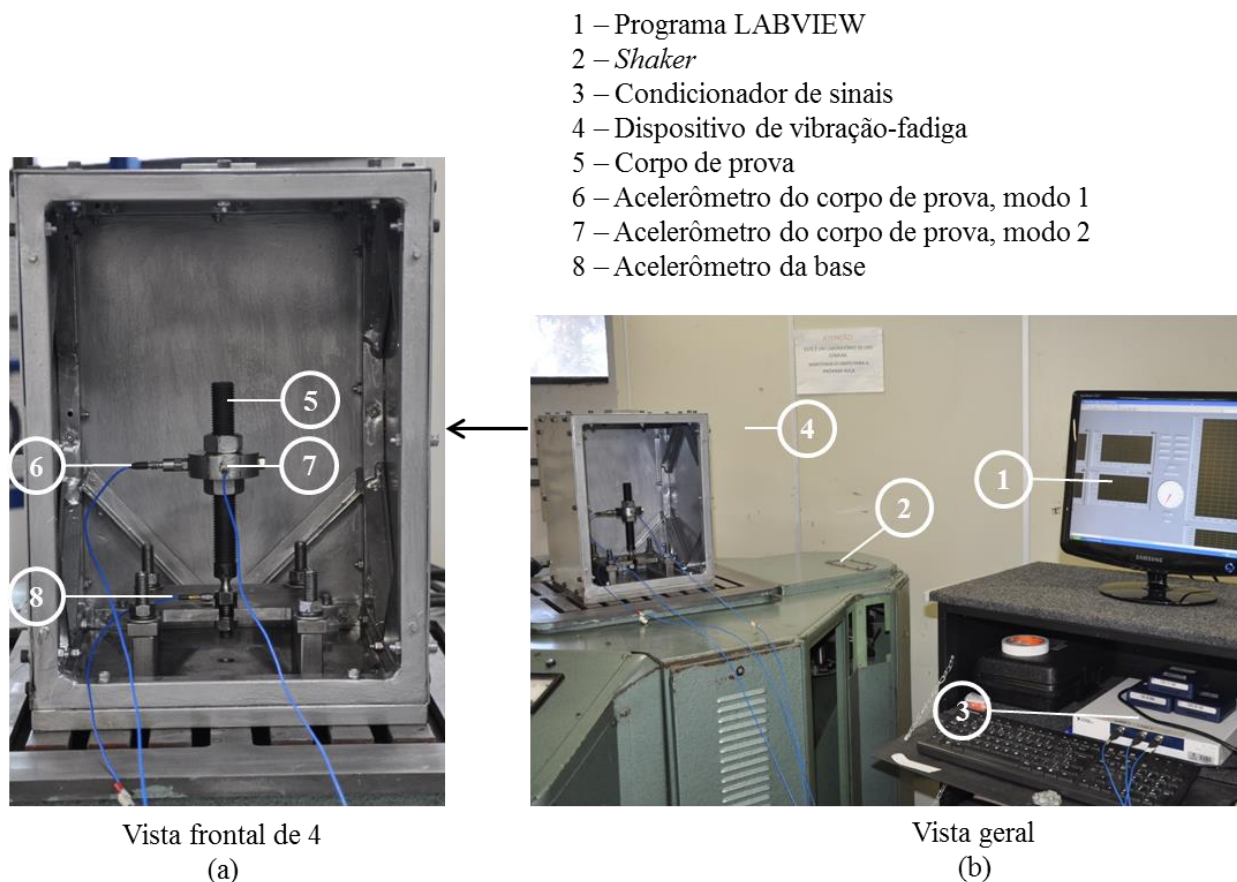


Figura 31 - Vista detalhada (a) e vista geral (b) do ensaio.

3.2.2 Obtenção dos Corpos de Prova

Os corpos de prova foram fabricados com aço SAE 4140 e, segundo a norma ASTM A322, sua composição química em percentual deve estar de acordo com os valores mostrados na Tabela 2.

Tabela 2 - Composição química em % em massa do aço SAE 4140 conforme norma ASTM A322.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0,38-0,43	0,15-0,35	0,75-1,00	$\leq 0,035$	$\leq 0,040$	0,80-1,10	0,15-0,25

Com o intuito de avaliar o efeito da microestrutura do material na resistência à fadiga, os corpos de prova de aço SAE 4140 foram submetidos, por conjuntos, a três tipos de tratamentos térmicos nos fornos da marca Sanchis, modelo BTT:

- I. normalizado (aquecimento por 1 h a 850°C e resfriamento ao ar);
- II. austenitizado a 850°C, temperado em óleo e revenido a 600°C por 2 h;
- III. austenitizado a 850°C, temperado em óleo e revenido a 500°C por 2 h.

Os conjuntos foram aquecidos em caixas, protegidos de descarbonetação com limalha de ferro fundido cinzento.

As propriedades mecânicas do aço SAE 4140, para as condições recozida, normalizada, revenido a 595°C e revenido a 540°C estão mostradas na Tabela 3.

Tabela 3 - Propriedades mecânicas do aço SAE 4140 submetido a tratamentos térmicos distintos.

	Recozido	Normalizado	Temperado e revenido a 595°C	Temperado e revenido a 540°C
Limite de Resistência à Tração S_{ut} (MPa)	655	1020	965	1140
Limite de Escoamento S_y (MPa)	415	655	931	965
Alongamento (%)	25,7	17,7	19,5	18
Redução de Área (%)	56,9	46,8	62,3	56
Módulo de Elasticidade (GPa)	205	205	205	205
Dureza (HV)	207	319	301	338

Fonte: [70]

Os corpos de prova foram usinados em torno CNC na empresa Metalúrgica Dallmac Ltda. Após processo de usinagem, conforme dimensões especificadas no Anexo 1, realizaram-se os 3 tratamentos citados, tomando-se os cuidados necessários, como comentados, para evitar descarbonetação e trincas de têmpera. Foram fabricados 28 corpos de prova no total, dos quais 7 foram submetidos ao tratamento da condição III, 8 na condição II e

13 na condição I. Após tratamento, todos foram polidos na região com $R = 6 \text{ mm}$ e, por final, realizou-se a operação de usinagem para obtenção do microentalhe apresentado na Figura 28.

Na Tabela 4 estão apresentados os dados de rugosidade, realizados no rugosímetro da marca Mitutoyo (modelo SJ301), medidos em três amostras circulares e polidas da mesma forma como feito nos corpos de prova. O ensaio de rugosidade foi realizado conforme a norma ISO 4287-1997. Vale ressaltar que o polimento teve o intuito de minimizar o efeito superficial no processo de fadiga [3].

Tabela 4 - Valores de rugosidade na região de geração da trinca.

	Valor médio em μm (3 amostras) $\pm$ desvio padrão
Ra	0,10 $\pm$ 0,01
Rz máximo	1,17 $\pm$ 0,13
Rz	0,82 $\pm$ 0,08

3.2.3 Caracterização Química, Mecânica e Microestrutural dos Materiais

A composição química das amostras analisadas foi obtida mediante a média aritmética de três medições em 3 amostras individuais, utilizando um espectrômetro óptico da marca Spectro. Para determinar as propriedades mecânicas, como limite de escoamento, limite de resistência à tração, alongamento e redução de área, foram realizados ensaios de tração uniaxial no equipamento EMIC 200 kN (modelo DL 20000), para as três condições de tratamento térmico.

Os corpos de provas de tração foram projetados conforme a norma ASTM A370, com a geometria mostrada na Figura 32. Assim como no ensaio de composição química, os valores corresponderam à média de três ensaios em amostras individuais por tratamento térmico.

O corpo de prova da Figura 32 também foi fabricado para determinar o módulo de elasticidade, usando o método de regressão linear na região elástica. Foi selecionada uma amostra de material normalizado e revenido a 600°C para efeitos de análise.

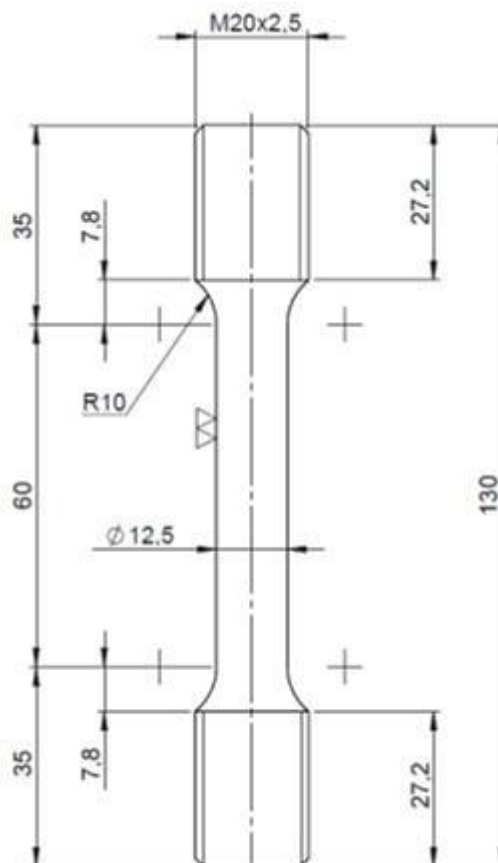


Figura 32 - Geometria e dimensões dos Corpos de prova de tração (em mm), conforme norma ASTM A370.

Para determinar a tenacidade do aço SAE 4140, nos três tratamentos propostos no trabalho, foi realizado o ensaio de impacto Charpy conforme a norma ASTM E 23/12c, por meio do equipamento da marca WPM, modelo 423/3 com 30 kgm de capacidade. A geometria fabricada está mostrada na Figura 33. Utilizaram-se, para tal fim, 6 corpos de prova de cada tratamento térmico.

Os ensaios para obtenção da dureza foram realizados no durômetro da marca Testor, em HRC e HRB, determinado para os três tratamentos térmicos por meio da medição de 5 pontos, em duas amostras de cada tratamento térmico, obtendo-se a média aritmética dos valores. Ao final, fez-se a conversão de dureza Vickers, utilizando a norma ASTM E140.

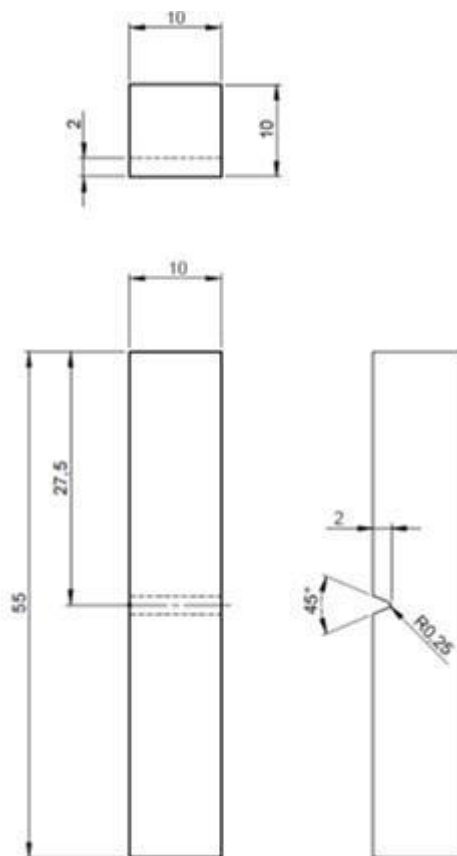


Figura 33 - Corpo de prova para ensaio Charpy, norma ASTM E 23/12c.

3.3 Procedimento de Ensaio de Fadiga-Vibração

3.3.1 Delineamento dos Experimentos

Os ensaios de fadiga-vibração foram executados considerando-se o carregamento dinâmico (tipo e nível) e o tratamento térmico do material, com o intuito de estudar os diferentes ciclos de fadiga e a taxa de crescimento das trincas de fadiga. Foram propostos 2 tipos de carregamento dinâmico, quais sejam: deslocamento relativo com amplitude constante e força com amplitude constante. Neste texto, por simplificação, os termos deslocamento relativo com amplitude constante e força com amplitude constante serão chamados deslocamento constante e força constante, respectivamente. Para cada tipo de ensaio parâmetros de controle foram adotados.

Observando-se a Figura 34, na condição de deslocamento constante controlou-se o deslocamento do ponto A, representado por $x(t)$, menos o deslocamento do ponto B, denotado por $y(t)$ que, conforme a Figura 14 (c), representa a deformação da mola dada pela Equação (24): $z(t) = x(t) - y(t)$.

No carregamento por força constante, o parâmetro controlado foi a aceleração do ponto A, representado por $\ddot{x}(t)$, que dada a massa equivalente, caracteriza a força inercial do sistema massa-mola da Equação 19.

Ressalta-se que cada ponto (A e B) representa o local de fixação dos acelerômetros principais. Nessa configuração, a frequência natural do corpo íntegro, isto é, sem a presença da trinca, apresentou valores entre 98,00 a 100,00 Hz ou 615 e 628 $\frac{rad}{s}$, respectivamente. Essa diferença pode ser explicada pela variação dimensional dos corpos de provas fabricados e pela diferença de montagem dos corpos de prova.

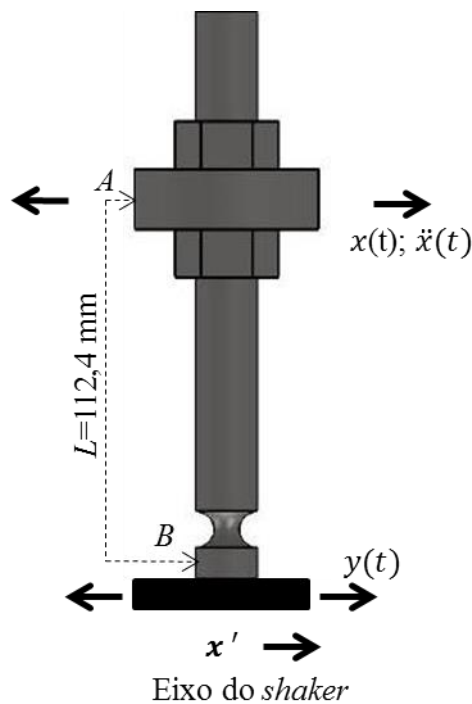


Figura 34 - Representação do corpo de prova, pontos A e B.

Os corpos de prova foram codificados para facilitar a sua identificação. Os códigos referem-se à condição de tratamento térmico, tipo e nível de controle da carga dinâmica e número de repetição do ensaio. Para o tratamento térmico foram usados os códigos N (normalizado, condição I), 6 (revenido 600°C, condição II) e 5 (revenido 500°C, condição III).

Com relação à carga dinâmica, foram selecionados três níveis para cada parâmetro de controle. Para a condição de deslocamento constante, parâmetro $z(t)$, os deslocamentos utilizados foram: 0,24, 0,26 e 0,30 mm. Já para carregamento com força constante, parâmetro $\ddot{x}(t)$, as acelerações utilizadas foram: 106, 112,5 e $125 \frac{m}{s^2}$. A codificação do parâmetro de controle da carga dinâmica foi estabelecida conforme o tipo de carregamento, Z (deslocamento constante) e $\ddot{X}$ (força constante).

Já a quantidade de repetições é representada pela letra R mais o número correspondente da repetição. A partir dessas codificações apresenta-se a listagem dos ensaios realizados (Tabelas 5, 6 e 7) para cada condição de tratamento térmico.

Tabela 5 - Relação das nomenclaturas para o material normalizado

	NORMALIZADO					
	Deslocamento (z), $\times 10^{-1}$ mm			Aceleração ($\ddot{x}$), $\frac{m}{s^2}$		
Repetição	2,4	2,6	3,0	106	112,5	125
1	NZ2,4R1		NZ3,0R1	N $\ddot{X}$ 106R1		N $\ddot{X}$ 125R1
2	NZ2,4R2		NZ3,0R2	N $\ddot{X}$ 106R2		N $\ddot{X}$ 125R2
3				N $\ddot{X}$ 106R3		N $\ddot{X}$ 125R3
4				N $\ddot{X}$ 106R4		N $\ddot{X}$ 125R4
5						N $\ddot{X}$ 125R5

Tabela 6 - Relação das nomenclaturas para o material revenido a 600°C

	REVENIDO A 600°C					
	Deslocamento (z), $\times 10^{-1}$ mm			Aceleração ($\ddot{x}$), $\frac{m}{s^2}$		
Repetição	2,4	2,6	3,0	106	112,5	125
1		6Z2,6R1			6 $\ddot{X}$ 112,5R1	
2					6 $\ddot{X}$ 112,5R2	
3					6 $\ddot{X}$ 112,5R3	
4					6 $\ddot{X}$ 112,5R4	
5					6 $\ddot{X}$ 112,5R5	
6					6 $\ddot{X}$ 112,5R6	
7					6 $\ddot{X}$ 112,5R7	

Tabela 7 - Relação das nomenclaturas para o material revenido a 500°C

	REVENIDO A 500°C					
	Deslocamento (z), $\times 10^{-1}$ mm			Aceleração ($\ddot{x}$), $\frac{m}{s^2}$		
Repetição	2,4	2,6	3,0	106	112,5	125
1	5Z2,4R1		5Z3,0R1	5 $\ddot{X}$ 106R1		5 $\ddot{X}$ 125R1
2						5 $\ddot{X}$ 125R2
3						5 $\ddot{X}$ 125R3
4						5 $\ddot{X}$ 125R4

As combinações dos níveis de carregamento dinâmico (deslocamento constante e força constante) e dos tipos de tratamento térmico (normalizado e revenido) foram escolhidas de modo a gerar um planejamento fatorial de dois níveis mais um ponto central ($2^2 + 1$), representados na Figura 35.

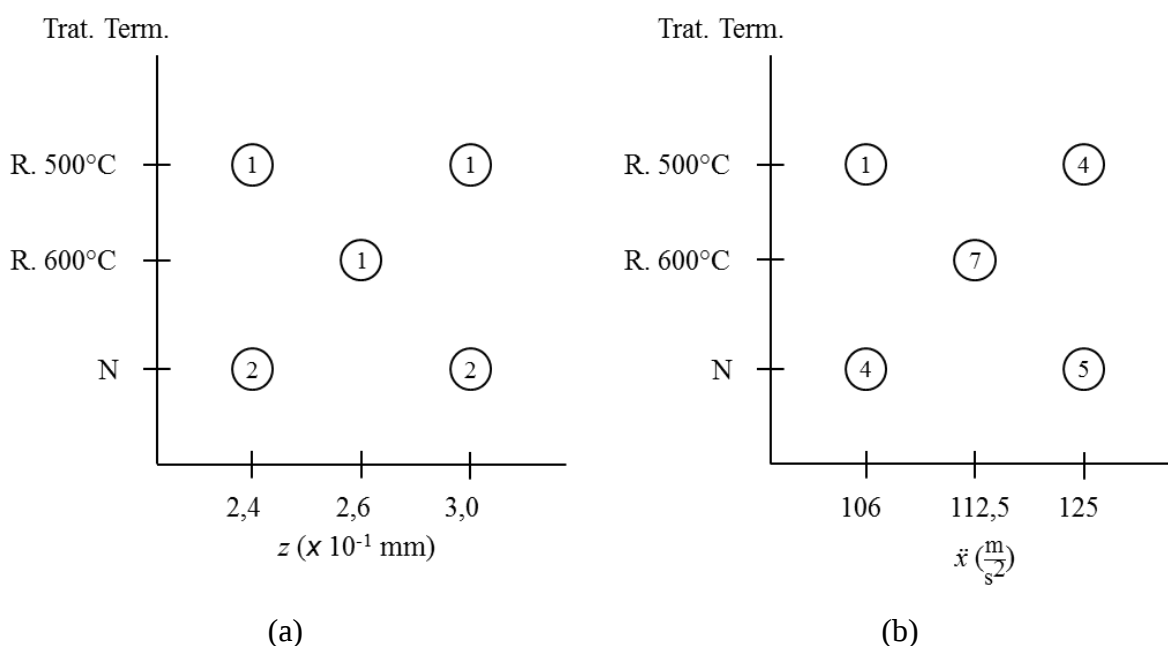


Figura 35 - Planejamento fatorial de 2 níveis e 2 fatores com ponto central. Planejamento com número de repetições em ensaios com deslocamento constante (a) e força constante (b).

Com esse planejamento de experimentos foi possível avaliar o efeito do carregamento dinâmico e das propriedades mecânicas do aço 4140 nas principais respostas do ensaio de fadiga induzido por vibração, como comprimento e taxa de crescimento da trinca em função

do número de ciclos. Além disso, foi avaliada a tendência linear dessas respostas com o ponto central [71].

Para controle dos parâmetros citados (deslocamentos e acelerações), além de outras variáveis, tal como frequência de excitação, elaborou-se um programa de aquisição e processamento de sinais no software LABVIEW, o qual utiliza uma linguagem gráfica, própria do desenvolvedor. As tarefas executadas pelo programa estão resumidas no fluxograma da Figura 36.

A análise do fluxograma, apresentado na Figura 36, mostra que o início de todo o processo está na frequência do sinal fornecida pelo *shaker*. Conforme a proximidade dessa frequência de excitação com a frequência natural do corpo de prova, gerou-se uma transmissão de deslocamento da base para o corpo de prova, como descrito no Item 2.2.

Para cada acelerômetro instalado, o sinal elétrico proveniente do sensor piezoelétrico foi convertido em aceleração e, por meio da função *FFT* (transformada rápida de Fourier), foi encontrada a frequência do sinal. Após, foi realizada uma integração dupla para encontrar o deslocamento. Novamente utilizou-se a função *FFT* para cálculo da frequência e o valor de pico do sinal, embora redundante. Esse procedimento foi realizado para os três blocos: modo 1 (longitudinal), modo 2 (transversal) e base.

Na medida em que foi controlado o tempo do experimento, além da frequência na qual a base e o corpo estão submetidos, foi possível calcular o número de ciclos com boa precisão, sendo de extrema importância para o controle dos ensaios. A contagem de ciclos de cada ensaio foi realizada ininterruptamente até que o parâmetro de controle do ensaio (deslocamento ou aceleração) fosse modificado, devido à redução da frequência natural do corpo de prova, em consequência do crescimento da trinca.

Quando se observou uma mudança no parâmetro de controle, reajustou-se a frequência do *shaker* até que a condição constante fosse reestabelecida. O diagrama construído, na linguagem gráfica do software, está apresentado no Anexo 3. Esse diagrama resultou numa interface de controle, a qual é apresentada na Figura 37. Nessa interface podem ser controlados os principais parâmetros dinâmicos, com o intuito de observar a resposta do corpo de prova à frequência de excitação fornecida pelo *shaker*.

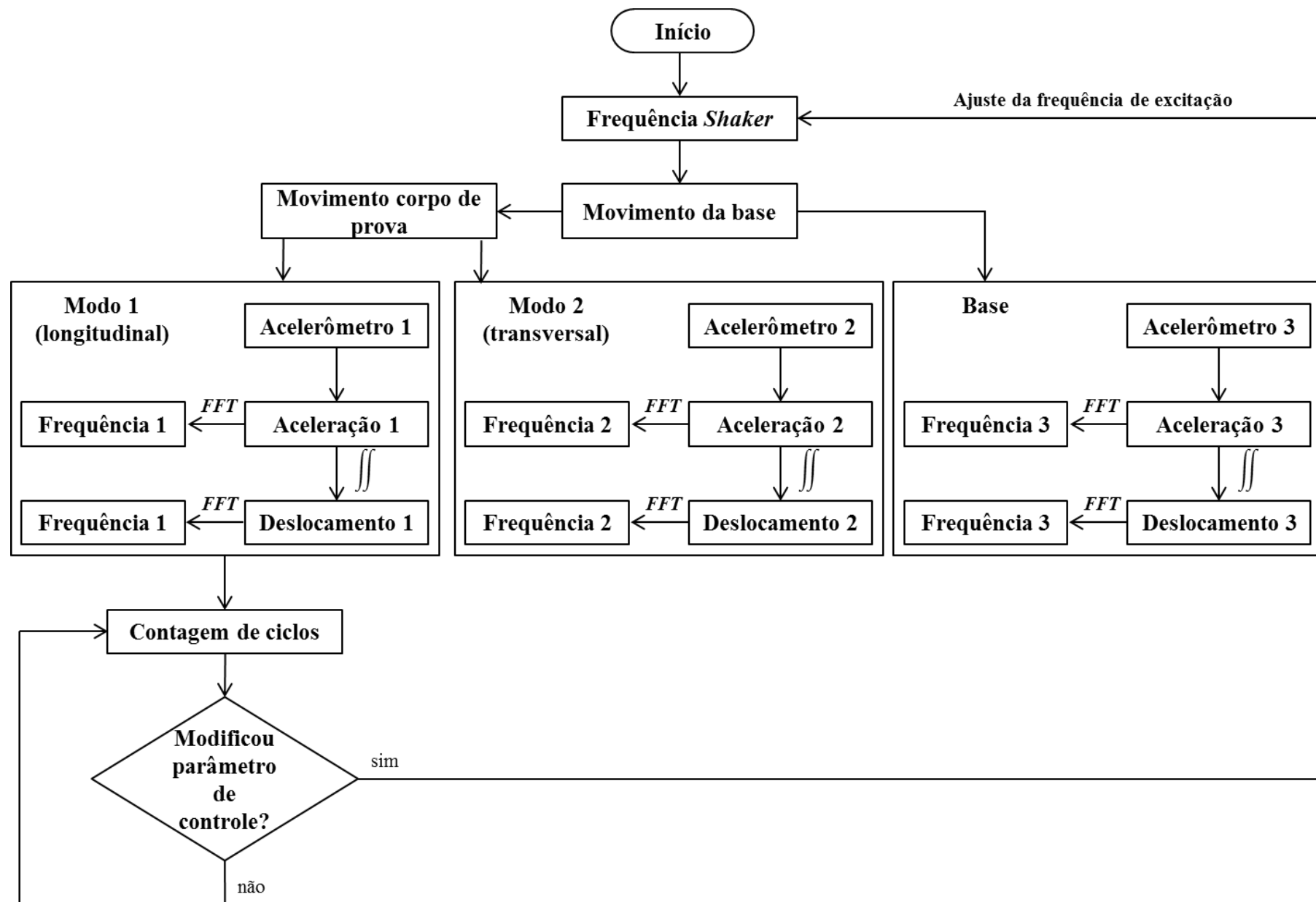
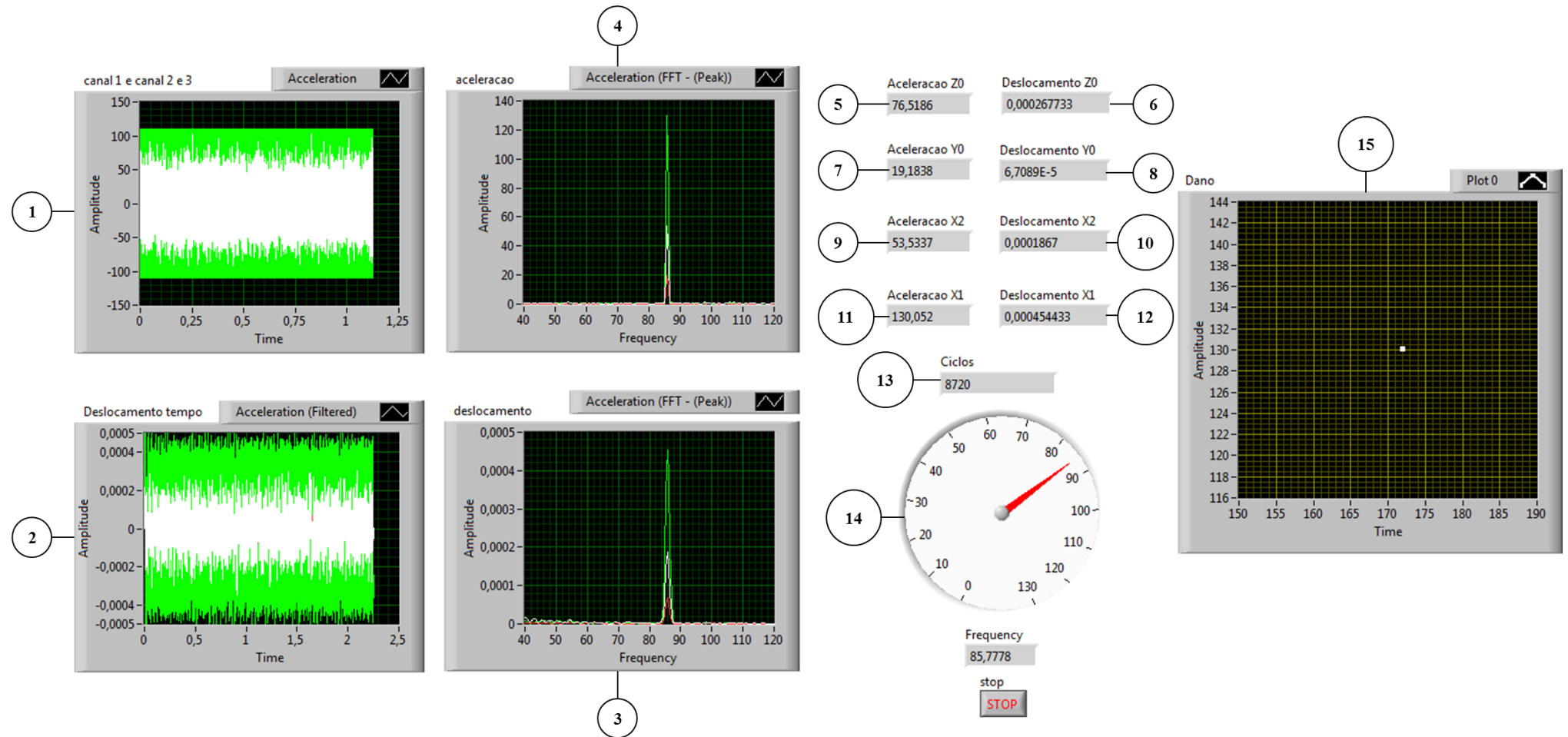


Figura 36 - Fluxograma da aquisição de dados e processamento no programa LABVIEW.



- 1- Gráfico da aceleração dos três canais (acelerômetros)
- 2- Gráfico do deslocamento dos três canais
- 3- Curva *FFT* dos deslocamentos dos três canais sobrepostos
- 4- Curva *FFT* das acelerações dos três canais sobrepostos
- 5- Aceleração relativa $\ddot{z}$: aceleração 11 (modo 1) - aceleração 9 (base)
- 6- Deslocamento relativo z
- 7- Aceleração do modo 2 (transversal)

- 8- Deslocamento do modo 2 (transversal)
- 9- Aceleração da base
- 10- Deslocamento da base
- 11- Aceleração $\ddot{x}$ do modo 1 (longitudinal)
- 12- Deslocamento do modo 1 (longitudinal)
- 13- Número de ciclos cumulativo do ensaio
- 14- Frequência de excitação da base
- 15- Gráfico de controle do parâmetro de análise

Figura 37 - Interface gráfica de controle gerada no software LABVIEW.

Vale destacar os elementos 3 e 4, na Figura 37, que correspondem à geração da curva *FFT* para os deslocamentos e acelerações geradas pelos três acelerômetros, respectivamente. A curva *FFT* fornece a frequência e a amplitude do sinal gerado. No elemento 13 está o indicador de contagem de ciclos, enquanto que o elemento 14 corresponde ao controle da frequência de excitação.

Os elementos de 5 a 12 indicam os dados individuais das acelerações e deslocamentos do sistema corpo de prova e base de excitação. O gráfico do elemento 15 é relativo ao controle do parâmetro constante, enquanto que os gráficos 1 e 2 são os sinais de aceleração e deslocamento em função do tempo. Na Figura 38 é mostrada uma curva *FFT* representativa de um ensaio em que é possível distinguir as três acelerações medidas nos experimentos. A de maior magnitude é a do acelerômetro posicionado no centro da massa adicional (modo 1), enquanto que a segunda magnitude é devido ao acelerômetro posicionado na base. A de menor intensidade corresponde ao modo 2 (transversal). Como comentado, evidencia-se que as acelerações estão sob a mesma frequência de vibração.

