



**UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
E CIÊNCIA DOS MATERIAIS
PROCESSOS DE TRANSFORMAÇÃO
E DEGRADAÇÃO DE MATERIAIS**

**MODELAGEM COMPUTACIONAL DA PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS EM VIGAS DE PONTES DE AÇO SOB
CARREGAMENTO CÍCLICO DE AMPLITUDE VARIÁVEL**

MARCOS FÁBIO VERÍSSIMO MONTEZUMA

Fortaleza – Ceará

2002

**MODELAGEM COMPUTACIONAL DA PROPAGAÇÃO DE
TRINCAS EM VIGAS DE PONTES DE AÇO SOB
CARREGAMENTO CÍCLICO DE AMPLITUDE VARIÁVEL**

MARCOS FÁBIO VERÍSSIMO MONTEZUMA

UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ

Dissertação submetida à Coordenação do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais, Área de Concentração Processos de Transformação e Degradação de Materiais, como requisito parcial à obtenção do grau de Mestre.

Orientador: Prof. DSc. Enio Pontes de Deus

Fortaleza – Ceará

2002

Esta Dissertação foi apresentada como parte dos requisitos necessários à obtenção do Grau de Mestre em Engenharia e Ciência dos Materiais, Área de Concentração Processos de Transformação e Degradação de Materiais, outorgada pela Universidade Federal do Ceará, em cuja Biblioteca Central, encontra-se à disposição dos interessados.

A citação de quaisquer trechos desta Dissertação é permitida, desde que seja feita de conformidade com as normas da ética científica.

Marcos Fábio Veríssimo Montezuma

Dissertação defendida em de 2002.

Orientador: Prof. Dsc. Enio Pontes de Deus
Universidade Federal do Ceará

Membro: Prof. Dsc. Hamilton Ferreira Gomes de Abreu
Universidade Federal do Ceará

Membro: Prof.
Universidade de

Aos meus pais Marcos Fábio Montezuma e Lenilce Silva Veríssimo de Melo, pelos ensinamentos, carinho e dedicação que me foram doados durante toda a minha vida.

Aos meus irmãos Augusto, Carolina e Rodrigo, pelo companheirismo e amizade que sempre tiveram comigo nesta jornada e em especial à minha querida filha Lenise, fonte inspiradora durante toda minha caminhada.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Enio Pontes de Deus, que através de todo o seu conhecimento e dedicação deu-me a oportunidade de estar hoje aqui apresentando este trabalho que com certeza contribuirá de uma forma relevante para a minha vida profissional.

Ao Professor Dr. Lindberg Lima Gonçalves, coordenador e idealizador do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência dos Materiais, a quem devo muito por sua compreensão, credibilidade e paciência durante toda a realização deste trabalho.

Ao Instituto Centro de Ensino Tecnológico (CENTEC), especialmente nas pessoas do Dr. Antônio Amaury Oriá Fernandes, Dra. Elda Fontinele Tahim e Dr. Izairton Martins do Carmo pela confiança, disponibilização de tempo e apoio financeiro para a concretização deste.

Ao amigo Márcio Corrêa de Carvalho pela amizade e companheirismo nos vários momentos difíceis pelos quais passamos durante o período de realização deste trabalho.

Ao amigo Ascânio Dias que através de seus conhecimentos e incentivo pôde contribuir de forma fundamental para a conclusão deste.

A todos os colegas que fazem o Laboratório de Mecânica da Fratura e Fadiga (LAMEFF), pelo compartilhar de momentos difíceis.

Aos meus avós Raimundo Veríssimo de Melo e Cleide Silva Melo "*In Memoriam*" pela fé e carinho que sempre tiveram comigo durante toda minha vida.

RESUMO

Pontes de aço normalmente estão sujeitas a carregamentos cíclicos de amplitude variável com tipo e freqüência de tráfego ao acaso. Dessa forma, as pontes de aço, por serem estruturas de comportamento dinâmico, estão sujeitas a falhar por processo de fadiga.

Após determinar a localização e a amplitude de uma falha existente, tem-se de imediato a preocupação com a previsão de propagação da mesma a fim de ter-se um tempo conveniente de reparo.

Neste trabalho avaliou-se o problema de propagação de trincas de fadiga em vigas de pontes de aço sob diferentes espectros de carregamentos cíclicos de amplitude variável.

Foi desenvolvido um programa computacional para a análise do crescimento das trincas utilizando-se os modelos do Valor Médio Quadrático e Ciclo-a-Ciclo.

Considerou-se como variáveis de entrada do programa diferentes tamanhos iniciais de trincas e diferentes histórias de carregamentos. Dessa forma pôde-se avaliar a dispersão dos resultados de vida esperada da estrutura com a variação dos diferentes parâmetros de entrada.

ABSTRACT

Steel bridges are normally subjected to random loads with different traffic frequencies. This way, steel bridges are structures of dynamic behavior and are subjected to fatigue failure process.

After localize and determine the amplitude of an existing flaw, its important predicts crack propagation and the convenient repair time.

At this work, the fatigue crack propagation on steel beam bridges, has been studied under different spectrum of variable-amplitude loading.

To study the fatigue crack growth was developed a computational code, using the root-mean-square and the cycle-by-cycle models.

Different loads histories and initial crack length were considered input variables. This way was evaluate the dispersion of results of the expected structural life choosing different initial parameters.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	iv
RESUMO	v
ABSTRACT	vi
SUMÁRIO	vii
LISTA DE FIGURAS	ix
LISTA DE TABELAS	xiv
LISTA DE SÍMBOLOS	xv
1. INTRODUÇÃO	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. Pontes de Aço.....	4
2.2. Histórico de Fadiga nos Metais.....	6
2.3. Fadiga em Pontes de Aço.....	13
2.4. Mecânica da Fratura.....	18
2.4.1. Objetivos da Mecânica da Fratura.....	18
2.4.2. Fundamentos de Mecânica da Fratura.....	20
2.4.3. Plastificação da Região da Ponta da Trinca (<i>Crack Tip</i>).....	27
2.4.4. Fator de Intensidade de Tensões Crítico K_C	28
2.4.5. Propagação de Trincas por Fadiga	28
2.4.6. Carregamentos de Amplitude Variável e Métodos de contagem de ciclos	30
2.4.7. Propagação de Trincas sujeitas a Carregamentos de Amplitude Variável	37
2.4.8. Problemas de Interações entre Ciclos subseqüentes (Efeitos de Seqüência)	39
2.4.9. Probabilidade e Mecânica da Fratura.....	41
3. METODOLOGIA	45
3.1. Projeto de Ponte Modelo (AASHTO)	45
3.1.1. Medida do Comprimento Efetivo	47
3.1.2. Verificação da Altura Mínima da Viga	47
3.1.3. Verificação da Esbeltez Máxima da Alma sem Enrijecimento Longitudinal	47
3.1.4. Verificação da Espessura da Mesa Superior (t_{f1})	47
3.1.5. Verificação de Fadiga (AASHTO)	48

3.1.6. Materiais para Vigas de Aço	49
3.2. Modelagem 3D da Viga para Estimar os Limites Máximo e Mínimo da Tensão de Serviço sem a Presença de Trincas	50
3.3. Modelo de Viga Trincada	52
3.4. Regras de Propagação de Trincas Por Fadiga	53
3.4.1. Modelo de Crescimento de Trincas Através do Método do Valor Médio Quadrático RMS (<i>Root-Mean-Square</i>)	54
3.4.2. Método de Crescimento de Trincas Ciclo-a-Ciclo	55
3.5. Equação do Fator de Intensidade de Tensão	57
3.5.1. Cálculo do Momento Fletor M	58
3.5.2. Ajuste da Posição da Linha Neutra c	58
3.5.3. Cálculo do Momento de Inércia I da Seção Trincada	58
3.5.4. Fator de Geometria	59
3.5.5. Cálculo do Tamanho Crítico da Trinca (a_c)	60
3.5.6. Variação do Fator de Intensidade de Tensão Limite para Propagação de Trincas por Fadiga	62
3.6. Definições de Carregamentos de Amplitude Variável	62
3.6.1. Carregamento de Amplitude Variável Estacionário (CAVE) ..	63
3.6.2. Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR) ...	64
4. SIMULAÇÕES E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	66
4.1. Definições de Blocos de Carregamentos	67
4.2. Avaliação da Variação da Amplitude de Tensão	80
4.3. Resultados de Simulações com o Método RMS	86
4.4. Resultados de Simulações com o Método Ciclo-a-ciclo	102
5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	114
5.1. Recomendações	116
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	117
APÊNDICE A -	121
APÊNDICE B -	131

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	- Curvas S-N de Wöller para eixos de Aço Krupp (ASTM)	8
Figura 2.2	- Dependência da vida de fadiga com os estágios de iniciação e propagação da trinca	9
Figura 2.3	- Definição das tensões em um carregamento de amplitude constante	12
Figura 2.4	- Fotografia de <i>St. Mary's Bridge</i> , similar à <i>Point Pleasant Bridge</i>	15
Figura 2.5	- Fotografia de <i>Point Pleasant Bridge</i> após o colapso	16
Figura 2.6	- Problema de engenharia de uma trinca em uma estrutura	19
Figura 2.7	- Placa infinita com orifício elíptico	21
Figura 2.8	- Modelo de Trinca Elíptica de Griffith	23
Figura 2.9	- Modos básicos de carregamentos	25
Figura 2.10	- Esquema de plastificação da ponta da trinca (<i>crack-tip</i>) e tamanho da zona plástica	27
Figura 2.11	- Taxa de propagação da trinca por fadiga (da/dN) versus amplitude do fator de intensidade de tensões ΔK	30
Figura 2.12	- Representação da frequência de carregamentos em um Histograma	31
Figura 2.13	- Curva de Probabilidade Rayleigh	33
Figura 2.14	- Parâmetros da Curva de Probabilidade Rayleigh	33
Figura 2.15	- Carregamentos de Amplitude Variável Estacionários	35
Figura 2.16	- Carregamentos de Amplitude Variável Não-estacionário com pico simples de sobrecarga	36
Figura 2.17	- Carregamento de Amplitude Variável Não-estacionário com dois blocos de carregamentos de amplitude constante	36
Figura 2.18	- Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)	37
Figura 2.19	- Modelo de retardo de Élber - Definição de ΔK_{ef}	40
Figura 3.1	- Seção transversal da viga com perfil I	46
Figura 3.2	- Definições geométricas da viga de perfil I	46
Figura 3.3	- Modelagem da Viga I – V1 no programa ANSYS para situação de carregamento mínimo ($P = 70$ kN)	51

Figura 3.4	- Modelagem da Viga I – V1 no programa ANSYS para situação de carregamento mínimo (P = 360 kN)	51
Figura 3.5	- Modelo de viga bi-apoiada trincada em Modo I	53
Figura 3.6	- Modelo de viga com trinca simples de borda sob flexão	57
Figura 3.7	- Geometria da alma da viga trincada	58
Figura 3.8	- Gráfico $f(a/hw) \times (a/hw)$	59
Figura 3.9	- Curva de $KI \times (a/hw)$	60
Figura 3.10	- Relação entre tensão nominal x tamanho da trinca para $KIC = 55 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ indicando a resistência residual	61
Figura 3.11	- Exemplo 1 de CAVE com variação gradual	63
Figura 3.12	- Exemplo 2 de CAVE com variação gradual	63
Figura 3.13	- Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)	64
Figura 4.1	- Gráfico CAVE 1	73
Figura 4.2	- Gráfico CAVE 2	73
Figura 4.3	- Gráfico CAVE 3	73
Figura 4.4	- Gráfico CAVE 4	73
Figura 4.5	- Gráfico CAVE 5	73
Figura 4.6	- Gráfico CAVE 6	73
Figura 4.7	- Gráfico CAVE 7	73
Figura 4.8	- Gráfico CAVE 8	73
Figura 4.9	- Gráfico CAVE 9	73
Figura 4.10	- Gráfico CAVE 10.....	73
Figura 4.11	- Gráfico CAVE 11.....	74
Figura 4.12	- Gráfico CAVE 12	74
Figura 4.13	- Gráfico CAVE 13	74
Figura 4.14	- Gráfico CAVE 14	74
Figura 4.15	- Gráfico CAVE 15	74
Figura 4.16	- Gráfico CAVE 16	74
Figura 4.17	- Gráfico CAVE 17	74
Figura 4.18	- Gráfico CAVE 18	74
Figura 4.19	- Gráfico CAVE 19	74
Figura 4.20	- Gráfico CAVE 20	74
Figura 4.21	- Gráfico CAVE 21	75
Figura 4.22	- Gráfico CAVE 22	75

Figura 4.23	- Gráfico CAVE 23	75
Figura 4.24	- Gráfico CAVE 24	75
Figura 4.25	- Gráfico CAVE 25	75
Figura 4.26	- Gráfico CAVE 26	75
Figura 4.27	- Gráfico CAVE 27	75
Figura 4.28	- Gráfico CAVE 28	75
Figura 4.29	- Gráfico CAVE 29	75
Figura 4.30	- Gráfico CAVE 30	75
Figura 4.31	- Gráfico CAVE 31	76
Figura 4.32	- Gráfico CAVE 32	76
Figura 4.33	- Gráfico CAVE 33	76
Figura 4.34	- Gráfico CAVE 34	76
Figura 4.35	- Gráfico CAVE 35	76
Figura 4.36	- Gráfico CAVE 36	76
Figura 4.37	- Gráfico CAVE 37	76
Figura 4.38	- Gráfico CAVE 38	76
Figura 4.39	- Gráfico CAVE 39	76
Figura 4.40	- Gráfico CAVE 40	76
Figura 4.41	- Gráfico CAVR 41.....	77
Figura 4.42	- Gráfico CAVR 42.....	77
Figura 4.43	- Gráfico CAVR 43.....	77
Figura 4.44	- Gráfico CAVR 44.....	77
Figura 4.45	- Gráfico CAVR 45.....	77
Figura 4.46	- Gráfico CAVR 46.....	77
Figura 4.47	- Gráfico CAVR 47.....	77
Figura 4.48	- Gráfico CAVR 48.....	77
Figura 4.48	- Gráfico CAVR 48.....	77
Figura 4.49	- Gráfico CAVR 49.....	77
Figura 4.50	- Gráfico CAVR 50.....	77
Figura 4.51	- Gráfico CAVR 51.....	78
Figura 4.52	- Gráfico CAVR 52.....	78
Figura 4.53	- Gráfico CAVR 53.....	78
Figura 4.54	- Gráfico CAVR 54.....	78
Figura 4.55	- Gráfico CAVR 55.....	78

Figura 4.56	- Gráfico CAVR 56.....	78
Figura 4.57	- Gráfico CAVR 57.....	78
Figura 4.58	- Gráfico CAVR 58.....	78
Figura 4.59	- Gráfico CAVR 59.....	78
Figura 4.60	- Gráfico CAVR 60.....	78
Figura 4.61	- Gráfico CAVR 61.....	79
Figura 4.62	- Gráfico CAVR 62.....	79
Figura 4.63	- Gráfico CAVR 63.....	79
Figura 4.64	- Gráfico CAVR 64.....	79
Figura 4.65	- Gráfico CAVR 65.....	79
Figura 4.66	- Gráfico CAVR 66.....	79
Figura 4.67	- Gráfico CAVR 67.....	79
Figura 4.68	- Gráfico CAVR 68.....	79
Figura 4.69	- Gráfico CAVR 69.....	79
Figura 4.70	- Gráfico CAVR 70.....	79
Figura 4.71	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 1.....	81
Figura 4.72	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 2.....	82
Figura 4.73	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 3.....	82
Figura 4.74	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 4.....	83
Figura 4.75	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 5.....	84
Figura 4.76	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 6.....	84
Figura 4.77	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 7.....	85
Figura 4.78	- Variação de $\Delta\sigma_{rms}$ nos blocos de carregamentos 1 ao 7	93
Figura 4.79	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 1 de carregamentos....	96
Figura 4.80	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes	

	tamanhos iniciais de trincas – Bloco 1	96
Figura 4.81	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 2 de carregamentos....	97
Figura 4.82	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 2	97
Figura 4.83	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 3 de carregamentos....	98
Figura 4.84	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 3	98
Figura 4.85	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 4 de carregamentos....	99
Figura 4.86	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 4	99
Figura 4.87	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 5 de carregamentos...	100
Figura 4.88	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 5	100
Figura 4.89	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 6 de carregamentos...	101
Figura 4.90	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 6	101
Figura 4.91	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 7 de carregamentos...	102
Figura 4.92	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 7	102
Figura 4.93	- Desvio Padrão x Seqüência de Carregamentos para diferentes Blocos de carregamentos	103
Figura 4.94	- Gráfico do crescimento de trincas com $a_0=10\text{mm}$ sujeitas ao Bloco 6 de carregamentos	105

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	- Curvas S-N de Wöller para eixos de Aço Krupp (ASTM)	8
Figura 2.2	- Dependência da vida de fadiga com os estágios de iniciação e propagação da trinca	9
Figura 2.3	- Definição das tensões em um carregamento de amplitude constante	12
Figura 2.4	- Fotografia de <i>St. Mary's Bridge</i> , similar à <i>Point Pleasant Bridge</i>	15
Figura 2.5	- Fotografia de <i>Point Pleasant Bridge</i> após o colapso	16
Figura 2.6	- Problema de engenharia de uma trinca em uma estrutura	19
Figura 2.7	- Placa infinita com orifício elíptico	21
Figura 2.8	- Modelo de Trinca Elíptica de Griffith	23
Figura 2.9	- Modos básicos de carregamentos	25
Figura 2.10	- Esquema de plastificação da ponta da trinca (<i>crack-tip</i>) e tamanho da zona plástica	27
Figura 2.11	- Taxa de propagação da trinca por fadiga (da/dN) versus amplitude do fator de intensidade de tensões ΔK	30
Figura 2.12	- Representação da frequência de carregamentos em um Histograma	31
Figura 2.13	- Curva de Probabilidade Rayleigh	33
Figura 2.14	- Parâmetros da Curva de Probabilidade Rayleigh	33
Figura 2.15	- Carregamentos de Amplitude Variável Estacionários	35
Figura 2.16	- Carregamentos de Amplitude Variável Não-estacionário com pico simples de sobrecarga	36
Figura 2.17	- Carregamento de Amplitude Variável Não-estacionário com dois blocos de carregamentos de amplitude constante	36
Figura 2.18	- Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)	37
Figura 2.19	- Modelo de retardo de Élber - Definição de ΔK_{ef}	40
Figura 3.1	- Seção transversal da viga com perfil I	46
Figura 3.2	- Definições geométricas da viga de perfil I	46
Figura 3.3	- Modelagem da Viga I – V1 no programa ANSYS para situação de carregamento mínimo ($P = 70$ kN)	51