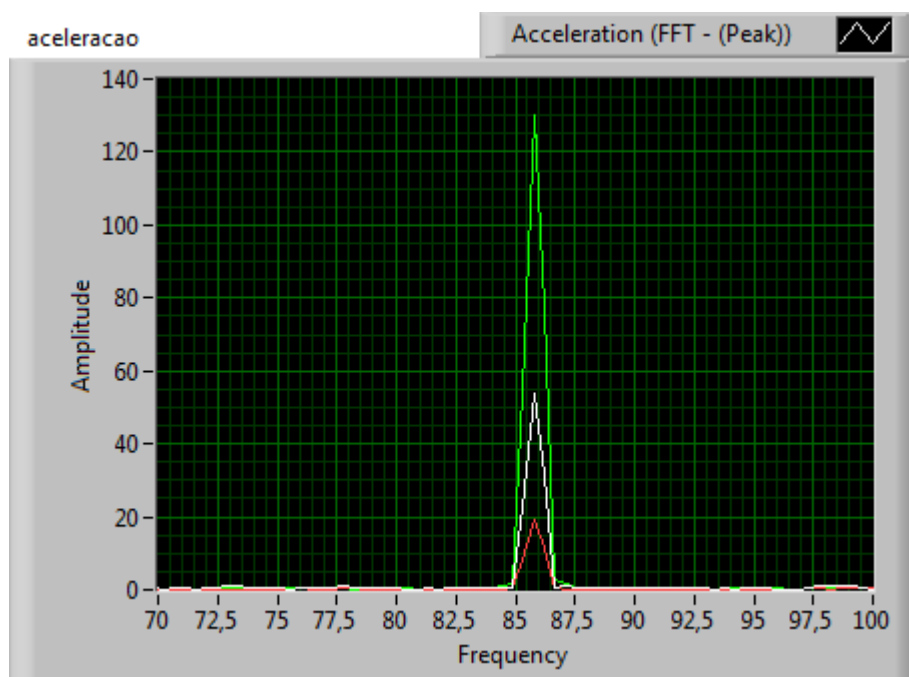


Figura 38 - Curva *FFT* para as acelerações envolvidas nos ensaios.

3.3.2 Medição da Frequência Natural (ω_n)

Outra etapa metodológica envolvida foi a utilização da função resposta em frequência (*FRF*) para realização das medições das frequências naturais. Essa técnica é amplamente utilizada para avaliar a mudança na frequência natural devido ao dano provocado em estruturas [38, 72, 73, 74].

Como visto no Item 2.5, a função relaciona a resposta do corpo de prova, medida por meio dos acelerômetros, sob a ação de uma força excitadora que foi provocada pelo martelo de impacto. Na Figura 39 é mostrada a imagem do ensaio para medição da frequência natural, utilizando essa técnica.

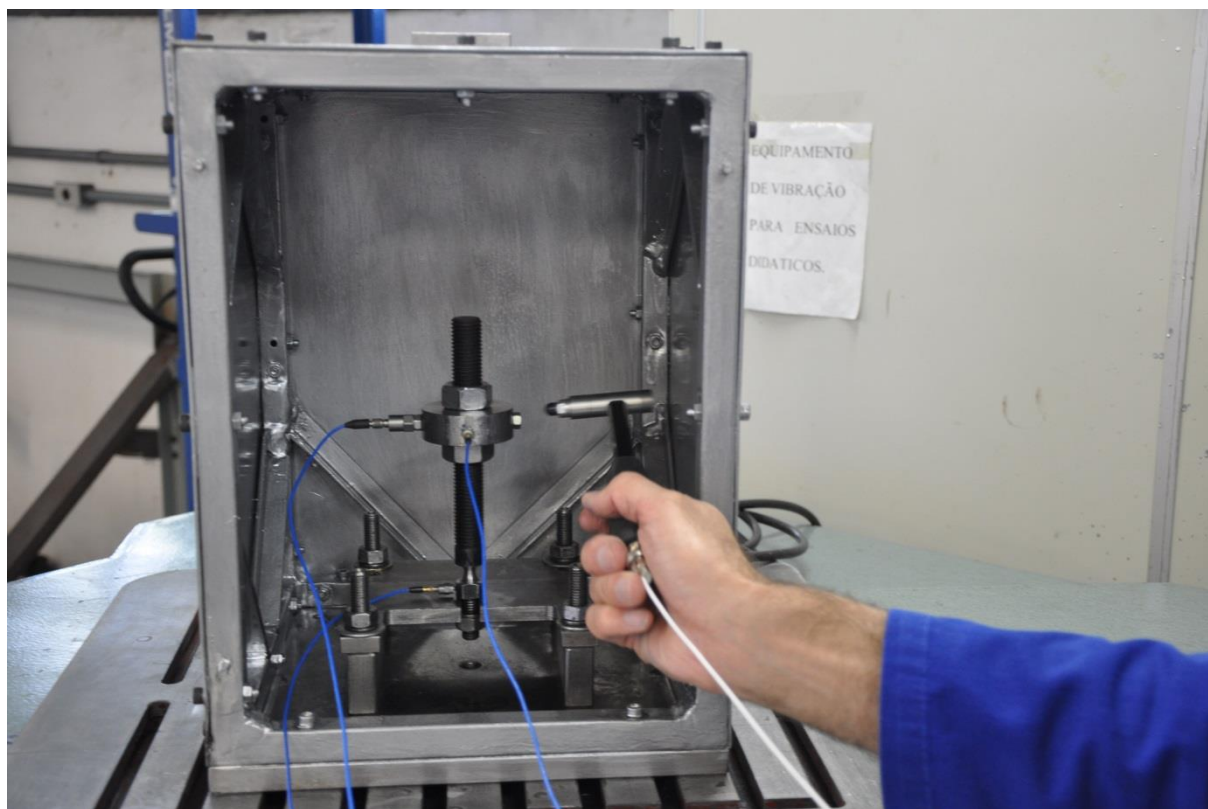


Figura 39 - Imagem do ensaio para execução da *FRF*.

A sequência dos passos para medição da frequência natural seguiu a ordem apresentada no fluxograma da Figura 40. O procedimento iniciou-se quando houve a verificação de mudança no parâmetro de controle (z nos ensaios em deslocamento constante e $\ddot{x}$ para força constante), com a contagem de ciclos sendo interrompida no programa LABVIEW.

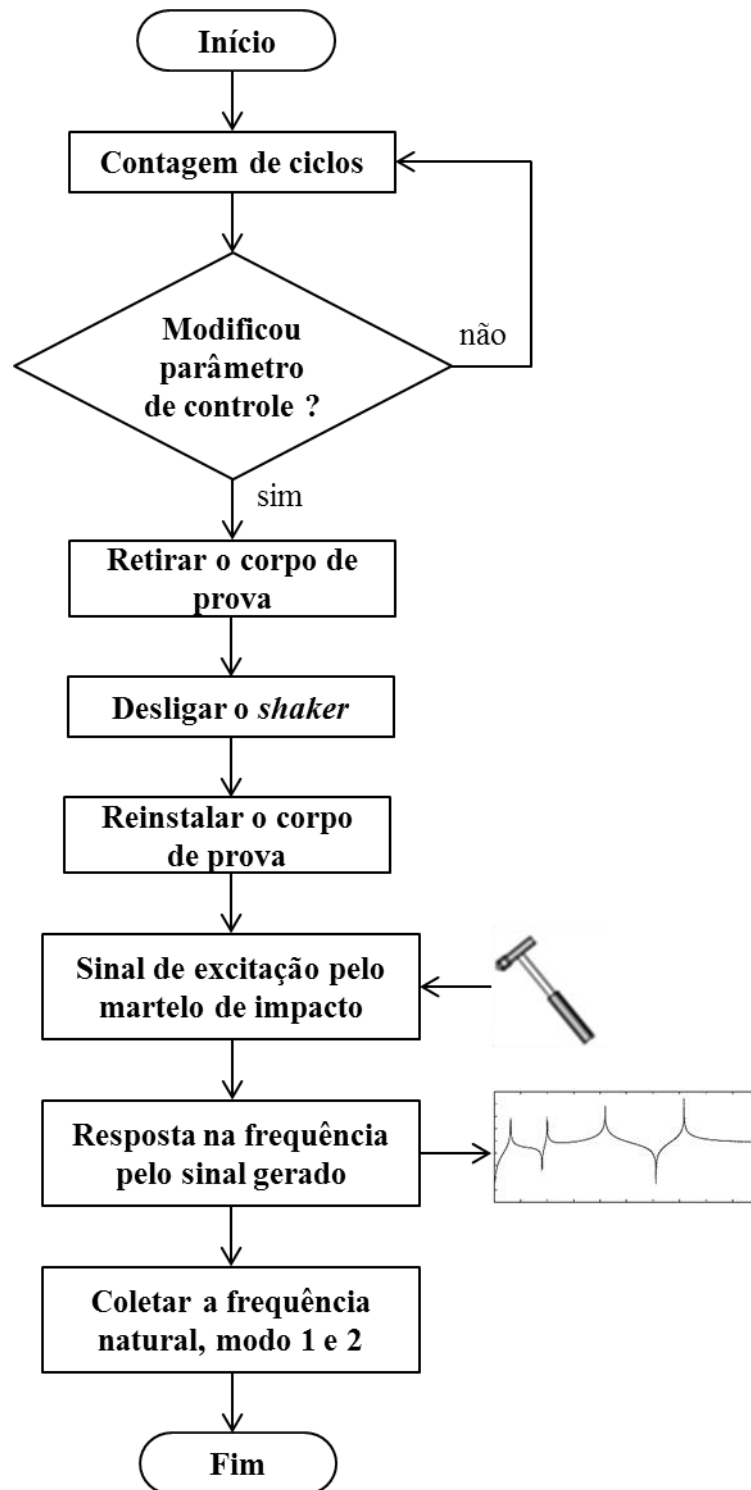


Figura 40 - Fluxo para coleta das frequências naturais.

Confirmando-se a alteração, retirou-se o corpo de prova com o sistema ainda em funcionamento. Isso foi necessário para que não ocorresse passagem pela frequência natural do *shaker*, o que comprometeria o ensaio, sendo desligado somente após a retirada do corpo de prova e, com a utilização do martelo de impacto, foram excitados os dois modos de vibração no corpo de prova.

A resposta foi processada pelo software e calculada na frequência natural. Assim como no ensaio de fadiga-vibração, necessitou-se o desenvolvimento de um programa para a aquisição dos modos 1 e 2 de vibração. O diagrama gerado está apresentado no Anexo 4. A interface de controle é mostrada na Figura 41.

O elemento de número 1 da Figura 41 corresponde à excitação imposta ao corpo de prova, por meio do martelo de impacto. A resposta em termos de aceleração é dada pelo elemento 2. Já a frequência natural para o modo 1 é dada no gráfico 3. Vale ressaltar que o ponto de máximo é a resposta para a frequência natural. O elemento número 4 é a curva *FFT* para o modo 1, relacionando a frequência natural com o valor de pico da aceleração imposta pelo martelo. As curvas para a *FRF* e *FFT* do modo 2 estão ilustradas nos elementos 5 e 6. Os mostradores 7 e 8 são os indicadores das frequências naturais do modo 1 e 2, respectivamente.

Com o intuito de observar a mudança na frequência natural e, assim, medir a profundidade da trinca e validar o uso do modelo em elementos finitos, foram realizados um total de 5 ensaios de fadiga preliminares. Cada corpo de prova foi submetido a um tempo específico de fadiga-vibração, com o propósito de gerar diferentes comprimentos de trincas, sendo que quanto menor o valor da frequência natural encontrada maior será o valor esperado de a , conforme descrito no item 2.4. Após o término de cada ensaio, os corpos de prova foram tracionados para causar a ruptura, visando observar a trinca formada.

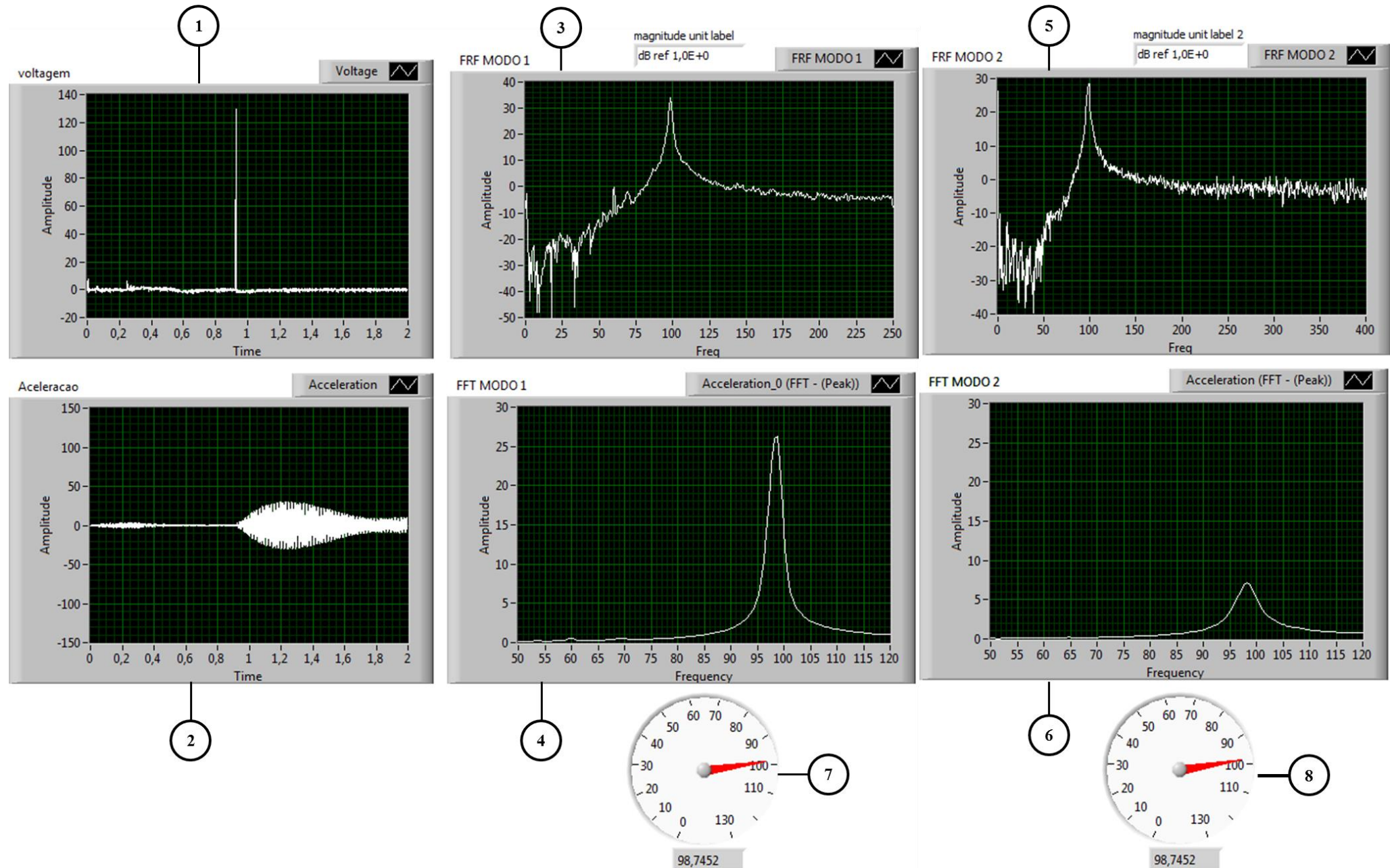


Figura 41 - Interface gráfica para aquisição das frequências naturais.

4 Resultados e Discussões

4.1 Composição Química, Microestrutura e Propriedades Mecânicas dos Corpos de Prova

A composição química das amostras analisadas do aço SAE 4140 está apresentada na Tabela 8.

Tabela 8 - Composição química em % em massa das amostras testadas do aço SAE 4140.

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0,45	0,33	0,93	0,013	0,010	1,15	0,16

Comparando-se as Tabelas 2 e 8, os resultados mostraram uma quantidade superior em carbono, mas próximo do limite superior da norma ASTM A322, ocorrendo o mesmo para o cromo. Os demais elementos estão de acordo com a referida norma.

Os valores das propriedades mecânicas resultantes do ensaio de tração são apresentados na Tabela 9.

Tabela 9 - Propriedades Mecânicas do aço SAE 4140 para os 3 tratamentos térmicos.

	Normalizado	Temperado e revenido a 600°C	Temperado e revenido a 500°C
Limite de Resistência à Tração S_{ut} (MPa)	737 $\pm$ 4,5	1027 $\pm$ 6,5	1297 $\pm$ 52,5
Limite de Escoamento S_y (MPa)	425 $\pm$ 2,5	943 $\pm$ 6,0	1216 $\pm$ 31,0
Alongamento (%)	25 $\pm$ 0,7	18 $\pm$ 1,0	15 $\pm$ 0,5
Redução de Área (%)	59 $\pm$ 0,7	58 $\pm$ 0,8	49 $\pm$ 2,5
Energia Absorvida (J/cm ²)	64 $\pm$ 4,5	114 $\pm$ 12	60 $\pm$ 4,2
Dureza (HV)	205 $\pm$ 4	320 $\pm$ 21	356 $\pm$ 10

Como esperado, menores foram o alongamento e redução de área, conforme o aumento da resistência mecânica do material. Também foram obtidos os valores de energia total absorvida, determinadas pelo ensaio de impacto Charpy. O material temperado e

revenido a 600°C apresentou o maior valor de energia total absorvida, 114 J/cm², seguido do material normalizado com 64 J/cm² e 60 J/cm² para o revenido a 500°C. O maior valor para o revenido a 600°C deve-se ao fato da microestrutura martensita revenida ser mais tenaz, na medida em que se aumenta a temperatura do revenimento, ultrapassando o valor de energia absorvida do material normalizado. Comparando-se as Tabelas 3 e 9, os materiais temperados e revenidos apresentaram valores de propriedades mecânicas próximas à encontrada na literatura [70]. Já, para o normalizado, as propriedades ficaram entre a condição recozida e a normalizada, conforme os dados da Tabela 3. A aproximação dos valores dos temperados e revenidos, com os dados da literatura, indica que os maiores percentuais de carbono e cromo encontrados não tiveram influência significativa nas propriedades mecânicas.

Na Figura 42, apresenta-se a curva de tensão-deformação utilizada no cálculo do módulo de elasticidade, realizado no material normalizado e no revenido a 600°C. Os valores encontrados foram: 206,7 GPa para o revenido a 600°C e 200,7 GPa para o normalizado, que ficaram de acordo com os dados da Tabela 3.

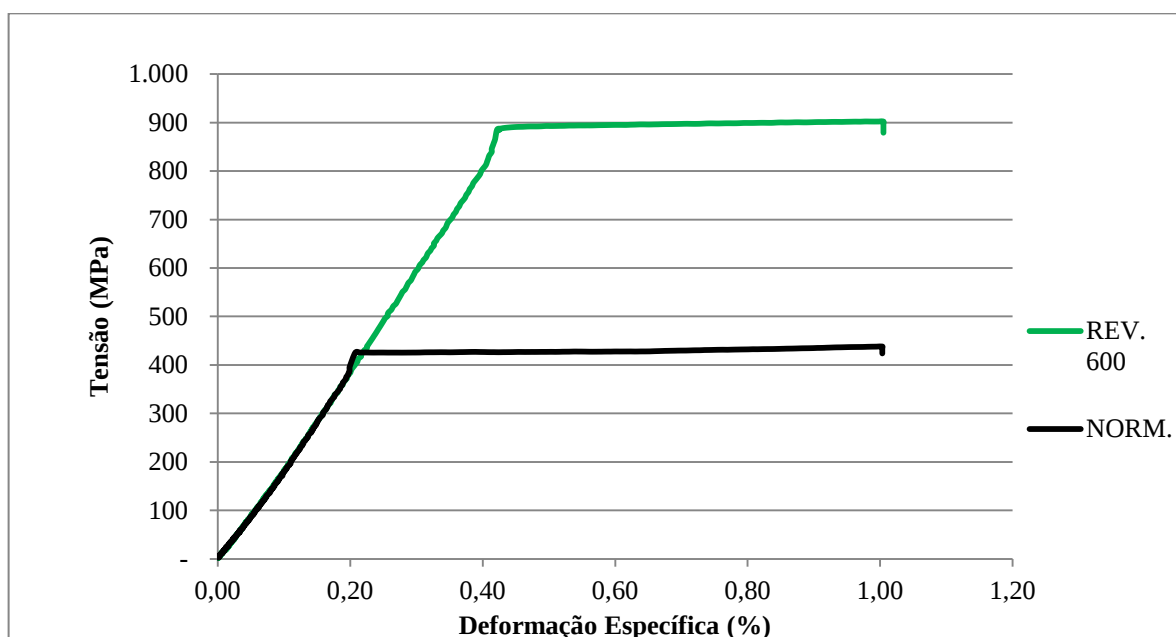


Figura 42 - Gráfico deformação x Tensão (MPa) para cálculo do módulo de elasticidade.

4.2 Mudança na Frequência Natural

Os resultados dos ensaios de vibração preliminares, para observação da mudança na frequência natural com o comprimento de trinca a , estão apresentados na Tabela 10. O corpo de prova sem a presença da trinca, isto é, com $a = 0$, teve uma frequência de ressonância experimental de 100 Hz (ω_{n0}), aproximadamente. Já o valor pelo método em elementos finitos foi 107 Hz (ω_{n0}).

Tabela 10 - Dados para verificação da mudança na frequência natural.

Ensaio	a (mm)	Frequência natural experimental ω_n (Hz)	Frequência natural pelo método de elementos finitos ω_n (Hz)
6	1,30	90,0	88,56
7	1,63	79,0	80,93
8	1,86	77,0	74,61
9	2,12	73,0	65,21
10	2,62	60,0	49,76

Os valores obtidos pelo método de elementos finitos e os experimentais, da variação da frequência natural em função do comprimento da trinca, estão plotados na Figura 43, para valor de $r_0 = 4$ mm, em que cada ponto indica um ensaio realizado. A diminuição da frequência do corpo de prova com o crescimento da trinca revelou o efeito de diminuição da rigidez estrutural. Essa relação confirma a possibilidade do uso dessa técnica para previsão do tamanho de trinca de fadiga, como apresentado em outros trabalhos [53, 58, 75]. Porém, as medidas apresentaram erros maiores em maiores comprimentos de trinca. Contudo, existe interferência da superfície da trinca na medição precisa da frequência natural em maiores amplitudes.

Assim, considerando-se o crescimento de trincas de até 2 mm de comprimento (metade do valor do raio da seção do corpo de prova), valida-se o uso do método de elementos finitos, devido à aproximação com os valores experimentais.

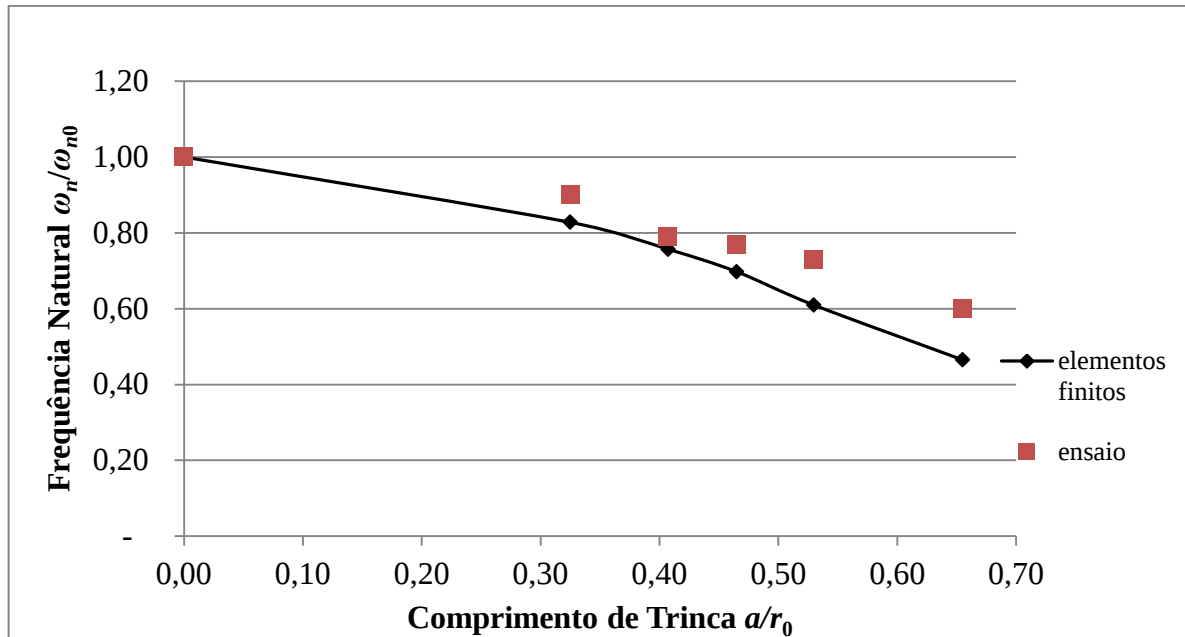


Figura 43 - Validação da dependência da frequência natural com o comprimento de trinca.

Pode-se perceber que a curva obtida pelo método de elementos finitos comporta-se da mesma forma que as curvas encontradas na literatura (Figuras 19 e 20) e mostradas no Item 2.4.

4.3 Cálculo do Fator de Amortecimento

Uma consideração, adotada neste trabalho, foi desprezar o valor do fator de amortecimento (ζ). Para comprovação, foi utilizado o método do decremento logarítmico apresentado nas Equações 38 e 39. Como citado anteriormente na Equação 39, segue-se a seguinte relação:

$$\delta \approx 2\pi\zeta$$

Ressalta-se que essa aproximação é válida para baixos valores de ζ . Por meio do ensaio usando o corpo de prova revenido a 600°C (6X112,5R7), obteve-se a curva da Figura 44, de deslocamento por tempo, quando realizada a medição da frequência natural pela técnica *FRF*.

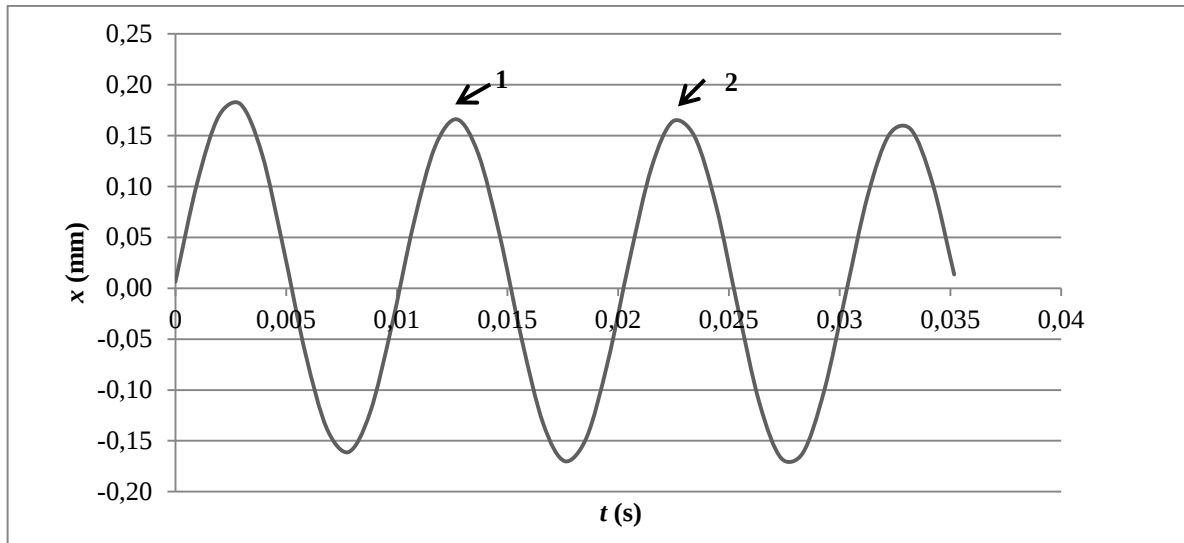


Figura 44 - Gráfico de deslocamento x (mm) em função do tempo t (s) para condição engastada, amostra revenida a 600°C (6X112,5R7).

O ponto 1 corresponde aos seguintes valores: $x_1 = 0,166$ mm e $t_1 = 0,0127$ s. O ponto 2 é dado por: $x_2 = 0,164$ mm e $t_2 = 0,0224$ s. Realizando-se o cálculo do decremento logarítmico:

$$\delta = \ln \frac{x_1}{x_2} = \ln \frac{0,166}{0,164} = 0,0121$$

$$\zeta = \frac{\ln \frac{x_1}{x_2}}{2\pi} = \frac{0,0121}{2\pi} = 0,00193$$

Portanto, foi obtido um valor de 0,00193 para o fator de amortecimento, o que corrobora a opção de não considerá-lo.

Para análise do efeito dos tratamentos térmicos também foi calculado o fator para o corpo de prova revenido a 500°C (5X125R4), Figura 45.

$$\delta = \ln \frac{x_1}{x_2} = \ln \frac{0,115}{0,114} = 0,00873$$

$$\zeta = \frac{\ln \frac{x_1}{x_2}}{2\pi} = \frac{0,00873}{2\pi} = 0,00139$$

Portanto, os dois corpos de prova analisados, revenido a 500°C (5X125R4) e revenido a 600°C (6X112,5R7), apresentaram baixos valores de amortecimento, justificando a não inclusão nas equações abordadas.

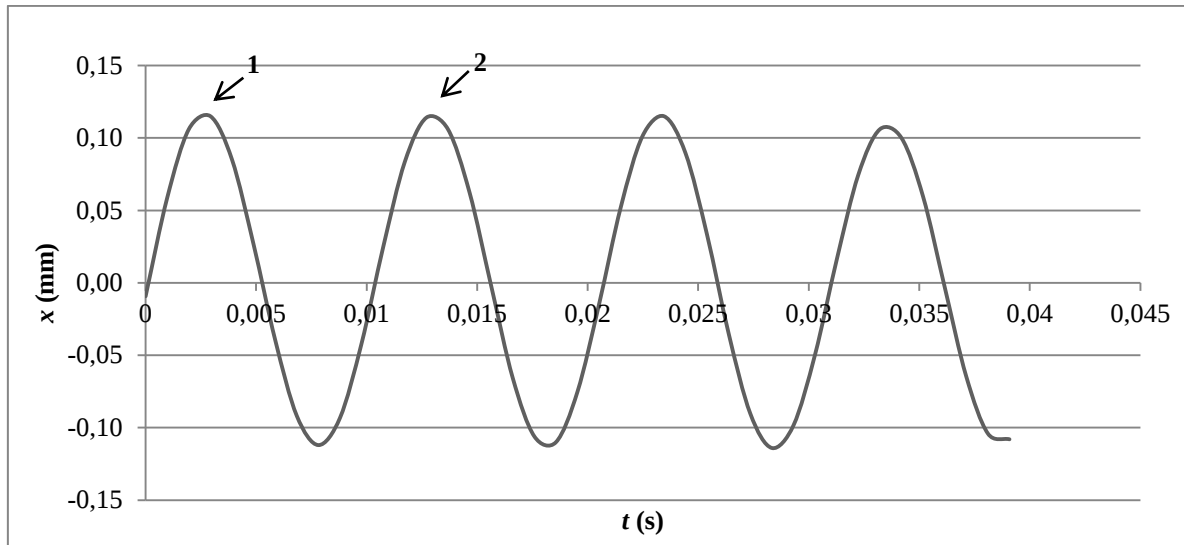


Figura 45 - Gráfico de deslocamento x (mm) por tempo t (s) em vibração livre, corpo de prova 5X125R4.

4.4 Experimentos de Vibração-Fadiga

Durante os experimentos, foram registradas as variações da frequência natural de cada corpo de prova, com o objetivo de acompanhar a evolução do crescimento da trinca. Vale ressaltar que a frequência de excitação teve que ser ajustada durante os ensaios, para obedecer à equação geral do movimento (Equação 19), visto que se manteve, para cada tipo de ensaio, um parâmetro de controle constante.

4.4.1 Ensaios Realizados na Condição de Deslocamento Constante

O procedimento inicial dos ensaios foi medir a frequência natural inicial ω_{n0} , por meio do método *FRF*, e construir a curva de calibração que relaciona ω_n com o comprimento de trinca a , considerando um valor de $r_0 = 4$ mm. O gráfico da Figura 46 apresenta essa relação, tanto para a frequência do modo 1, quanto para o modo 2, construída para a amostra normalizada (NZ2,4R2). As curvas foram extraídas por modelagem em elementos finitos e verificou-se que podem ser aproximadas por polinômio de grau 3, visto que gerou um

coeficiente de determinação R^2 próximo a unidade nas curvas analisadas. As demais curvas de calibração geradas estão no Anexo 6.