Figura 3.4	- Modelagem da Viga I – V1 no programa ANSYS para situação de carregamento mínimo (P = 360 kN)	51
Figura 3.5	- Modelo de viga bi-apoiada trincada em Modo I	53
Figura 3.6	- Modelo de viga com trinca simples de borda sob flexão	57
Figura 3.7	- Geometria da alma da viga trincada	58
Figura 3.8	- Gráfico $f(a/hw) \times (a/hw)$	59
Figura 3.9	- Curva de $KI \times (a/hw)$	60
Figura 3.10	- Relação entre tensão nominal x tamanho da trinca para $KIC = 55 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ indicando a resistência residual	61
Figura 3.11	- Exemplo 1 de CAVE com variação gradual	63
Figura 3.12	- Exemplo 2 de CAVE com variação gradual	63
Figura 3.13	- Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)	64
Figura 4.1	- Gráfico CAVE 1	73
Figura 4.2	- Gráfico CAVE 2	73
Figura 4.3	- Gráfico CAVE 3	73
Figura 4.4	- Gráfico CAVE 4	73
Figura 4.5	- Gráfico CAVE 5	73
Figura 4.6	- Gráfico CAVE 6	73
Figura 4.7	- Gráfico CAVE 7	73
Figura 4.8	- Gráfico CAVE 8	73
Figura 4.9	- Gráfico CAVE 9	73
Figura 4.10	- Gráfico CAVE 10.....	73
Figura 4.11	- Gráfico CAVE 11.....	74
Figura 4.12	- Gráfico CAVE 12	74
Figura 4.13	- Gráfico CAVE 13	74
Figura 4.14	- Gráfico CAVE 14	74
Figura 4.15	- Gráfico CAVE 15	74
Figura 4.16	- Gráfico CAVE 16	74
Figura 4.17	- Gráfico CAVE 17	74
Figura 4.18	- Gráfico CAVE 18	74
Figura 4.19	- Gráfico CAVE 19	74
Figura 4.20	- Gráfico CAVE 20	74
Figura 4.21	- Gráfico CAVE 21	75
Figura 4.22	- Gráfico CAVE 22	75

Figura 4.23	- Gráfico CAVE 23	75
Figura 4.24	- Gráfico CAVE 24	75
Figura 4.25	- Gráfico CAVE 25	75
Figura 4.26	- Gráfico CAVE 26	75
Figura 4.27	- Gráfico CAVE 27	75
Figura 4.28	- Gráfico CAVE 28	75
Figura 4.29	- Gráfico CAVE 29	75
Figura 4.30	- Gráfico CAVE 30	75
Figura 4.31	- Gráfico CAVE 31	76
Figura 4.32	- Gráfico CAVE 32	76
Figura 4.33	- Gráfico CAVE 33	76
Figura 4.34	- Gráfico CAVE 34	76
Figura 4.35	- Gráfico CAVE 35	76
Figura 4.36	- Gráfico CAVE 36	76
Figura 4.37	- Gráfico CAVE 37	76
Figura 4.38	- Gráfico CAVE 38	76
Figura 4.39	- Gráfico CAVE 39	76
Figura 4.40	- Gráfico CAVE 40	76
Figura 4.41	- Gráfico CAVR 41.....	77
Figura 4.42	- Gráfico CAVR 42.....	77
Figura 4.43	- Gráfico CAVR 43.....	77
Figura 4.44	- Gráfico CAVR 44.....	77
Figura 4.45	- Gráfico CAVR 45.....	77
Figura 4.46	- Gráfico CAVR 46.....	77
Figura 4.47	- Gráfico CAVR 47.....	77
Figura 4.48	- Gráfico CAVR 48.....	77
Figura 4.48	- Gráfico CAVR 48.....	77
Figura 4.49	- Gráfico CAVR 49.....	77
Figura 4.50	- Gráfico CAVR 50.....	77
Figura 4.51	- Gráfico CAVR 51.....	78
Figura 4.52	- Gráfico CAVR 52.....	78
Figura 4.53	- Gráfico CAVR 53.....	78
Figura 4.54	- Gráfico CAVR 54.....	78
Figura 4.55	- Gráfico CAVR 55.....	78

Figura 4.56	- Gráfico CAVR 56.....	78
Figura 4.57	- Gráfico CAVR 57.....	78
Figura 4.58	- Gráfico CAVR 58.....	78
Figura 4.59	- Gráfico CAVR 59.....	78
Figura 4.60	- Gráfico CAVR 60.....	78
Figura 4.61	- Gráfico CAVR 61.....	79
Figura 4.62	- Gráfico CAVR 62.....	79
Figura 4.63	- Gráfico CAVR 63.....	79
Figura 4.64	- Gráfico CAVR 64.....	79
Figura 4.65	- Gráfico CAVR 65.....	79
Figura 4.66	- Gráfico CAVR 66.....	79
Figura 4.67	- Gráfico CAVR 67.....	79
Figura 4.68	- Gráfico CAVR 68.....	79
Figura 4.69	- Gráfico CAVR 69.....	79
Figura 4.70	- Gráfico CAVR 70.....	79
Figura 4.71	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 1.....	81
Figura 4.72	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 2.....	82
Figura 4.73	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 3.....	82
Figura 4.74	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 4.....	83
Figura 4.75	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 5.....	84
Figura 4.76	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 6.....	84
Figura 4.77	- Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 7.....	85
Figura 4.78	- Variação de $\Delta\sigma_{rms}$ nos blocos de carregamentos 1 ao 7	93
Figura 4.79	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 1 de carregamentos....	96
Figura 4.80	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes	

	tamanhos iniciais de trincas – Bloco 1	96
Figura 4.81	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 2 de carregamentos....	97
Figura 4.82	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 2	97
Figura 4.83	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 3 de carregamentos....	98
Figura 4.84	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 3	98
Figura 4.85	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 4 de carregamentos....	99
Figura 4.86	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 4	99
Figura 4.87	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 5 de carregamentos...	100
Figura 4.88	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 5	100
Figura 4.89	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 6 de carregamentos...	101
Figura 4.90	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 6	101
Figura 4.91	- Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – Bloco 7 de carregamentos...	102
Figura 4.92	- Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 7	102
Figura 4.93	- Desvio Padrão x Seqüência de Carregamentos para diferentes Blocos de carregamentos	103
Figura 4.94	- Gráfico do crescimento de trincas com $a_0=10\text{mm}$ sujeitas ao Bloco 6 de carregamentos	105

LISTA DE SÍMBOLOS

Gregos

$\Delta\sigma_{rms}$	– amplitude de tensão RMS
$\Sigma(\delta a_i)$	– crescimento da trinca
ω_1, ω_2	– variáveis que ajustam os carregamentos estacionários
δa_i	– aumento do tamanho da trinca no ciclo, m
σ_e	– limite de escoamento do material em tração uniaxial, MPa
σ_i	– tensão atuante no ciclo i, MPa
ΔK_{ef}	– fator de intensidade de tensão efetivo
ΔK_{rms}	– fator de intensidade de tensão RMS
ΔK_{th}	– limiar de propagação para o fator de intensidade de tensão
σ_n	– tensão nominal
γ_p	– densidade de energia superficial na faixa plástica
$\sigma_{pr\ máx}$	– tensão máxima de projeto
$\sigma_{pr\ mín}$	– tensão mínima de projeto
γ_s	– densidade de energia superficial na faixa elástica
$\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$	– componentes de tensão primária correspondentes aos três modos de deslocamentos na vizinhança da ponta da trinca
$\Delta\sigma$	– variação da gama de tensões
ΔK	– variação do fator de intensidade de tensão
ρ	– raio de curvatura da elipse
σ_a	– tensão alternada
$\sigma_{a(eq)}$	– tensão alternada equivalente
σ_{cr}	– tensão externa necessária para causar a fratura do material
σ_m	– tensão média
$\sigma_{máxi}$	– máxima tensão no ciclo
$\sigma_{máxrms}$	– máxima tensão RMS
$\sigma_{míni}$	– mínima tensão no ciclo
$\sigma_{mínrms}$	– mínima tensão RMS

Latinos

(a/hw)	– relação entre o tamanho da trinca e a altura da viga, adimensional
A	– constante do material na regra de Paris
a_0	– tamanho da trinca, m
a_0	– tamanho inicial da trinca, m
a_c	– máximo tamanho de trinca permissível, m
a_f	– tamanho final da trinca, m

b	– expoente da curva de Wöhler
bf1	– largura da mesa superior, m
bf2	– largura da mesa inferior, m
C	– constante da curva de Wöhler
c	– distância da ponta da trinca à linha neutra
CAVE	– Carregamento de amplitude variável estacionário
CAVNE	– Carregamento de amplitude variável não-estacionário
CAVR	– Carregamento de amplitude variável randômico
CPs	– corpos de prova
CTOD	– deslocamento da ponta da trinca (<i>crack tip opening displacement</i>), mm/ciclo
d	– dano acumulado
da/dN	– taxa de crescimento da trinca por ciclo (m/ciclo)
E	– módulo de elasticidade do material (GPa)
f(a/hw)	– fator de geometria, adimensional
f(x)	– função de falhas
g	– aceleração da gravidade, m/s ²
G	– taxa de liberação de energia
H _{total}	– altura total da viga, m
hw	– altura da alma, m
I	– momento de inércia, m ⁴
K	– fator de intensidade de tensões, MPa√m
K _{ab}	– fator de intensidade de tensões para a trinca totalmente aberta, MPa√m
K _c	– fator de intensidade de tensões crítico, MPa√m
K _I	– fator de intensidade de tensão no modo I de carregamento, MPa√m
K _{IC}	– fator de intensidade de tensão crítico no modo I de carregamento, MPa√m
K _{máx}	– fator de intensidade de tensões máximo no ciclo, MPa√m
K _{mín}	– fator de intensidade de tensões mínimo no ciclo, MPa√m
K _t	– fator de concentração de tensões, adimensional
L	– comprimento do vão, m
m	– expoente da regra de Paris
M	– momento fletor, kN.m
M _{cm}	– momento proveniente da carga móvel, kN.m
N	– número de ciclos
N _f	– número de ciclos para ocorrer a falha sob tensão σ_i
N _i	– número de ciclos no estágio de iniciação

n_i	– número de ciclos sob a tensão σ_i
N_p	– número de ciclos no estágio de propagação
P	– carregamento, kN
p'	– probabilidade adimensional da curva de probabilidade Rayleigh
P_{ampl}	– amplitude de carregamento, kN
P_m	– carga média de solitação, kN
P_p	– peso próprio da viga, kN
R	– carga média ($\sigma_{\text{min}}/\sigma_{\text{máx}}$)
r	– raio de curvatura da ponta da trinca
rand	– número aleatório gerado pelo programa a cada ciclo ($0 \leq \text{rand} \leq 1$)
RMS	– raiz média quadrática (<i>root-mean-square</i>)
R_{rms}	– carga média rms
r_y	– raio da zona plástica
s	– expoente da equação da elipse
S_m	– resistência sob tensão σ_m
t	– espessura de uma chapa infinita contendo um defeito elíptico vazante
tf_1	– espessura da mesa superior, m
tf_2	– espessura da mesa inferior, m
tw	– espessura da alma, m
U_γ	– energia superficial devido à formação de novas superfícies de trinca
U_e	– valor absoluto da energia elástica
v	– expoente da equação da elipse
W_{cm}	– módulo de resistência da seção, m^3
y	– distância da linha neutra à mesa superior, m

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	- Propriedades geométricas do modelo da viga....	46
Tabela 3.2	- Limites de Tensão de Fadiga Admissíveis para Categoria B -Estruturas Não-redundantes (AASHTO)	48
Tabela 3.3	- Propriedades mínimas de resistências de aços estruturais	49
Tabela 3.4	- Fator de geometria para trinca simples de borda sob flexão	59
Tabela 4.1	- Parâmetros de caracterização do Bloco 1 de carregamentos....	69
Tabela 4.2	- Parâmetros de caracterização do Bloco 2 de carregamentos...	69
Tabela 4.3	- Parâmetros de caracterização do Bloco 3 de carregamentos...	70
Tabela 4.4	- Parâmetros de caracterização do Bloco 4 de carregamentos....	70
Tabela 4.5	- Parâmetros de caracterização do Bloco 5 de carregamentos...	71
Tabela 4.6	- Parâmetros de caracterização do Bloco 6 de carregamentos....	71
Tabela 4.7	- Parâmetros de caracterização do Bloco 7 de carregamentos....	72
Tabela 4.8	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 1.....	86
Tabela 4.9	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 2.....	87
Tabela 4.10	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 3.....	88
Tabela 4.11	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 4.....	89
Tabela 4.12	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 5.....	90
Tabela 4.13	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 6.....	91
Tabela 4.14	- Resultados da vida da estrutura para diversos tamanhos iniciais de trincas (ac = 95 mm) - Bloco 7.....	92
Tabela 4.15	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 1	106
Tabela 4.16	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 2	107
Tabela 4.17	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 3	108
Tabela 4.18	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 4	109
Tabela 4.19	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 5	110
Tabela 4.20	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 6	111
Tabela 4.21	- Taxa de crescimento de trincas para Bloco 7	112

1

INTRODUÇÃO

Pontes de aço normalmente estão sujeitas a carregamentos cíclicos de amplitude variável com tipo e freqüência de tráfego ao acaso. Devido a defeitos como trincas, porosidades, inclusões, defeitos de soldagem e pormenores inadequados inerentes ao material, ao processo de fabricação ou ao projeto, podem ser produzidas grandes concentrações de tensões nestes locais e conseqüentemente o processo de fadiga pode iniciar-se até mesmo numa fase bastante inicial de uso da estrutura.

Atualmente, os materiais empregados para fabricação de pontes de aço e elementos estruturais são aços de alta resistência e baixo teor de elemento de liga (aços estruturais), que tentam aliar as propriedades de resistência mecânica a uma boa tenacidade à fratura do material. Mesmo assim, elementos de pontes de aço tendem a ser sensíveis ao processo de fadiga. Os materiais de alta resistência mecânica têm baixa resistência às trincas, e como conseqüência, a resistência remanescente dos mesmos em presença de trincas e defeitos é pequena. Uma trinca formada em qualquer elemento estrutural da ponte introduz uma variação de rigidez local que muda o seu comportamento dinâmico, comprometendo toda a estrutura.

Com isso observamos que as pontes de aço, por serem estruturas de comportamento dinâmico, estão sujeitas a falhar por processo de fadiga. Estas estruturas podem fraturar de maneira catastrófica sob tensões abaixo das tensões mais elevadas para as quais foram projetadas causando, assim, grande prejuízo econômico e risco às vidas humanas.

As principais causas que ocasionam o problema de fadiga em pontes de aço são:

- Idade da estrutura;
- Carregamentos alternados;
- Tipos de detalhes estruturais concentradores de tensão;
- Freqüência de tráfego com amplitude variável;
- Defeitos do material;
- Baixa tenacidade à fratura do material;
- Defeitos de soldagem;
- Defeitos de projeto.

Diversos autores têm usado métodos numéricos para simular e prever o comportamento de trincas sujeitas a carregamentos variáveis.

Dentre os principais modelos de propagação de trincas mais utilizados na literatura destacam-se os modelos do Valor Médio Quadrático (RMS) e o modelo Ciclo-a-Ciclo.

O estudo de propagações de trincas sob carregamentos variáveis requer conhecimentos nas áreas de fadiga e mecânica da fratura.

Neste trabalho foi desenvolvido um modelo numérico computacional que considera a propagação de trincas no caso específico de vigas de pontes de aço. São acrescentadas ao modelo, como dados de entrada diversas histórias de carregamentos de amplitude variável obtidas através de simulação numérica. São analisados carregamentos de

amplitude variável estacionários e não-estacionários. Os objetivos principais do estudo são:

1. Simular, usando o modelo computacional desenvolvido, o comportamento de propagação de trincas de tamanhos iniciais diferentes quando sujeitas a diversos espectros de carregamentos;
2. Analisar a vida da estrutura quando sujeita a determinados níveis de carregamentos e tamanhos de trincas;
3. Analisar a dispersão dos resultados para diferentes níveis de tensão;
4. Analisar a eficiência dos métodos numéricos utilizados na propagação das trincas.

No capítulo dois deste trabalho é apresentada a teoria de fadiga e mecânica da fratura, mostrando as equações básicas que governam a propagação das trincas.

No capítulo três é apresentada a metodologia básica deste trabalho; são definidos o modelo de viga de ponte de aço segundo projeto da AASHTO (*American Association of State Highway and Transportation Officials*), considerações de vigas trincadas e as equações utilizadas para a simulação de carregamentos e propagação das trincas.

No capítulo quatro são apresentados os resultados das simulações realizadas considerando-se os modelos do Valor Médio Quadrático (RMS) e Ciclo-a-ciclo.

Finalmente, no capítulo cinco, são apresentadas as conclusões e as recomendações obtidas no trabalho.

2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Pontes de Aço

Denomina-se Ponte a obra destinada a transpor obstáculos para dar continuidade a uma via. Tais obstáculos podem ser rios, braços de mar, vales profundos ou outras vias.

As pontes têm várias funções, onde as principais são:

- funções viárias;
- funções estáticas ou estruturais;
- funções estéticas.

As pontes também são vistas como referência do grau de desenvolvimento de um povo ou nação. No passado, a ponte era sempre um cenário predileto para formar alianças entre povos, inaugurações e ponto estratégico nos períodos de guerra. Atualmente, as pontes são elos vitais nos sistemas viários, possibilitando o trânsito de bens e pessoas para as mais diversas localidades.

Quanto ao material utilizado na sua construção, as pontes podem ser de madeira, de alvenaria de pedra, de concreto armado ou protendido, e metálicas. Estas últimas surgiram com a revolução industrial (Século

XIX), quando os produtos siderúrgicos se tornaram disponíveis a preços competitivos. *“Com uma manutenção planejada e eficiente, que envolve recuperações e inspeções periódicas, as pontes de aço podem ter elevada durabilidade funcional, algumas chegando aos 100 anos de idade, como a famosa Ponte de Brooklyn na cidade de Nova York e a ponte ferroviária Firth of Forth na Escócia”* (DEUS, 1997).

Nas pontes de aço podem ser verificados certos detalhes inadequados que produzem grandes concentrações de tensões. Um deles são as trincas, que podem ser geradas ou propagadas paulatinamente nos elementos ou ligações da estrutura devido ao carregamento variável de tensões ao qual estão sujeitas, e conseqüentemente o processo de falha por fadiga do metal pode desenvolver-se.

A falha por fadiga é um problema local, que depende dos detalhes da geometria, do material e do carregamento do ponto mais solicitado da estrutura. O dano por fadiga é restrito à região crítica da peça, e o trincamento é lento, gradual e aditivo.

As rupturas por fadiga são perigosas, uma vez que se produzem sem o aviso prévio de deformações exageradas. As trincas de fadiga podem propagar-se até um certo limite, onde chega um ponto que a inexistência de um caminho alternativo para o carregamento atuante certamente conduzirá ao colapso total da estrutura.

A segurança estrutural de uma ponte está associada à resistência local de seus elementos ou ligações. Por essa razão, detectar uma trinca durante um procedimento de inspeção, permite ao projetista determinar a gravidade do problema. A detecção da falha é trabalhosa: deve-se localizar o PONTO onde o trincamento está ocorrendo. Ao se constatar a gravidade do problema pode se tomar as seguintes providências:

- * restringir o tráfego a uma carga definida;
- * restringir a velocidade dos veículos;
- * interromper o tráfego para recuperação da estrutura.

2.2 Histórico de Fadiga nos Metais

Por séculos é sabido que a madeira ou o metal podem ser quebrados por flexões repetidas diante de grandes amplitudes. Entretanto, houve um pouco de surpresa, quando foi descoberto que tensões repetidas podem produzir fratura até mesmo quando a amplitude de tensão está dentro do limite elástico do material.

A fadiga é o fenômeno de falha de um material sob transformações no tempo quando este estiver sujeito a flutuações de carregamento não desprezíveis em relação à resistência do material. São falhas localizadas, progressivas e cumulativas que quase sempre ocorrem a partir da raiz de um entalhe concentrador de tensão. É um modo de falha muito importante no estudo e projeto de estruturas de aço. De fato, 80 a 90% das falhas de estruturas de aço são relacionadas à fratura por fadiga.

Muitos componentes em engenharia encontram durante suas vidas em serviço numerosos tipos de carregamentos, alguns bastante complexos com tensões alternadas. Como exemplos destes tipos de carregamentos podemos citar os associados às cargas dinâmicas em pontes; aos eixos rotativos de máquinas; ciclos de pressurização e despressurização em fuselagens de aeronaves durante o pouso e decolagem; flutuações de carregamento afetando as asas durante o vôo; dentre outros. Hoje em dia, o problema de fadiga de estruturas está assumindo cada vez maior importância. Há duas razões principais para isso:

1. Utilização de materiais de alta resistência estática;
2. Uma procura de desempenho estrutural cada vez maior desses materiais.

Segundo HERTZBERG (1989), as primeiras investigações sobre fadiga foram feitas pelo engenheiro de minas alemão August Wöhler, que em 1829 testou correntes de ferro sob carregamentos repetidos. Uma das

primeiras falhas de fadiga em serviço ocorreu em eixos de vagões ferroviários. Quando as estradas de ferro começaram a se desenvolver rapidamente na metade do século XIX, a falha por fadiga de eixos de vagões ferroviários tornou-se um problema difundido e iniciou-se uma atenção especial aos efeitos do carregamento cíclico sobre os metais. Esta foi a primeira vez que muitos componentes similares foram sujeitos a milhões de ciclos com níveis de tensão bem abaixo da tensão de escoamento à tração monotônica. Como eram freqüentes os casos inexplicáveis de falhas em serviço, várias tentativas foram feitas para reproduzir as falhas em laboratório. Entre 1858 e 1870 Wöhler montou e conduziu a primeira investigação sistemática da fadiga. Por esse ponto de vista, ele pode ser considerado “o pai do pensamento moderno em fadiga”.

Em 1870 Wöhler apresentou um trabalho contendo as conclusões de seus testes, que posteriormente foram conhecidas como as Leis de Wöhler, onde são descritas abaixo:

1. A falha do material solicitado dinamicamente pode ocorrer sob tensões bem abaixo da tensão de falha sob carregamento estático;
2. A amplitude de tensões é decisiva para a destruição da força de coesão do material;
3. A amplitude de tensão é o parâmetro mais importante para determinação da falha, mas a tensão de tração também tem grande influência.

Em 1874, L. Spangenberg plotou os resultados dos testes de Wöhler em gráficos conhecidos como diagramas *S-N* (*tensão x número de ciclos*), ficando estes conhecidos como as curvas de Wöhler (Figura 2.1).

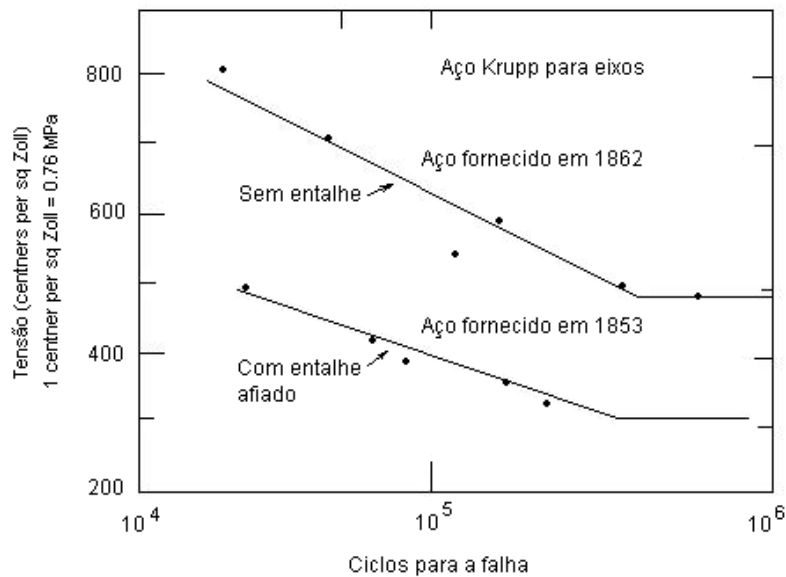


Figura 2.1- Curvas S-N de Wöller para eixos de Aço Krupp (ASTM)

Algumas observações importantes puderam ser retiradas destas curvas. Primeiro, o ciclo de vida de um eixo aumentava com a diminuição do nível de tensão e abaixo de um certo nível de tensão (limite de fadiga), este possuía vida infinita e a falha não ocorria (em torno de 10^6 ciclos). Segundo, a vida de fadiga era reduzida drasticamente pela presença de um entalhe na peça. Estas observações levaram muitos investigadores a dividir o processo de fadiga em três estágios diferentes: iniciação, propagação, e falha final. Quando os defeitos metalúrgicos e falhas de projeto são pré-existent, o estágio de iniciação é encurtado drasticamente ou completamente eliminado, resultando numa redução em potencial do ciclo de vida (Figura 2.2).

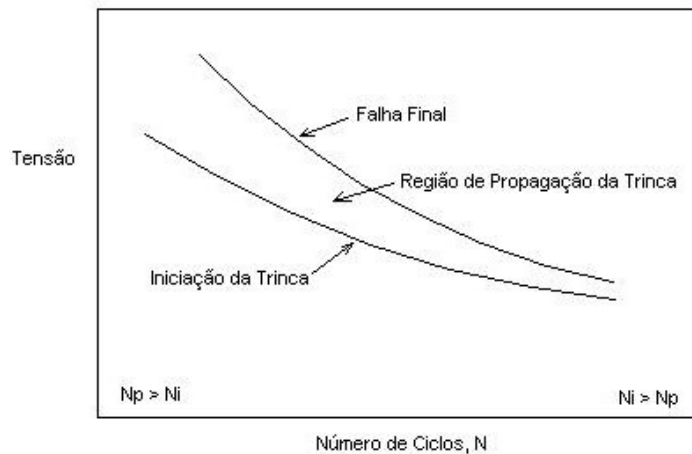


Figura 2.2 - Dependência da vida de fadiga com os estágios de iniciação e propagação da Trinca

Na mesma época, outros engenheiros começaram a se interessar por problemas de falhas associadas a flutuações de cargas em pontes, equipamentos marítimos e máquinas de geração de força. Por volta de 1900, mais de 80 trabalhos foram publicados sobre o assunto de fadiga. Durante a primeira metade do século XX mais esforços foram despendidos para entender melhor os mecanismos do processo de fadiga do que somente observar os resultados.

Os ingleses Ewing e Humfrey (1903) fizeram a primeira descrição do processo metalúrgico de fadiga. Através de estudo microscópico eles observaram o chamado *slip bands* (bandas de deslizamento) na superfície de espécimes submetidos a esforços de flexão e torção.

Em 1910, o americano O. H. Basquim representou a curva de Wöhler em forma logarítmica, com $\log S$ na ordenada e $\log N$ na abscissa e propôs a seguinte equação, ainda hoje utilizada:

$$NS^b = C \quad (2.1)$$

onde b é o expoente e C a constante da curva de Wöhler.

O inglês Inglis (1913) calculou através da teoria da elasticidade, o efeito da concentração de tensão em uma placa infinita com orifício elíptico, descrevendo o efeito da geometria da trinca no nível de tensões atuantes na ponta da trinca.

Em 1920 o inglês Griffith apresentou a base quantitativa e fundamental para o início da Mecânica da Fratura. Sua teoria foi desenvolvida para materiais perfeitamente elásticos como no caso do vidro, e utilizou o critério de energia para propagação de uma trinca.

Em 1945 foi apresentada a regra de Palmgren-Miner para acumulação de dano. Esta regra afirma que a fratura ocorrerá quando:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_f} = 1 \quad (2.2)$$

onde,

- n_i = número de ciclos sob a tensão σ_i ;
- N_f = número de ciclos para ocorrer a falha na tensão σ_i .

Depois da 2ª Guerra Mundial os estudos sobre fadiga aumentaram consideravelmente. Passou-se a estudar os problemas relacionados com acidentes aéreos e em componentes automobilísticos.

Em 1954, Coffin e Manson apresentaram uma hipótese que considerava as deformações plásticas em metais submetidos a carregamento cíclico, como responsáveis na falha devido à fadiga.

Em 1958, o americano Irwin apresentou uma relação matemática onde a variação da tensão é expressa em termos do fator conhecido como Fator de Intensidade de Tensões K . Este possibilitou caracterizar a abertura de trincas por fadiga.

Em 1960, Paris demonstrou convincentemente que é a gama do fator de intensidade de tensões ΔK e não a da tensão $\Delta\sigma$ o parâmetro que

controla a propagação das trincas por fadiga. Foi a idéia realmente inovadora desde os tempos de Wöhler.

Ao longo dos anos, as investigações sobre fadiga têm conduzido à observação de que o processo de falha abrange dois ciclos de tensão ou sollicitação que são diferentes nas características, e em cada um a falha ocorre por mecanismos físicos distintos. O primeiro deles, é o carregamento cíclico em que ocorre significativa deformação plástica durante um pequeno número de ciclos. Este carregamento envolve alguns ciclos de grandes amplitudes, de relativa vida curta, e é usualmente relacionado à fadiga de baixo-ciclo (*low cycle fatigue*). O segundo tipo de carregamento cíclico é aquele onde as tensões, ou ciclos de sollicitações, são altamente confinados no limite elástico. Este carregamento é associado com baixas cargas e vidas longas e é comumente relacionado à fadiga de alto-ciclo (*high cycle fatigue*). A fadiga de baixo-ciclo é usualmente associada com a vida de fadiga entre 10 e 1.000 ciclos, e a fadiga de alto ciclo para uma vida maior do que 1.000 ciclos.

Atualmente, muitos projetos de dimensionamento de peças e componentes estruturais sujeitos a carregamentos alternados utilizam o método de Wöhler (*S-N*) para prever a vida de fadiga. O método *S-N* baseia-se na correlação do início do trincamento de qualquer peça real com a vida de pequenos corpos de prova (*CPs*), quando estes são submetidos à mesma história de tensões que atua no ponto crítico da peça. Os corpos de prova devem ser do mesmo material e terem os mesmos detalhes do ponto crítico da peça. Se a resistência à fadiga do material for conhecida, deve-se avaliar o efeito dos diversos detalhes que afetam a vida (do ponto crítico) da peça como acabamento superficial, gradiente de tensões, tamanho, temperatura e confiabilidade, para calcular a resistência à fadiga da peça. Após calcular a resistência à fadiga da peça, calcula-se ou mede-se a história de tensões alternadas σ_a e médias σ_m atuantes (carregamento variável). Através de curvas $\sigma_a \times \sigma_m$ (Goodman, Gerber, Soderberg ou uma elipse geral) encontram-se as

tensões equivalentes totalmente alternadas $\sigma_{a(eq)}$ que causam o mesmo dano à peça que causariam os correspondentes pares $\sigma_a\sigma_m$. Finalmente, utiliza-se a teoria de acúmulo linear de dano de Miner para quantificar o dano total causado numa peça e assim estimar a vida remanescente. A equação (2.3) pode ser utilizada para calcular o dano acumulado.

$$d = \sum \frac{n_i}{C} \left\{ \frac{\sigma_{ai}}{\left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{S_m} \right)^v \right]^{1/r}} \right\}^b \quad (2.3)$$

onde b é o expoente e C a constante da curva de Wöhler, v e s são os expoentes da equação da elipse que ajustam os experimentos e S_m é a resistência à tensão σ_m .

Nos testes de resistência à fadiga dos *CPs*, as tensões são definidas de acordo com a figura 2.3.

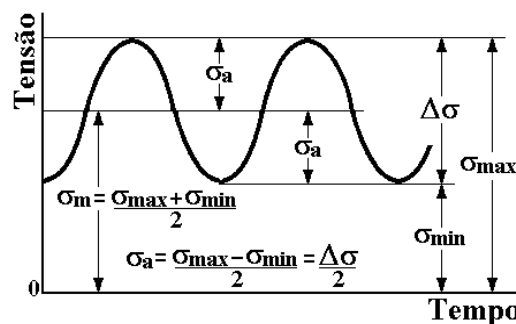


Figura 2.3 - Definição das tensões em um carregamento de amplitude constante

onde σ_a = tensão alternada, σ_m = tensão média, $\sigma_{m\acute{a}x}$ = máxima tensão no ciclo e $\sigma_{m\acute{i}n}$ = mínima tensão no ciclo.

O método *S-N* é apropriado para prever a iniciação de trincas de fadiga nas vidas longas, sob tensões que são macroscopicamente elásticas. A vida calculada pelo *S-N* só pode ser interpretada como total (iniciação + propagação + fratura) se a peça for pequena, de tamanho similar ao dos *CPs* usados na obtenção das curvas de Wöhler. A vida em peças grandes significa número de ciclos para gerar uma pequena trinca.

Assim, no cálculo da vida total de peças grandes deve-se incluir a fase de propagação da pequena trinca até a fratura final.

Com a preexistência de trincas num membro estrutural sujeito a carregamentos alternados, a propagação destas só pode ser modelada através de uma análise da intensidade dos campos de tensão, baseada nos conceitos da Mecânica da Fratura.

2.3 Fadiga em Pontes de Aço

Pontes de aço são estruturas muito comuns em todos os países e são vulneráveis a problemas relacionados à fratura e à fadiga por estarem sujeitas a flutuações de carregamentos. O problema fica mais complicado se as condições de deterioração e falta de manutenção das pontes forem consideradas.

SOBANJO *et al.*(1994)¹ *apud* ZHAO & HALDAR (1996), informaram que de 577.710 pontes inspecionadas, 41% (238.537 pontes) foram classificadas como estruturalmente deficientes ou funcionalmente obsoletas.

“A cada ano, cerca de 1.200 pontes alcançam o fim do seu projeto de vida. A maioria delas deve ser reformada, consertada ou reconstruída para assegurar um nível aceitável de segurança considerando as condições de tráfego presente e futura” (YAZDANI & ALBRECHT (1990)² *apud* ZHAO & HALDAR (1996)).

Os principais fatores que levam a ocasionar o problema de fadiga em pontes de aço são: a idade da estrutura; carregamentos alternados;

¹ SOBANJO, J. O.; STUKHART, G.; JAMES, R. W. (1994). Evaluation of projects for rehabilitation of highway bridges. *ASCE, J. Structural Engng*, v.120, p. 81-99.

tipos de detalhes estruturais concentradores de tensão; frequência de tráfego com amplitude variável; defeitos do material; tenacidade à fratura do material; defeitos de soldagem; defeitos de projeto.

A frequência de tráfego é medida em termos de uma média diária. Os dados são obtidos através de instrumentação da ponte e podem posteriormente através de monitoração estatística ser utilizados como dados de entrada em programas de manipulação.