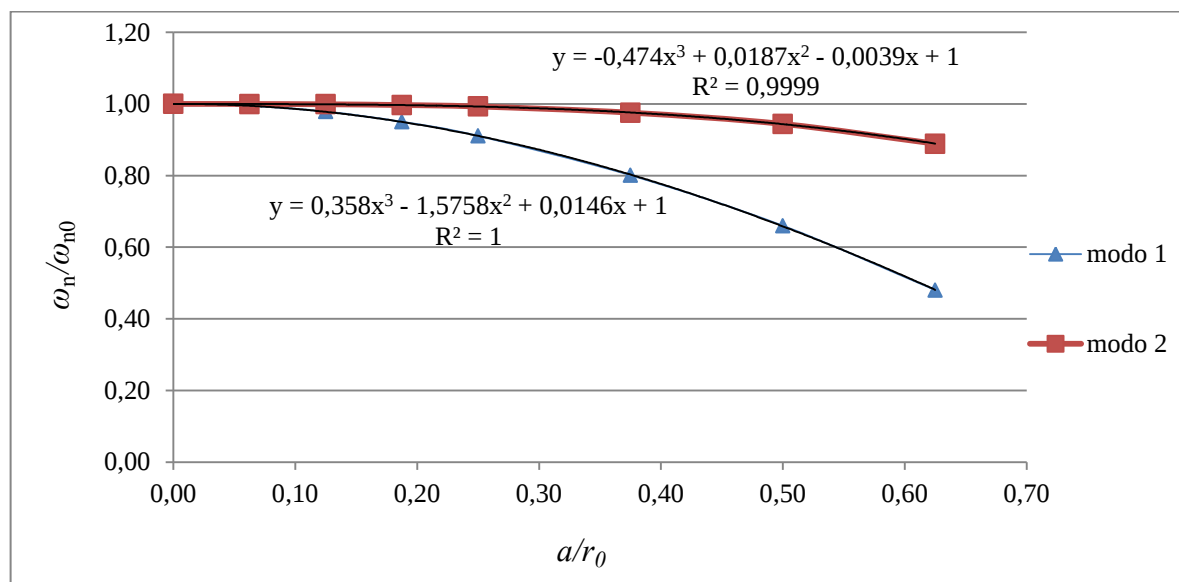


Figura 46 - Curva de calibração para a amostra normalizada (NZ2,4R2).

Salienta-se que a curva de calibração pôde ser utilizada para mais de um corpo de prova, como mostrado no Anexo 6.3. Isso se deve ao fato das frequências naturais iniciais serem iguais. Durante os ensaios, na medida em que a frequência de excitação teve que ser ajustada, realizou-se uma série de interrupções para a medição dos modos 1 e 2, tal como comentado na metodologia de trabalho no Item 3.3.2. Com a medição da frequência natural usou-se a curva de calibração para verificação do comprimento da trinca. Igualmente, foi registrado o número de ciclos em cada parada.

Para a análise da progressão da trinca, tensões e a resposta dinâmica do corpo de prova, foram extraídos os dados de: frequência da base ou excitação (ω), aceleração ($\ddot{x}$) e deslocamento (x) do ponto A, deslocamento (y) do ponto B e deslocamento relativo (z), considerando o instante anterior às paradas realizadas. Os valores de tensão, correspondentes a cada ponto analisado, foram simulados pelo método de elementos finitos, por meio do modelamento dinâmico utilizando os dados de cada medição. Nas Tabelas de 11 a 15 estão relacionados os valores medidos, assim como os valores de tensões normais (S_{22}), simulados por MEF, e frequências naturais (ω_n) medidas para cada comprimento de trinca a gerado.

Tabela 11 - Dados para o corpo de prova normalizado (NZ2,4R2), $z = 2,4 \times 10^{-1}$ mm.

Med.	ω (Hz)	z (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	108,45	0,24	99,50	0,00	364	-
2	108,45	0,25	97,50	0,48	419	151.028
3	107,45	0,24	97,00	0,53	422	207.491
4	106,45	0,25	96,00	0,63	420	247.777
5	103,95	0,25	94,00	0,78	462	342.165
6	99,46	0,25	89,50	1,07	491	398.852
7	88,46	0,22	83,50	1,35	480	439.685

Tabela 12 - Dados para o corpo de prova revenido a 500°C (5Z2,4R1), $z = 2,4 \times 10^{-1}$ mm.

Med.	ω (Hz)	z (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	109,45	0,24	99,00	0,00	369	$>1 \times 10^6$

Tabela 13 - Dados para o corpo de prova revenido a 600°C (6Z2,6R1), $z = 2,6 \times 10^{-1}$ mm.

Med.	ω (Hz)	z (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	107,95	0,26	99,00	0,00	415	-
2	104,95	0,26	97,50	0,41	429	572.493
3	102,95	0,26	96,50	0,53	443	658.659
4	100,96	0,28	91,00	0,95	438	717.674
5	92,96	0,25	86,50	1,20	483	774.159
6	-	-	63,00	2,06	-	844.956

Tabela 14 - Dados para o corpo de prova normalizado (NZ3,0R2), $z = 3,0 \times 10^{-1}$ mm.

Med.	ω (Hz)	z (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	109,45	0,31	100,00	0,00	397	-
2	107,95	0,30	98,00	0,48	513	120.000
3	104,95	0,31	95,50	0,71	475	178.000
4	102,45	0,31	93,50	0,86	626	226.000

Tabela 15 - Dados para o corpo de prova revenido a 500°C (5Z3,0R1), $z = 3,0 \times 10^{-1}$ mm.

Med.	ω (Hz)	z (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	104,95	0,29	100,00	0,00	454	-
2	104,45	0,29	99,00	0,50	477	107.285
3	103,45	0,30	97,00	0,74	509	168.808
4	101,46	0,30	94,50	0,95	533	202.885
5	98,46	0,31	90,50	1,20	610	239.723
6	92,96	0,32	81,00	1,65	678	294.363

Vale ressaltar que se determinou o encerramento de cada experimento caso houvesse alguma sobrecarga, pois comprometeria a análise da progressão da trinca. Outra situação, motivadora para o encerramento do ensaio, foi a observação de instabilidades no movimento do corpo de prova, visto que a rigidez foi progressivamente reduzida, dificultando a manutenção do parâmetro de controle constante adotado. Outra constatação, que obedece à equação de movimento (20), é o fato que a manutenção do parâmetro z constante, fez com que a aceleração do corpo de prova fosse progressivamente reduzida, isto é, a carga dinâmica decaiu com a diminuição da frequência natural, devido à diminuição da rigidez.

O acompanhamento dos valores das tensões em função de a , foi importante para avaliar o processo de formação e propagação da trinca de fadiga. A Figura 47 ilustra a progressão das tensões, considerando o eixo das tensões normais (S_{22}), na modelagem pelo método de elementos finitos no corpo de prova revenido a 600°C (6Z2,6R1).

Os valores das tensões, para os corpos de provas revenido a 600°C e normalizado (6Z2,6R1 e NZ2,4R2), estão plotados no gráfico da Figura 48. A trinca do corpo de prova revenido a 500°C (5Z2,4R1) não avançou ($a = 0$, Tabela 12), isto é, não se iniciou o processo de fadiga, levando-o à vida infinita. Outro fato importante ocorreu no corpo de prova normalizado (NZ3,0R2): o experimento terminou com menos pontos coletados em comparação com os demais, pois ocorreu um salto no crescimento da trinca, devido às maiores tensões geradas quando aplicada a condição de deslocamento de $3,0 \times 10^{-1}$ mm, Tabela 14.

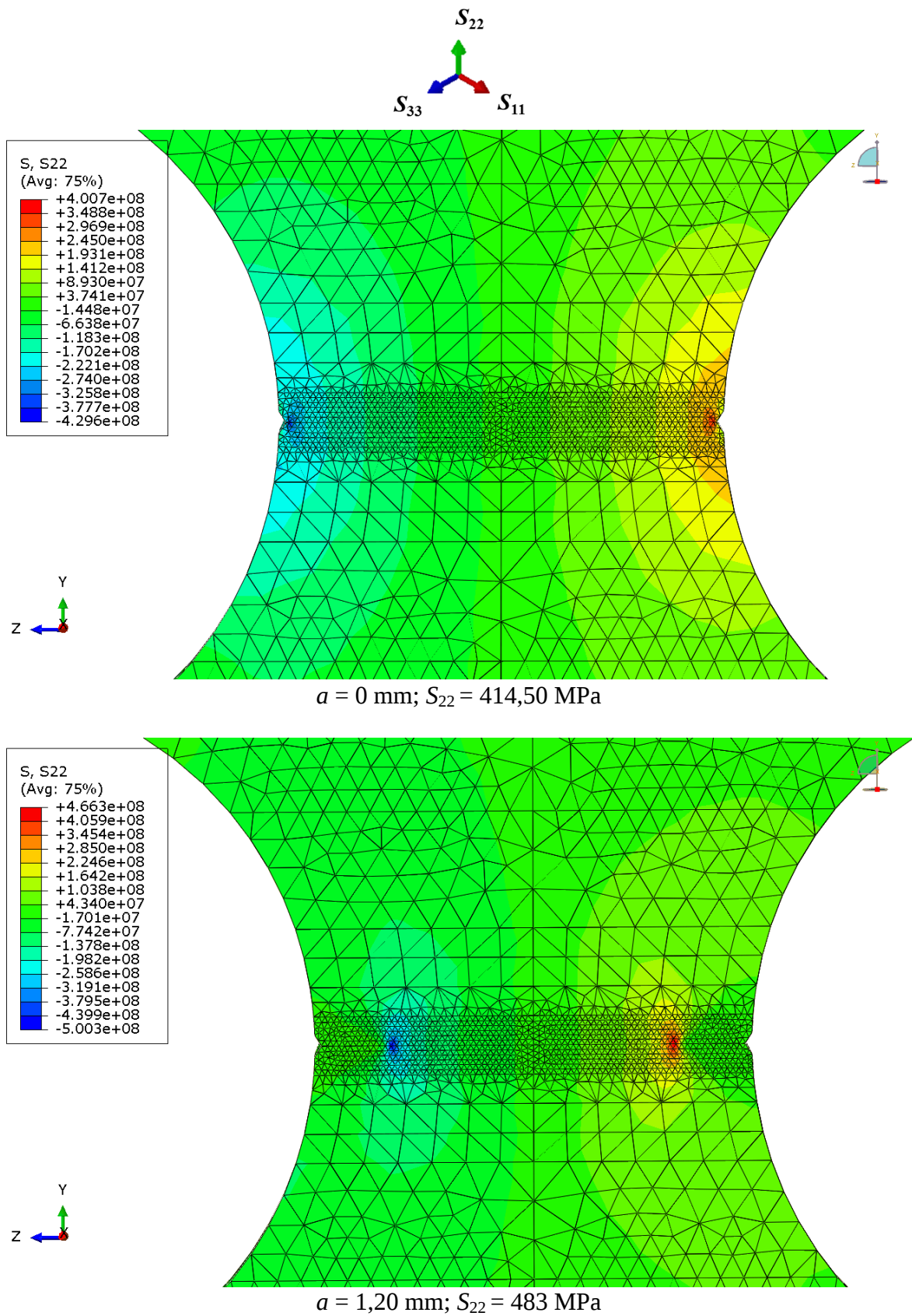


Figura 47 - Análise das tensões geradas, corpo de prova 6Z2,6R1.

Um dos objetivos do trabalho foi acompanhar o número de ciclos para condições diferentes de carga e tratamento térmico do material. Na Figura 49, estão relacionados os ensaios realizados na condição de z constante. As linhas horizontais representam mudança no carregamento dinâmico, mantendo-se a mesma condição de tratamento térmico, enquanto que as verticais representam o oposto. Comparando-se os ensaios realizados com deslocamento mínimo e resistências diferentes, para os corpos de prova normalizado e o revenido a 500°C (NZ2,4R2 e 5Z2,4R1), os resultados em termos do número de ciclos mostrou a tendência esperada. O corpo de prova revenido a 500°C (5Z2,4R1) obteve vida infinita, enquanto que o normalizado (NZ2,4R2) resistiu 440 mil ciclos, aproximadamente. Esse fato demonstra que a maior resistência mecânica dos materiais temperados e revenido proporcionam maior vida útil à fadiga, quando comparado à condição normalizada.

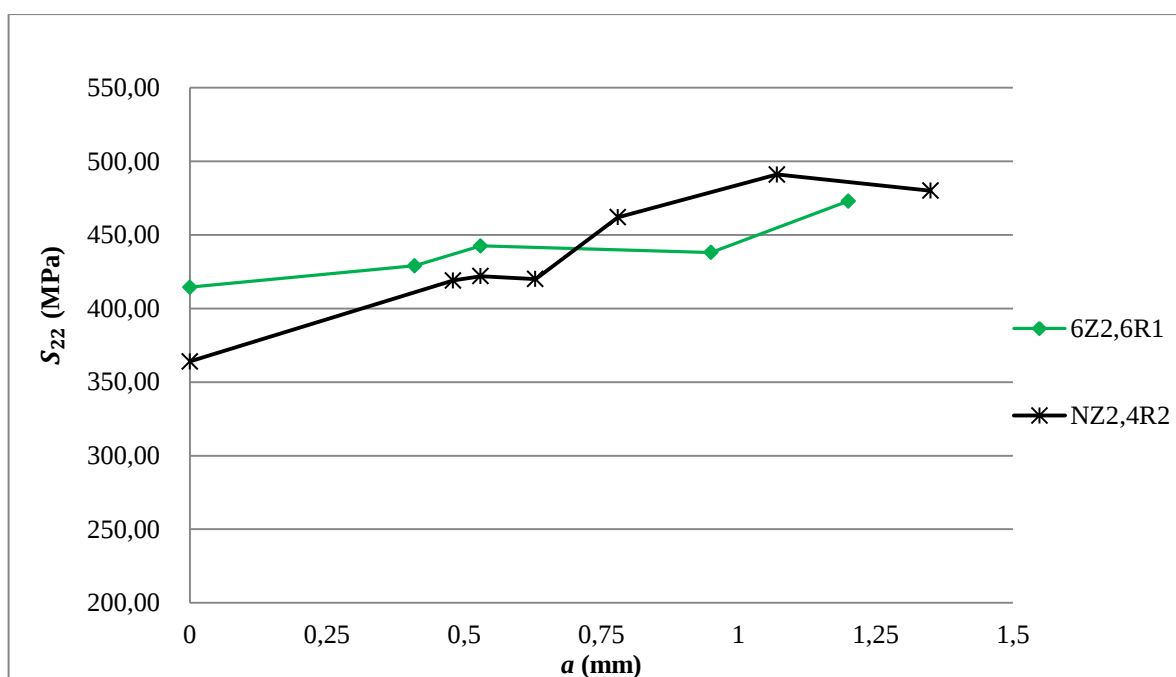


Figura 48 - Valores de tensão S_{22} normal (MPa) para os ensaios analisados.

Mantendo-se o mesmo material, mas com deslocamento diferente, também observou-se o efeito que o nível de tensão gera na vida do corpo de prova. Comparando-se os corpos de prova normalizados (NZ2,4R2 e NZ3,0R2) foi obtida uma menor vida de fadiga, sendo de 226000 ciclos para a condição com maior deslocamento (z).

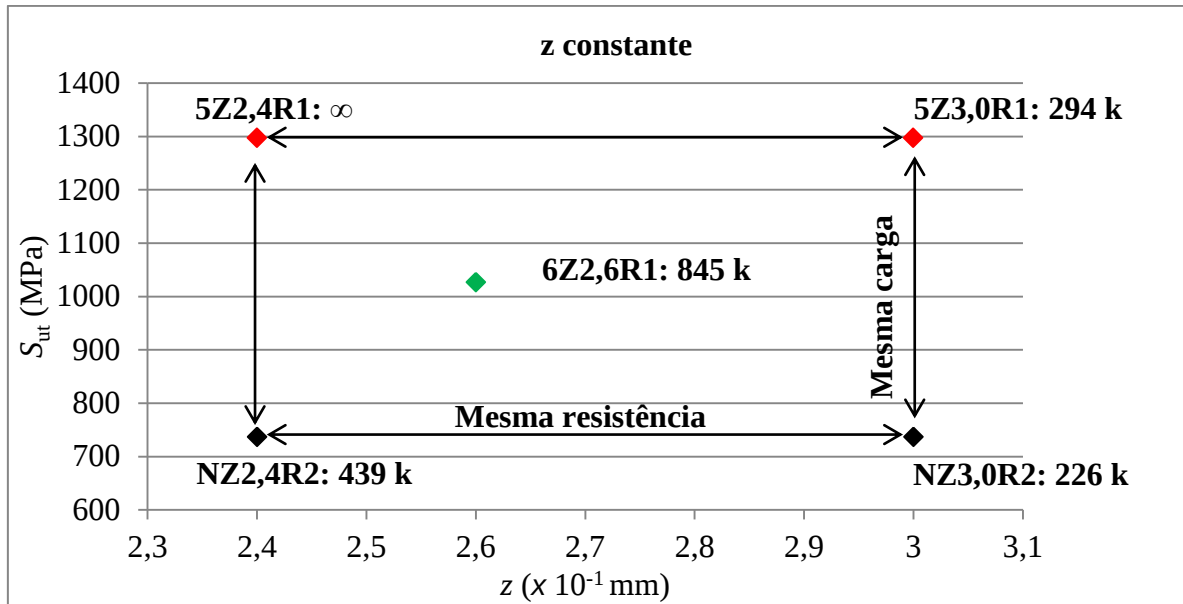


Figura 49 - Número de ciclos para os ensaios com z constante.

Para a amostra revenida a 600°C (6Z2,6R1), condição intermediária de deslocamento e resistência mecânica, foi obtido o maior valor em número de ciclos (845.000 ciclos), seguida da amostra revenida a 500°C (5Z2,4R1) que teve vida infinita.

A próxima etapa de análise foi a elaboração dos gráficos que mostram a evolução da trinca por número de ciclos obtidos. Os resultados estão mostrados no gráfico da Figura 50 para os corpos de prova normalizados e revenidos (6Z2,6R1, 5Z3,0R1 e NZ2,4R2), para os quais foi avaliada a taxa de crescimento da trinca, conforme mostrado no próximo item.

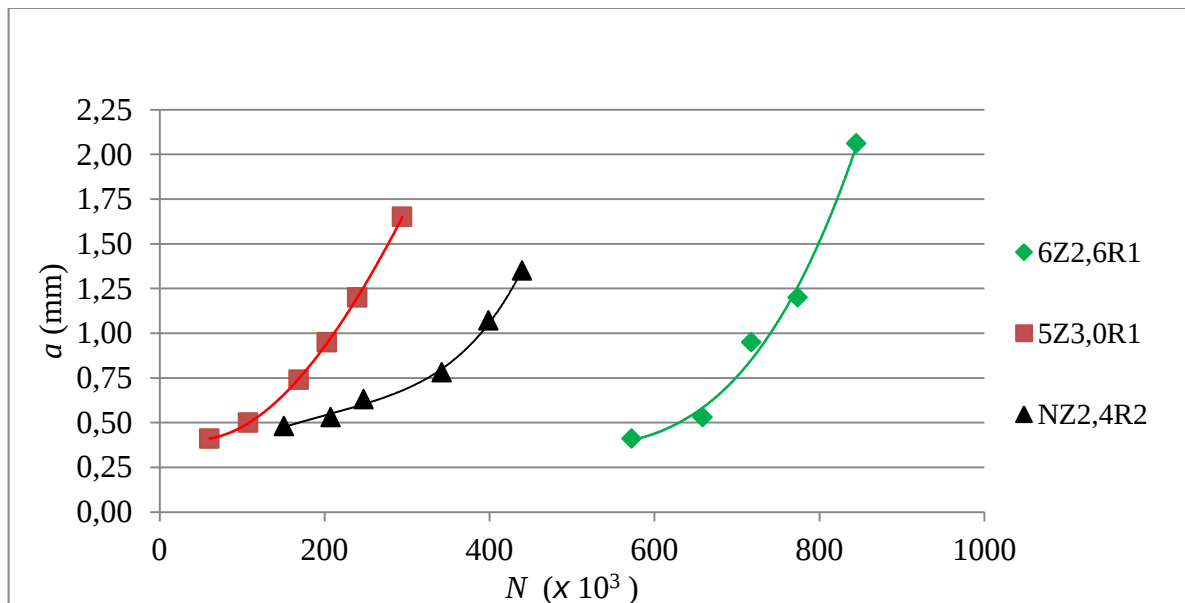


Figura 50 - Crescimento de trinca a (mm) por número de ciclos.

4.4.1.1 Avaliação da Taxa de Crescimento da Trinca de Fadiga $\left(\frac{da}{dN}\right)$

Para realizar o cálculo da taxa de crescimento da trinca de fadiga $\left(\frac{da}{dN}\right)$, utilizando a equação de Paris, escolheram-se os ensaios realizados mantendo-se o deslocamento constante, por terem gerado um nível estável de tensões. Considerando a Equação 9, são apresentados na Tabela 16 os parâmetros usados na avaliação de $\left(\frac{da}{dN}\right)$ do corpo de prova normalizado (NZ2,4R2).

Tabela 16 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2).

j	a (mm)	ciclos	a_{med} (mm)	$\Delta a/\Delta N$ (mm/ciclos)	ΔS (MPa) $S = 439$ MPa	ΔK (MPa $\sqrt{m}$)	$\log(\Delta a/\Delta N)$	$\log(\Delta K)$
1	0,48	151028						
2	0,53	207491	0,51	$8,855 \times 10^{-7}$	878	34,97	-6,05	1,54
3	0,60	247777	0,57	$1,737 \times 10^{-6}$	878	36,99	-5,76	1,57
4	0,80	342165	0,70	$2,119 \times 10^{-6}$	878	41,17	-5,67	1,61
5	1,07	398852	0,94	$4,763 \times 10^{-6}$	878	47,59	-5,32	1,68
6	1,35	439685	1,21	$6,857 \times 10^{-6}$	878	54,13	-5,16	1,73

A tensão calculada, para esse ensaio, atingiu um valor médio de 439 MPa. Assim, o valor da faixa de tensão é dado por: $\Delta S = S_{max} - S_{min} = 2S$, visto que $S_{min} = -S_{max}$. Para cálculo do fator de intensidade de tensão ΔK foi considerado o valor do comprimento de trinca médio entre dois pontos sucessivos, sendo que $a_{med} = \frac{a_j + a_{j-1}}{2}$. Também foi realizada a aproximação $\left(\frac{da}{dN}\right)_j \approx \left(\frac{\Delta a}{\Delta N}\right)_j = \frac{a_j - a_{j-1}}{N_j - N_{j-1}}$ para cálculo da variação do comprimento de trinca por número de ciclos.

Para cálculo do ΔK utilizou-se a Equação 9 apresentada no Item 2.1.1, porém, visto que a tensão é praticamente constante, o fator de intensificação de tensão foi desconsiderado. Substituindo-se os valores de tensão e a_{med} (em metros) tem-se:

$$\Delta K = \Delta S \sqrt{\pi a_{med}}$$

As duas últimas colunas da Tabela 16 referem-se ao logaritmo de $\Delta a/\Delta N$ e ΔK , cujos valores foram plotados em um gráfico log-log e apresentados na Figura 51.

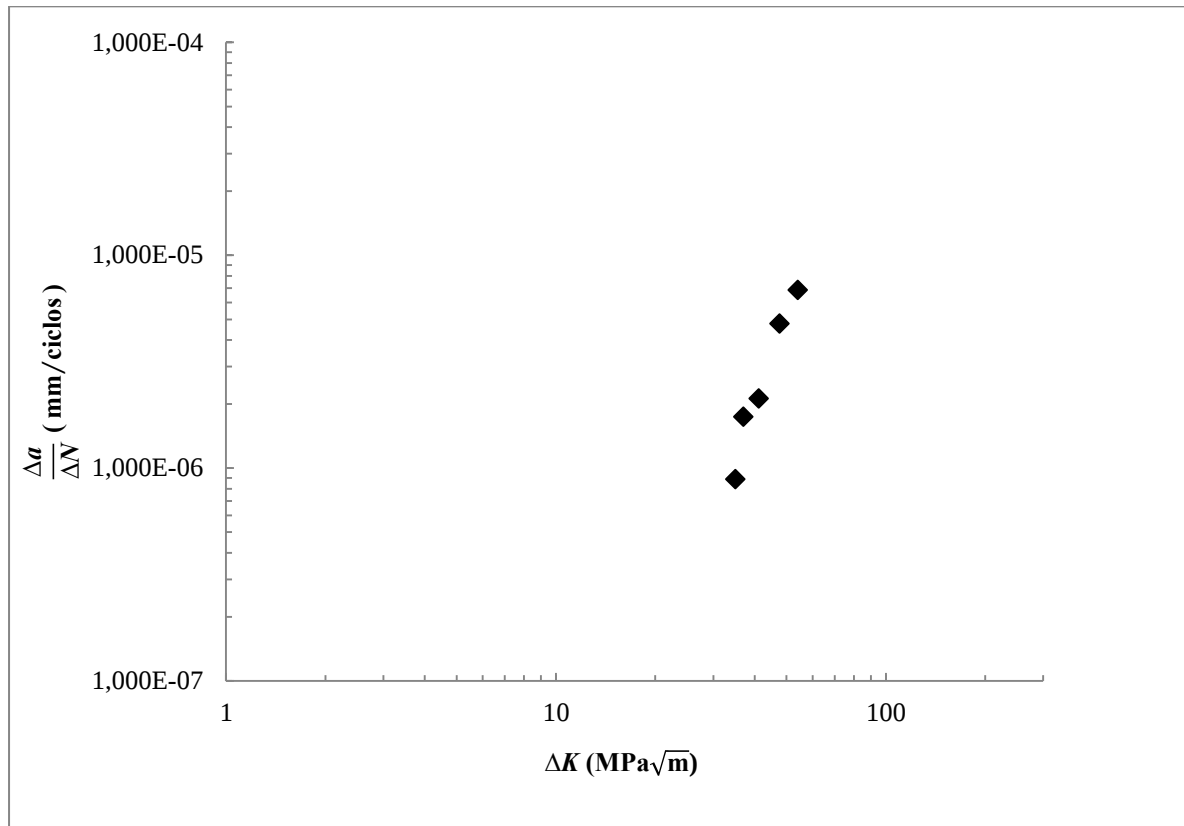


Figura 51 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2).

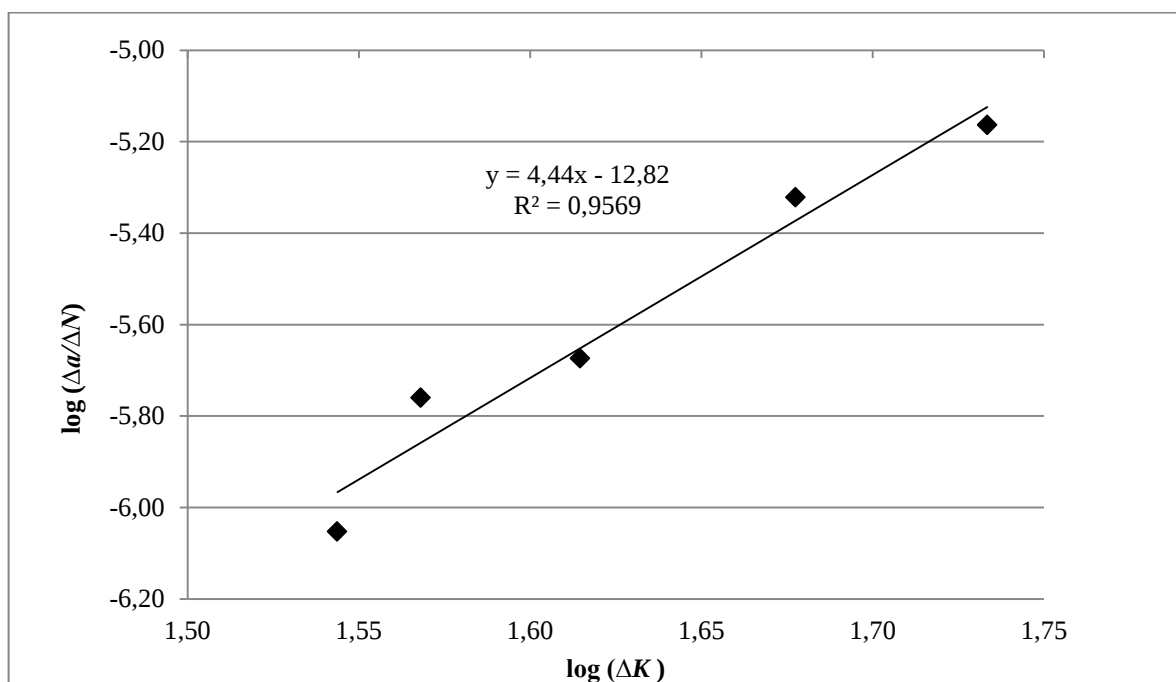
Observou-se que os dados obtidos encontram-se na região II de crescimento de trinca, que é linear e governada pelo modelo de Paris, dado pela Equação 10:

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

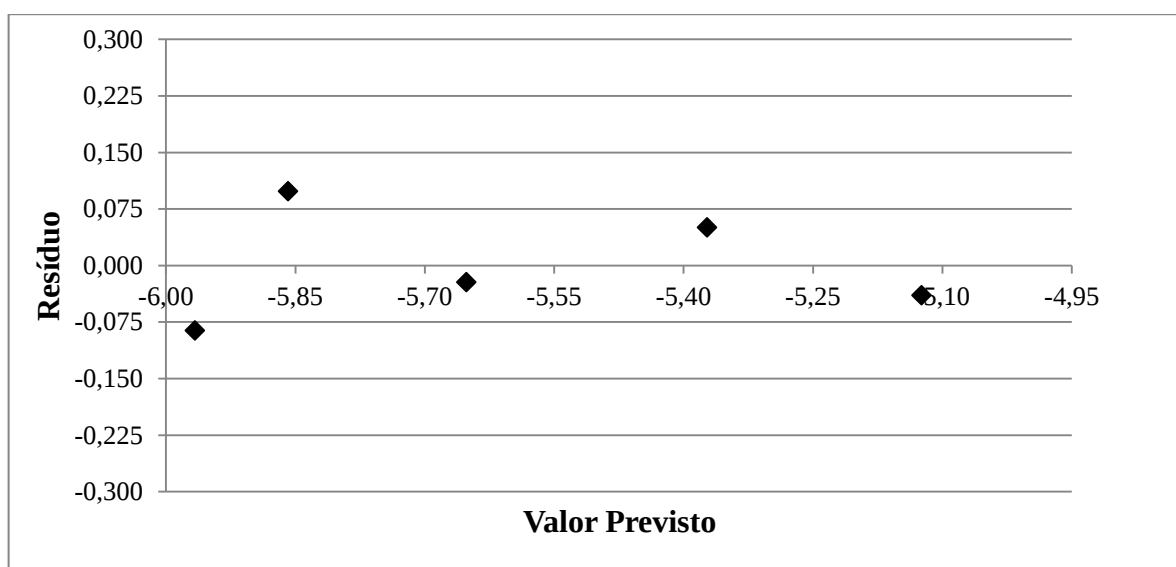
Linearizando mediante o logaritmo em ambos os lados da Equação, obtém-se a seguinte expressão [34]:

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

Com os dados da Tabela 16 para os logaritmos de ΔK e $\left(\frac{da}{dN}\right) \approx \left(\frac{\Delta a}{\Delta N}\right)$, obteve-se a reta mostrada na Figura 52.



(a)



(b)

Figura 52 – (a) Equação da reta na região II, corpo de prova normalizado (NZ2,4R2). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.

A equação da reta obtida foi:

$$y = 4,44x - 12,82$$

Portanto,

$$m = 4,44$$

$$\log C = -12,82$$

$$C = 10^{-12,82} = 1,51 \times 10^{-13} \frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}$$

Onde m e C são os parâmetros da equação de Paris para a amostra normalizada (NZ2,4R2).

Da mesma forma, foi realizada a análise para as amostras revenidas (5Z3,0R1 e 6Z2,6R1). Os dados obtidos e calculados para a amostra revenida a 500°C (5Z3,0R1) estão relacionados na Tabela 17. O gráfico da taxa de crescimento $\frac{\Delta a}{\Delta N}$ por ΔK está mostrado na Figura 53 e a equação da reta gerada, na Figura 54.