Existem poucos dados de monitoração de tráfego disponíveis na literatura. SEIFERT (1990) propôs em seu trabalho um carregamento apropriado em pontes de rodovias para procedimento de projeto à fadiga com base em medições de tráfego europeu e simulações numéricas. Foram analisados 24 tipos representativos de tráfego com separação em três tipos parciais: tráfego pesado (hora do rush), tráfego normal e tráfego leve. Neste mesmo trabalho avaliou-se a contribuição das linhas de fluxo de tráfego de caminhões e a derivação de uma função geral de distâncias entre veículos. Para este fim foi feita a simulação de carregamentos e gerado um arquivo de carregamento por faixa de tráfego. Cada arquivo consiste de distâncias e carregamentos simples, baseados em velocidade constante por faixa. Seifert utilizou o método de contagem de ciclos *rain-flow* para determinar o efeito do dano causado pelo espectro de carregamento. Finalmente, a verificação de fadiga é feita com base na faixa de tensão de amplitude constante equivalente.

A amplitude de tensões é um resultado das diferentes configurações e pesos de veículos, além de sua localização sobre a ponte e efeitos de impacto. Essa amplitude é mais bem representada em termos de um espectro da variação de tensões. As pontes solicitadas por um grande número de veículos pesados são bem mais suscetíveis à formação de trincas, se elas apresentarem detalhes com baixa resistência à fadiga.

² YAZDANI, N.; ALBRECHT, P. (1990). Probabilistic fracture mechanics application to highway bridges. *Engng Fracture Mechanics*, v.34, p.969-985.

As figuras 2.4 e 2.5 mostram respectivamente, a ponte *St. Mary's Bridge*, de projeto similar à ponte *Pleasant Bridge*, e a ponte *Pleasant Bridge* sobre o rio Ohio em *West Virginia* nos Estados Unidos depois de uma ruptura por fadiga. Esta ponte sofreu uma ruptura causada por uma pequena trinca que levou aproximadamente 50 anos para ficar instável e causou a morte de 46 pessoas. O seu projeto é similar ao da ponte Hercílio Luz em Florianópolis, Santa Catarina - Brasil. A ponte brasileira é uma das maiores pontes pênséis do mundo e foi inaugurada em 1926. A ponte tem toda sua estrutura em aço, pesando cerca de 5 mil toneladas nos seus 819 metros de comprimento. Suas duas torres elevam-se a 75 metros de altura a partir do nível do mar. Já o vão central possui 339 metros de comprimento e 43 metros de largura. Atualmente, com sérios problemas estruturais, está fechada ao tráfego de pessoas e veículos.



Figura 2.4 –Fotografia de *St. Mary's Bridge*, similar à *Point Pleasant Bridge*



Figura 2.5 – Fotografia de *Point Pleasant Bridge* após o colapso

Atualmente, as normas utilizadas para verificação do efeito de fadiga em pontes de aço são: Eurocode (EC3), Norma Alemã DIN 18800 parte 1, Normas Americanas AASHTO (para pontes rodoviárias) e AREA (para pontes ferroviárias), Norma Canadense CAN/CSA-s6 e Inglesa BS 5400.

A norma brasileira NB-6 (1982) classifica as cargas móveis utilizadas nos cálculos das pontes rodoviárias. Não existe norma brasileira para projeto de pontes metálicas, sendo de uso corrente as normas alemãs e americanas.

Usando como base resultados experimentais, a *American Association of State Highway and Transportation Officials* (AASHTO) (1989) utiliza as aproximações das curvas *S-N* para projetos de fadiga. Para estas aplicações, a AASHTO classifica as curvas de projeto à fadiga em sete categorias, de A a F, sendo estas correspondentes a diferentes detalhes e configurações estruturais.

O método *S-N* tem a vantagem da simplicidade combinada à elegância matemática, tornando-se bastante atrativo para a prática em

projetos estruturais de engenharia. Entretanto, estas aproximações não associam o dano de fadiga com o crescimento da trinca de fadiga, que deveria ser o mais importante parâmetro na descrição do estado de dano. As incertezas dos parâmetros de projeto e dos dados experimentais tornam sua confiabilidade questionável para algumas condições. MOSES *et. al* (1987)³ *apud* ZHAO & HALDAR (1996) afirmam que o método utilizado pela AASHTO combina uma alta amplitude de tensão com um baixo número de ciclos para produzir um projeto razoável. Além disso, a metodologia de projeto da AASHTO é mais aplicável à concepção de novas estruturas, não sendo indicada na avaliação da segurança de vida remanescente de estruturas já em operação.

[m1] Comentário: Ver ref

Para se fazer uma boa avaliação da segurança e vida remanescente de uma estrutura, faz-se necessário realizar inspeções periódicas. Através de técnicas não destrutivas, é possível detectar em pontes de aço pequenas trincas devido à fadiga. As técnicas mais utilizadas são:

- inspeção visual;
- líquido penetrante;
- raios-X;
- partículas magnéticas;
- ultra-som.

A inspeção visual é o mais elementar método utilizado e embora seja muito utilizada na prática, fornece dados subjetivos ou às vezes impossíveis de serem determinados.

O emprego da técnica do líquido penetrante na identificação de trincas é bastante simples, de baixo custo e muito utilizada nos trabalhos de inspeção. O método consiste em limpar a superfície a ser examinada e aplicar um *spray* com líquido penetrante. Após um certo tempo aplica-se

³ MOSES, F.; SCHIKING, C. G.; RAJU, K. S. (1987) Fatigue evaluation procedures of steel bridges. *National Cooperative Highway Research Program Report 299*, Transportation Research Board, Washington, DC, U.S.A.

um líquido removedor e posteriormente um revelador para realçar a localização e o tamanho do defeito.

A técnica de localização de trincas com raios-X consiste em posicionar-se um filme sobre a superfície do elemento a ser examinado e aplicar-se radiação contra esse filme. Depois de revelado o filme, tem-se uma imagem dos possíveis defeitos na superfície.

A verificação com partícula magnética consiste em magnetizar o elemento e espalhar uma fina camada de partículas ferromagnéticas sobre a superfície examinada. A concentração de partículas acusa a presença de trincas.

A técnica do ultra-som é baseada na emissão e propagação de ondas nos metais. Os defeitos são identificados pela mudança na propagação das ondas refletidas na superfície examinada.

2.4 Mecânica da Fratura

2.4.1 Objetivos da Mecânica da Fratura

Desde a 2^a Guerra Mundial a utilização de materiais de alta resistência para aplicações estruturais aumentou muito. Estes materiais são freqüentemente selecionados para que se obtenha redução de peso, como em estruturas de aeronaves. Uma economia adicional de peso veio através de um refinamento na análise de tensões, que pôde habilitar projetos como sendo admissíveis. Entretanto, não era reconhecido até o fim da década de 1950 que, embora estes materiais não fossem intrinsecamente frágeis, a energia requerida para a falha era relativamente baixa.

O objetivo da mecânica da fratura é de fornecer respostas quantitativas para o problema específico de trincas em estruturas. Uma trinca pré-existente contida numa estrutura pode crescer devido a vários motivos e deverá crescer progressivamente cada vez mais rápida. A resistência residual da estrutura, que é a resistência como função do

comprimento da trinca, diminui com o aumento do tamanho da trinca (Figura 2.6). Após um certo tempo a resistência residual torna-se tão baixa que a estrutura deve falhar em serviço.

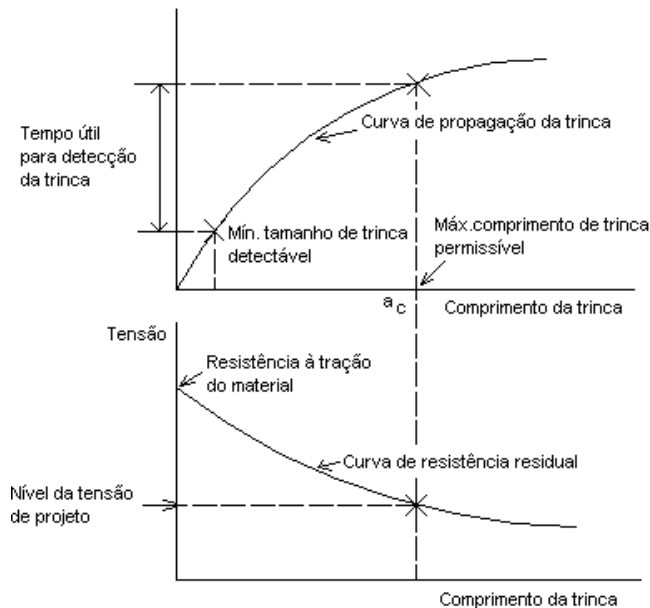


Figura 2.6 - Problema de engenharia de uma trinca em uma estrutura

Com base na Figura 2.6, a mecânica da fratura tenta fornecer respostas quantitativas às seguintes questões:

- * qual a resistência residual em função do tamanho da trinca;
- * qual o máximo tamanho de trinca permissível (a_c);
- * quanto tempo leva para uma trinca crescer de um certo tamanho inicial a_o até um máximo tamanho permissível a_c ;
- * qual a vida da estrutura quando um certo tamanho de trinca pré-existente é assumida existir;
- * com que frequência deve uma estrutura ser inspecionada durante o período útil de detecção das trincas.

2.4.2 Fundamentos da Mecânica da Fratura

A fratura consiste na separação ou fragmentação de um corpo sólido em duas ou mais partes sob a ação de tensões. A fratura por trincamento pode ser introduzida de várias maneiras diferentes, mais notadamente pela aplicação de cargas externas bem lentas, pelo impacto, pelo carregamento repetido (fadiga), pela deformação dependente do tempo (especialmente a altas temperaturas).

O processo de fratura em todos os casos pode ser considerado em termos dos seguintes estágios:

- Acúmulo de dano;
- Iniciação de uma ou mais trincas no material;
- Propagação de trinca levando à fratura do material.

As primeiras investigações registradas sobre o fenômeno da fratura em metais foram feitas por Leonardo da Vinci que estudou a variação da resistência à falha de lâminas de ferro para diferentes comprimentos e observou que esta variava inversamente proporcional ao comprimento da lâmina. Este efeito do comprimento também foi estudado em barras de ferro por Lloyd e Hodgkinson. Weibull demonstrou, usando técnicas estatísticas, que este efeito do tamanho era devido à falhas internas no material.

As primeiras aproximações matemáticas no campo da Teoria da Mecânica da Fratura foram apresentadas pelo inglês Inglis em 1913. Ele mostrou através da Teoria Clássica da Elasticidade, que se fosse aplicada uma tensão σ_n numa placa com orifício elíptico, este orifício causaria uma mudança no campo de tensões locais que poderiam ser superiores à tensão uniforme aplicada (Figura 2.7).

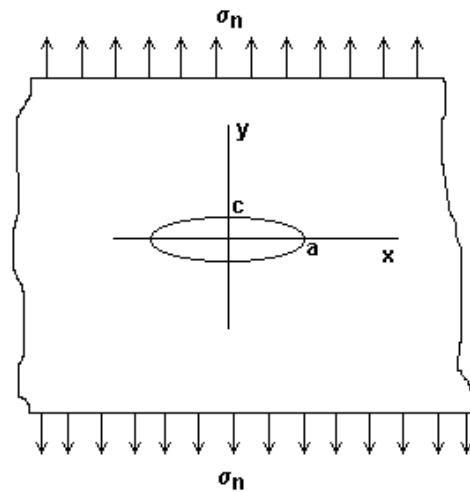


Figura 2.7 - Placa infinita com orifício elíptico

Sendo σ_n a tensão aplicada e o defeito uma elipse com semi-eixo maior igual a “a” e semi-eixo menor igual a “c”, nas proximidades do defeito há concentração de tensões. O valor máximo $\sigma_{m\acute{a}x}$ ocorre nas pontas do defeito, nos extremos do eixo maior, e é caracterizado pela expressão:

$$\frac{\sigma_{m\acute{a}x}}{\sigma_n} = 1 + \frac{2a}{c} \quad (2.4)$$

Inglis mostrou que o efeito da concentração de tensões em um defeito é tanto maior quanto maior é o seu comprimento e menor o raio de curvatura ($\rho = c^2/a$), sendo a tensão máxima representada pela expressão:

$$\sigma_{m\acute{a}x} = \sigma_n \left(1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \right) \quad (2.5)$$

onde o termo $1 + 2\sqrt{\frac{a}{\rho}}$ foi chamado *fator de concentração de tensões* representado por K_t e descreve o efeito da geometria da trinca no nível de tensões atuantes na ponta da trinca.

O cálculo de K_I não é uma tarefa fácil, e só pode ser feito analiticamente pela Teoria da Elasticidade. Mas K_I é um problema linear elástico cujas soluções podem ser catalogadas, pois dependem apenas da geometria e do tipo de carga imposta à peça. Devido à grande importância prática deste problema, muitas soluções foram obtidas experimentalmente ou por cálculo numérico, e resumidas em manuais. Há inúmeros gráficos e equações para K_I disponíveis na literatura.

ERDOGAN (1999) cita que a base quantitativa e fundamental para a formação da Teoria da Mecânica da Fratura foi apresentada pela primeira vez pelo inglês Griffith em 1920. Griffith propôs que um material frágil tem uma população de trincas finas que produzem uma concentração de tensões em regiões localizadas de uma grandeza suficiente para atingir o valor teórico da resistência coesiva do material, mesmo sob a ação de uma tensão nominal bem inferior ao valor da tensão teórica. Quando uma das trincas se expande para uma fratura frágil ela produz um aumento na energia superficial. A origem do aumento da energia superficial está na energia elástica de deformação que é liberada quando a trinca se propaga. Griffith estabeleceu o seguinte critério para a propagação de uma trinca: *“Uma trinca se propagará quando a diminuição da energia elástica de deformação for pelo menos igual à energia necessária para a formação de novas superfícies de trincas (surface energy of the crack)”*. A teoria de Griffith é aplicada apenas para materiais perfeitamente frágeis tal como o vidro, não sendo adequada no tratamento de fratura em aço, pois nas extremidades da trinca o material já se encontra em regime de plastificação.

Para a formulação de seu modelo, Griffith considerou uma chapa infinita de espessura t contendo um defeito elíptico vazante, carregada em tração com uma tensão σ , perpendicularmente ao plano do eixo maior da elipse (Figura 2.8). A chapa encontra-se no regime elástico e no estado plano de tensões.

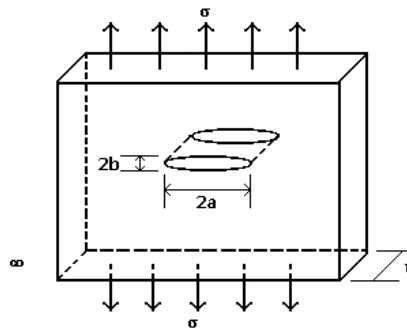


Figura 2.8 - Modelo de Trinca Elíptica de Griffith

Griffith utilizou a análise de tensões desenvolvida por Inglis e mostrou que o valor absoluto da energia elástica é dado por:

$$U_e = \frac{\pi\sigma^2 a^2 t}{E} \quad (2.6)$$

Além disso, a energia superficial $U\gamma$ causada pela formação de novas superfícies de trinca, é igual ao produto da área das novas superfícies da trinca pela densidade de energia superficial γ_s .

$$U\gamma = 2.2a\gamma_s \quad (2.7)$$

Utilizando as condições de equilíbrio Griffith chegou à seguinte expressão:

$$\sigma_{cr} = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a} \right)^{\frac{1}{2}} \text{ (estado plano de tensão)} \quad (2.8)$$

onde

$$\left(\frac{E\gamma_s}{a} \right)^{\frac{1}{2}} = \sigma \quad (2.9)$$

sendo σ_{cr} a tensão externa necessária para causar a fratura no material em presença da trinca e σ_c a resistência teórica de coesão do material.

Observou-se que em presença de trincas σ_c pode ser atingido com valores menores de σ_{cr} .

A principal crítica a esse método é que ele considera que todo o material, mesmo nas vizinhanças da trinca, permanece no regime elástico. Na realidade isso não acontece, pois nas proximidades da trinca há deformação plástica, formando uma zona de alívio de tensões. O problema de concentração de tensões torna-se mais severo nos materiais mais frágeis, devido à sua incapacidade de aliviar tensões por deformação plástica na ponta da trinca.

Em 1950 Orowan sugeriu que a teoria de Griffith poderia ficar mais compatível com fratura frágil em metais, através da adição de um termo γ_p , expressando o trabalho plástico necessário para aumentar as paredes das trincas. Dessa maneira a expressão (2.8) seria modificada para:

$$\sigma_{cr} = \left[\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a} \right]^{\frac{1}{2}} \text{ (estado plano de tensão)} \quad (2.10)$$

Embora essa sugestão de Orowan fosse bastante interessante sob o ponto de vista teórico, ela esbarrava na dificuldade prática de determinação de γ_p .

Em 1956 Irwin desenvolveu o conceito de taxa de liberação de energia (*energy release rate*) aplicando a teoria de Griffith para o caso de materiais com deformação plástica. Segundo Irwin essa taxa de liberação de energia é definida como:

$$G = \frac{\partial U}{\partial a} \quad (2.11)$$

Assim, no momento da propagação instável da fratura, a_{cr} , tem-se a expressão:

$$\sigma_{cr} = \left(\frac{EG_{cr}}{\pi a_{cr}} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.12)$$

onde o termo G_{cr} é uma característica do material, em função da temperatura, velocidade de carregamento, estado de tensões e modo de carregamento.

Logo depois, Irwin mostrou que as tensões e deslocamentos na vizinhança do extremo da trinca (*crack tip*) poderiam ser descritos por uma simples constante que mais tarde ficou conhecida como fator de intensidade de tensões. A descrição do campo de tensões na ponta da trinca é associada a três modos básicos de carregamento (Figura 2.9).