Tabela 17 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1).

j	a (mm)	ciclos	a_{med} (mm)	$\Delta a/\Delta N$ (mm/ciclos)	ΔS (MPa) $S = 550$ MPa	ΔK (MPa $\sqrt{\text{m}}$)	$\log (\Delta a/\Delta N)$	$\log (\Delta K)$
1	0,41	60472			1100			
2	0,50	107285	0,46	$1,923 \times 10^{-6}$	1100	41,59	-5,72	1,62
3	0,74	168808	0,62	$3,901 \times 10^{-6}$	1100	48,55	-5,41	1,69
4	0,95	202885	0,84	$6,016 \times 10^{-6}$	1100	56,59	-5,22	1,75
5	1,20	239723	1,07	$6,786 \times 10^{-6}$	1100	63,78	-5,17	1,80
6	1,65	294363	1,42	$8,327 \times 10^{-6}$	1100	73,53	-5,08	1,87

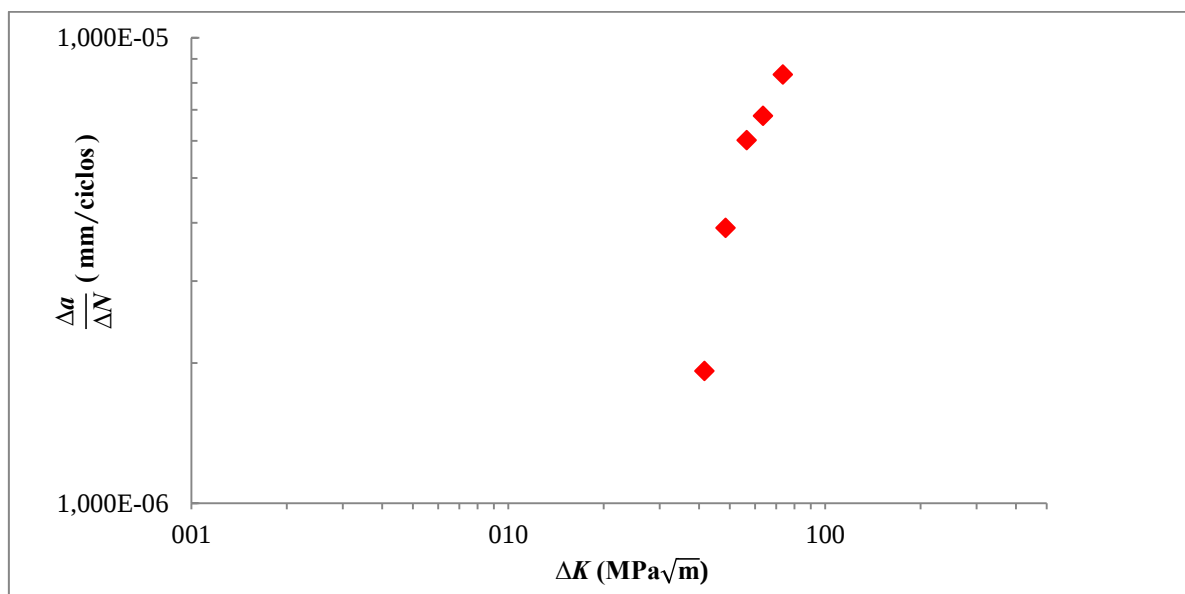
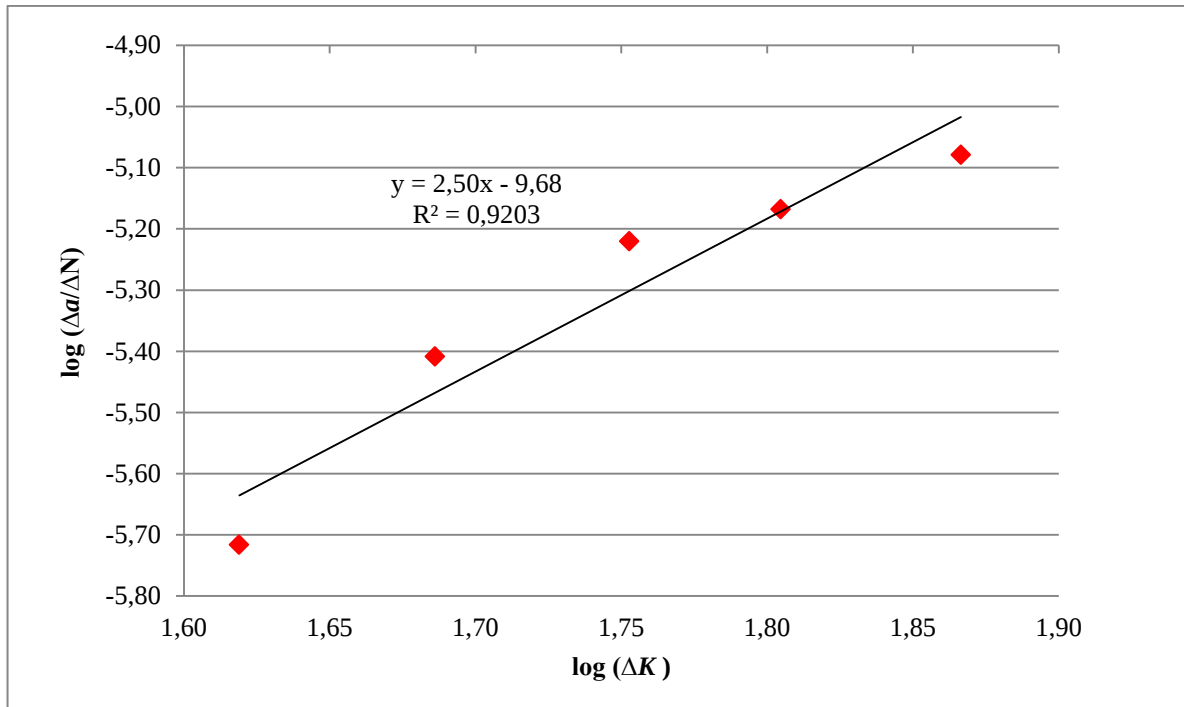
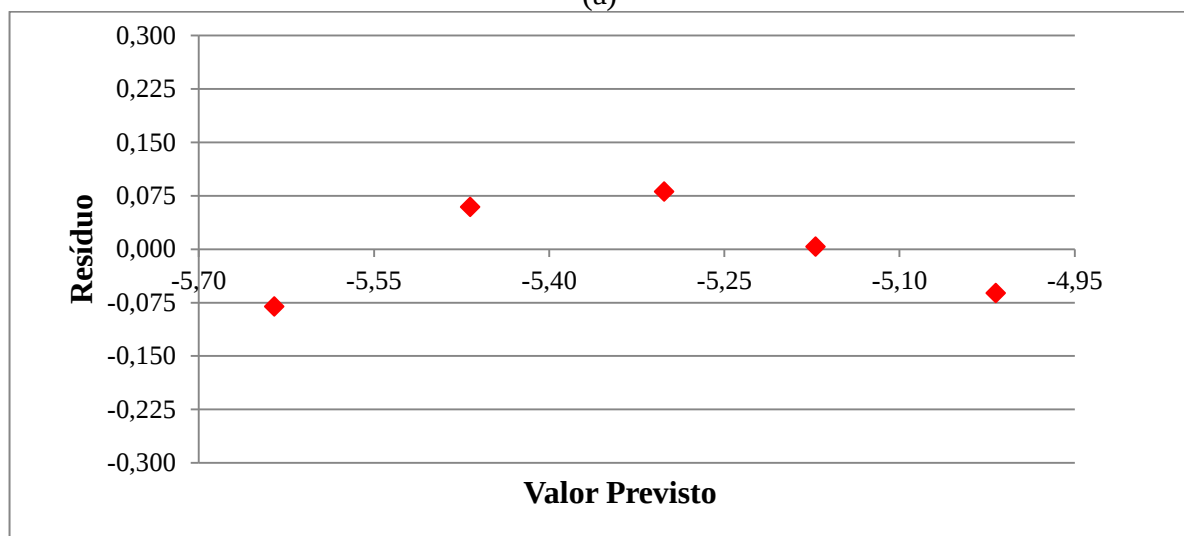


Figura 53 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1).



(a)



(b)

Figura 54 - (a) Equação da reta na região II, amostra temperada e revenida a 500°C (5Z3,0R1). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.

Assim, obteve-se o valor de $m = 2,50$ e $C = 2,10 \times 10^{-10} \frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{\text{m}})^m}$ como parâmetros da Equação de Paris para a amostra revenida a 500°C (5Z3,0R1).

Na Tabela 18 estão relacionados os dados para o corpo de prova revenido a 600°C (6Z2,6R1), assim como os gráficos da taxa de crescimento, Figuras 55 e 56.

Tabela 18 - Parâmetros relacionados ao crescimento da trinca de fadiga, corpo de prova temperado e revenido a 600°C (6Z2,6R1).

j	a (mm)	ciclos	a_{med} (mm)	$\Delta a/\Delta N$ (mm/ciclos)	ΔS (MPa) $S = 445$ MPa	ΔK (MPa $\sqrt{m}$)	$\log (\Delta a/\Delta N)$	$\log (\Delta K)$
1	0,41	572493			890			
2	0,60	658659	0,51	$2,205 \times 10^{-6}$	890	35,45	-5,66	1,55
3	0,90	717674	0,75	$5,083 \times 10^{-6}$	890	43,20	-5,29	1,64
4	1,25	774159	1,08	$6,196 \times 10^{-6}$	890	51,72	-5,21	1,71
5	2,05	844956	1,65	$1,130 \times 10^{-5}$	890	64,08	-4,95	1,81

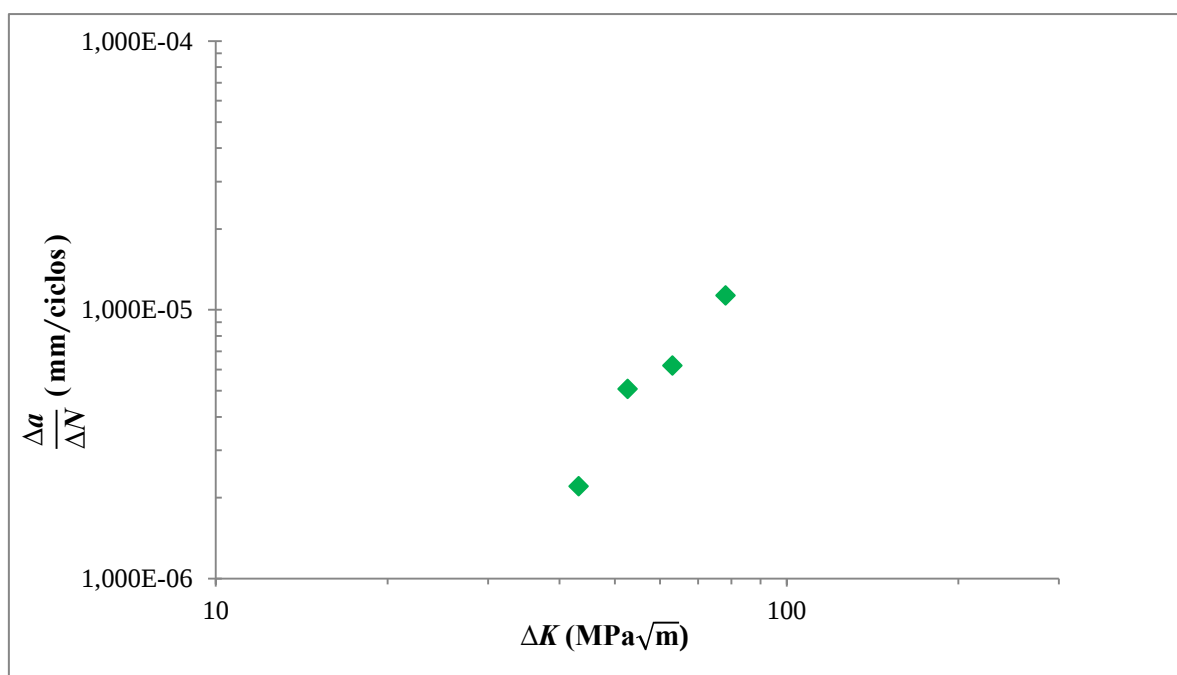


Figura 55 - Taxa de crescimento da trinca de fadiga, amostra revenida a 600°C (6Z2,6R1).

Os parâmetros obtidos foram: $m = 2,61$ e $C = 2,20 \times 10^{-10} \frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{m})^m}$.

Comparando-se os valores de m e C das amostras analisadas, reunidos na Tabela 19, verificou-se a tendência de diminuição do valor de m conforme o aumento da resistência do material. Para valores de C foi observado o inverso, isto é, o valor de C aumentou para resistências maiores. Contudo, os corpos de prova revenidos tiveram valores de m e C muito próximos entre si, visto que apresentaram microestrutura semelhante.

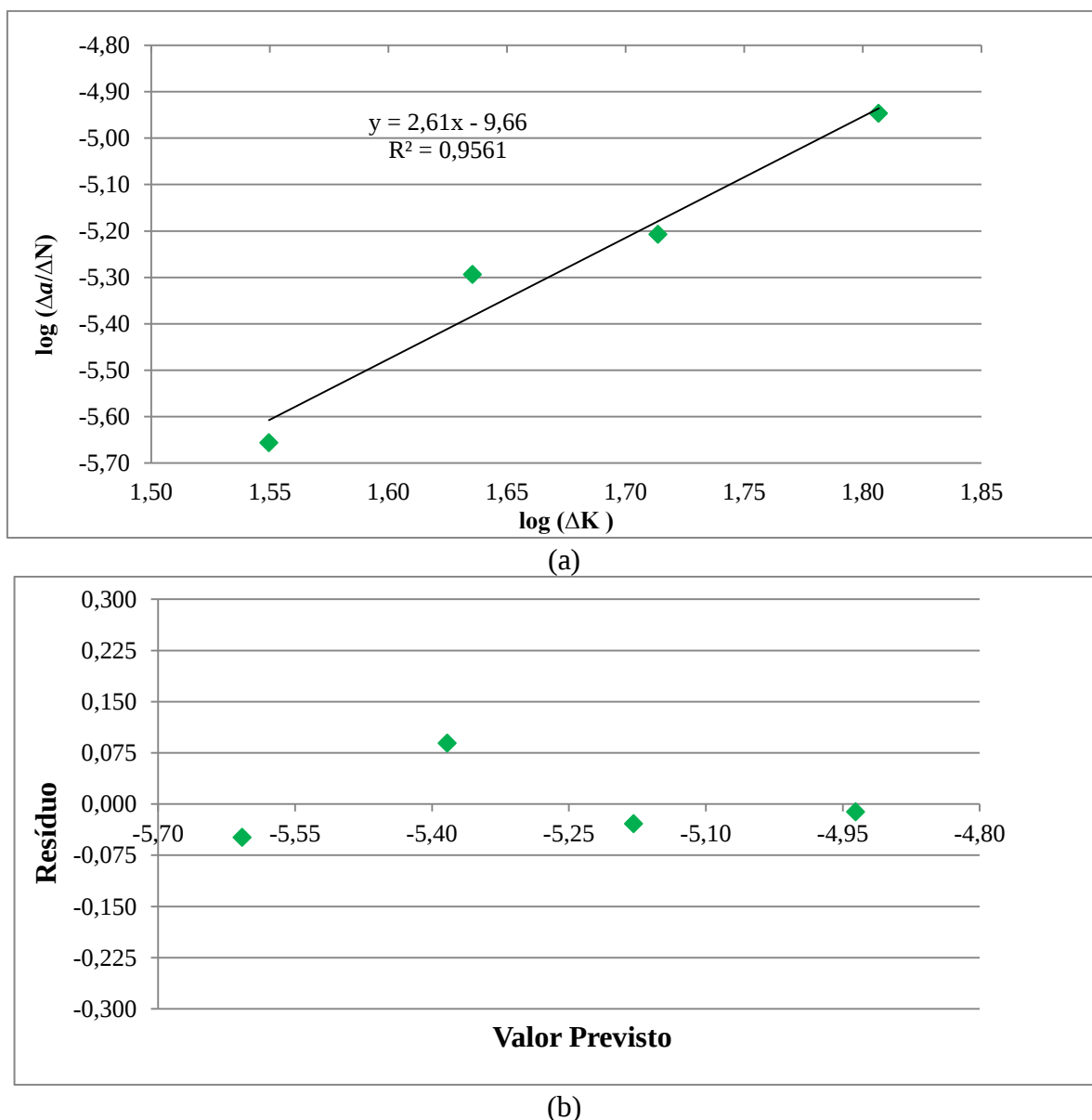


Figura 56 – (a) Equação da reta na região II, amostra revenida a 600°C (6Z2,6R1). (b) Análise dos resíduos em função do valor previsto.

Os valores dos parâmetros de material para a equação de Paris foram obtidos para a razão de tensão $R = -1$. Entretanto, os resultados encontrados na literatura são normalmente para ensaios realizados com $R = 0$. Para caracterizar o efeito de R , utilizou-se a Equação 14 de Walker (adotando-se $\gamma = 0,5$) para cálculo do valor de C_0 , sendo o valor de C para a condição de $R = 0$.

Embora não se tenha valores para o SAE 4140, fez-se a comparação com um aço similar, SAE 4340 com a mesma resistência mecânica [12], na Tabela 19. Observa-se que os valores obtidos para C_0 são de grandezas semelhantes.

Tabela 19 - Valores de m e C ($R = -1$) e C_0 ($R = 0$) para amostras normalizadas e temperadas.

Condição	Tratamento Térmico	S_{ut} médio (MPa)	m	$C \left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{m})^m} \right)$	$C_0 \left(\frac{\text{mm/ciclos}}{(\text{MPa}\sqrt{m})^m} \right)$
I	Normalizado	737	4,44	$1,51 \times 10^{-13}$	$7,05 \times 10^{-13}$
II	Revenido a 600°C	1027	2,61	$2,20 \times 10^{-10}$	$5,44 \times 10^{-10}$
III	Revenido a 500°C	1297	2,50	$2,10 \times 10^{-10}$	$5,02 \times 10^{-10}$
-	Aço SAE 4340	1296	3,24	-	$5,11 \times 10^{-10}$

Para validar os resultados obtidos, é importante avaliar o número de ciclos calculados pela Equação 13 e comparar com os valores experimentais. Vale ressaltar que esse modelo é válido para um determinado comprimento de trinca inicial e um crítico, isto é, o número de ciclos anteriores ao comprimento de trinca inicial não foi considerado no modelo matemático. Para o corpo de prova normalizado (NZ2,4R2), o número de ciclos obtidos de $a_0 = 0,48$ mm até $a_c = 1,24$ mm é dado por:

$$N = \frac{a_c^{1-m/2} - a_0^{1-m/2}}{C(\Delta S\sqrt{\pi})^m (1-m/2)} = \frac{\left(\frac{1,35}{1000}\right)^{1-4,44/2} - \left(\frac{0,48}{1000}\right)^{1-4,44/2}}{1,51 \times 10^{-16} (878\sqrt{\pi})^{4,44} (1-4,44/2)} = 292500 \text{ ciclos}$$

O número de ciclos obtidos experimentalmente de $a = 0$ até 0,48 mm foi 151.000, linha 1 da Tabela 16. Somando-se os dois segmentos obtêm-se 443.500 ciclos. Realizando-se o mesmo procedimento para os corpos de prova revenidos (5Z3,0R1 e 6Z2,6R1), são disponibilizados os dados em número de ciclos na Tabela 20.

Tabela 20 - Número de ciclos calculado e obtido experimentalmente.

Corpo de prova	1. Ciclos até a_0 (experimental)	2. Ciclos obtidos de a_0 até a_c (matematicamente)	1+2 (ciclos)	Total de ciclos (experimental)
NZ2,4R2	151.000	292.500	443.500	439.700
5Z3,0R1	60.500	234.500	295.000	294.000
6Z2,6R1	572.500	281.000	853.500	845.000

4.4.2 Ensaios Realizados na Condição de Força Constante

Do mesmo modo que o ensaio com deslocamento constante, foram realizadas as curvas de calibração pelo método de elementos finitos, Figura 57, para o corpo de prova revenido a 500°C (5X125R4) e no Anexo 6 para os demais experimentos, considerando um valor de $r_0 = 4$ mm.

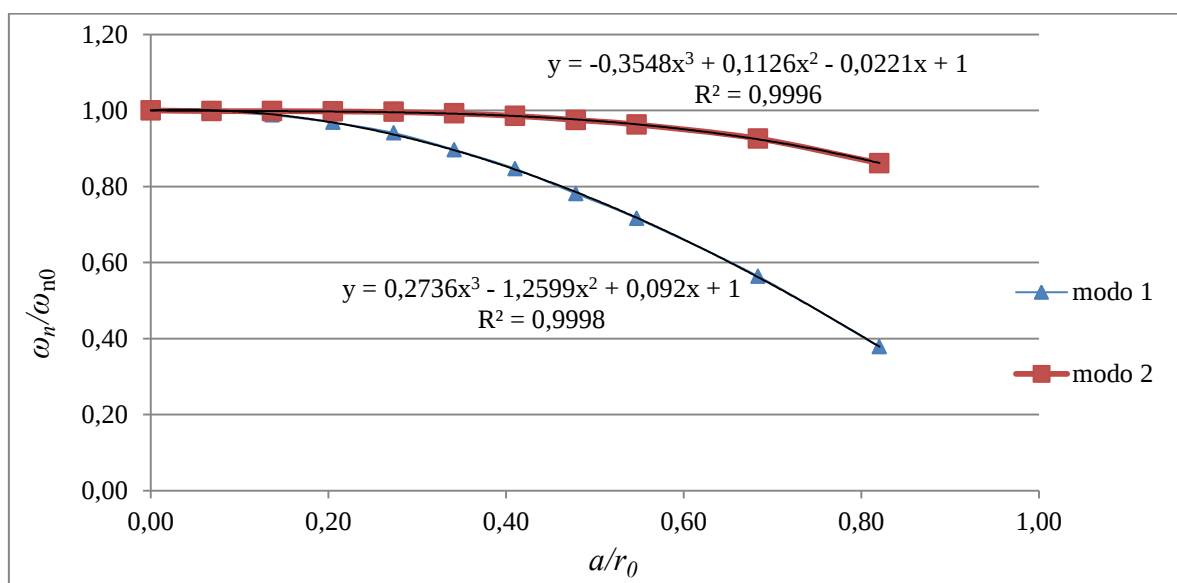


Figura 57 - Curva de calibração para a amostra temperada e revenida a 500°C (5X125R4).

Para alguns corpos de prova, tais como os normalizados (NX125R1 e NX125R3), foi possível utilizar a mesma curva de calibração, Anexo 6.6, devido ao fato de apresentarem a mesma frequência natural para a condição inicial sem a presença da trinca (quando $a = 0$). Do mesmo modo que o ensaio com z (deslocamento relativo) constante, a verificação da progressão da trinca foi feita por meio da mudança da frequência de excitação na máquina, para que fosse possível a manutenção do parâmetro $\ddot{x}$, nesse tipo de ensaio, constante. Nas Tabelas de 21 a 28 estão apresentados os dados obtidos nos ensaios realizados.

Tabela 21 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5X106R1), $\ddot{x} = 106,00 \left(\frac{m}{s^2} \right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	114,22	106,13	0,211	98,79	0,00	344	$>1 \times 10^6$

Tabela 22 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (N $\ddot{X}$ 106R2), $\ddot{x} = 106,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	83,11	106,34	0,397	98,28	0,00	373	-
2	82,67	105,83	0,407	97,28	0,56	534	475.051
3	80,89	105,68	0,433	93,27	0,89	587	597.878
4	78,22	105,80	0,448	90,27	1,07	637	629.102
5	77,78	105,26	0,501	83,25	1,38	651	633.121

Tabela 23 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 600°C (6 $\ddot{X}$ 112,5R7), $\ddot{x} = 112,5 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	112,89	112,59	0,228	99,29	0,00	445	-
2	107,11	113,84	0,263	94,77	0,71	509	737.429
3	87,11	111,70	0,385	81,23	1,44	690	836.669
4	80,00	112,26	0,466	75,22	1,67	936	840.156

Tabela 24 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5 $\ddot{X}$ 125R3), $\ddot{x} = 125,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	91,11	124,50	0,393	98,79	0,00	492	-
2	91,11	125,62	0,393	98,29	0,41	523	71.000
3	90,22	124,82	0,408	97,78	0,50	567	131.000
4	89,33	125,55	0,417	95,78	0,74	569	157.000
5	88,44	124,46	0,423	94,27	0,87	765	165.000
6	85,78	124,19	0,436	91,77	1,05	783	176.234

Tabela 25 - Dados obtidos do corpo de prova revenido a 500°C (5 $\ddot{X}$ 125R4), $\ddot{x} = 125,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	84,89	125,30	0,453	97,28	0,00	491	-
2	85,78	124,62	0,449	96,78	0,41	513	38.481
3	84,44	125,40	0,469	93,77	0,80	660	86.348
4	80,89	124,39	0,503	91,27	0,99	685	120.508
5	79,56	128,67	0,534	85,25	1,35	955	133.868
6	75,56	127,69	0,588	78,23	1,68	1.071	144.888
7	73,78	121,49	0,568	69,20	2,02	1.146	163.594

Tabela 26 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (N $\ddot{X}$ 125R1), $\ddot{x} = 125,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	84,89	124,11	0,451	97,78	0,00	423	-
2	85,33	127,51	0,457	96,28	0,57	632	28.000
3	83,11	82,00	0,479	73,21	1,89	743	51.589
4					2,24	-	53.658

Tabela 27 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (N $\ddot{X}$ 125R5), $\ddot{x} = 125,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	84,00	124,71	0,462	97,78	0,00	423	-
2	83,56	125,24	0,468	96,28	0,57	618	22.362
3	82,22	125,65	0,482	94,27	0,78	640	38.000
4	89,78	116,43	0,371	81,24	1,56	800	50.458
5				62,68	2,26	-	58.818

Tabela 28 - Dados obtidos do corpo de prova normalizado (N $\ddot{X}$ 125R3), $\ddot{x} = 125,00 \left(\frac{m}{s^2}\right)$.

Med.	ω (Hz)	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2}\right)$	x (mm)	ω_n (Hz)	a (mm)	S_{22} (MPa)	Ciclos
1	84,44	124,58	0,457	97,78	0,00	423	-
2	83,11	125,25	0,464	96,78	0,50	534	32.600
3	84,00	125,83	0,464	96,28	0,57	618	52.330
4	83,11	125,22	0,474	94,77	0,74	647	83.883
5	81,78	125,38	0,480	94,27	0,78	640	102.000
6				62,00	2,28	-	114.848

Na tentativa de manter a aceleração $\ddot{x}$ constante, notou-se a tendência de aumento do deslocamento x do corpo de prova, situação obrigatória para estar de acordo com as equações gerais do movimento vibracional. O ensaio da amostra revenida a 500°C (5 $\ddot{X}$ 106R1) atingiu vida infinita, ou seja, a tensão de 344 MPa gerada por uma aceleração de 106 $\left(\frac{m}{s^2}\right)$ não foi suficiente para iniciar o processo de fadiga, evidenciando a influência do tratamento térmico sobre a vida do material, visto que no corpo de prova normalizado (N $\ddot{X}$ 106R2), sujeito ao mesmo nível de força, ocorreu a formação e progressão da trinca de fadiga. Outra característica dos experimentos foi a tendência de aumento da tensão normal. Tensões elevadas foram geradas com o aumento do tamanho da trinca, ocasionando falhas e sobrecargas, independente do nível de carga, exceto para a amostra revenida a 500°C (5 $\ddot{X}$ 106R1), cuja contagem do número de ciclos, tal como comentada, foi infinita, Tabela 21.

A progressão da tensão normal está mostrada na Figura 58, para o corpo de prova revenido a 600°C (6X112,5R7). Os valores das tensões em função do comprimento de trinca estão apresentados nas Figuras 59 e 60.

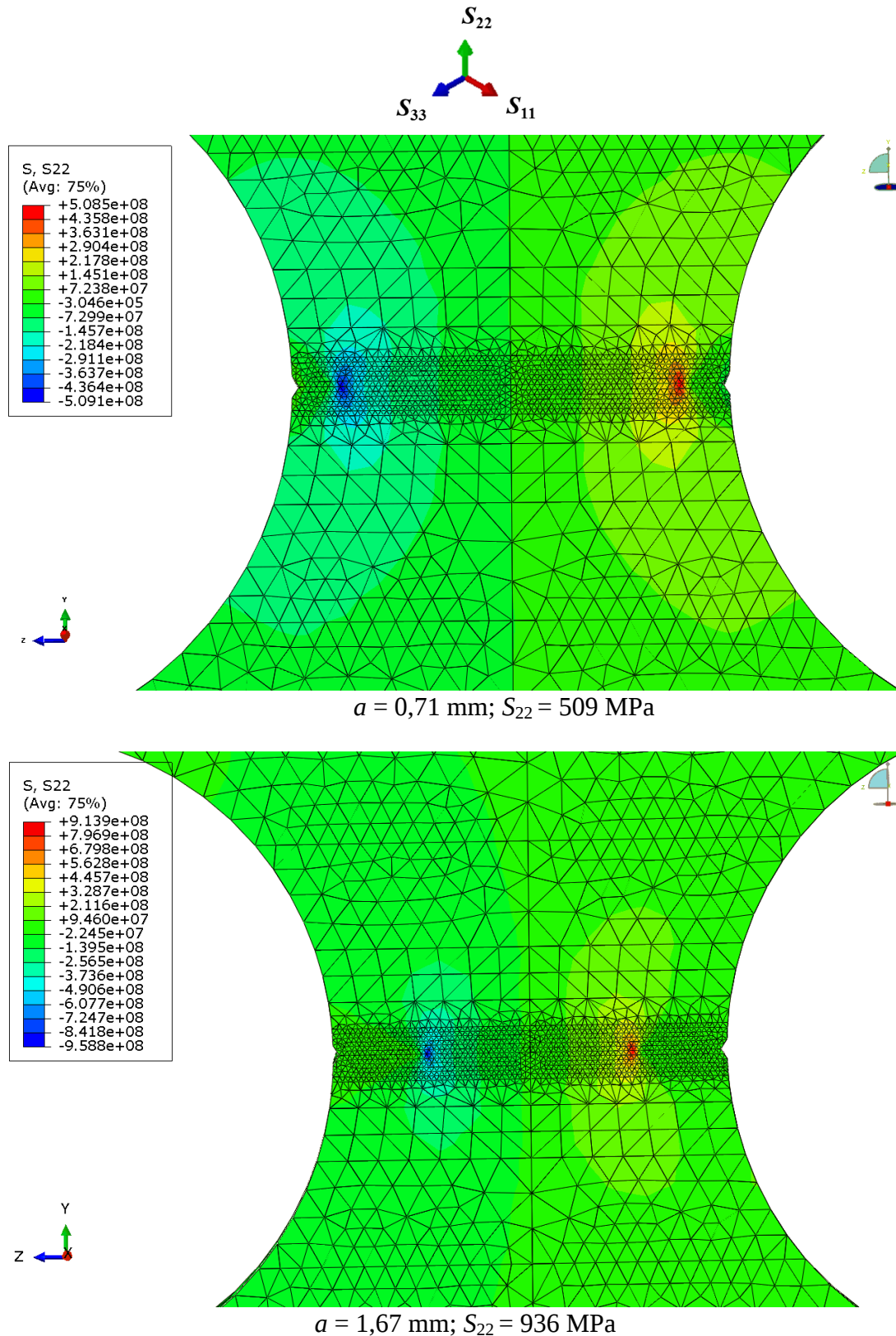


Figura 58 - Progressão da tensão normal S_{22} , amostra revenida a 600°C (6X112,5R7)

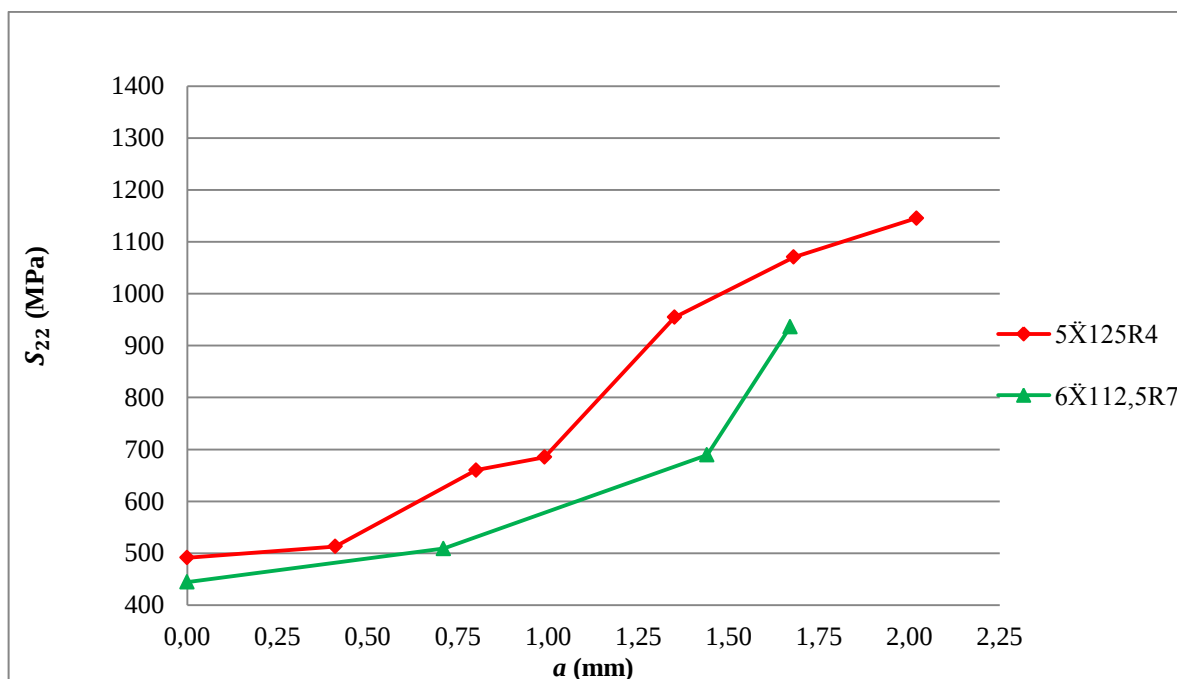


Figura 59 - Valores de tensão S_{22} (MPa) para os ensaios analisados em $\ddot{x}$ constante.