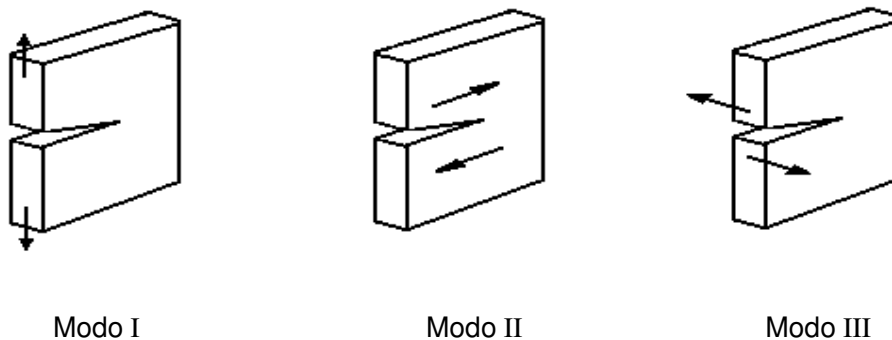


Figura 2.9 - Modos básicos de carregamentos

- Modo I: carregamento em tração, com deslocamento das superfícies da trinca perpendicularmente a si mesmas.
- Modo II: cisalhamento, com deslocamentos das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas e perpendicularmente à frente de propagação.
- Modo III: rasgamento ou cisalhamento fora do plano, com deslocamento das superfícies da trinca movendo-se uma em relação à outra e paralelas à frente de propagação.

Assim, pode ser visto que qualquer deformação da trinca pode ser representada pela superposição destes três casos, e que para cada um dos três movimentos da trinca (Figura 2.9) existe um campo de tensões associado à ponta da trinca (*crack tip*).

Irwin, usando a teoria linear elástica (método semi-inverso de Westergaard), mostrou que as componentes de tensão primária correspondente aos três modos de deslocamentos na vizinhança da ponta da trinca poderiam ser expressas da seguinte forma:

$$\sigma_y = \frac{K}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.13)$$

$$\sigma_x = \frac{K}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.14)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K}{(2\pi r)^{1/2}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\operatorname{sen} \frac{\theta}{2} + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.15)$$

onde r é a distância radial da ponta da trinca e K é o de *fator de intensidade de tensão* que dá a magnitude do campo de tensões elásticas na vizinhança da ponta da trinca. A forma geral de K é dada pela seguinte expressão:

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} f \left(\frac{a}{w} \right) \quad (2.16)$$

onde $f \left(\frac{a}{w} \right)$ é um parâmetro adimensional que depende da geometria do espécime e do comprimento da trinca.

2.4.3 Plastificação da Região da Ponta da Trinca (*crack tip*)

Através das equações da distribuição de tensões elásticas na ponta da trinca observa-se que à medida que $r \rightarrow 0$ as tensões atingem valores extremamente altos, tendendo ao infinito. Entretanto, na prática isso não ocorre, pois o material escoá plasticamente nesta região formando uma zona de alívio de tensões (Figura 2.10).

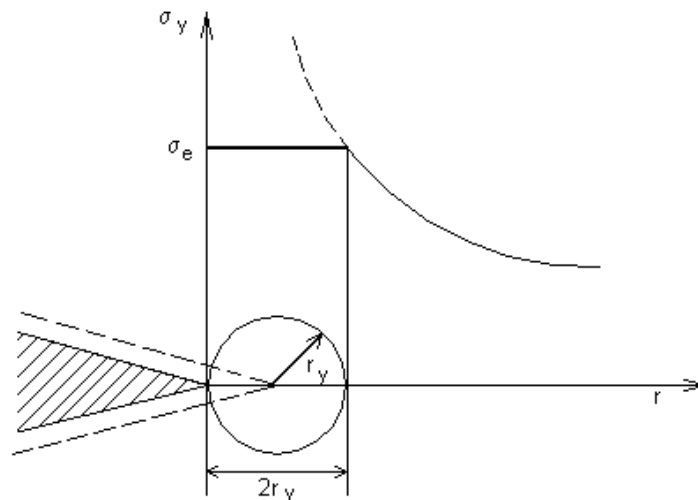


Figura 2.10 - Esquema de plastificação da ponta da trinca (*crack-tip*) e tamanho da zona plástica

O tamanho desta zona plástica pode ser estimado para o caso de tensão σ_y normal ao plano da trinca ($\theta = 0$) por:

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (\text{estado plano de tensão}) \quad (2.17)$$

$$r_y = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_e} \right)^2 \quad (\text{estado plano de deformação}) \quad (2.18)$$

onde σ_e é o limite de escoamento do material em tração uniaxial.

2.4.4 Fator de Intensidade de Tensão Crítico K_c

Existe uma determinada combinação de tensões e deformações que quando atinge um certo valor crítico para o fator de intensidade tensão K , a trinca se propaga instavelmente. Este valor crítico, chamado de K_c , é uma medida da *tenacidade à fratura do material*, sendo uma característica somente do material e determinado em laboratório quando submetido à determinada temperatura e velocidade de solitação. Para o caso particular de carregamento em Modo I, o fator de intensidade de tensão crítico é denominado de K_{Ic} .

2.4.5 Propagação de Trincas por Fadiga

Segundo a Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE), aceita-se a preexistência de trincas em um membro estrutural. A trinca é o ponto crítico da peça e é modelada pelos conceitos da Mecânica da Fratura. A taxa de crescimento da trinca por ciclo, da/dN , pode ser expressa como uma função da variação do fator de intensidade de tensão ΔK na ponta da trinca (*crack tip*) e este depende primariamente da gama de tensões aplicadas $\Delta\sigma$, do comprimento da trinca a , e da geometria da peça trincada $f(a/w)$, que quantifica o efeito de todos os parâmetros geométricos que afetam o campo de tensões na região trincada peça. Escrevendo a expressão de ΔK temos:

$$(\Delta K) = [\Delta\sigma] \sqrt{(\pi a)} [f(a/w)] \quad (2.19)$$

onde, $\Delta K = K_{\text{máx}} - K_{\text{mín}}$ e $\Delta\sigma = \sigma_{\text{máx}} - \sigma_{\text{mín}}$

Para a previsão da vida residual à fadiga, Paris sugeriu em 1960 que a propagação de fratura por fadiga poderia ser descrita pela seguinte regra:

$$\frac{da}{dN} = A \cdot \Delta K^m \quad (\text{Regra de Paris}) \quad (2.20)$$

onde A é uma constante numérica que representa as características do material e para os aços m é um número tipicamente entre 2 e 4. A regra de Paris foi a primeira idéia realmente inovadora desde o tempo de Wöller. Paris demonstrou convincentemente que era a gama de ΔK e não a de $\Delta\sigma$ o parâmetro controlador da propagação das trincas.

As curvas $da/dN \times \Delta K$ têm uma forma sigmoideal característica em escala log-log com três fases bem distintas:

- Fase I: possui um limiar de propagação ΔK_{th} , abaixo do qual os carregamentos não causam dano à peça trincada e a trinca não se propaga. Vai do limiar ΔK_{th} até taxas de 10^{-10} a 10^{-9} m/ciclo ou de cerca de um espaçamento atômico até a ordem de um tamanho de grão por ciclo.
- Fase II: possui derivada constante e $da/dN \approx A \cdot \Delta K^m$. Tem taxas que vão de $10^{-10} \sim 10^{-9}$ até $10^{-6} \sim 10^{-4}$ m/ciclo. É controlada pela gama das deformações elasto-plásticas cíclicas que acompanham a ponta da trinca. Os mecanismos de trincamento são contínuos, pouco sensíveis à carga média, à microestrutura e ao meio ambiente.
- Fase III: possui derivada crescente até a fratura e reflete a propagação instável da trinca ou rasgamento da peça, que ocorre quando $K_{max}=K_c$. A maior taxa de crescimento da trinca é limitada pelo $CTOD_c \sim K_c^2/2ES_e$, onde o $CTOD_c$ é o deslocamento crítico da ponta da trinca.

A representação esquemática da taxa de propagação da trinca por fadiga da/dN versus amplitude do fator de intensidade de tensões ΔK e as respectivas fases são mostrados na Figura 2.11.

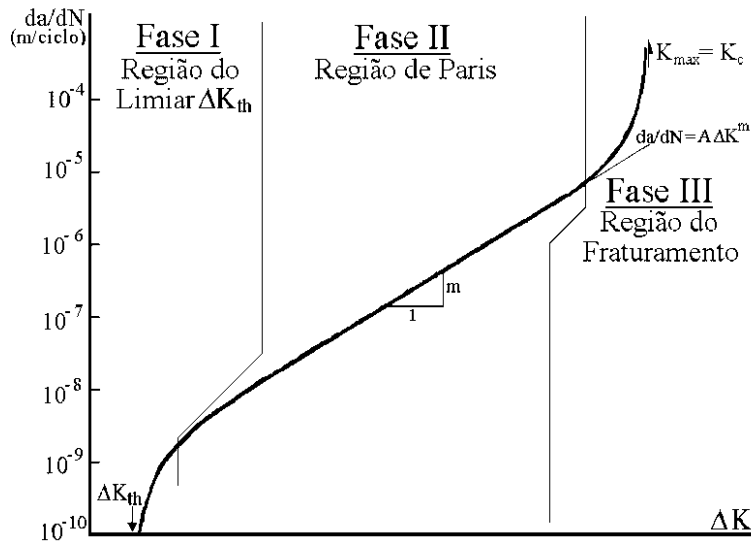


Figura 2.11 - Taxa de propagação da trinca por fadiga (da/dN) versus amplitude do fator de intensidade de tensões ΔK

A regra de Paris só descreve bem a fase II da curva de propagação e pode gerar erros significativos nas previsões de vida residual.

Existem vários outros modelos conhecidos que tentam descrever, pelo menos em parte, a forma sigmoidal da curva $da/dN \times \Delta K$ e consideram os efeitos de ΔK_{th} e de K_c . Mas, por sua simplicidade matemática, a regra de Paris é de longe a regra mais usada na prática.

2.4.6 Carregamentos de Amplitude Variável e Métodos de Contagem de Ciclos

Sistemas mecânicos e estruturas reais de engenharia raramente estão solicitadas por carregamentos de amplitude constante. A vasta maioria das estruturas carregadas dinamicamente está sujeita a carregamentos do tipo amplitude variável, que pode ser considerado como uma mistura de modelo determinístico e aleatório de carregamento. Se estes carregamentos não forem desprezíveis em relação à estrutura,

uma trinca inicial pode desenvolver-se e eventualmente pode conduzir ao colapso.

A probabilidade de ocorrência da mesma seqüência de flutuações de carregamento em um dado detalhe de uma estrutura durante um certo intervalo de tempo é muito pequena. Conseqüentemente, as magnitudes das flutuações de carregamentos devem ser caracterizadas e descritas por funções analíticas. A utilização de curvas de densidade de probabilidade para caracterizar flutuações de carregamentos cíclicos de amplitude variável pode ser bastante adequada.

Histórias de carregamentos podem ser definidas em termos da freqüência de ocorrência dos picos. Normalmente, as freqüências de ocorrências dos picos são representadas em histogramas ou gráfico de barras (Figura 2.12), onde a altura da barra representa o número de ocorrências de um certo intervalo de carregamento.

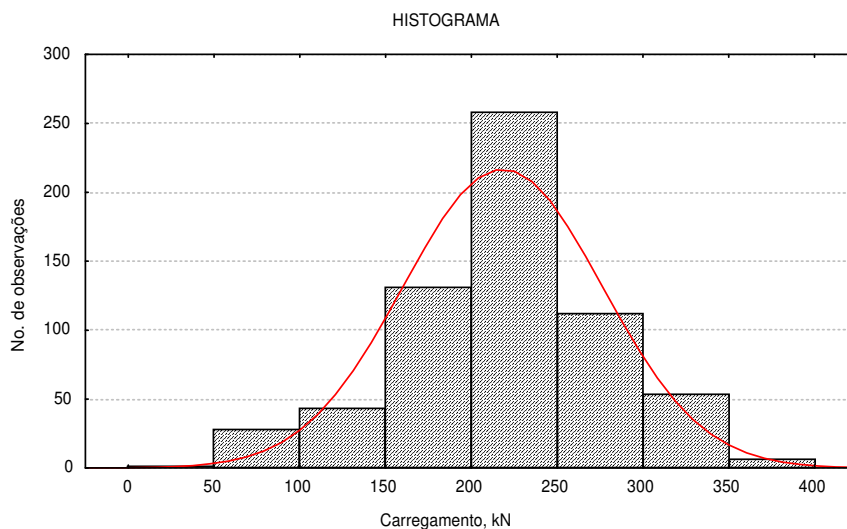


Figura 2.12: Representação da freqüência de carregamentos em um Histograma

A freqüência de ocorrência dos carregamentos pode ser representada de uma forma mais geral pela curva de densidade de

probabilidade, dividindo-se a porcentagem de ocorrência de cada intervalo (altura das barras) pelo tamanho do intervalo. Então a área sob a curva entre dois valores de carregamentos representa o percentual de ocorrência deste intervalo.

KLIPPSTEIN & SCHILLING (1976)⁴ *apud* BARSON (1999) mostraram que a expressão matemática adimensional (2.21), na qual define uma família de curvas de densidade de probabilidade referidas às curvas ou funções de distribuições Rayleigh que pode ser usada para ajustar a precisão da curva densidade de probabilidade a cada campo de dados avaliados em pontes.

$$p' = 1,1011x'e^{-1/2(x')^2} \quad (2.21)$$

onde $x' = (P_r - P_{r\text{mín}})/P_{rd}$,

$$P_r = P_{r\text{máx}} - P_{r\text{mín}},$$

$$P_{r\text{mín}} = \Delta P_{r\text{mín}}.$$

As figuras 2.13 e 2.14 apresentam graficamente os parâmetros que definem qualquer curva densidade de probabilidade particular de uma família de curvas representadas pela expressão (2.21).

⁴ KLIPPSTEIN, K.H.; SCHILLING, C.G. (1976). Stress spectrum for short-span steel bridges: Fatigue Crack Growth Under Spectrum Loads, *ASTM*, STP 595.

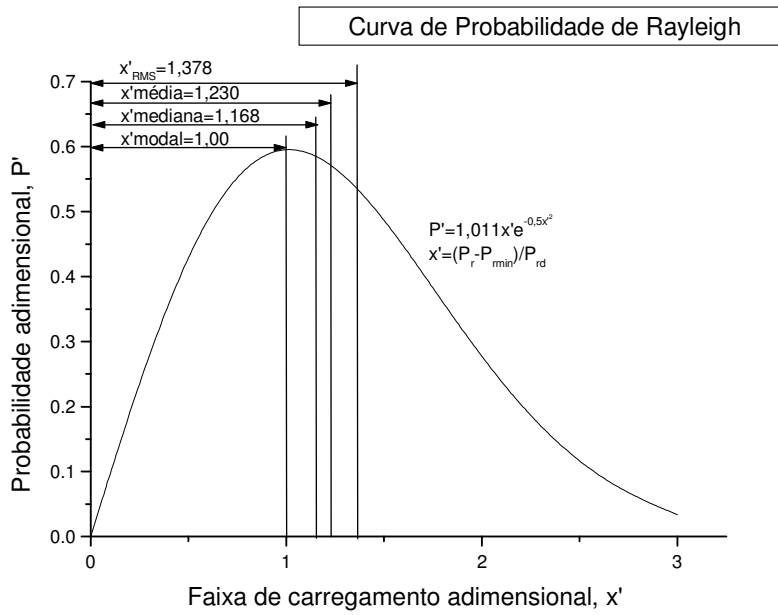


Figura 2.13: Curva de Probabilidade Rayleigh

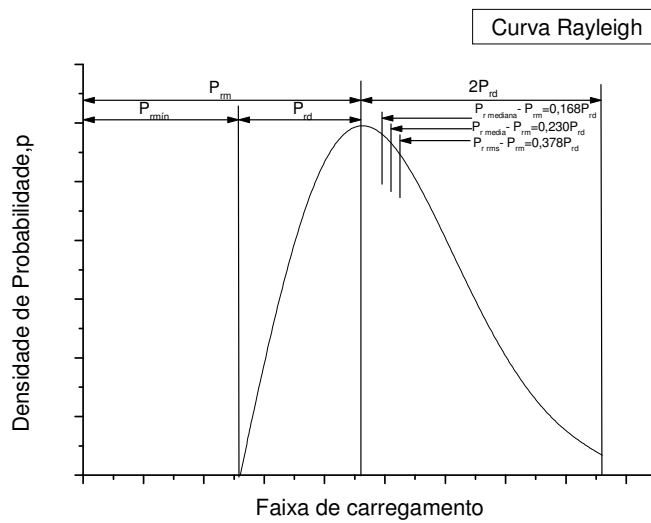


Figura 2.14: Parâmetros da Curva de Probabilidade Rayleigh

Como ilustrado na figura 2.14, uma curva particular é definida por dois parâmetros: (1) a faixa de tensão modal, que corresponde ao pico da curva; e (2) o parâmetro P_{rd} , que é a medida da largura da curva ou dispersão dos dados.

Para analisar o crescimento da trinca por fadiga sob tais condições de carregamentos variáveis, o processo de carregamentos pode ser descrito e representado por: uma sucessão de picos e vales; pela seqüência equivalente de cargas médias, alternadas e número de meios ciclos; por um histograma ou através da definição de vários parâmetros estatísticos que caracterizem o processo. Os parâmetros estatísticos de escolha dependem do tipo de processo de carregamento para o qual o sistema está sujeito.

Para quantificar o crescimento da trinca é necessário que todos os eventos que causem dano à peça sejam reconhecidos antes de se efetuar o cálculo.

SOBCZYK & SPENCER (1992) consideram três diferentes métodos de contagem de ciclos de carregamento: contagem de picos, contagem de faixas e contagem *rain-flow*.