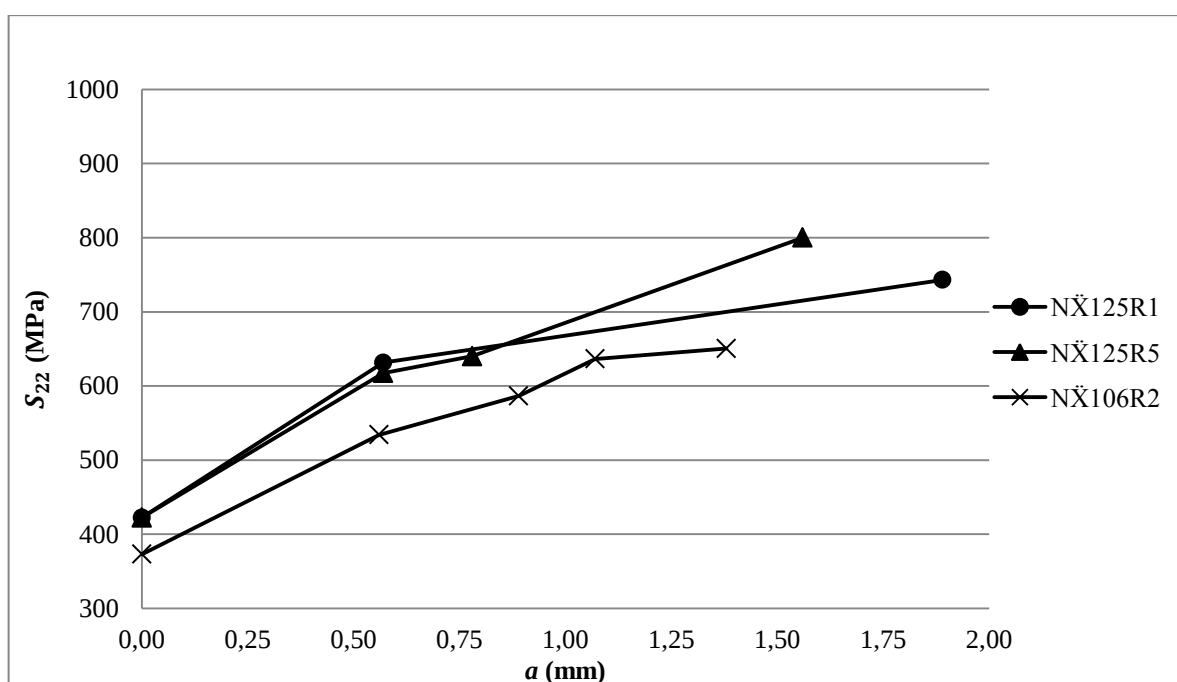


Figura 60 - Valores de tensão S_{22} (MPa) para os ensaios analisados em $\ddot{x}$ constante.

Observa-se que o nível de tensão aumentou conforme cresceu o comprimento da trinca. Durante os experimentos, houve constatação de sobrecargas e saltos na taxa de crescimento da trinca. Isso pode ser explicado pelo fato das tensões ficarem próximas ao limite de resistência à tração do material, levando-se em consideração os limites para cada tipo de tratamento térmico. Tomando-se o exemplo a amostra revenida a 500°C (5X125R4), as tensões chegaram a 1146 MPa, aproximadamente (Figura 59).

Na análise dos números de ciclos, observou-se a mesma tendência obtida nos resultados com z constante, Figura 61. Para a carga mínima, o material temperado e revenido a 500°C teve vida infinita, enquanto que para os normalizados, os valores ficaram na faixa de 450 a 650 mil ciclos.

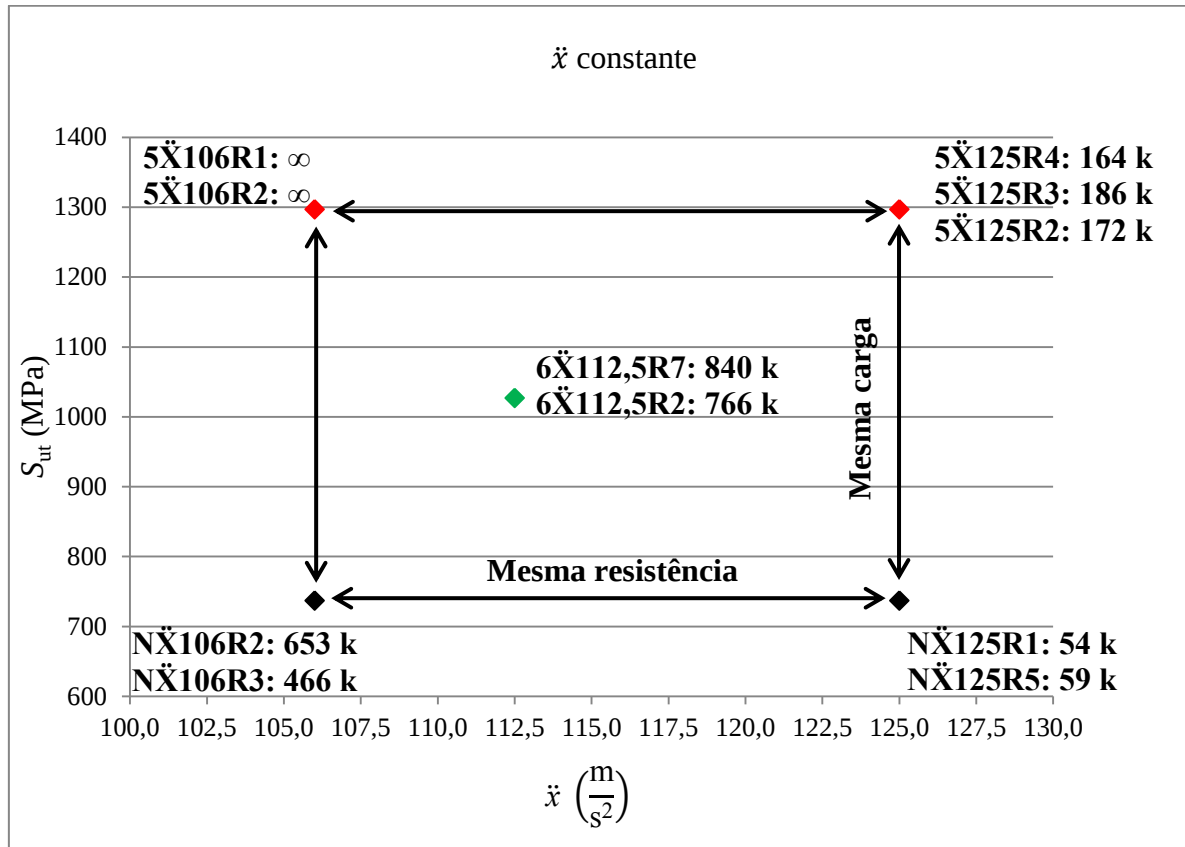


Figura 61 - Análise dos ciclos. Ensaio com $\ddot{x}$ constante.

Para a condição de carga máxima, os corpos de prova normalizados apresentaram baixo número de ciclos, devido aos altos níveis de tensão, ficando na faixa de 50 a 60 mil ciclos. Já para o temperado e revenido a 500°C, cuja resistência é maior, o número de ciclos foi entre 160 a 190 mil ciclos. Novamente, como observado nos ensaios com z constante, a condição intermediária de resistência e carga foi a que produziu maiores valores em ciclos, seguido do corpo de prova revenido a 500°C, com carga menor (5 $\ddot{X}$ 106R1), que apresentou vida infinita (Tabela 21).

A análise do tamanho de trinca por ciclos, Figuras 62 e 63, mostrou um crescimento acentuado para os últimos pontos medidos. Essa característica é esperada devido ao fato das tensões serem elevadas para maiores valores de tamanho de trinca.

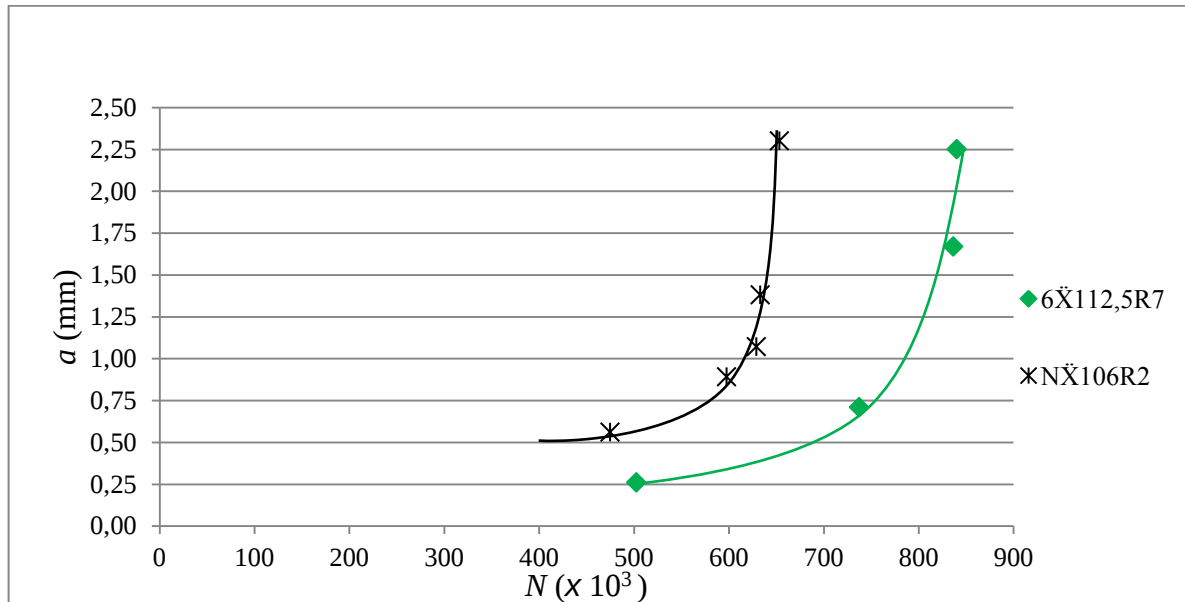


Figura 62 - Curva de ciclos por tamanho de trinca. Amostra revenida a 600°C e normalizada (6X112,5R7 e NX106R2)

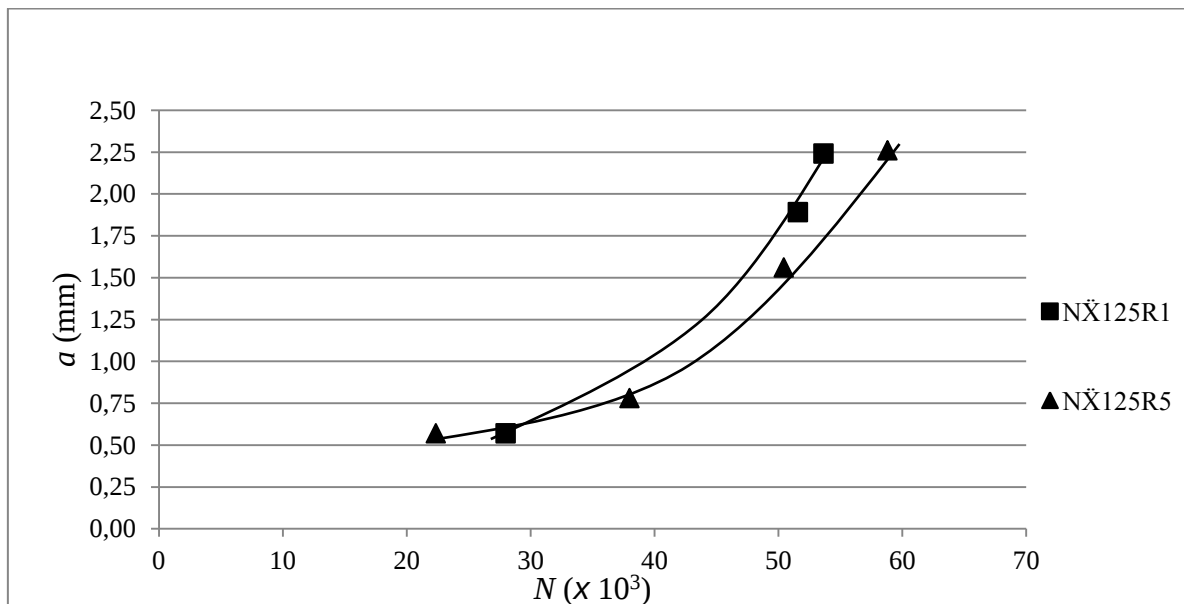


Figura 63 - Curva de ciclos por tamanho de trinca. Amostras normalizadas (NX125R1 e NX125R5)

4.4.2.1 Análise Estatística para os Ensaios Realizados em Força Constante

A análise estatística foi realizada conforme um planejamento fatorial 2^k com um ponto central, utilizando 2 fatores e 2 níveis, o que resulta num experimento $2^2 + 1$. As variáveis independentes foram: carregamento dinâmico (aceleração) e o limite de resistência à tração, enquanto que a variável dependente foi o número de ciclos obtidos em cada ensaio.

Na Tabela 29 apresenta-se a matriz de ensaios, tal como os valores do número de ciclos, resultantes do planejamento fatorial $2^2 + 1$.

Tabela 29 - Matriz de ensaios e número de ciclos obtidos para o planejamento fatorial 2^2 com ponto central e 2 repetições.

Número do ensaio	Código do ensaio	Valores reais dos fatores		Valor codificado		Ciclos
		$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	$S_{ut} \text{ (MPa)}$	$\ddot{x} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	$S_{ut} \text{ (MPa)}$	
1	5X106R1	106	1297	-1	+1	$> 1 \times 10^6$
2	5X106R2	106	1297	-1	+1	$> 1 \times 10^6$
3	5X125R3	125	1297	+1	+1	186.204
4	5X125R2	125	1297	+1	+1	171.937
5	NX125R1	125	737	+1	-1	53.658
6	NX125R5	125	737	+1	-1	58.818
7	NX106R2	106	737	-1	-1	653.555
8	NX106R2	106	737	-1	-1	466.100
9	6X112,5R7	112,5	1027	0	0	840.156
10	6X112,5R2	112,5	1027	0	0	766.000

A partir dos resultados mostrados na Tabela 29, foi realizada a estimativa dos efeitos do carregamento dinâmico e do limite de resistência à tração no número de ciclos. Esse resultado está apresentado na Tabela 30.

Tabela 30 - Estimativa dos efeitos e do erro padrão do número de ciclos para o planejamento fatorial 2^2 .

Efeito	Valor	Erro Padrão	$t(5)$	p	Limite de confiança	
					-95%	+95%
Média	496578	20266,033	24,502989	0,000002	444482,9	548673,9
$\ddot{x}$	-692445	44760,313	-15,47008	0,00002	-807505,5	-577385,4
S_{ut}	284916	45198,696	6,303642	0,001479	168729,4	401103,3
$\ddot{x} \times S_{ut}$	-159748	45203,785	-3,533953	0,016669	-275948,1	-43548,04

Os efeitos da aceleração e do limite de resistência à tração ($\ddot{x}$ e S_{ut}) foram estatisticamente significativos, pois $p < 0,05$. O valor negativo para $\ddot{x}$ indica que houve diminuição do número de ciclos conforme o aumento do nível de aceleração utilizada, enquanto que o valor positivo para S_{ut} indicou que o número de ciclos aumentou com o aumento do limite de resistência à tração, resultante dos tratamentos térmicos utilizados. O efeito $\ddot{x} \times S_{ut}$ (interação dos dois fatores) também foi relevante, visto que o valor da probabilidade p foi menor que 0,05.

A partir dos dados experimentais foi ajustado um modelo linear do número de ciclos, cujos coeficientes relativos estão mostrados na Tabela 31, resultando no modelo linear apresentado na Equação 49.

Tabela 31 - Coeficientes estimados do modelo linear para o número de ciclos.

Fator	Coeficiente	Erro padrão	$t(5)$	p	Limite de Confiança	
					-95%	+95%
Intercepto	661314,85	1037872	0,637183	0,552034	-2006620	3329250
$\ddot{x}$	-5906,19	8958,366	-0,659293	0,538857	-28934,4	17122,02
S_{ut}	3976,99	984,705	4,038767	0,009935	1445,7292	6508,259
$\ddot{x} \times S_{ut}$	-30,03	8,496952	-3,533953	0,016669	-51,86994	-8,185722

$$N(\ddot{x}, S_{ut}) = 661314,85 - 5906,19\ddot{x} + 3976,99S_{ut} - 30,03\ddot{x}S_{ut} \quad (49)$$

Os coeficientes do intercepto e $\ddot{x}$, apresentados na Tabela 31 e na Equação 49, não foram significativos, devido ao fato do valor de p ser maior de 0,05. Para comprovação da falta de ajuste foi realizada a análise de variância do modelo linear, mostrado na Tabela 32.

Tabela 32 - Análise de variância do modelo linear do número de ciclos.

	Soma quadrática	Graus de liberdade	Média quadrática	F	p
$\ddot{x}$	9,78082E+11	1	9,78082E+11	239,32324	0,00002
S_{ut}	1,62395E+11	1	1,62395E+11	39,735898	0,001479
$\ddot{x} \times S_{ut}$	51040163574	1	51040163574	12,488827	0,016669
Falta de Ajuste	93220112183	1	93220112183	22,80968	0,004988
Erro puro	20434331125	5	4086866225		
Total	1,30729E+12	9			

Coeficiente de determinação: $R^2 = 0,91306$

A falta de ajuste é justificada pelo fato de p ser menor que 5%, isto é, a falta de ajuste é estatisticamente significativa. Também é comprovada quando analisados os gráficos dos valores observados versus valores previstos, tal como a distribuição não aleatória dos resíduos, mostrados na Figura 64 (a) e 64 (b).

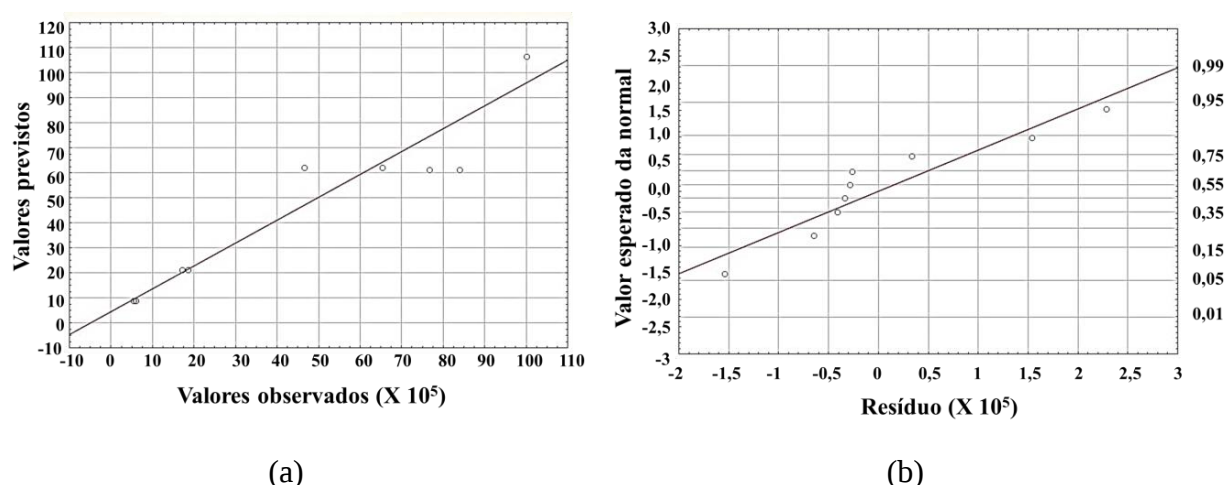


Figura 64 - Análise gráfica do ajuste linear do modelo para número de ciclos. (a) Valores previstos versus valores observados e resíduos deixados pelo modelo linear (b).

Com a análise estatística mostrada, verificou-se que tanto os níveis de carga como os tipos de tratamentos térmicos do aço SAE 4140 afetaram o número de ciclos de fadiga e que a análise desses fatores, sob essa resposta, não pode ser analisada de forma independente. Além disso, são necessários ensaios adicionais, com outros níveis dos fatores, para determinar o tipo de modelo empírico não linear.

4.4.3 Padrão de Trinca

O padrão de trinca observado, após o término dos ensaios, seguiu o modelo simulado no método de elementos finitos, isto é, nucleação e crescimento em duas frentes de trinca. Na Figura 65, apresenta-se a superfície de fratura de topo gerada nos ensaios de controle de força, para a amostra normalizada (N $\ddot{X}$ 106R3), revenida a 500°C (5 $\ddot{X}$ 125R1) e revenida a 600°C (6 $\ddot{X}$ 112,5R6). Pela análise das superfícies de fratura, a nucleação ocorreu no concentrador de tensão (microentalhe, Figura 28) do corpo de prova, sendo possível visualizar as “marcas de praia” geradas no momento da propagação da trinca de fadiga. O padrão de trinca também está de acordo com o formato previsto na teoria para um elemento sujeito a um carregamento alternado de flexão (Figura 4), isto é, mesma carga na tração e na compressão. Na Figura 65, as letras A, B e C correspondem às regiões de nucleação, propagação (“marcas de praia”) e fratura, respectivamente.

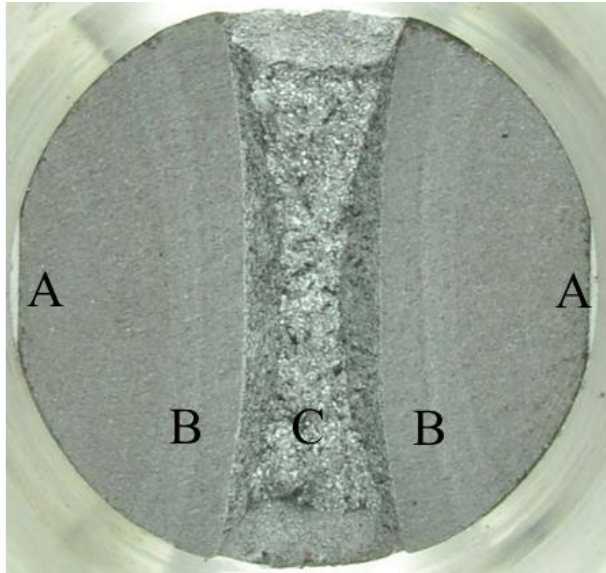
Para a amostra revenida a 600°C (6 $\ddot{X}$ 112,5R6), observa-se na Figura 65 (b) que as frentes de trinca não resultaram em comprimentos equivalentes, indicando que a carga aplicada ($\ddot{x} = 112,5 \text{ m/s}^2$), para essa condição de tratamento térmico, não gerou um nível alto de tensão nominal, conforme observado nos padrões de trinca da Figura 4, para carregamento de flexão alternada.

Foi realizada a análise metalográfica da seção transversal dos corpos de prova normalizados e revenidos (6 $\ddot{X}$ 112,5R1, N $\ddot{X}$ 106R2 e 5 $\ddot{X}$ 125R2), após os ensaios de fadiga-vibração para avaliação da trinca ao longo da microestrutura. As imagens resultantes, obtidas por microscopia óptica, estão nas Figuras 66 a 68.

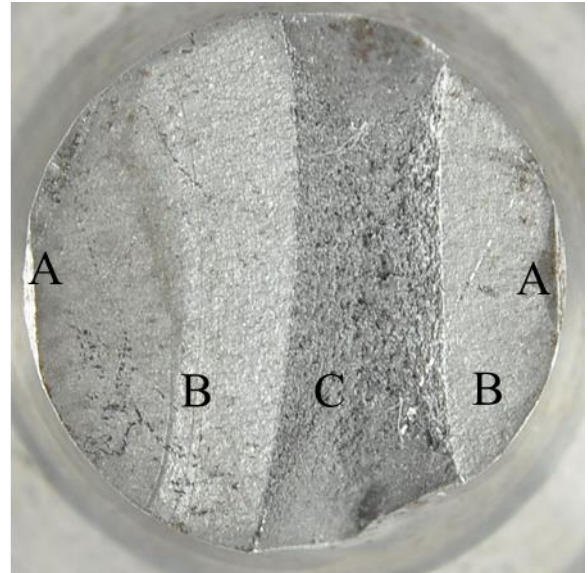
Para a amostra normalizada (N $\ddot{X}$ 106R2), Figura 66, a microestrutura consistiu de perlita (região escura) e ferrita (região branca) em proporção equivalente pelo fato de ter 0,45% em peso de C. A microestrutura está alinhada na direção da laminação. Nessa amostra, cuja microestrutura é menos homogênea que as amostras temperadas e revenidas, o crescimento da trinca ocorreu em incrementos de pequeno ângulo em relação ao eixo radial da peça, de forma transgranular ao longo das duas fases, Figura 66 (c).

Nas amostras temperadas e revenidas (6 $\ddot{X}$ 112,5R1 e 5 $\ddot{X}$ 125R2) as trincas progrediram ao longo da microestrutura de martensita revenida, perpendicular às linhas de laminação, predominantemente transgranular, Figuras 67 (c) e 68 (c). A amostra revenida a 600°C, Figura 67 (b), revelou a fase ferrítica (regiões brancas) de maior tamanho na comparação à

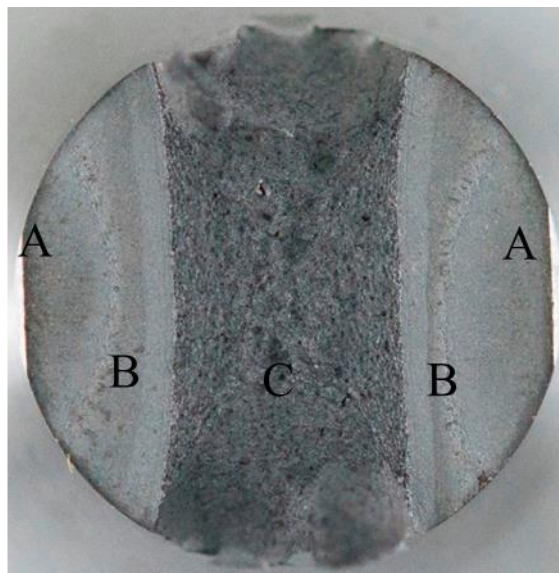
amostra revenida a 500°C, Figura 68 (b), próprio de uma microestrutura mais tenaz, o que pode ser comprovado pelo resultado do ensaio Charpy (Tabela 9).



(a) NĀ106R3



(b) 6Ā112,5R6



(c) 5Ā125R1

Figura 65 - Superfície de fratura. Amostra normalizada (a), revenida a 600°C (b) e revenida a 500°C (c) (NĀ106R3, 6Ā112,5R6 e 5Ā125R1).

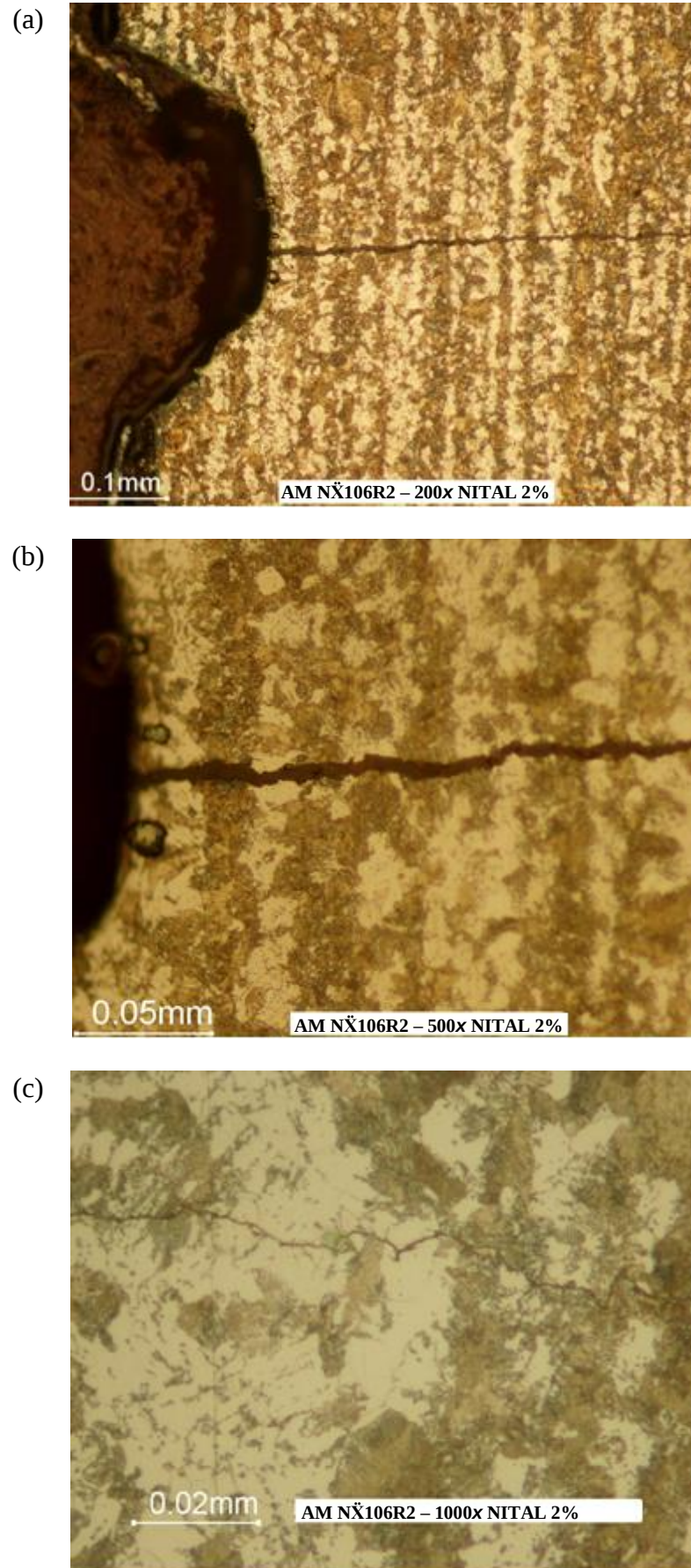


Figura 66 - Micrografias do corpo de prova normalizado (NĀ106R2). 200x (a), 500x (b) e 1000x (c).