O método que tem recebido a maior aceitação na análise de fadiga sob carregamento variável é o método *rain-flow*. Este método usa um esquema de contagem de ciclo específico para avaliar a faixa de tensão efetiva e identificar ciclos de tensão relacionados aos laços de histerese fechados de um material sujeito a um carregamento cíclico. Deve-se enfatizar que, ainda que o método de contagem *rain-flow* seja uma das mais efetivas ferramentas para predizer vida de fadiga sob história de carregamento complicado, este não é capaz de descrever efeitos de interação de tensões ou efeitos de seqüência.

SCHIJVE (1979) classifica carregamentos de amplitude variável em estacionário e não-estacionário. A Figura 2.15 indica que o carregamento

de amplitude variável estacionário é representado por repetições da mesma seqüência determinística dos ciclos de carregamento. Entretanto, uma seqüência aleatória de carregamento (não-determinística), pode ser classificada como sendo estacionária se as propriedades estatísticas forem independentes do tempo. Por este ponto de vista Schijve definiu este tipo de carregamento de amplitude variável estacionário da seguinte forma:

“Matematicamente, em termos de definição de Série de Fourier, o carregamento de amplitude variável estacionário é um tipo de carregamento periódico que pode ser representado através de uma série de Fourier com um número finito de termos”.

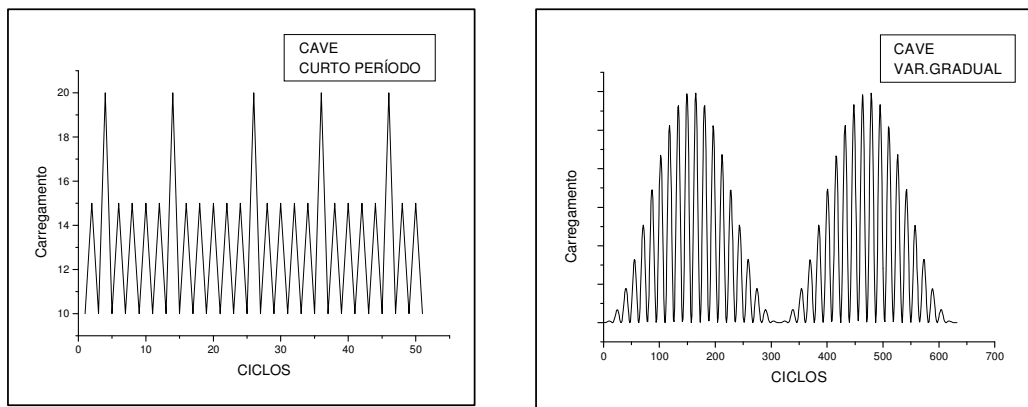


Figura 2.15 - Carregamentos de Amplitude Variável Estacionários

O carregamento de amplitude variável não-estacionário envolve um ou outro tipo de carregamento onde não há repetição da seqüência dos ciclos de carregamentos. Pode ser um carregamento de amplitude constante com um pico simples de sobrecarga (Figura 2.16) ou um carregamento de amplitude constante com amplitude A_1 seguido de outro carregamento de amplitude constante com amplitude A_2 , onde $A_2 > A_1$ (Figura 2.17).

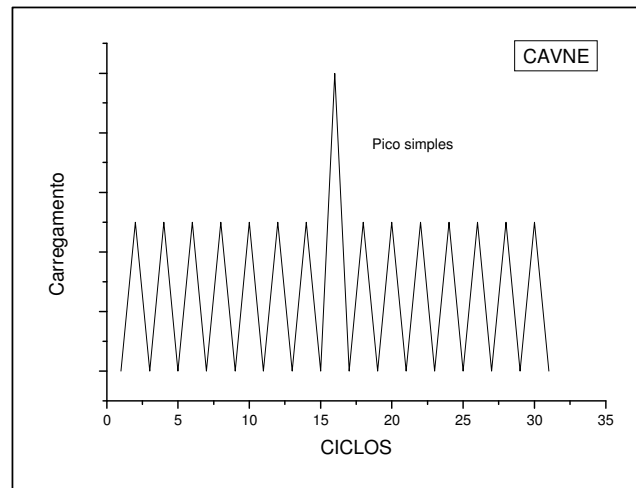


Figura 2.16: Carregamento de amplitude Variável Não-estacionário com pico simples de sobrecarga

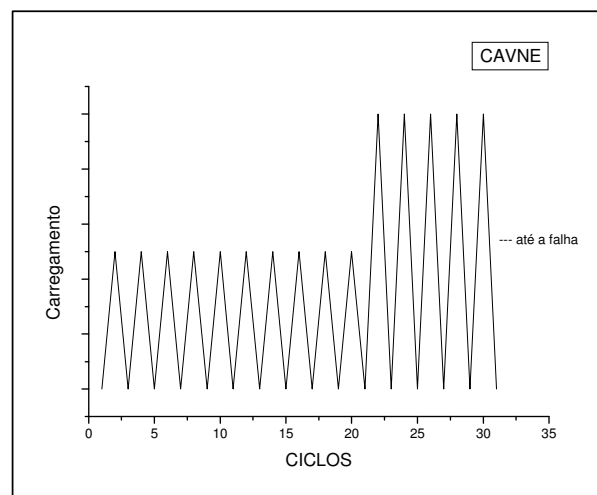


Figura 2.17: Carregamento de Amplitude Variável Não-estacionário com dois blocos de carregamentos de amplitude constante

Um tipo de carregamento onde não se observa nenhuma repetição da seqüência dos ciclos pode ser considerado como randômico (Figura 2.18)

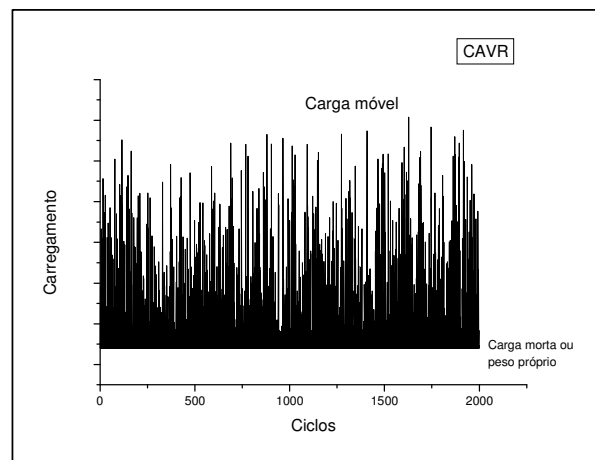


Figura 2.18 - Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)

2.4.7 Propagação de Trincas Sujeitas a Carregamento de Amplitude Variável

A maneira mais simples de tratar o problema de previsão da vida à fadiga de uma peça sujeita a um carregamento de amplitude variável é substituí-lo por um carregamento de amplitude constante que lhe seja equivalente, no sentido de causar o mesmo crescimento de trinca. BARSON (1973) descobriu experimentalmente que o valor médio quadrático *RMS* (*root-mean-square*) da gama do fator de intensidade de tensões ΔK_{rms} pode em muitos casos ser usado para este propósito.

Segundo HUDSON (1981)⁵ *apud* CASTRO (1997), pode-se calcular ΔK_{rms} a partir dos valores *RMS* dos picos e dos vales das tensões atuantes sobre a peça. Considerando que a parte negativa dos carregamentos deve ser desconsiderada, pode-se obter:

⁵ HUDSON, C.M. (1981). A root-mean-square approach for predicting fatigue crack growth under random loading, *ASTM STP 748*, p. 41-52.

$$\sigma_{\text{máx rms}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^p (\sigma_{\text{máx}i})^2}{p}} \quad \text{e} \quad \sigma_{\text{mín rms}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^q (\sigma_{\text{mín}i})^2}{q}} \quad \text{com } (\sigma_{\text{máx}}, \sigma_{\text{mín}} \geq 0)$$

$$\Delta\sigma_{\text{rms}} = \sigma_{\text{máx rms}} - \sigma_{\text{mín rms}} \quad , \quad R_{\text{rms}} = \frac{\sigma_{\text{mín rms}}}{\sigma_{\text{máx rms}}} \quad (2.22)$$

onde p e q são respectivamente o número de picos e vales do carregamento, R_{rms} é a carga média e $(\Delta K_{\text{rms}}) = [\Delta\sigma_{\text{rms}}] \sqrt{\pi a} [f(a/w)]$. Logo, a previsão do número de ciclos que a trinca leva para crescer do comprimento inicial a_0 até o final a_f é dada por:

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K_{\text{rms}}, R_{\text{rms}}, \Delta K_{\text{th}}, K_C, \dots)} \quad (2.23)$$

Por ser uma abordagem estatística, ΔK_{rms} não reconhece ordem temporal e não pode reconhecer problemas como:

- * fratura súbita causada por um grande pico ($K_{\text{máx}} = K_C$);
- * retardo ou parada da trinca após sobrecargas;
- * inatividade da trinca quando $\Delta K_{\text{rms}}(a_0) < \Delta K_{\text{th}(rms)}$

Outra maneira de tratar o problema de previsão da vida à fadiga é pelo *método de crescimento ciclo-a-ciclo*. A idéia básica deste método é associar a cada reversão do carregamento o crescimento que a trinca teria se apenas aquele 1/2 ciclo atuasse sobre a peça, desprezando o efeito de interação entre os diversos eventos de um carregamento de amplitude variável. Sendo $da/dN = f(\Delta K, R, \Delta K_{\text{th}}, K_C, \dots)$, se no i -ésimo 1/2 meio ciclo do carregamento o comprimento da trinca é a_i , a gama de tensão atuante é $\Delta\sigma_i$ e a carga média é $R_i = R(\Delta\sigma_i, \sigma_{\text{máx}i})$, então a trinca cresce de δa_i que é dado pela seguinte expressão:

$$\delta a_i = \frac{1}{2} \cdot f(\Delta K, R, \Delta K_{\text{th}}, K_C, \dots) \quad (2.24)$$

O crescimento da trinca é quantificado pelo $\Sigma(\delta a_i)$. Esta regra é similar em conceito ao acúmulo linear de dano.

2.4.8 Problemas de Interações entre Ciclos (Efeitos de Seqüência)

Problemas de interação entre ciclos podem ter efeito significativo na previsão do crescimento das trinca por fadiga. Sobrecargas trativas podem causar retardos ou paradas no crescimento. Desprezar estes efeitos nos cálculos da vida à fadiga pode invalidar completamente as previsões. De fato, em muitos casos práticos, só considerando os efeitos de retardo pode-se justificar a vida atingida pelas estruturas. A geração de um algoritmo universal para contabilizar estes efeitos é particularmente difícil devido à quantidade e à complexidade dos mecanismos envolvidos. Os principais mencionados na literatura são:

- * fechamento da trinca induzido por plasticidade;
- * cegamento e/ou bifurcação da ponta da trinca;
- * tensões e/ou deformações residuais;
- * encruamento;
- * rugosidade superficial;
- * oxidação das faces da trinca.

A principal característica das trincas de fadiga é de se propagarem cortando um material que já foi ciclicamente deformado pela zona plástica que acompanha suas pontas. As faces da trinca ficam embutidas num envelope de deformações plásticas residuais trativas e conseqüentemente as trincas comprimem suas faces quando completamente descarregadas e só abrem aliviando de uma forma progressiva a carga transmitida pelas suas faces.

Élber em 1971 introduziu o conceito de ΔK_{ef} (fator de intensidade de tensão efetivo) e este, em vez de ΔK , seria o principal parâmetro controlador da taxa da/dN . Esse modelo sugere que durante a

propagação as superfícies da trinca podem permanecer fechadas durante um ciclo de carregamento mesmo quando submetida a tensões de tração. A definição de ΔK_{ef} é mostrada na expressão (2.25) e pode ser visualizada esquematicamente na figura 2.14.

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{ab} \text{ se } K_{ab} \geq K_{m\acute{i}n}$$

$$\Delta K_{ef} = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n} \text{ se } K_{ab} < K_{m\acute{i}n} \quad (2.25)$$

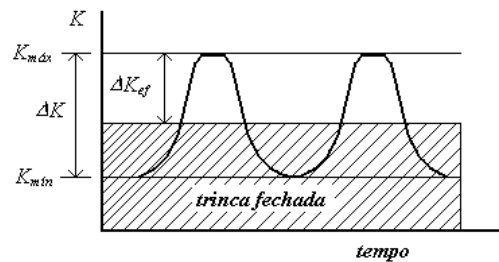


Figura 2.19 - Modelo de retardo de Éiber - Definição de ΔK_{ef}

onde K_{ab} é o fator de intensidade de tensões que considera a trinca totalmente aberta; $K_{m\acute{a}x}$ o valor máximo para K durante o ciclo de carregamento e $K_{m\acute{i}n}$ o valor mínimo.

Os modelos mais comuns dos efeitos de retardo são aqueles gerados por sobrecargas. Isto implica na suposição de que o principal mecanismo de retardo é o fechamento da trinca induzido por plasticidade.

O modelo de Wheeler é o mais usado e conhecido dos modelos de retardo causados por sobrecargas. Este modelo assume que enquanto a zona plástica de um carregamento estiver embutida na zona plástica de uma sobrecarga, o retardo depende da distância da fronteira da zona plástica da sobrecarga à ponta da trinca. O retardo é máximo logo após a sobrecarga e deixa de existir quando a fronteira da zona plástica da trinca chega à da sobrecarga.

Há vários outros modelos de retardo, mas nenhum deles foi reconhecido como possuidor de vantagens definitivas sobre os modelos citados.

2.4.9 Probabilidade e Mecânica da Fratura

Na área estrutural a mecânica da fratura probabilista é uma das opções que vem sendo empregada para determinar a possibilidade de falha da estrutura. Embora recente, a mecânica da fratura probabilista é adotada em diversos países e tem sua utilização recomendada às situações em que há incertezas nos parâmetros que governam a propagação dos defeitos no material.

A vida esperada de uma estrutura pode ser calculada usando procedimentos estatísticos alternativos, como os de VEERS *et al.* (1989) e DOMINGUEZ (1999). Para qualquer aproximação estatística usada, a vida de crescimento de trinca é obtida por integração direta da lei de crescimento de trinca, usando parâmetros estatísticos simples como o nível de tensão equivalente, a distribuição de séries de carga e o nível de carga média. Quando o efeito de sucessão ficar importante, a história de carregamentos deve ser definida dentro de tal modo que a ordem real dos ciclos de carregamentos possa ser reproduzida. Sob estas condições, o procedimento de simulação ciclo-a-ciclo é o mais aceito para calcular a vida de crescimento da trinca. Nos trabalhos de JOHNSON (1981), NEWMAN (1981) e WANG & BLOM (1991), foram propostos vários modelos para a simulação ciclo-a-ciclo da taxa de crescimento de trinca que considera o efeito de sucessão. Eles normalmente produzem resultados melhores que os esquemas de integração direta sobre os mencionados, mas consomem mais tempo e são mais difíceis de se aplicar.

Em alguns casos, um aumento da precisão nos resultados, por si só, não justifica o uso do procedimento. Em adição ao procedimento ciclo-a-ciclo alguns outros modelos estatísticos levam em consideração

também os efeitos de sucessão. Eles confiam em uma aproximação global que evita a necessidade de um procedimento ciclo-a-ciclo. Alguns destes modelos permitem estimar vários parâmetros estatísticos do processo. Tal qual, é o caso com o modelo de DITLEVSEN & SOBCZYCK (1986) que produz a distribuição de probabilidade de comprimento de trinca e com o de ARONE (1986) que estima a vida para um comprimento de trinca final a um nível de confiança prefixado. Porém, estes modelos têm algumas desvantagens. O modelo de Ditlevsen e Sobczyk não tem contudo sido experimentalmente verificado e seus parâmetros são difíceis de se ajustar. Por outro lado, o modelo de Arone, só é aplicável a um tipo específico de variação de carga e quase não poderia ser estendido a um caso mais geral. A aproximação de VEERS & VAN DEN AVYLE (1992), é vasta em conteúdo, porém, dá apenas uma estimativa da vida média esperada, mas nenhum outro parâmetro estatístico para vida de fadiga. O modelo considera o efeito de retardo adotando um valor comum da tensão de fechamento que é definido como uma função das tensões de fechamento gerado em testes de amplitudes constantes e do tipo de história de carregamentos envolvidos.

DOMINGUEZ *et al.* (1999) aplicaram um modelo para a análise estatística de crescimento de trinca sob carregamento aleatório que inclui o efeito da seqüência de carregamento. O modelo define e incorpora uma tensão de fechamento equivalente que é incluído na lei de crescimento de trinca por fadiga pelo fator de intensidade de tensão efetivo. A tensão de fechamento equivalente em cada processo de carregamento é obtida da função de distribuição de probabilidade de picos no processo aleatório de carregamento, das propriedades do material e da geometria do corpo-de-prova.

D. F. SOCIE *et al.* (1977) combinam conceitos de resistência à fadiga e mecânica da fratura para estimar a vida total de membros estruturais entalhados e trincados. Utilizam uma definição não arbitrária do comprimento de iniciação da trinca por fadiga, e este comprimento serve como uma ponte de ligação entre a iniciação e a propagação da

trinca em sua análise. As propriedades do material, carregamento, e parâmetros geométricos, são incorporados ao modelo de maneira que a porção relativa da vida de fadiga consumida na iniciação e propagação da trinca varia apropriadamente.

TALREJA (1979a) estimou a probabilidade de falha de estruturas sujeitas a carregamentos ao acaso formuladas em termos de distribuição de probabilidade de carregamentos e de resistência do material. Os carregamentos considerados são do tipo “*carregamento aleatório estacionário de banda-estreita*” com uma função de densidade de probabilidade gaussiana. Para a resistência do material foi assumida uma distribuição Weibull. Os dados experimentais foram analisados para avaliar os parâmetros de distribuição. Segundo Talreja a estrutura deverá resistir até que $S(t) \geq R(t)$, denominada “primeira passagem”. A probabilidade de não haver passagens é dada por:

$$P_s(T) = P(N=0, T) = \exp\left\{-\int_0^T \lambda(t) dt\right\}, \text{ (Y.K.LIN 1967)} \quad (2.26)$$

Onde $\lambda(t)$ é a taxa de passagens esperadas em t .