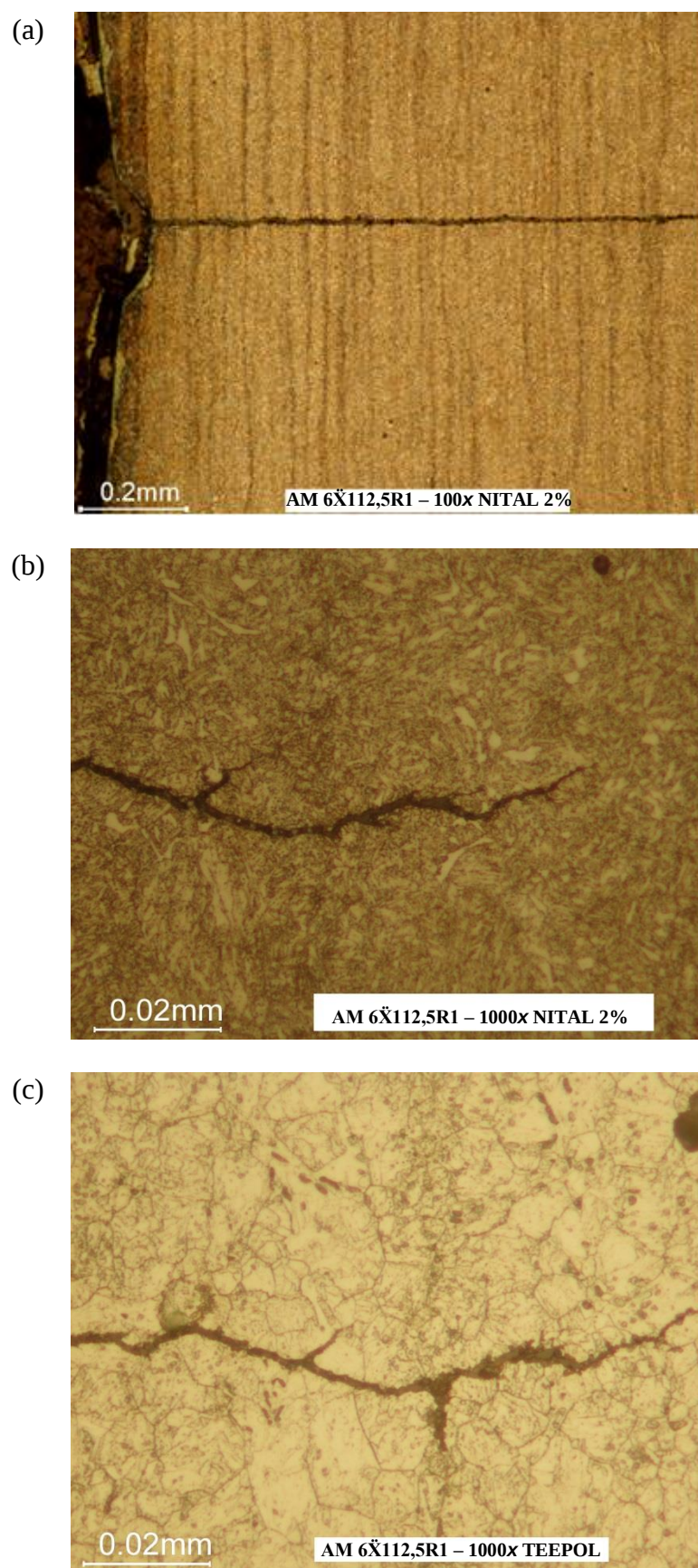


Figura 67 - Micrografias para o corpo de prova temperado e revenido a 600°C (6X112,5R1). 100x (a), 1000x (b) e 1000x (c).

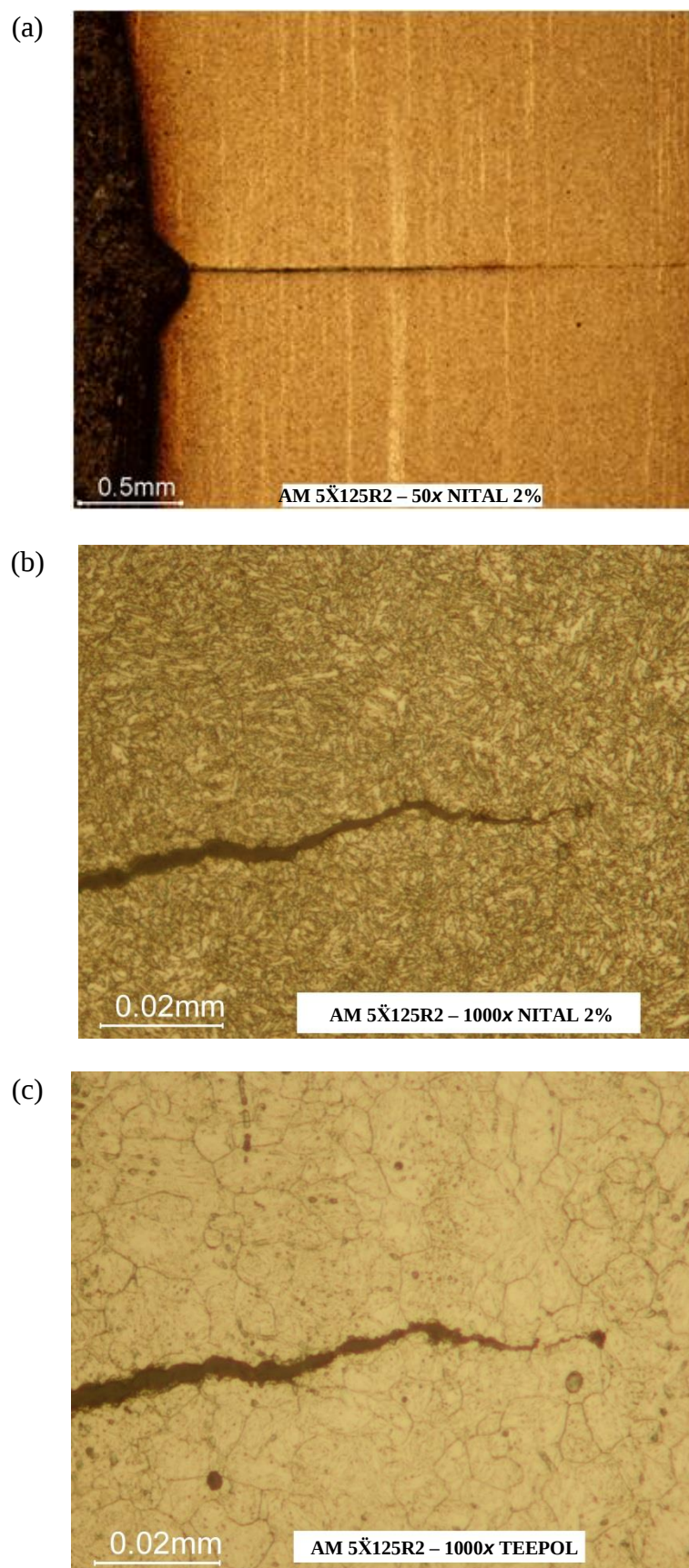


Figura 68 - Micrografias para o corpo de prova temperado e revenido a 500°C (5X125R2). 50x (a), 1000x (b) e 1000x (c).

4.4.4 Análise da Fratura por MEV

Foi realizada a análise por MEV da fratura gerada nos corpos de prova normalizados (N $\ddot{X}$ 106R4 e N $\ddot{X}$ 125R1), revenido a 600°C (6 $\ddot{X}$ 112,5R5) e revenido a 500°C (5 $\ddot{X}$ 125R1). As imagens obtidas são mostradas nas Figuras 69 a 73.

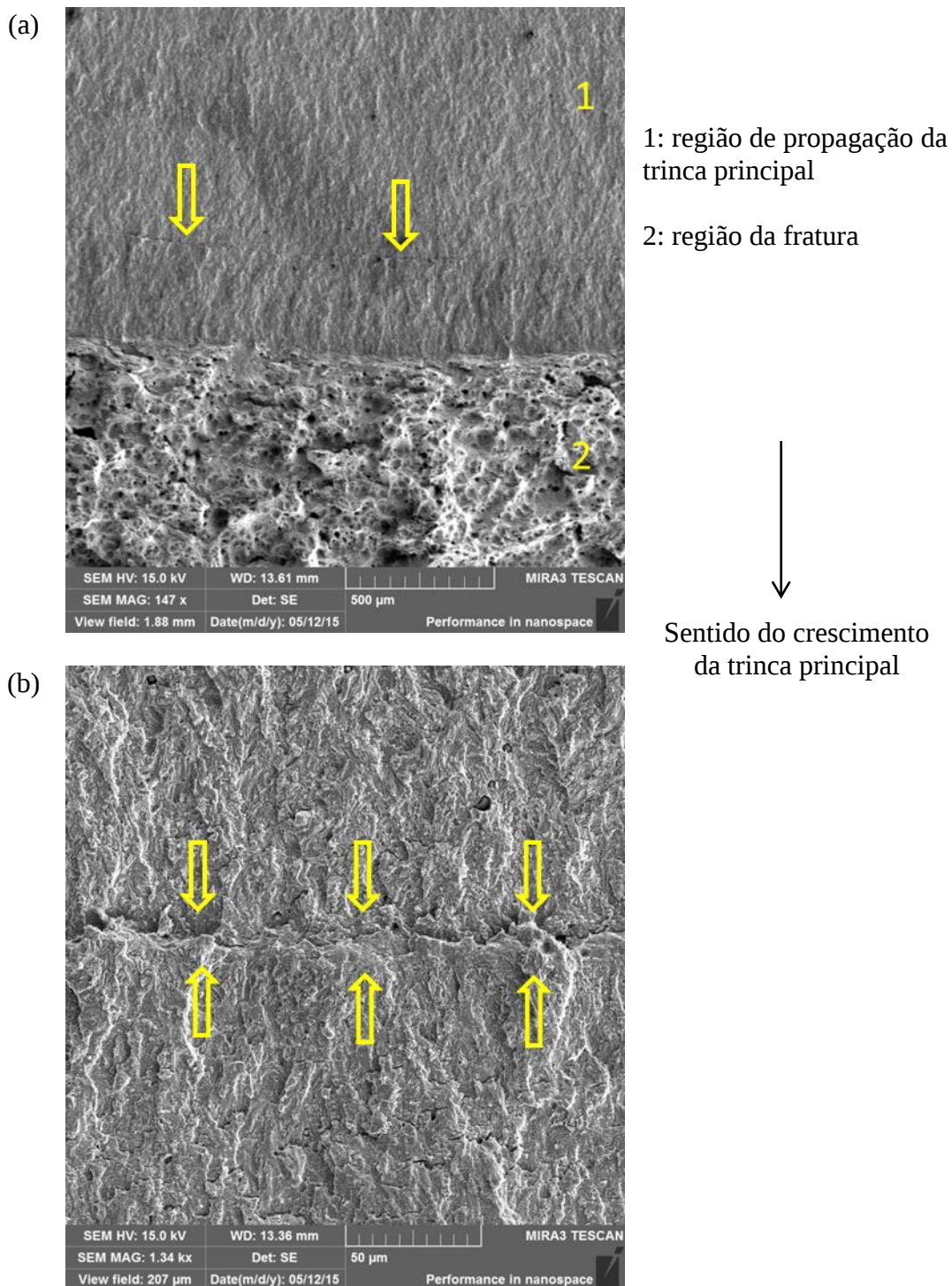


Figura 69 - Imagem geral da fratura da amostra normalizada (N $\ddot{X}$ 106R4) 147x (a). Imagem detalhada 1340x (b).

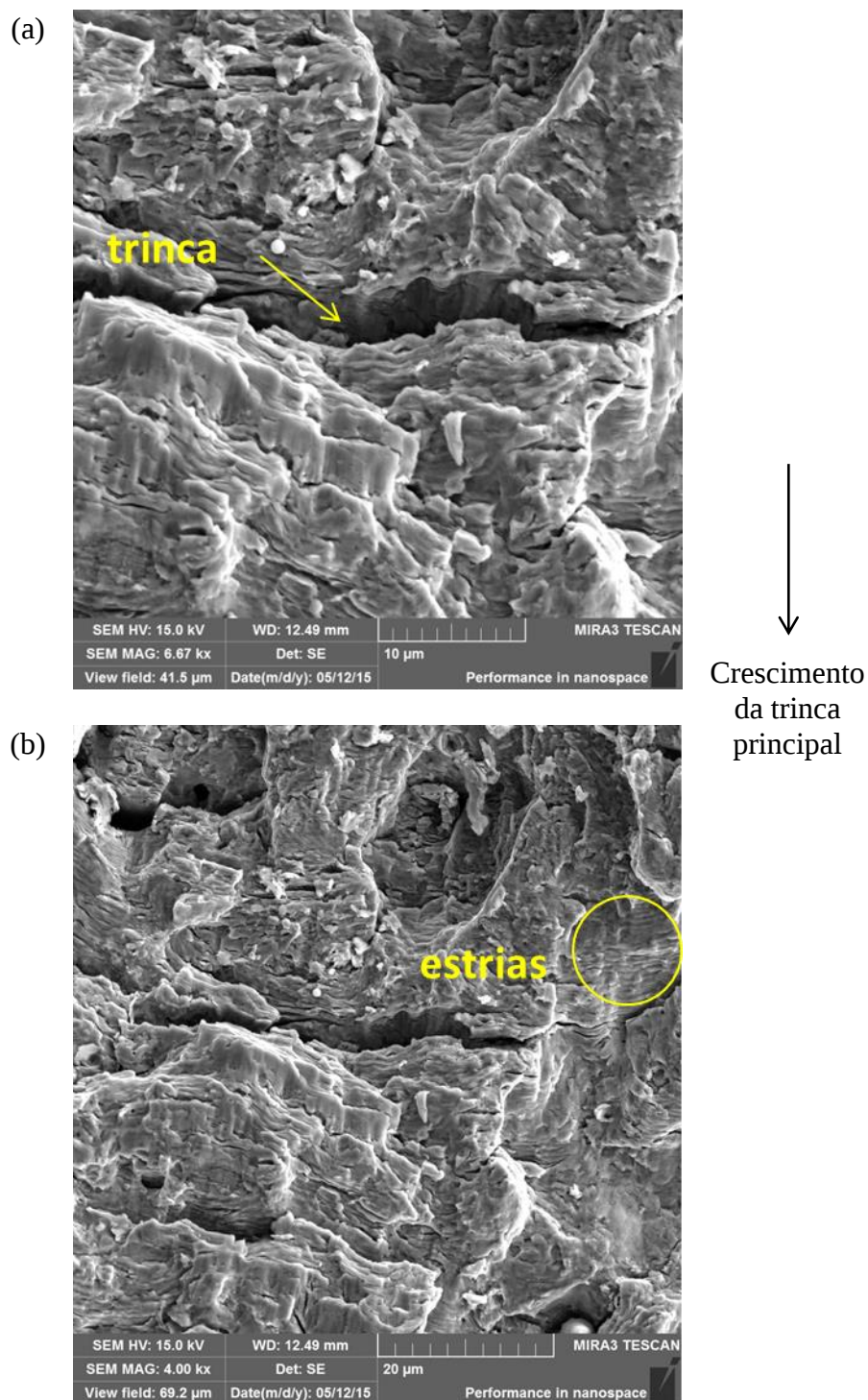


Figura 70 - Imagem da superfície de fratura da amostra normalizada na região de propagação da trinca principal (NX125R1). Imagem 6670x (a) e 4000x (b).

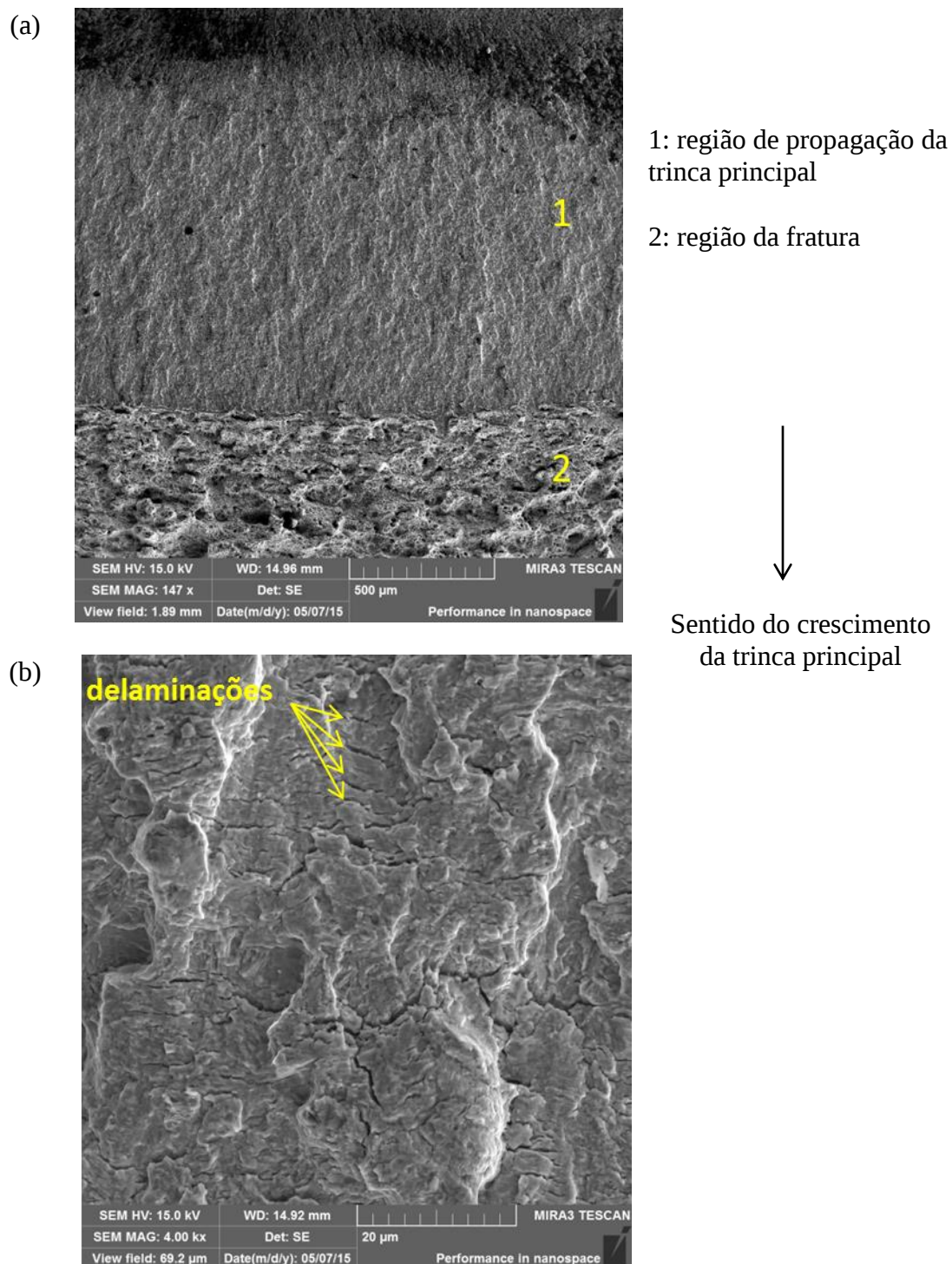


Figura 71 - Imagem da superfície de fratura da amostra revenida a 600°C (6X112,5R5) 147x (a). Imagem detalhada da região de propagação da trinca 4000x (b).

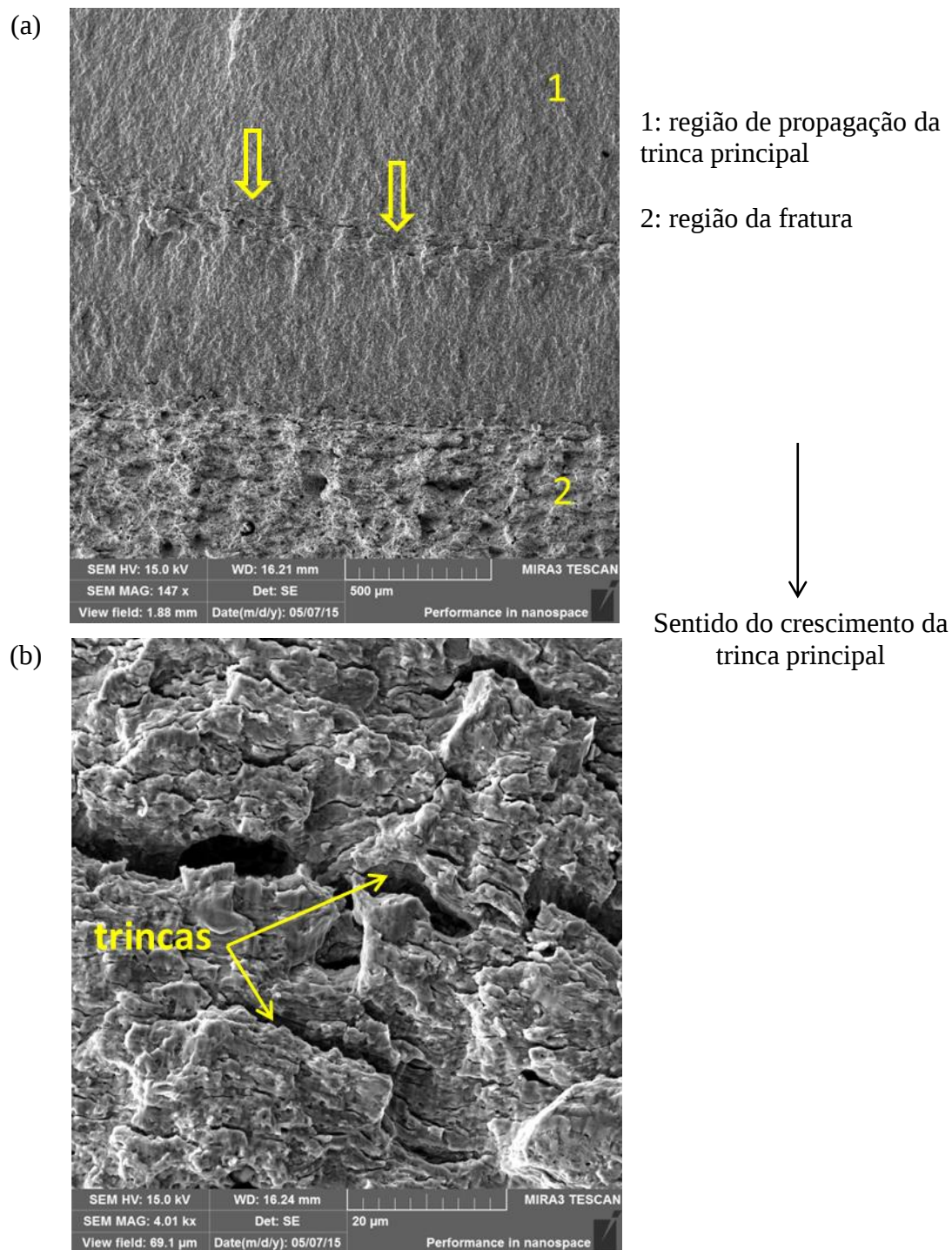


Figura 72 - Imagem da superfície de fratura da amostra revenida a 500°C (5X125R1) 147x (a). Imagem das microtrincas geradas na região de propagação da trinca principal 4000x (b).

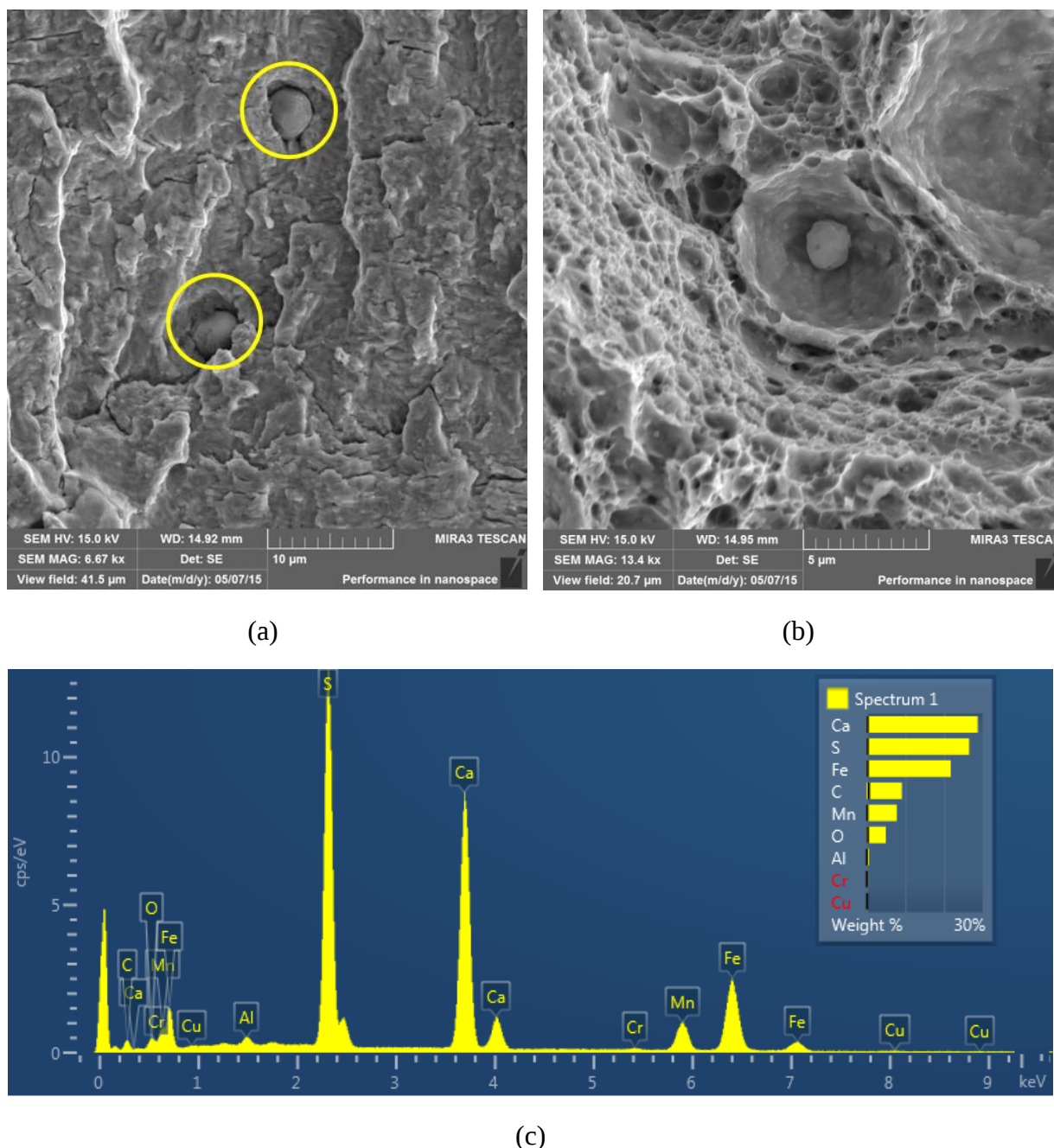


Figura 73 - Imagens das inclusões e *dimples* encontradas nas análises realizadas na amostra revenida a 600°C (6X112,5R5) (a) e (b). EDS da inclusão destacada (c).

Nas amostras revenidas a 500°C (5X125R1) e revenida a 600°C (6X112,5R5), Figuras 71 e 72, foi possível observar a formação de delaminações na direção perpendicular ao crescimento da trinca principal, composta de microtrincas, indicando uma ocorrência de cisalhamento. Essa observação foi menos visível na amostra normalizada com carga mínima (NX106R4), Figura 69, que apresenta uma maior ductilidade quando comparada às amostras anteriores. Todavia, na amostra normalizada e ensaiada com carga máxima (NX125R1) a concentração de microtrincas foi significativa, Figura 70 (a), indicando uma correlação entre

as microtrincas transversais e o aumento da carga aplicada. Ainda referente a essa amostra, foi observada a presença das estrias de fadiga, Figura 70 (b), perpendicular ao sentido do crescimento da trinca principal, semelhante às mostradas na Figura 8, página 25.

Na amostra revenida a 500°C (5X125R1) houve a geração de uma marca microscópica de fadiga, Figura 72 (a), com alta concentração de microtrincas transversais à propagação da trinca principal, Figura 72 (b), podendo ser um indicativo das altas tensões geradas para os ensaios com força constante. Na amostra normalizada (NX106R4) também ocorreu a formação da linha de fadiga, Figura 69 (a), no entanto, quando analisada em maior ampliação, não foram identificadas as microtrincas características, mas uma espécie de “elevação” na superfície da fratura, Figura 69 (b).

Também foram observadas estruturas (inclusões) dentro de cavidades conhecidas como *dimples* [8], Figura 73. Essas inclusões continham alta concentração de enxofre e cálcio, de acordo com a análise EDS, indicando a formação de inclusões do tipo sulfeto de ferro e manganês. A presença de cálcio é justificada pelo uso metalúrgico para alterar a plasticidade das inclusões de sulfeto, com tendência de globulização [76].

5 Conclusões

Com os ensaios de vibração-fadiga foi possível avaliar a fadiga por vibração forçada, porém a rigidez do sistema não pode influenciar no ensaio, assim como a geometria do corpo de prova deve ser projetada de modo a evitar o movimento de outros modos de vibração. O ensaio de vibração forçada permitiu o estudo do fenômeno de fadiga, tal como a evolução do crescimento das trincas de fadiga pela mudança da frequência natural do corpo de prova.

O número de ciclos diferencia-se conforme o nível de carregamento dinâmico aplicado, tal como a microestrutura do corpo de prova. Foi possível constatar a diferença desenvolvida com os diferentes tratamentos térmicos, obtendo-se, para o corpo de prova temperado e revenido a 500°C, vida infinita para o carregamento mínimo, tanto para a condição de deslocamento como para força constante, que é explicado pelos valores de tensões gerados, ficando abaixo ou próximo ao limite de fadiga S'_e . Para o material normalizado, mesmo em condições de carregamento mínimo, observou-se a fadiga do corpo de prova, ocorrendo o mesmo para o revenido a 600°C com o nível intermediário de carga.

Com o carregamento por deslocamento constante foram produzidas taxas de crescimento de trinca menores, sendo possível avaliar o modelo de Paris com o cálculo dos parâmetros m e C , que apresentaram valores coerentes em relação à literatura. Já o carregamento por força constante aumenta de forma significativa as tensões normais S_{22} , produzindo, assim, aumento do fator de intensidade de tensão e uma rápida propagação das trincas de fadiga. Portanto, o método de carregamento por força constante dificulta o estudo do crescimento da trinca em função do número de ciclos de fadiga e a aplicação do modelo de Paris.

Para o método de carregamento com força constante, o planejamento fatorial de dois níveis confirma que o efeito da força é mais estatisticamente significativo que o efeito do tratamento térmico no número de ciclos de fadiga do aço SAE 4140. Porém, os efeitos do carregamento e do tratamento térmico estão correlacionados entre si, sendo necessária a avaliação conjunta desses dois fatores. A análise estatística revelou que o modelo linear não é adequado para obtenção dos números de ciclos para falha do material.

A superfície de fratura apresenta morfologia típica de falha por flexão alternada, com marcas de praia, estrias e microtrincas perpendiculares à propagação da trinca principal. Com as três condições de tratamentos térmicos, a zona de propagação da trinca apresenta duas frentes aproximadamente simétricas, para a condição normalizada e a revenida a 500°C e,

assimétricas para a condição revenida a 600°C com carregamento intermediário, observadas em todos os corpos de prova dessa condição. As estrias são visíveis no aço normalizado com maior carregamento, indicando que o aumento da ductilidade e diminuição da resistência (S_{ut}), combinado com um elevado nível de carregamento, contribui na formação das estrias de fadiga. A formação das microtrincas é favorecida com uma menor ductilidade e aumento da resistência mecânica, isto é, aumenta-se a formação das microtrincas para os materiais temperados e revenidos.

6 Sugestões para Trabalhos Futuros

6.1 Análise das Tensões Geradas

A partir das análises dos gráficos de tensão por comprimento de trinca, Figuras 48, 59 e 60, notam-se que os ensaios com deslocamento relativo controlado apresentaram o melhor comportamento de crescimento de trinca, pois a tensão na ponta da trinca apresentou uma melhor estabilidade durante os ensaios. A justificativa para essa constatação é o fato de ocorrer desaceleração do corpo de prova, sendo um efeito compensador para a diminuição da área efetiva imposta pelo crescimento da trinca. Diminuindo-se a aceleração, a força transmitida à base, conforme Equação 15, também decresce.

Na Figura 59, quando foi mantida a aceleração do ponto A constante, constatou-se um elevado crescimento da tensão, tornando-se a condição mais drástica gerada. Por conseguinte, esse método apresentou falhas ao tentar reproduzir a taxa de crescimento conforme a lei de Paris. Tendo em vista esses fatos, foi proposto um estudo para a criação de um ensaio sob tensão constante na ponta da trinca, controlando os parâmetros dinâmicos vistos no ensaio de vibração.

Nessa condição, de tensão constante, foram geradas curvas de isotensão para diferentes níveis. Tendo como base os valores observados nos ensaios, propuseram-se as seguintes cargas: 550, 500, 450 e 400 MPa de tensão. Essa análise foi realizada pelo método de elementos finitos e teve por objetivo o conhecimento de qual é o valor da aceleração do corpo de prova que mantém o nível de tensão, conforme se avança no comprimento da trinca.

Para desenvolver essas curvas foi proposto realizar um ensaio estático, aplicando uma carga concentrada equivalente à força gerada dinamicamente. Essa carga é a componente inercial da Equação 19, página 34, e foi aplicada no ponto onde é realizada a medição da aceleração no corpo de prova. A justificativa de usar essa estratégia foi devido ao tempo de processamento necessário para gerar um ensaio dinâmico e, também, deve-se ao fato da dificuldade na convergência de resultado, visto que nesse ensaio os parâmetros de entrada estão relacionados com a frequência, além da aceleração de excitação.

Na Tabela 33 estão relacionados os valores da aceleração aplicada para cada tamanho de trinca, em um processo iterativo até convergir na carga que produz a tensão desejada de

550, 500, 450 e 400 MPa. Com a convergência da tensão, obtém-se a aceleração correspondente.

Tabela 33 - Convergência dos resultados para $S_{22} = 550, 500, 450$ e 400 MPa.

	Comprimento de trinca a (mm)									
	0,25	0,50	0,75	1,00	1,25	1,50	1,75	2,00	2,25	2,50
$\ddot{x}_{550} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	125,5	116,5	101	81	73	71,5	64	57,5	43,5	21
$\ddot{x}_{500} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	114,5	107	93	75	68	66	59,5	53,5	40	19,5
$\ddot{x}_{450} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	104,5	98,5	85,5	69	62,5	61	54,5	48,5	36,5	17,5
$\ddot{x}_{400} \left(\frac{m}{s^2} \right)$	95	89	78	63	56	55,5	49,5	44,5	33,5	16

Com a convergência dos resultados das tensões, é possível estabelecer uma relação entre a aceleração $\ddot{x}$, medida no corpo de prova, com a frequência natural ω_n por meio das curvas de calibração. Considerando a curva de calibração do corpo de prova revenido a 500°C (5X125R4), Figura 57 (página 87), com a utilização do polinômio gerado para o modo 1 são obtidas as frequências naturais dado o tamanho de trinca a . Obtendo-se as faixas de frequências correspondentes, fez-se o levantamento desses valores com as acelerações, apresentados nos gráficos das Figuras 74 a 77.

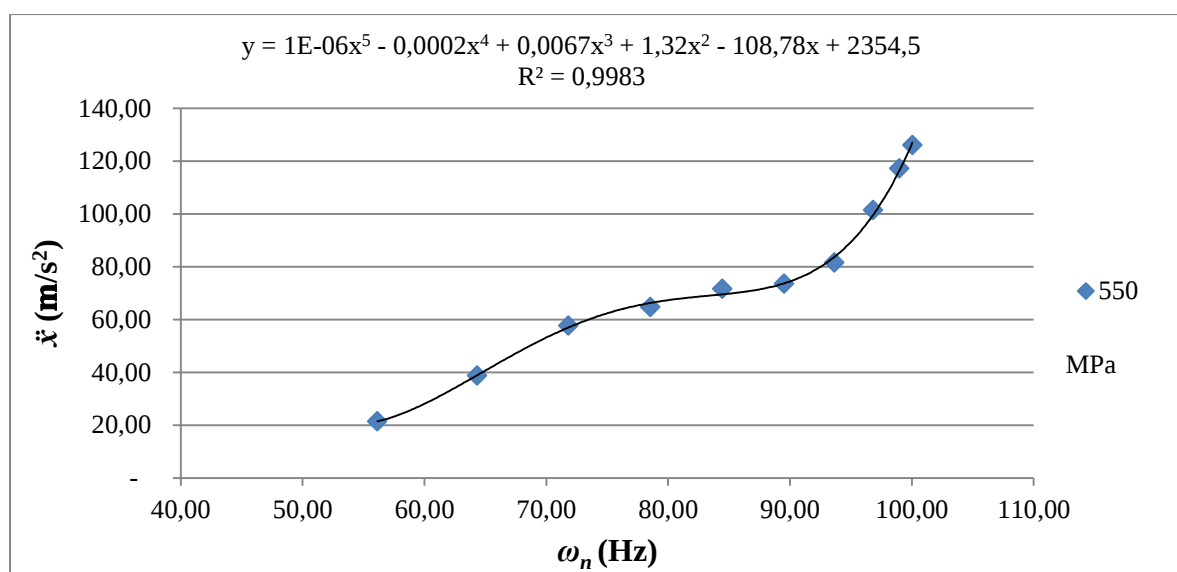


Figura 74 - Curva de isotensão, $S_{22} = 550$ MPa

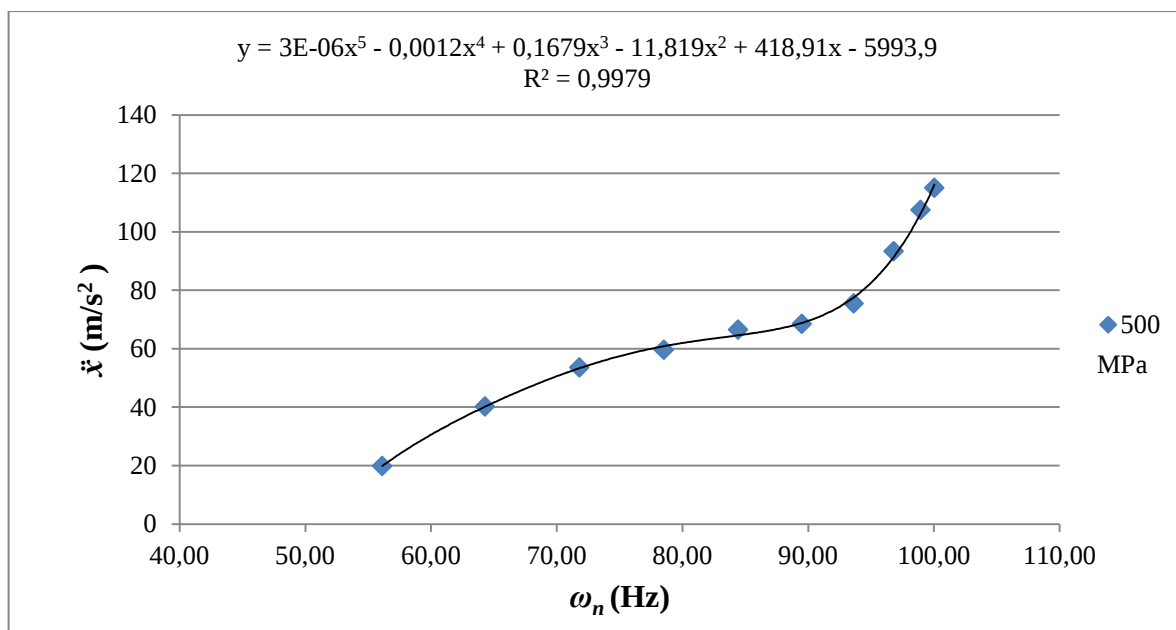


Figura 75 - Curva de isotensão, $S_{22} = 500 \text{ MPa}$

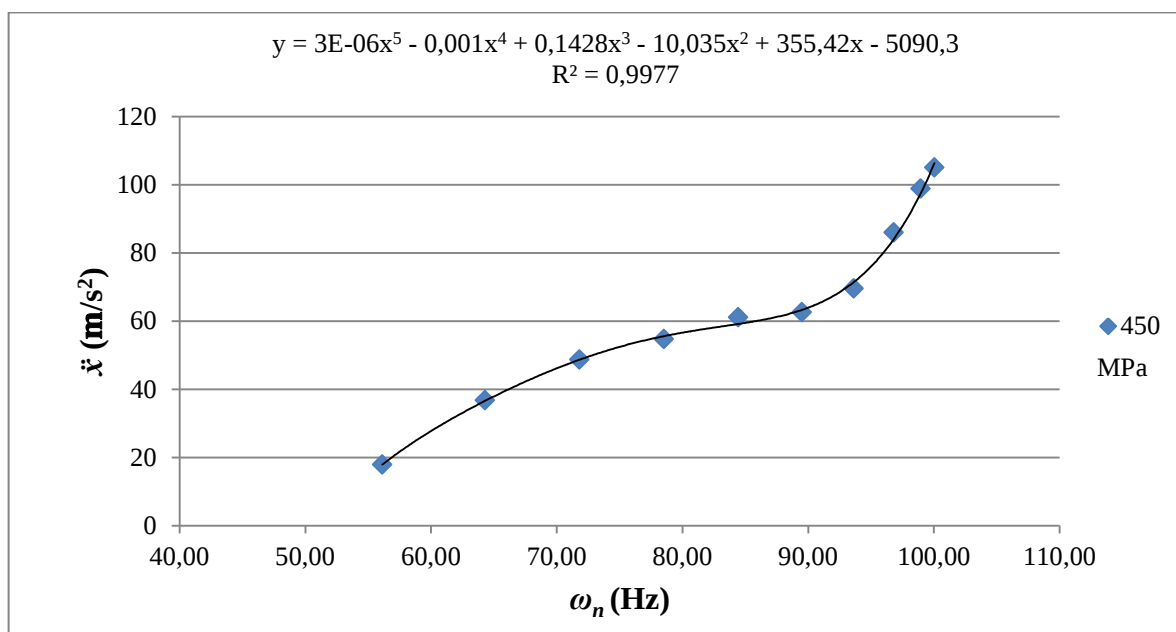


Figura 76 - Curva de isotensão, $S_{22} = 450 \text{ MPa}$.

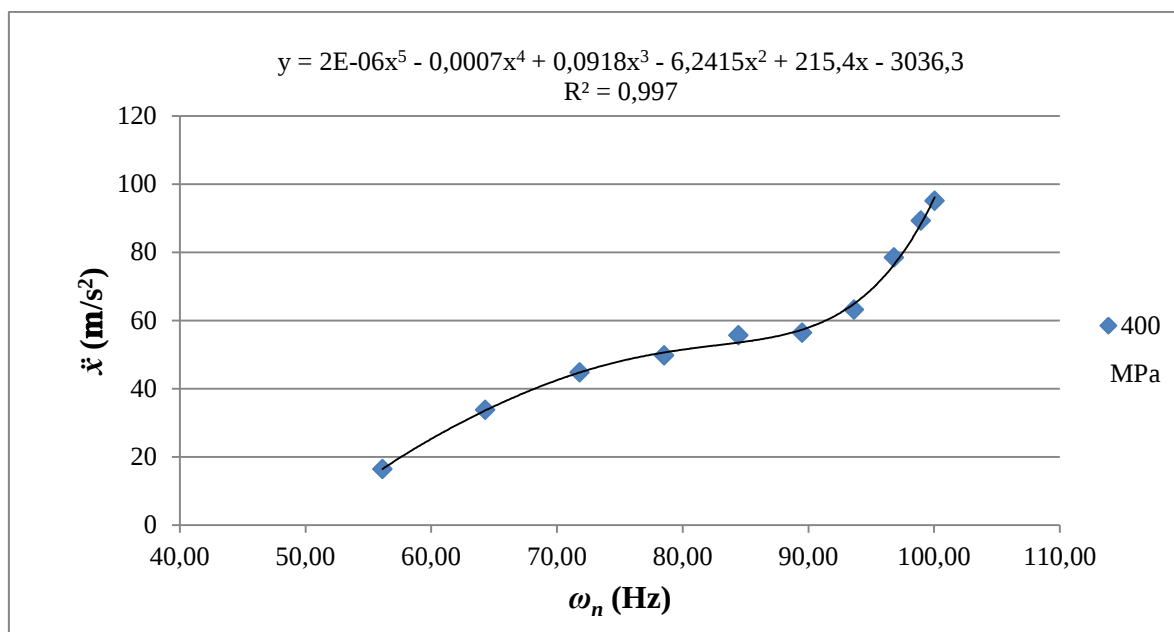


Figura 77 - Curva de isotensão, $S_{22} = 400$ MPa.

6.2 Corpo de Prova

Como observado nas curvas de calibração, dois modos de vibração (transversal e longitudinal) apresentaram o mesmo valor da frequência natural inicial (quando $a = 0$). Na medida em que ocorre a nucleação e propagação da trinca de fadiga, os modos 1 e 2 apresentaram um decaimento diferenciado, com o modo 1 possuindo uma inclinação maior, devido à trinca de fadiga se propagar na mesma direção da vibração desse modo. No entanto, notou-se que apesar da vibração imposta pelo *shaker* ser perpendicular ao modo 2, há a existência de movimento lateral, principalmente quando a frequência de excitação se aproxima da frequência natural deste modo. Esse fato pode acarretar em alteração na taxa de crescimento da trinca de fadiga, por ocasionar maior tensão de flexão na lateral da trinca.

Assim, o formato do corpo de prova ideal deve estabelecer uma distância, em termos de frequência, para que não ocorra essa interferência verificada. Para que isso seja possível, a geometria da região, onde há a formação da trinca, não pode ser axisimétrica, como proposto inicialmente no trabalho. Um formato geométrico possível é o elíptico, a ser realizado na região do raio do corpo de prova, mantendo-se as demais dimensões utilizadas. Usando-se da análise pelo MEF, a geometria elíptica que mais se aproximou das condições iniciais utilizadas nesse trabalho está apresentada na Figura 78, tal como sua curva de calibração de

frequência natural por comprimento de trinca a , Figura 79. Com essa geometria a frequência natural do modo 1, sem a presença da trinca, obteve um valor de 108,00 Hz. O modo 2 resultou em 136 Hz. Portanto, com esses parâmetros de frequências, é possível retirar a interferência entre os modos de vibração que foi observada neste trabalho.

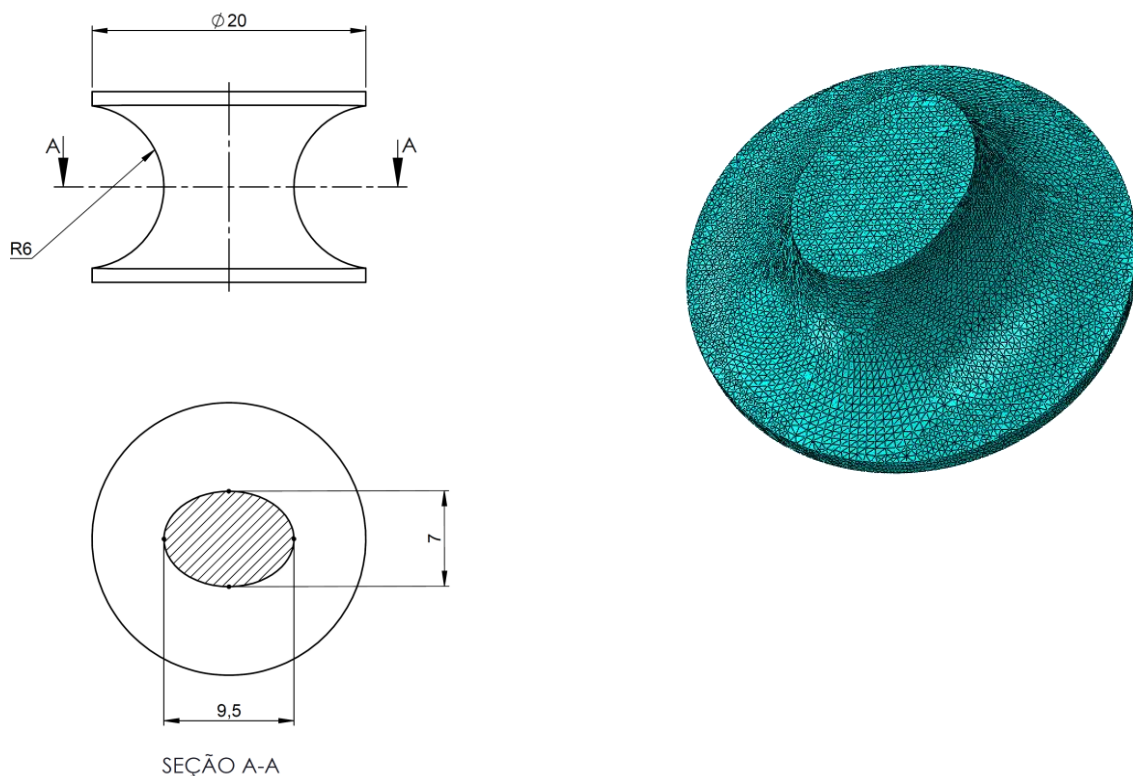


Figura 78 - Proposta de nova geometria na região de análise da trinca.

Na Figura 79 é possível observar a diferença ($\Delta\omega$) dos valores do modo 1 e do modo 2 para o valor de $a = 0$, anulando-se o efeito que o modo 2 possa ter na taxa de crescimento da trinca de fadiga. Essa diferença ($\Delta\omega$) é explicada pelo fato da rigidez do modo 1 ser diferente do modo 2, devido ao fato da elipse não ser axisimétrica.

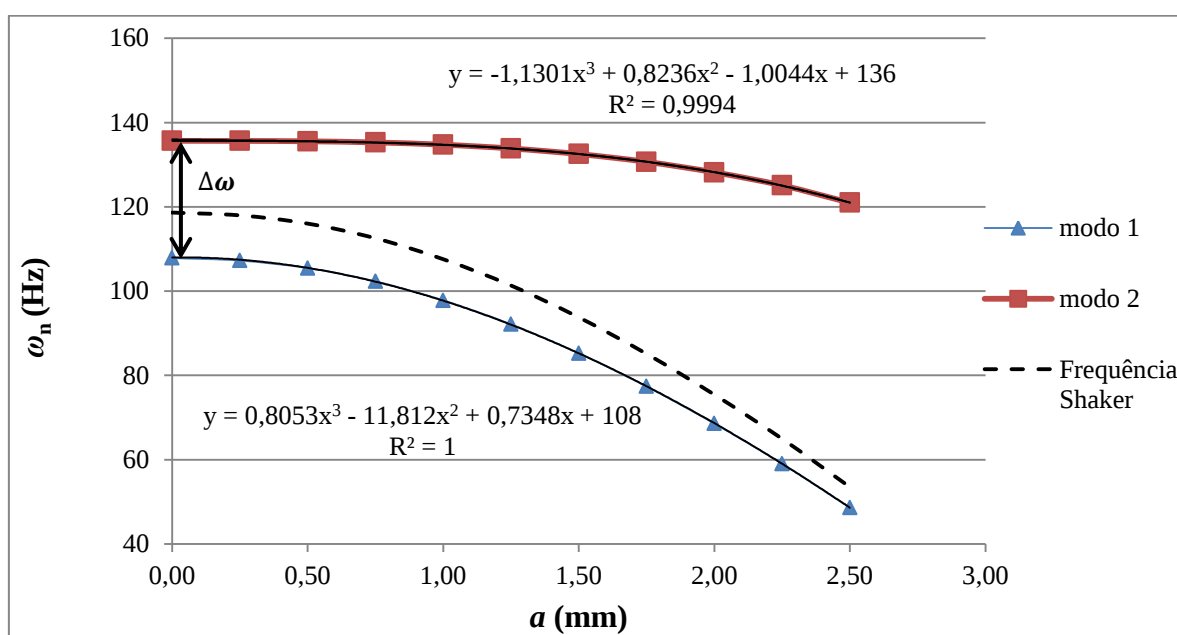


Figura 79 - Curva de calibração para o corpo de prova elíptico.

6.3 Metodologia

Recomenda-se para trabalhos futuros a revisão da função resposta na frequência (*FRF*) utilizada na medição das frequências naturais dos corpos de provas. Sugere-se a análise dos manuais do martelo de impacto para verificação do tipo de ponteira ideal, tendo em vista a faixa de frequência de trabalho utilizada. Igualmente, faz-se necessária abordar a função de coerência que relaciona as frequências naturais com o sinal de impacto, sendo um grau de certeza da frequência medida.

Bibliografia

1. M. MATJAZ, M. BOLTEZAR, **Frequency-domain methods for a vibration-fatigue-estimation**. International Journal of Fatigue, 47 (2013) 8-17.
2. E. ZAHAVI, V. TORBILO, **Fatigue design: life expectancy of machine parts**. Boca Raton: CRC Press (1996).
3. O. H. FUCHS, et al., **Metal fatigue in engineering**. New York: J. Wiley (2001).
4. BUDYNAS, R. NISBETT, K. **Shigley's mechanical engineering design**. 8^a ed. New York: McGraw-Hill (2008).
5. A. FATEMI, M. ZOROUFI, **Fatigue performance evaluation of forged versus competing process technologies: a comparative study**. Cleveland: In: 24th Forging Industry Technical Conference, 2002.
6. S. SURESH, **Fatigue of metals**. 2^a ed. Cambridge: Cambridge University Press (1998).
7. J. A. BANNANTINE, J. JESS, J. HANDROCK, L. JAMES, **Fundamentals of metal fatigue analysis**. Rio de Janeiro: Prentice-Hall do Brasil (1990).
8. M. A. MEYERS, K. K. CHAWLA, **Mechanical behavior of materials**. NY: Cambridge University Press (2009).
9. R. A. HIGGINS, **Engineering metallurgy part I: applied physical metallurgy**. 6^a ed. Londres: Arnold (1993).
10. O. ASI, **Fatigue failure of a rear axle shaft of an automobile**. Engineering Failure Analysis 13 (2006) 1293-1302.
11. C. M. BRANCO, A. A. FERNANDES, P. M. CASTRO, **Fadiga de estruturas soldadas**. 2^a ed. Lisboa: Fundação Calouste Gulbenkian (1999).

12. E. N. DOWLING, **Mechanical behavior of materials**. New Jersey: Prentice Hall (1999).
13. K. S. CHAN, **Roles of microstructure in fatigue crack initiation**. International Journal of Fatigue, 32 (2010) 1428-1447.
14. M. D. SANGID, **The physics of fatigue crack initiation**. International Journal of Fatigue, 57 (2013) 58-72.
15. J. MAN et al., **AFM and TEM study of cyclic slip location in fatigue ferritic X10CrAl24**. Acta Materialia, 52 (2004) 5551-5561.
16. J. B. JORDON, M. F. HORSTEMEYER, **Microstructure-Sensitive Fatigue Modeling of AISI 4140 Steel**. Journal of Engineering Materials and Technology 136(2) (2014).
17. F. ELLYIN, **Fatigue damage, crack growth and life prediction**. Londres: Chapman & Hall (1997).
18. K. GENEL, M. DEMIRKOL, M. URGUN, **Effect of cathodic polarisation on corrosion fatigue behaviour of ion nitrided AISI 4140 steel**. International Journal of Fatigue 24 (2002) 537-543.
19. P. STARKE, F. WALTHER, D. EIFLER, **New fatigue life calculation method for quenched and tempered steel SAE 4140**. Materials Science and Engineering A 523 (2009) 246-252.
20. A. NIESLONY, C. DSOKI, H. KAUFMANN, P. KRUG, **New method for evaluation of the Manson–Coffin–Basquin and Ramberg–Osgood equations with respect to compatibility**. International Journal of Fatigue 30 (2008) 1967-1977.
21. A. CARPINTERI, M. PAGGI, **Self-similarity and crack growth instability in the correlation between the Paris’ constants**. Engineering Fracture Mechanics 74 (2007) 1041-1053.

22. A. J. DENTSORAS, A. D. DIMARAGONAS, **Fatigue crack propagation in resonating structures.** Engineering Fracture Mechanics, 34 (1989) 721-728.
23. N. PUGNO, M. CIAVARELLA, P. CORNETTI, A. CARPINTERI, **A generalized Paris' law for fatigue crack growth.** Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 54 (2006) 1333-1349.
24. E. MIKKOLA, Y. MURAKAMI, G. MARQUIS, **Fatigue life assessment of welded joints by the equivalent crack length method.** Procedia Materials Science 3 (2014) 1822-1827.
25. M. KAMAYA, **Low-cycle fatigue crack growth prediction by strain intensity factor.** International Journal of Fatigue 72 (2015) 80-89.
26. Y. S. SHIH, G. Y. WU, **Effect of vibration on fatigue crack growth of an edge crack for a rectangular plate.** International Journal of Fatigue 24 (2002), 557-566.
27. A. J. DENTESORAS, E. P. KOUVARITAKIS, **Effects of vibration frequency on fatigue crack propagation of a polymer at resonance.** Engineering Fracture Mechanics, 50 (1995) 467-473.
28. P. PARIS, F. ERDOGAN, **A critical analysis of a crack propagation laws.** ASME Journal of Basic Engineering, 85 (1963) 528-534.
29. Y. LI, H. WANG, D. GONG, **The interrelation of the parameters in the Paris equation of fatigue crack growth.** Engineering Fracture Mechanics 96 (2012) 500-509.
30. R. BRIGHENTI, A. CARPINTERI, N. CORBARI, **Damage mechanics and Paris regime in fatigue life assessment of metals.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, 104 (2013) 57-68.
31. R. JONES, L. MOLENT, S. PITT, **Similitude and the Paris crack growth law.** International Journal of Fatigue 30 (2008) 1873-1880.

32. N. E. FROST, K. J. MARSH, L. P. POOK, **Metal fatigue**, NY: Dover (1999).
33. P. DAI, Z. LI, **A plasticity-correct stress intensity factor for fatigue crack growth in ductile materials**. *Acta Materialia* 61 (2013) 5988-5995.
34. W. ZHAN, N. LU, C. ZHANG, **A new approximate model for the R-ratio effect on fatigue crack growth rate**. *Engineering Fracture Mechanics* 119 (2014) 85-96.
35. M. L. ZHU, F.Z. XUAN, S. T. TU, **Effect of load ratio on fatigue crack growth in the near-threshold regime: a literature review, and a combined crack closure and driving force approach**. *Engineering Fracture Mechanics* 141 (2015) 57-77.
36. C. H. FOONG, M. WIERCIGROCH, E. PAVLOVSKAIA, W. DEANS, **Nonlinear vibration caused by fatigue**. *Journal of sound and vibration* 303 (2007) 58-77.
37. S. LOUTRIDIS, E. DOUKA, **Forced vibration behaviour and crack detection of cracked beams using instantaneous frequency**. *NDT&E International*, 38 (2005) 411–419.
38. V. R. HIWARKAR, V. I. BABITSKY, V. V. SILBERSCHMIDT, **Crack as modulator, detector and amplifier in structural health monitoring**. *Journal of Sound and Vibration* 331 (2012) 3587-3598.
39. D. G. KIM, S. B. LEE, **Structural damage identification of a cantilever beam using excitation force level control**. *Mechanical Systems and Signal Processing* 24 (2010) 1814-1830.
40. Y. LIU, Z. LU, **Methods of enforcing earthquake base motions in seismic analysis of structures**. *Engineering Structures* 32 (2010) 2019-2033.
41. S. S. RAO, **Mechanical vibrations**. New Jersey: Prentice Hall (2004).
42. J. PENZIEN, R. W. CLOUGH, **Dynamic of structures**. Berkley: Computers & Structures (2003).

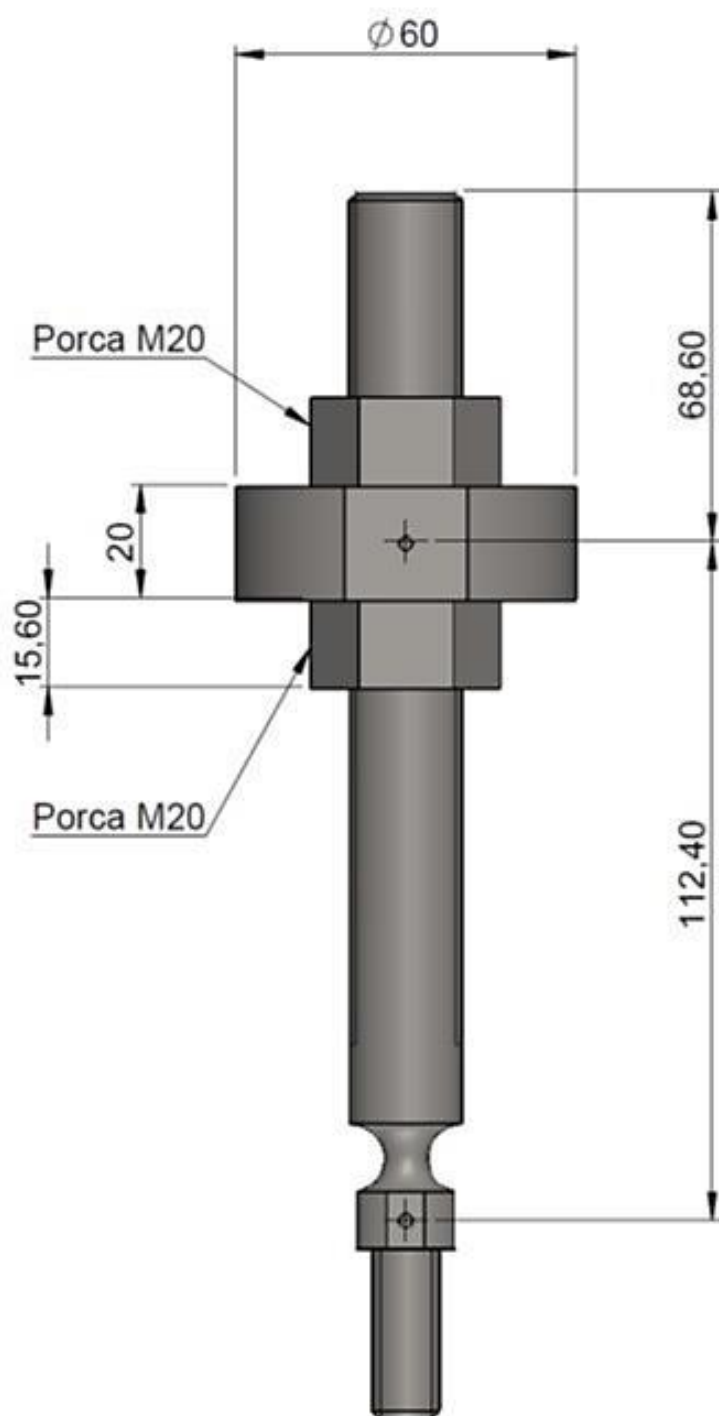
43. S. G. KELLY, **Mechanical vibration: theory and applications**. Stamford: Cengage Learning (2012).
44. S.H. CRANDAL, **The role of damping in vibration theory**. Journal of sound and vibration 11 (1970) 3-18.
45. D. J. TWETEN, Z. BALLARD, B. P. MANN, **Minimizing error in the logarithmic decrement method through uncertainty propagation**. Journal of sound and vibration 333 (2014) 2804-2811.
46. F. BORBON, D. AMBROSINI, O. CURADELLI, **Damping response of composites beams with carbon nanotubes**. Composites part B: Engineering 60 (2014) 106-110.
47. F.T, JOAQUIM, R. BARBIERI, N. BARBIERI, **Investigating torsional fatigue with a novel resonant testing fixture**. International Journal of Fatigue 31 (2009) 1271-1277.
48. C. J. KIM, Y. J. KANG, B. H. LEE, **Experimental spectral damage prediction of a linear elastic system using acceleration response**. Mechanical Systems and Signal Processing 25 (2011) 2358-2548.
49. M. PAULUS, A. DASGUPTA, **Semi-empirical life model of a cantilevered beam subject to random vibration**. International Journal of Fatigue, 45 (2012) 82-90.
50. D. P. PATIL, S. K. MAITI, **Detection of multiple cracks using frequency measurements**. Engineering Fracture Mechanics, 70 (2003) 1553-1572.
51. S. ORHAN, E. CAM, M. LUY, **An analysis of cracked beam structure using impact echo method**. NDT&E 38 (2005) 368-373.
52. U. ANDREAUS, P. CASINI, F. VESTRONI, **Non-linear dynamics of a cracked cantilever beam under harmonic excitation**. International Journal of Non-Linear Mechanics 42 (2007) 566 – 575.