TALREJA (1979b), estimou ainda a vida de elementos sob fadiga sujeitos a carregamentos de múltiplas amplitudes e propôs que a probabilidade de falha pode ser baseada em gráficos plotados da resistência residual do material versus o número de ciclos aplicados. Segundo Talreja, este método proposto estimou melhor a porcentagem de falha por fadiga do que o método de dano cumulativo de Palmgren-Miner.

O trabalho apresentado por MANESCHY & RODRIGUES no XV CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA (1999), utiliza como cálculo numérico o método de Monte Carlo para avaliar dados reais relativos à taxa de propagação de trincas em tubos de gerador de vapor. A probabilidade de falha foi avaliada a partir de dados

representados por distribuições estatisticamente independentes. A equação resolvida para a probabilidade de falha é a equação (2.27) descrita abaixo:

$$\iint_{f(X)} \dots \int f_{X_1}(x_1) f_{X_2}(x_2) \dots f_{X_n}(x_n) dx_1 dx_2 \dots dx_n \quad (2.27)$$

onde $f(X)$ = função de falha e $f_{X_1}(x_1) \dots f_{X_n}(x_n)$ são as funções de densidade de probabilidade conjunta dos n parâmetros de entrada que caracterizam a incerteza do problema. Para os dados de entrada, foi assumida para a resistência do material e parâmetros geométricos uma distribuição normal e para o tamanho das trincas uma distribuição Weibull.

Segundo BEA *et al.* (1999) há dois problemas principais no estudo de confiabilidade estrutural de estruturas sob propagação de trinca por fadiga: primeiro a quantidade pequena de dados disponíveis sobre distribuições probabilísticas das diferentes variáveis pertinentes ao processo; segundo o elevado custo computacional relacionado a qualquer análise probabilista. Bea estabeleceu um modelo para o problema durante a fase de propagação de trinca por fadiga, considerando-o como um problema de dano cumulativo, discreto a tempo e espaço, usando modelos probabilísticos desenvolvidos por BOGDANOFF & KOZIN (1985). O procedimento proposto consiste na construção de um modelo (B-MODEL) de dano cumulativo dos resultados de Mecânica da Fratura Elastoplástica (FMPE) calculados para diferentes comprimentos de trinca inicial e final. Os comprimentos inicial e final da trinca, o ângulo de propagação da trinca, a fratura do material e os parâmetros elásticos assim como as cargas externas foram consideradas como sendo variáveis aleatórias no processo.

3

METODOLOGIA

Neste capítulo é apresentada a metodologia básica deste trabalho; são definidos o modelo de viga de ponte de aço, segundo projeto da AASHTO, considerações de vigas trincadas e as equações utilizadas para a simulação de carregamentos e propagação das trincas. Toda a teoria desenvolvida aqui é implementada num algoritmo escrito em linguagem Fortran.

3.1. Projeto de Ponte Modelo (AASHTO)

No projeto de uma ponte modelo não-trincada, utilizou-se o exemplo de uma ponte bi-apoiada com vão de 24.000 mm. Como as normas brasileiras em certos casos são inexistentes ou omissas adota-se os procedimentos de projeto da norma americana AASHTO. O desenvolvimento de projeto da AASHTO foi baseado em avaliações sistemáticas de causas de trincamento e fratura em membros de pontes e sua conseqüente falha.

A AASHTO define membros planos de pontes em redundantes e não-redundantes. Redundantes são aqueles que se falharem não causam o colapso da estrutura pois as cargas são redistribuídas para membros adjacentes e caminhos alternativos, o que não ocorre com os não-

redundantes, pois se falharem em serviço causam o colapso da ponte. No presente trabalho a viga é considerada como não-redundante.

A viga consiste de um perfil soldado em I, onde a mesa superior tem dimensão de 360 mm e a mesa inferior 750 mm. A alma tem altura total de 1.400 mm, como ilustra a figura 3.1.

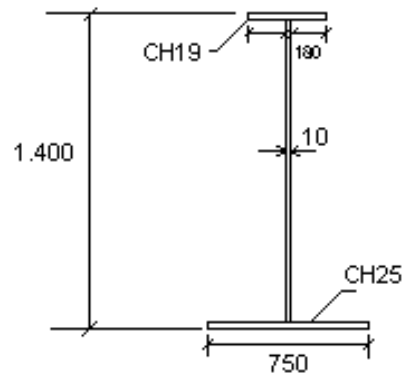


Figura 3.1 – Seção transversal da viga com perfil I

As propriedades geométricas da viga são mostradas na tabela 3.1 e ilustradas na figura 3.2.

VI 1400			
Mesa superior	$tf1 = 19 \text{ mm}$	$bf1 = 360 \text{ mm}$	Área = 6.840 mm^2
Alma	$tw = 10 \text{ mm}$	$hw = 1.356 \text{ mm}$	Área = 13.560 mm^2
Mesa inferior	$tf2 = 25 \text{ mm}$	$bf2 = 750 \text{ mm}$	Área = 18.750 mm^2

Tabela 3.1 – Propriedades geométricas do modelo da viga

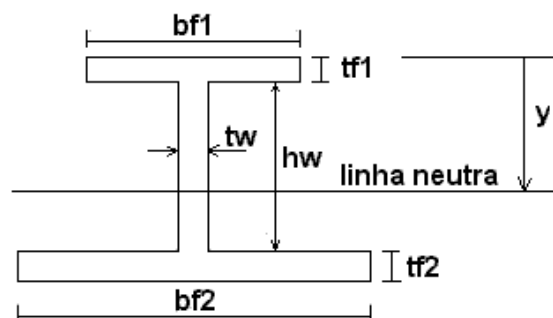


Figura 3.2 – Definições geométricas da viga de perfil I

Área Total = 39.150 mm²

L = 24.000 mm

Centro de gravidade y = 907,6 mm

Momento de Inércia I = 0,119 x 10¹¹ mm⁴

Módulo de elasticidade E = 200 GPa

Limite de escoamento $\sigma_e = 276$ MPa

Peso próprio $P_p = d_{aço} \text{Área.L.g} = 72,36$ kN

3.1.1. Medida do Comprimento Efetivo (AASHTO – item 10.4):

Para o cálculo de tensões, o comprimento medido do vão deve ser assumido como a distância entre os centros de apoios ou outros pontos de suporte (L = 24.000 mm).

3.1.2. Verificação da Altura Mínima da Viga (AASHTO – item 10.5.2):

A razão entre a altura total da viga e o comprimento total, deve ser de tal forma que:

$$H_{\text{total}} / L \geq 1/30 \Rightarrow H_{\text{total}} \geq 800 \text{ mm} \quad (3.1)$$

3.1.3. Verificação da Esbeltez Máxima da Alma sem Enrijecimento Longitudinal (AASHTO – item 10.34.3.1):

$$tw \geq \frac{hw\sqrt{f_b}}{1.909} \quad (3.2)$$

onde: hw é a altura da alma = 1.356 mm

$$f_b = 0,55\sigma_y = 0,55 \times 0,344 = 0,1892 \text{ kN/mm}^2 \Rightarrow tw \geq 9,77 \text{ mm}$$

3.1.4. Verificação da Espessura da Mesa Superior tf1 (AASHTO – item 10.34.2.1.3):

$$\frac{bf1}{tf1} \leq \frac{270}{\sqrt{f_b}} \Rightarrow tf1 \geq 17,83 \text{ mm} \quad (3.3)$$

onde bf1 = 360 mm.

3.1.5. Verificação de Fadiga (AASHTO)

A norma americana AASHTO no item 10.3 estabelece os limites necessários para a verificação de fadiga em estruturas redundantes e não-redundantes. Tais estruturas quando sujeitas a variações repetidas ou reversas de tensão devem ser projetadas de acordo com as tensões admissíveis para ciclos e categorias, segundo os detalhes construtivos (itens 10.3.1.B e 10.3.1.C). A faixa de tensão ΔF_r é definida como a diferença algébrica entre a máxima e a mínima tensão ($\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}$).

A tabela 3.2 mostra os valores de tensões admissíveis e os respectivos números de ciclos para estruturas não-redundantes. A viga em estudo está classificada na Categoria B pois se aplica a uma grande variedade de detalhes em vigas soldadas, como as soldas de entalhe (*groove weld*) em ligação de topo, localizadas na alma e nas mesas das vigas I.

Estruturas Não-redundantes - F_r (MPa,)				
CATEGORIA	100.000 CICLOS	500.000 CICLOS	2.000.000 CICLOS	ACIMA DE 2.000.000 CICLOS
B	269	159	110	110

Tabela 3.2 - Limites de Tensão de Fadiga Admissíveis para Categoria B -Estruturas Não-redundantes (AASHTO)

Utilizando-se um trem-tipo classe 45 – NBR 7188/84 na qual a base do sistema é um veículo de 450 kN de peso total e coeficiente de impacto igual a 1,26 (NBR 7187/87) calculou-se a tensão máxima na mesa inferior levando-se em consideração que a ponte seria formada por duas vigas iguais e a carga pode assim ser dividida em 225 kN para cada viga. Neste caso a ponte é considerada de classe 45. O resultado é mostrado a seguir.

$$\sigma_r = \frac{M_{cm}}{W_m} = \frac{1.701}{0,02419} = 70,32 \text{MPa} < F_r \quad (\text{acima de 2.000.000 de ciclos}) \quad (3.4)$$

onde,

W_{cm} é o módulo de resistência da seção (m^3);

M_{cm} é o momento proveniente da carga móvel (kN.m).

3.1.6. Materiais para Vigas de Aço

A tabela 3.3 mostra os aços reconhecidos pela AASHTO (item 10.2A) para estruturas de pontes com as propriedades mínimas de resistência à tração e limite de escoamento. O módulo de elasticidade mínimo de todas as grades de aços estruturais é assumido como sendo igual a 200 GPa.

Tipo	Aço Estrutural	Aço Baixa-Liga Alta Resistência		Aço Baixa-Liga Temperado e Revenido	Aço Liga de Alto Limite de Escoamento Temperado e Revenido	
Designação	M 270	M 270	M 270	M 270	M 270	
AASHTO	Gr. 36	Gr. 50	Gr. 50W	Gr. 70W	Gr. 100/100W	
Equivalente	A 709	A 709	A 709	A 709	A 709	
ASTM	Gr. 36 A 36	Gr. 50	Gr. 50W	Gr. 70W	Gr. 100/100W	
Res.Tração (mín.)	400 MPa	448 MPa	482 MPa	620 Mpa	758 MPa	689 MPa
Res. Esc. (mín.)	248 MPa	344 MPa	344 MPa	482 Mpa	689 MPa	620 MPa

Tabela 3.3: Propriedades mínimas de resistências de aços estruturais (AASHTO – item 10.2A)

Neste trabalho consideramos o material da viga como sendo o aço A-36 que tem microestrutura ferrítica-perlítica.

O fator de intensidade de tensão crítico e o limite se escoamento do aço A-36 são:

$$K_{IC} = 55 \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$$

$$\sigma_e = 276 \text{MPa}$$

Outros aços podem ser usados, entretanto, suas propriedades, resistências, tensões admissíveis e processo de fabricação devem ser estabelecidos e especificados.

3.2. Modelagem 3D da Viga para Estimar os Limites Máximo e Mínimo da Tensão de Serviço sem a Presença de Trincas

Para se estimar os limite máximo e mínimo da tensão de serviço na mesa inferior da viga considerou-se a carga mínima como sendo o peso próprio da estrutura, e a carga máxima como sendo o peso próprio mais o peso do veículo-tipo classe 45 com o fator de impacto (carga dinâmica). Então:

$$P_{\text{mín}} = P_p = 72,36 \text{ kN}$$

$$P_{\text{máx}} = 72,36 + 283,5 = 355,86 \text{ kN}$$

Logo, todos os carregamentos aplicados no modelo da viga para análise de propagação das trincas deverão estar dentro destes limites.

O programa ANSYS é utilizado aqui como ferramenta para a análise de tensões na viga I - V1. A viga é modelada de acordo com as dimensões e propriedades mecânicas especificadas no item 3.1 com o elemento finito SHELL43 e os carregamentos mínimo e máximo são aplicados no modelo. Para título de arredondamento consideramos $P_{\text{mín}} = 70 \text{ KN}$ e $P_{\text{máx}} = 360 \text{ kN}$. As figuras 3.3 e 3.4 mostram respectivamente as duas situações.

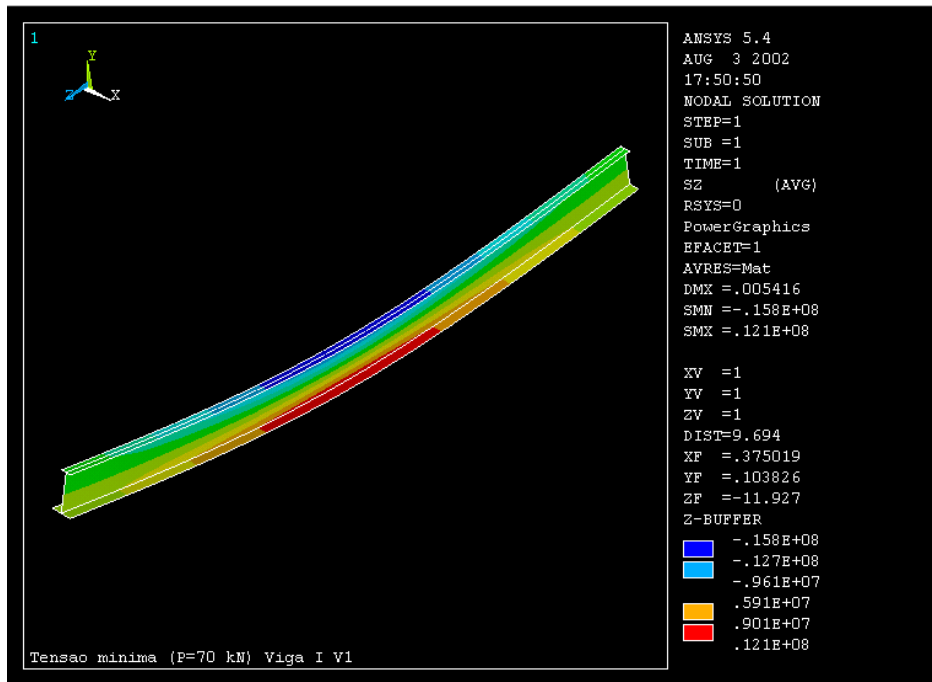


Figura 3.3 – Modelagem da Viga I–V1 no programa ANSYS para situação de carregamento mínimo ($P = 70$ kN)

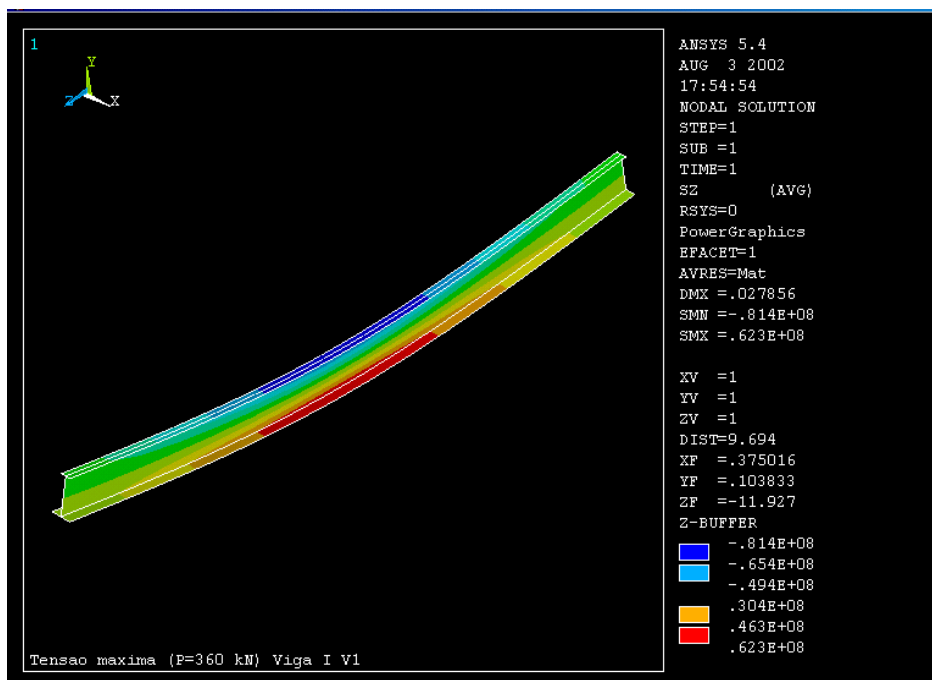


Figura 3.4 – Modelagem da Viga I–V1 no programa ANSYS para situação de carregamento máximo ($P = 360$ kN)

De acordo com os resultados da modelagem observamos que os limites de tensões para uma viga sem trinca foram:

$$\sigma_{pr \text{ mín}} = 12,1 \text{ MPa} \quad (\text{tensão mínima de projeto})$$

$$\sigma_{pr \text{ máx}} = 62,3 \text{ MPa} \quad (\text{tensão máxima de projeto})$$

$$\Delta\sigma_{pr} = 50,12 \text{ MPa}$$

Observamos que a viga trabalha perfeitamente dentro do regime elástico do material quando não há presença de defeitos.

3.3. Modelo de Viga Trincada

Verificou-se no item 3.2 que todos os requisitos da AASHTO para o projeto da ponte são satisfeitos, mas deve-se observar que esta se adequa ao projeto de novas estruturas e não leva em consideração a presença de defeitos encontrados posteriormente.