53. S. ORHAM, **Analysis of a free and forced vibration of a cracked cantilever beam.** NDT&E, 40 (2007) 443-450.
54. P. CASSINI, O. GIANNINI, F. VESTRONI, **Effect of damping on the nonlinear modal characteristics of a piecewise-smooth system through harmonic forced response.** Mechanical System and Signal Processing 36 (2013) 540-548.
55. T.G CHONDROS, A.D. DIMARAGONAS, J. YAO, **Vibration of a beam with a breathing crack.** Journal of Sound and Vibration 239 (2001) 57-67.
56. J. F. SÁEZ, C. NAVARRO, **Fundamental frequency of cracked beams in bending vibrations: an analytical approach.** Journal of sound and vibration 256 (2002), 17-31.
57. T.G CHONROS, A.D. DIMARAGONAS, J. YAO, **A continuous cracked beam vibration theory.** Journal of sound and vibration 215 (1998), 17-34.
58. J. A. LOYA, L. RUBIO, J. SÁEZ, **Natural frequencies for bending vibrations of Timoshenko cracked beams.** Journal of Sound and Vibration, 290 (2006) 640-653.
59. S. CHRISTIDES, A.D.S. BARR, **One-dimensional theory of cracked Bernoulli–Euler beams.** International Journal of the Mechanical Sciences 26 (1984) 639–648.
60. M. SHEN, C. PIERRE, **Natural modes of Bernoulli–Euler beams with symmetric cracks.** Journal of Sound and Vibration 138 (1990) 115–134.
61. M. SHEN, C. PIERRE, **Free vibrations of beams with a single-edge crack.** Journal of Sound and Vibration, 170 (1994) 237–259.
62. B. P. NANDWANA, S. K. MAITI, **Detection of the location and size of a crack in stepped cantilever beams based on measurements of natural frequencies.** Journal of Sound and Vibration. 203 (1997) 435-446.
63. W.L. BAYISSA, N. HARITOS, **Structural damage identification in plates using spectral strain energy analysis.** Journal of Sound and Vibration 307 (2007) 226–249.

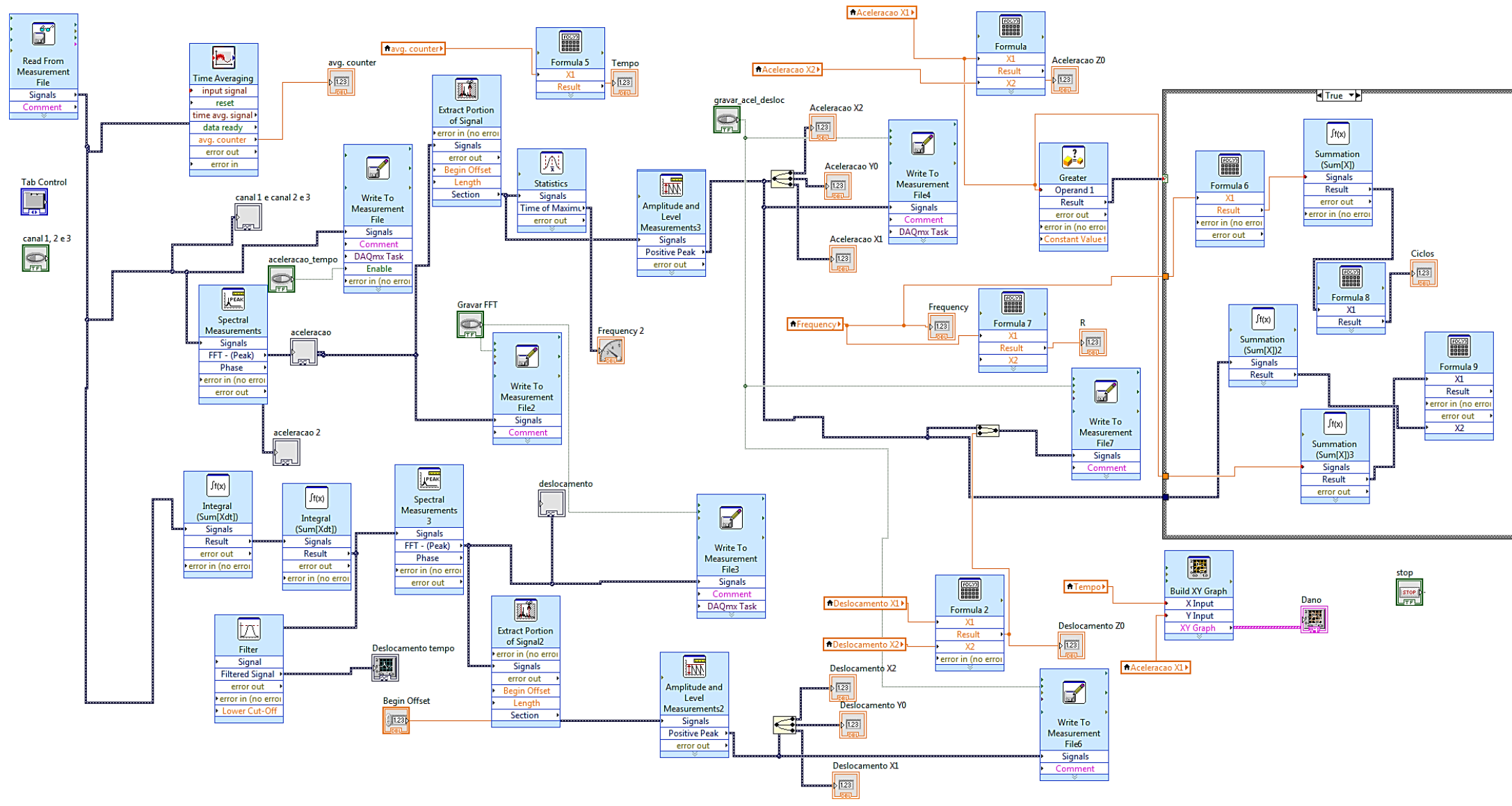
64. Z.D. XU, Z. WU, **Energy damage detection strategy based on acceleration responses for long-span bridge structures**. Engineering Structures 29 (2007) 609–617.
65. E. PARLOO, S. VANLANDUIT, P. GUILLAUME, P. VERBOVEN, **Increased reliability of reference-based damage identification techniques by using output-only data**. Journal of Sound and Vibration 270 (2004) 813–832.
66. K. VANHOENACKER, J. SCHOUKENS, P. GUILLAUME, S. VANLANDUIT, **The use of multisine excitation to characterize damage in structures**. Mechanical Systems and Signal Processing 18 (2004) 43–57.
67. H.Y. KIM, **Vibration-based damage identification using reconstructed FRFs in composite structures**. Journal of Sound and Vibration 259 (2003) 1131–1146.
68. R. P. BANDARA, T. CHAN, D. THAMBIRATNAM, **Frequency response function based damage identification using principal component analysis and pattern recognition technique**. Engineering Structures 66 (2014) 116–128.
69. Y. DU, L. SHI, **Effect of vibration fatigue on modal properties of single lap adhesive joints**. International Journal of Adhesion and Adhesives 53 (2014) 72–79.
70. MATWEB – material property data. Disponível em:
<<http://www.matweb.com>>
71. M. C. M. FARIAS, **Influência da velocidade de deslizamento, da carga normal e da transformação martensítica induzida por deformação plástica na resistência ao desgaste por deslizamento dos aços inoxidáveis austeníticos**. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica. São Paulo: USP (2004).
72. M. PEETERS, G. KERSCHEN, J. C. GOLINVAL, **Modal testing of nonlinear vibrating structures based on nonlinear normal modes: Experimental demonstration**. Mechanical Systems and Signal Processing. 25 (2011) 1227–1247.

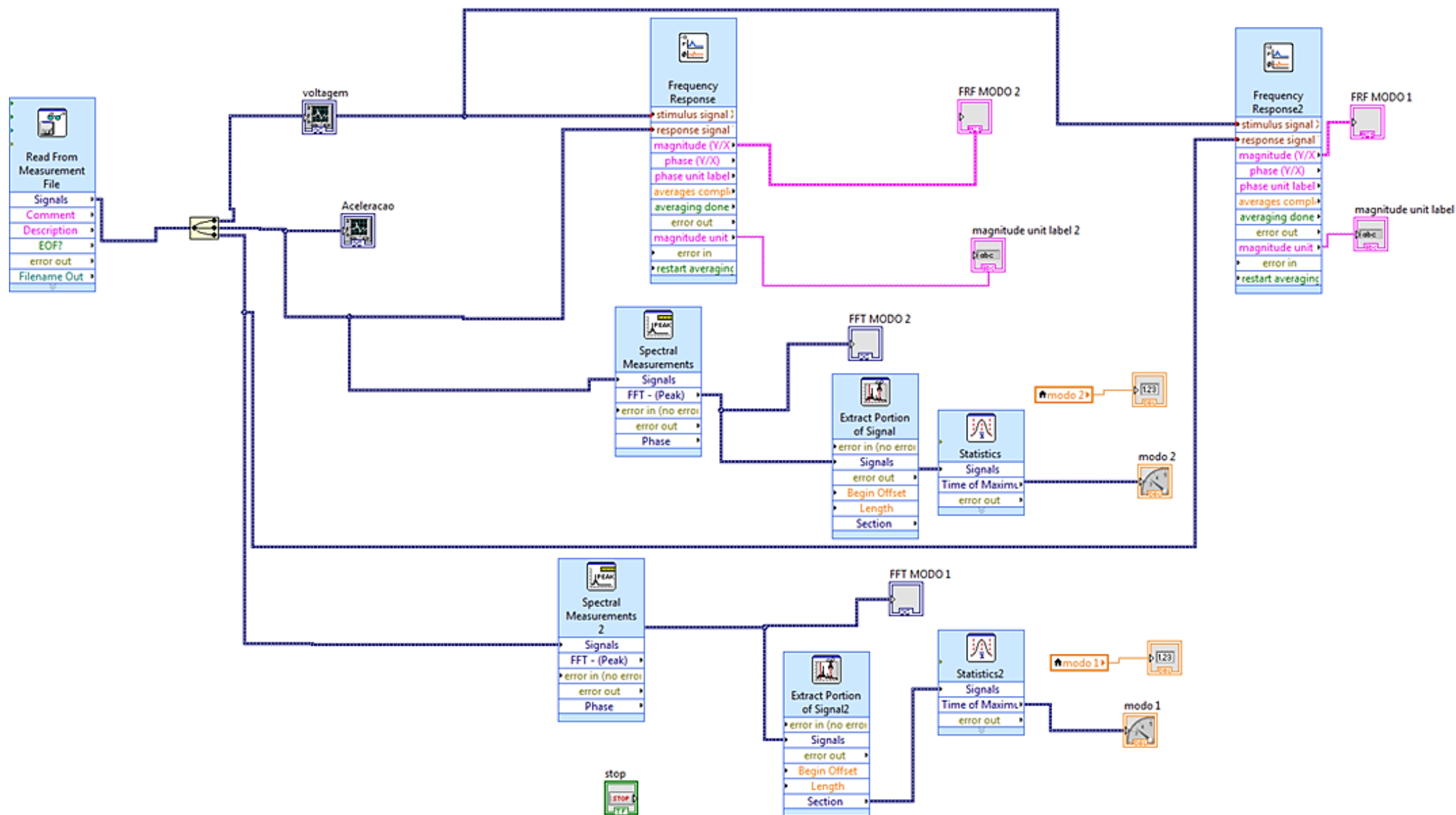
73. R. J. WANG, et al. **Fatigue damage model based on the natural frequency changes for spot-welded joints.** International Journal of Fatigue 30 (2008) 1047-1055.
74. D.G SHANG, M. E. BARKEY, Y. WANG, T. C. LIM, **Effect of fatigue damage on the dynamic response frequency of spot-welded joints.** International Journal of Fatigue 25 (2003) 311-316.
75. G. E. CARR, M. D. CHAPETTI, **On the detection threshold for fatigue cracks in welded steel beams using vibration analysis.** International Journal of Fatigue, 33 (2011) 642-648.
76. A. LARSSON, S. RUPPI, **Structure and composition of built-up layers on coated tools during turning of Ca-treated steel.** Materials Science and Engineering: A 313 (2001) 160-169.

ANEXO 2 – Montagem do corpo de prova com a massa adicional



ANEXO 3 – Diagrama de Fluxo para Programa de Controle dos Ensaios



ANEXO 4 – Diagrama de Fluxo para Programa de Medição *FRF*

ANEXO 5 – Dados dos Ensaios de Tração e Propriedades Mecânicas

5.1 Aço SAE 4140 Revenido a 500°C

	Amostra 1	Amostra 2	Amostra 3	Amostra 4	Média
Força Máxima (Kgf)	15708	15707	15779	17284	
Força Escoamento (Kgf)	14838	14854	14941	15808	
Diâmetro do corpo de prova (mm)	12,45	12,46	12,45	12,47	
Estricção (mm)	9,26	8,69	8,93	8,77	
Área Inicial (mm ²)	121,74	121,93	121,74	122,13	
Áreal Final (mm ²)	67,35	59,31	62,63	60,41	
Comprimento Inicial (mm)	50,00	50,00	50,00	50,00	
Comprimento Final (mm)	57,15	57,58	57,28	57,13	
S _{ut} (MPa)	1265	1263	1271	1388	1297
S _y (MPa)	1195	1195	1204	1269	1216
Alongamento (%)	14	15	15	14	15
Redução de área (%)	45	51	49	51	49

5.2 Aço SAE 4140 Revenido a 600°C

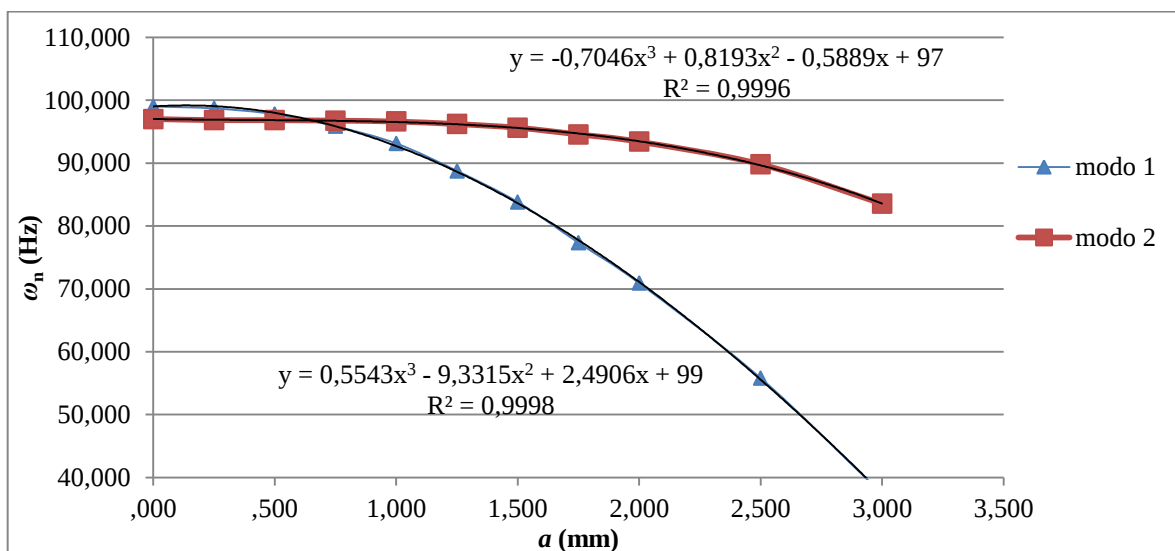
	Amostra 1	Amostra 2	Amostra 3	Média
Força Máxima (Kgf)	12728	12476	12644	
Força Escoamento (Kgf)	11699	11455	11601	
Diâmetro do corpo de prova (mm)	12,4	12,37	12,38	
Estricção (mm)	8,14	7,95	7,98	
Área Inicial (mm ²)	120,76	120,18	120,37	
Áreal Final (mm ²)	52,04	49,64	50,01	
Comprimento Inicial (mm)	50,00	50,00	50,00	
Comprimento Final (mm)	58,45	59,94	58,76	
S _{ut} (MPa)	1034	1018	1030	1027
S _y (MPa)	950	935	945	943
Alongamento (%)	17	20	18	18
Redução de área (%)	57	59	58	58

5.3 Aço SAE 4140 Normalizado

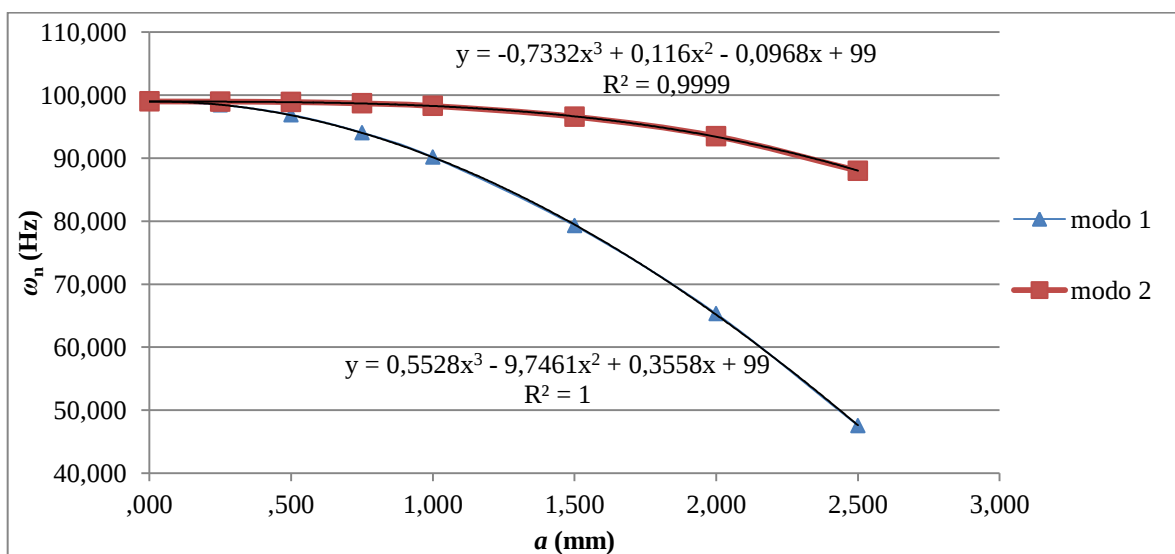
	Amostra 1	Amostra 2	Amostra 3	Média
Força Máxima (Kgf)	9104	9070	9194	
Força Escoamento (Kgf)	5241	5244	5307	
Diâmetro do corpo de prova (mm)	12,42	12,44	12,43	
Estricção (mm)	8,04	7,92	8,05	
Área Inicial (mm ²)	121,15	121,54	121,35	
Área Final (mm ²)	50,77	49,27	50,90	
Comprimento Inicial (mm)	50,00	50,00	50,00	
Comprimento Final (mm)	62,21	63,03	62,91	
S _{ut} (MPa)	737	732	743	737
S _y (MPa)	424	423	429	425
Alongamento (%)	24	26	26	25
Redução de área (%)	58	59	58	59

ANEXO 6 – CURVAS DE CALIBRAÇÃO

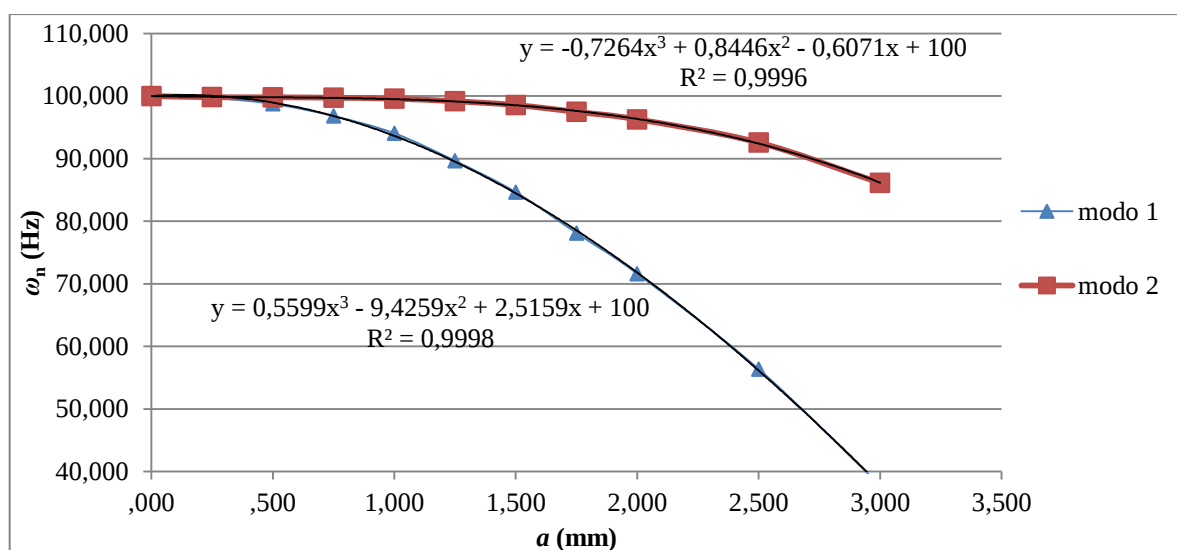
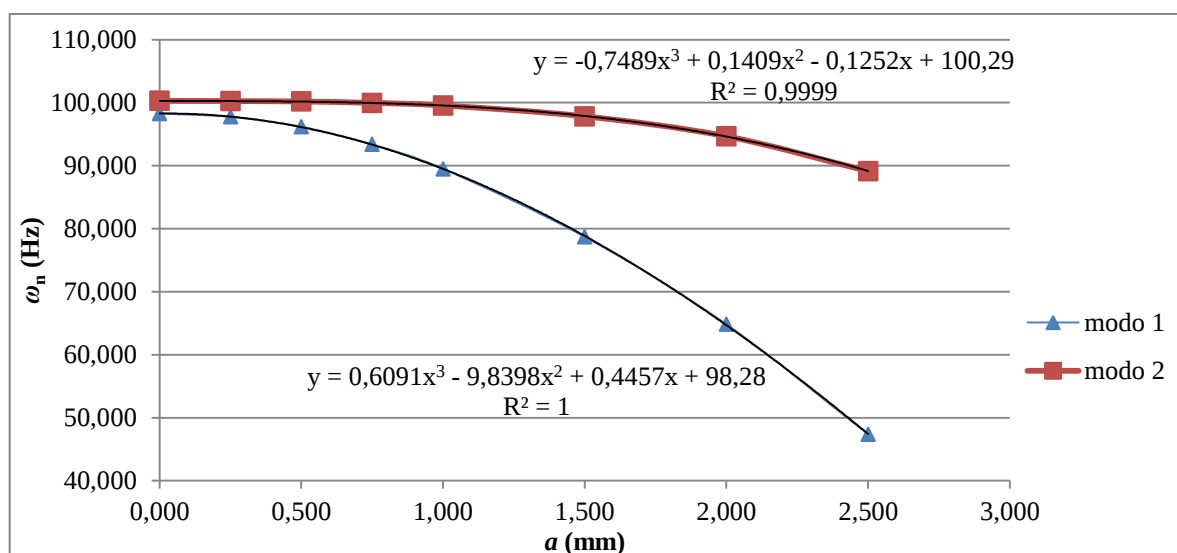
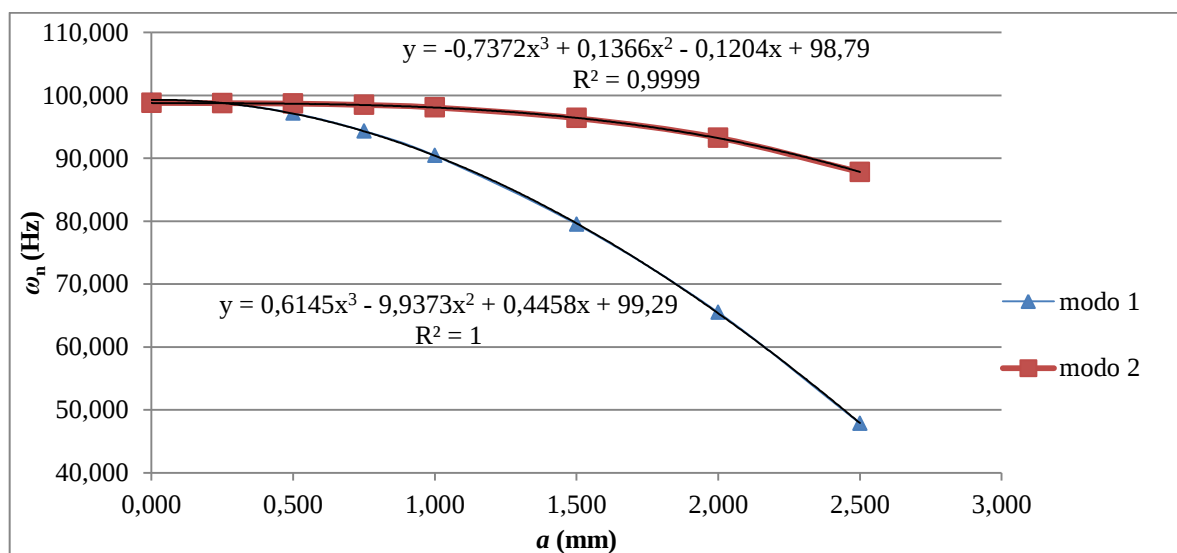
6.1 - ENSAIO 5Z2,4R1



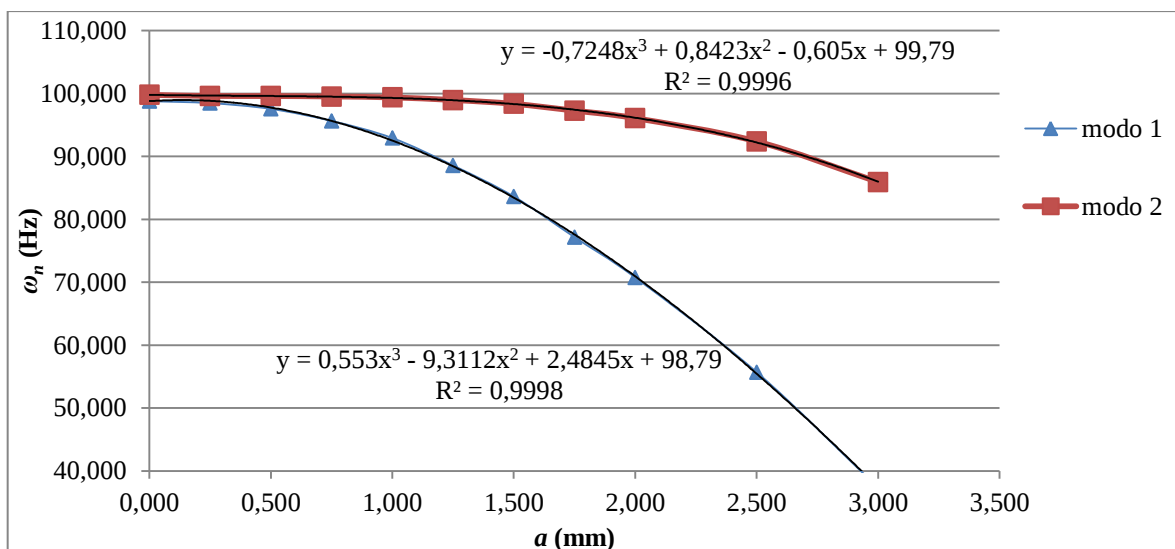
6.2 - ENSAIO 6Z2,6R1



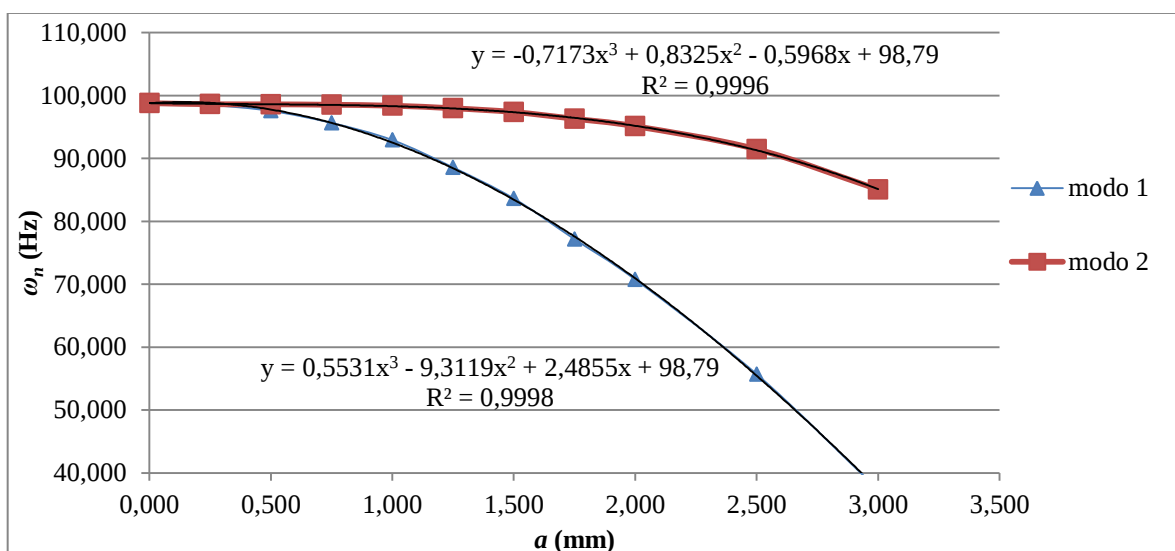
6.3 - ENSAIOS 5Z3,0R1 E NZ3,0R2

6.4 - ENSAIO N $\ddot{X}$ 106R26.5 ENSAIO 6 $\ddot{X}$ 112,5R7

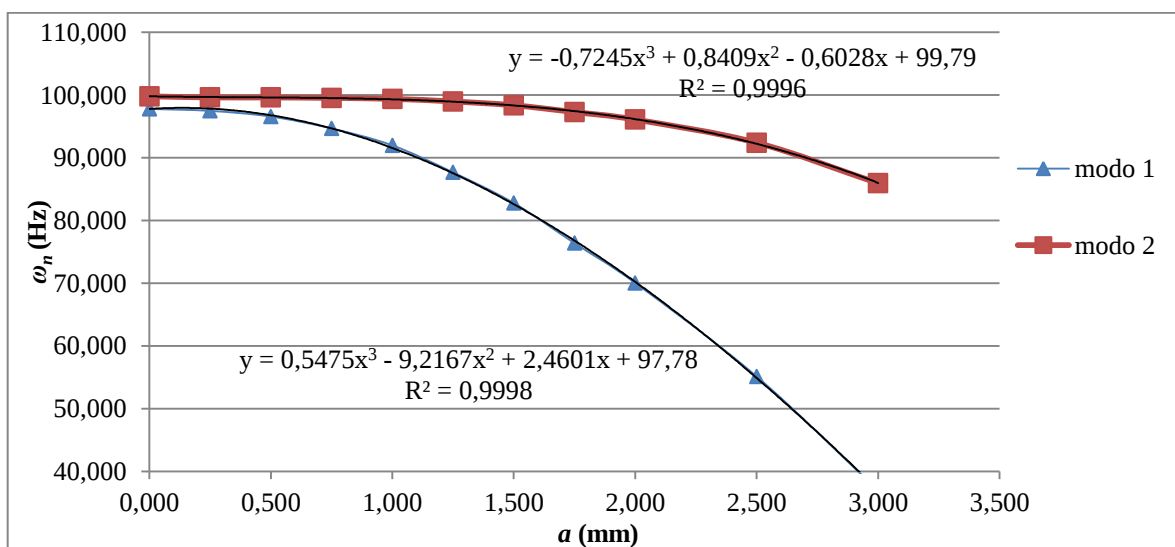
6.6 ENSAIO 5X125R3



6.7 ENSAIO 5X106R1



6.8 ENSAIO NX125R1 e NX125R3



6.9 ENSAIO N $\ddot{X}$ 125R5