Neste modelo assume-se inicialmente uma trinca de comprimento a_0 em Modo I de abertura na alma da viga transpassando a mesa inferior e posicionada na metade do comprimento do vão (Figura 3.5). O processo de fadiga e crescimento da trinca se desenvolverá na viga devido a um carregamento P de amplitude variável.

Devemos observar que neste modelo não se leva em consideração as tensões residuais na região da solda; isto porque assume-se que a trinca se originou como uma pequena fissura ou defeito na região da solda, levou um determinado tempo para crescer e encontra-se num estágio avançado onde já possui um tamanho bastante considerável na alma da viga e fora da influência de tensões residuais. Deseja-se então prever o tempo de vida da estrutura para um reparo conveniente.

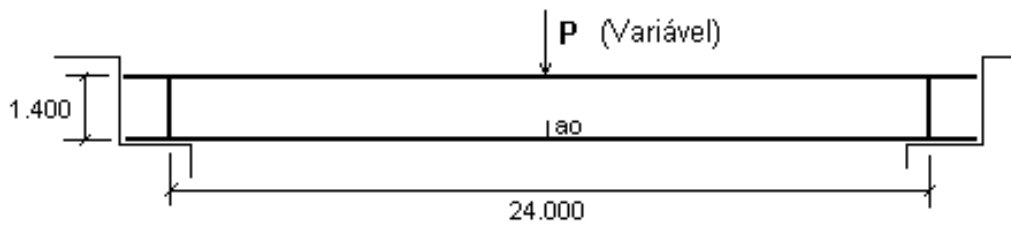


Figura 3.5 – Modelo de viga bi-apoiada trincada em Modo I

3.4. Regras de Propagação de Trincas Por Fadiga

O presente trabalho utiliza como regra de propagação de trincas a regra de Paris-Erdogan. Esta regra correlaciona a taxa de crescimento da trinca com a variação do fator de intensidade de tensão, como mostrado:

$$\frac{da}{dN} = A \cdot \Delta K^m \quad (3.5)$$

onde A e m são constantes do material.

As estimativas de dados reais citadas por BARSON & ROLFE (1999) indicam que as taxas de crescimento de trinca por fadiga para os aços ferrítico-perlíticos podem ser calculadas por:

$$\frac{da}{dN} = 6,9 \times 10^{-12} (\Delta K)^3 \text{ (m/ciclo) e } \Delta K (\text{MPa}\sqrt{\text{m}}) \quad (3.6)$$

Para se estimar a vida de fadiga sob carregamento de amplitude variável são utilizados os métodos de crescimento pelo *valor médio quadrático RMS (root-mean-square)* e *ciclo-a-ciclo*.

3.4.1 Modelo de Crescimento de Trincas Através do Método do Valor Médio Quadrático RMS (*Root-Mean-Square*)

Como já visto anteriormente no capítulo 2 podemos tratar o problema de previsão da vida à fadiga de uma peça sujeita a um carregamento de amplitude variável substituindo este por um carregamento de amplitude constante que lhe seja equivalente, no sentido de causar o mesmo crescimento de trinca.

Então o valor de ΔK_{rms} Pode ser calculado a partir dos valores *RMS* dos picos e dos vales das tensões atuantes sobre a peça. Considerando que a parte negativa dos carregamentos deve ser desconsiderada, pode-se obter:

$$\sigma_{\text{máx}_{rms}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^p (\sigma_{\text{máx}_i})^2}{p}} \quad \text{e} \quad \sigma_{\text{mín}_{rms}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^q (\sigma_{\text{mín}_i})^2}{q}} \quad \text{com } (\sigma_{\text{máx}}, \sigma_{\text{mín}} \geq 0)$$

$$\Delta\sigma_{rms} = \sigma_{\text{máx}_{rms}} - \sigma_{\text{mín}_{rms}} \quad (3.7)$$

onde p e q são respectivamente o número de picos e vales do carregamento e $(\Delta K_{rms}) = [\Delta\sigma_{rms}] \sqrt{(\pi a)} [f(a/w)]$. Logo, a previsão do número de ciclos que a trinca leva para crescer do comprimento inicial a_0 até o final a_f é dada por:

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K_{rms})} \quad (3.8)$$

Vale ressaltar que o valor de ΔK_{rms} de um carregamento variável é similar mas não idêntico ao ΔK de um carregamento constante. Como toda estatística, ΔK_{rms} não reconhece ordem temporal e não pode perceber alguns problemas como:

- fratura súbita causada por um grande pico durante o carregamento variável ($K_{m\acute{a}x} = K_c$),
- interação entre ciclos ou efeito de retardo,
- inatividade da trinca quando $\Delta K < \Delta K_{th}$

O algoritmo para o método RMS apresenta-se no Apêndice A. Neste trabalho a equação (3.8) é resolvida utilizando-se o método numérico de Runge-Kutta de 4ª ordem para o cálculo da vida à fadiga.

3.4.2 Método de Crescimento de Trincas Ciclo-a-Ciclo

A idéia básica deste método é associar a cada reversão do carregamento o crescimento que a trinca teria se apenas aquele meio ciclo atuasse sobre a peça.

Sendo a taxa de propagação da trinca $da/dN = f(\Delta K_i)$ e no i -ésimo 1/2 meio ciclo do carregamento o comprimento da trinca é a_i , então a gama de tensão atuante é $\Delta\sigma_i$ e o incremento da trinca δa_i pode ser dado pela seguinte expressão:

$$\delta a_i = (1/2) \cdot f(\Delta K_i) e \quad (3.9)$$

$$\Delta K_i = f(a_i / W) \Delta\sigma_i \sqrt{\pi a_i} \quad (3.10)$$

onde $f(a_i/w)$ é o fator que depende da geometria da peça.

O crescimento da trinca é quantificado pelo $\sum(\delta a_i)$. Esta regra é similar em conceito ao acúmulo linear de dano, descrito no capítulo 2.

Antes de quantificar o crescimento torna-se necessário reduzir a história de carregamento a uma seqüência de eventos que possam ser estimados como compatíveis com dados de fadiga de amplitude

constante. Os métodos que tornam tais reduções possíveis são conhecidos como métodos de contagem de ciclos.

Neste trabalho utilizaremos o método de contagem de ciclos denominado *rain-flow*. Este método utiliza um esquema específico de contagem de ciclos para estimar a ordem de tensões efetivas e identificar ciclos de tensões relacionados aos *loops fechados de histerese* na resposta tensão-deformação do material quando sujeito a um carregamento cíclico.

Este trabalho utiliza como ferramenta de contagem de ciclos o programa ViDa – *Danômetro Visual*. Neste programa utiliza-se a contagem de ciclos de forma seqüenciada. Com esta técnica o efeito de cada grande evento é contado no momento em que ele ocorre e não antes de sua ocorrência, como no método tradicional. A principal vantagem desta técnica é evitar a aplicação antecipada de sobrecargas, o que pode causar previsões não-conservativas.

Deve-se enfatizar que, ainda que o método de contagem *rain-flow* seja uma das mais efetivas ferramentas para prever vida de fadiga sob história de carregamento de amplitude variável, este não é capaz de descrever efeitos de interação de tensões ou efeitos de seqüência.

A implementação de um algoritmo do método ciclo-a-ciclo não é numericamente difícil mas requer muito esforço computacional. Tem as vantagens de garantir a inatividade da trinca quando num ciclo $\Delta K_i < \Delta K_{th}$ e prever a fratura súbita causada por um grande pico durante o carregamento variável quando $K_{m\acute{a}x} = K_c$. O Apêndice A apresenta o algoritmo em linguagem Fortran para o método ciclo-a-ciclo.

3.5. Equação do Fator de Intensidade de Tensão

Para encontrar uma expressão para o cálculo do fator de intensidade de tensão K_I , considera-se que a trinca se propaga na alma da viga I onde observa-se uma altura hw bem superior à sua espessura tw (cerca de 136 vezes). Para esta geometria a alma se encontra em estado plano de tensões.

[C1] Comentário: REFER

Para vigas com trinca simples de borda sob flexão “*single edge crack in beam in bending*” (Figura 3.6), o fator de intensidade de tensão pode ser deduzido da expressão (3.11):

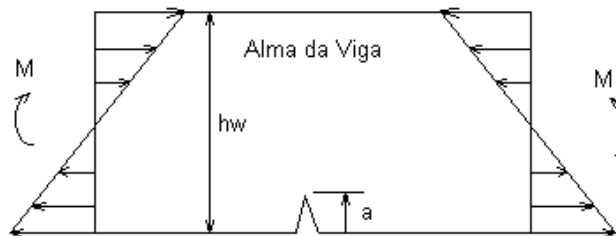


Figura 3.6 - Modelo de viga com trinca simples de borda sob flexão

$$K_I = \frac{Mc}{I} \sqrt{\pi a} f(a/hw) \quad (3.11)$$

onde M é o momento fletor, c é a distância da ponta da trinca à linha neutra, I é o momento de inércia da seção transversal e $f(a/hw)$ é o fator de geometria.

Esta equação pode ser desenvolvida para o caso de uma seção transversal em forma de T (Figura 3.7), já que no presente modelo a trinca inicial é assumida inicialmente na alma da viga. Deve-se observar que a linha neutra da seção trincada se desloca à medida que a trinca se propaga.

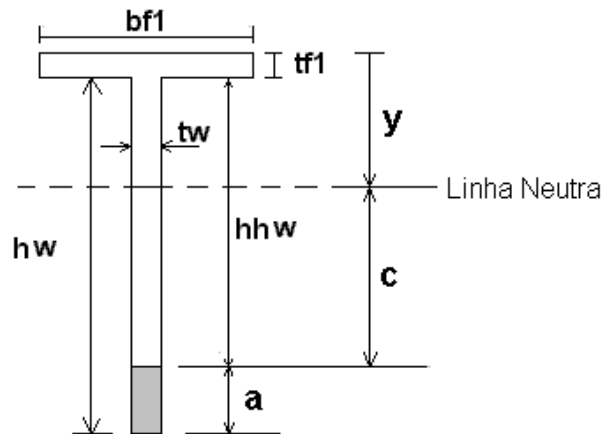


Figura 3.7 – Geometria da alma da viga trincada

3.5.1. Cálculo do Momento Fletor M

O momento fletor é calculado pela seguinte expressão:

$$M = P \cdot L / 4 \quad (3.12)$$

3.5.2 Ajuste da Posição da Linha Neutra c

$$c = hw + tf1 - (a + y) \quad (3.13)$$

$$hhw = hw - a$$

$$y = \frac{bf1 \cdot tf1 \cdot (hhw + tf1/2) + hhw \cdot tw \cdot (hhw/2)}{bf1 \cdot tf1 + hhw \cdot tw} \quad (3.14)$$

3.5.3. Cálculo do Momento de Inércia I da Seção Trincada

$$hhw = hw - a$$

$$I = \frac{bf1 \cdot tf1^3}{12} + (bf1 \cdot tf1 \cdot (hhw + tf1/2 - y)^2) + \quad (3.13)$$

$$\frac{tw \cdot hhw^3}{12} + (tw \cdot hhw \cdot (hw/2 - y)^2)$$

3.5.4. Fator de Geometria

Para o caso de vigas com trinca simples de borda sob flexão BARSON & ROLFE (1999) apresentam os valores do fator de geometria $f(a/hw)$ para diferentes relações (a/hw) , como mostra a tabela 3.4. e que pode ser visualizado na figura 3.8.

a/hw	0.05	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6 e maiores
$f(a/hw)$	0.36	0.49	0.60	0.66	0.69	0.72	0.73

Tabela 3.4 – Fator de geometria para trinca simples de borda sob flexão

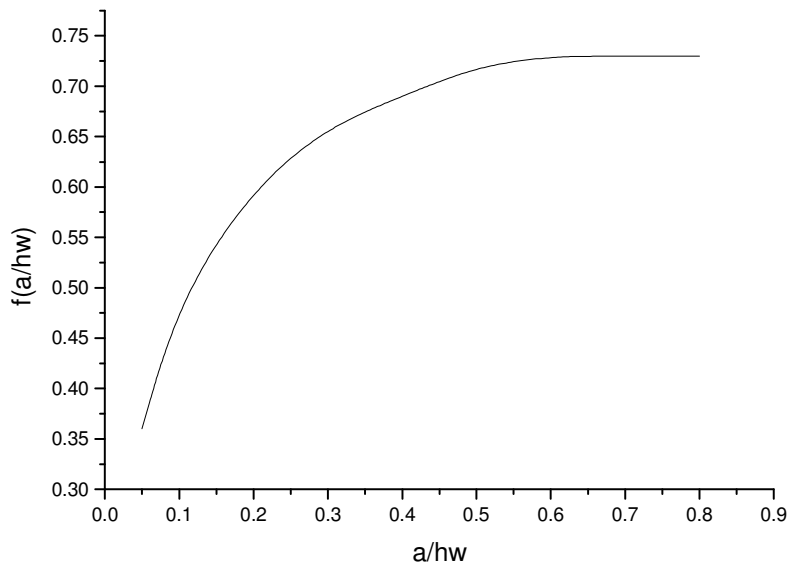


Figura 3.8 – Gráfico $f(a/hw)$ x (a/hw) .

3.5.5 Cálculo do Tamanho Crítico da Trinca (a_c)

O tamanho crítico da trinca pode ser estimado através do fator de intensidade de tensão crítico do material (K_{IC}) e da tensão nominal na ponta da trinca pela seguinte expressão:

$$a_c = \left(\frac{K_I}{\sigma_{\max} \sqrt{\pi f(a/hw)}} \right)^2 \quad (3.15)$$

Considerando um carregamento nominal máximo de 360 kN pode-se calcular as tensões atuantes ao longo da alma da viga e construir o gráfico $K_I \times a/hw$ (Figura 3.9). Observa-se que quando $K_{IC} = 55 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, o valor de $(a/hw) = 0,070$. Então o valor de $a_c = 95 \text{ mm}$.

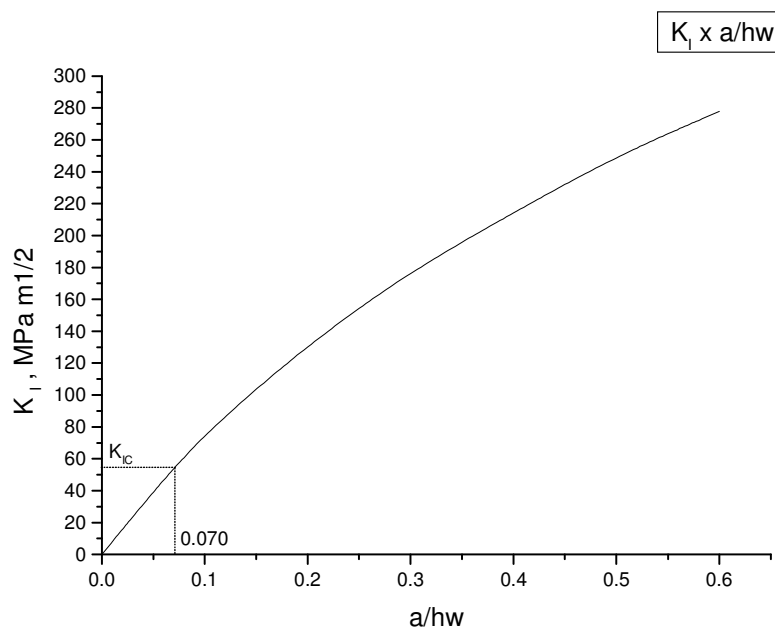


Figura 3.9 – Curva de $K_I \times (a/hw)$

A figura 3.10 mostra a relação tensão nominal x tamanho da trinca para $K_{IC} = 55 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

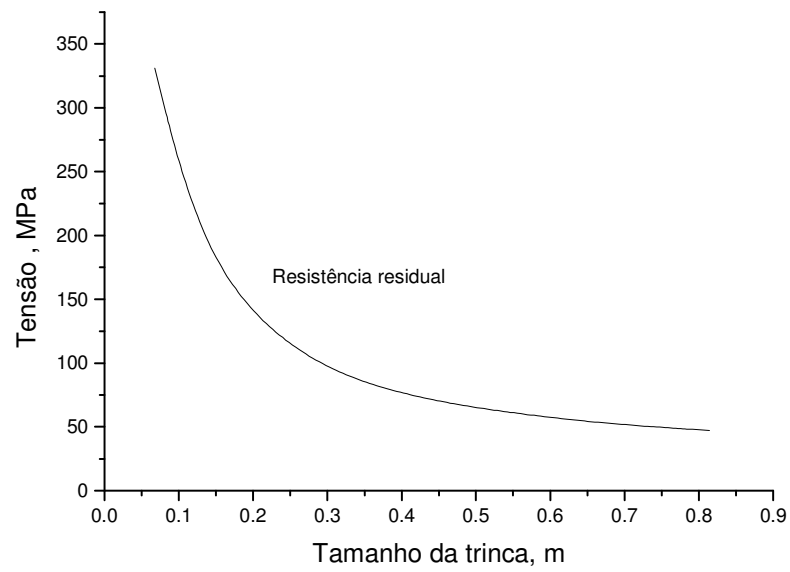


Figura 3.10 - Relação entre tensão nominal x tamanho da trinca para $K_{IC} = 55 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, indicando a resistência residual

3.5.6. Variação do Fator de Intensidade de Tensão Limite para Propagação de Trincas por Fadiga

Existe um determinado valor de variação do fator de intensidade de tensão ΔK onde abaixo do qual não se observa crescimento da trinca. Este é conhecido por ΔK_{th} . Os dados experimentais mostram que uma estimativa para ΔK_{th} para os aços ferrítico-perlíticos pode ser dada pela seguinte expressão:

$$\Delta K_{th} = 7(1 - 0,85R) \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \quad \text{para } R = P_{\text{mín}} / P_{\text{máx}} > 0,1$$
$$\Delta K_{th} = 5,8 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

3.6. Definições de Carregamentos de Amplitude Variável

Para analisar a vida de crescimento da trinca por fadiga, os carregamentos são descritos e representados como uma sucessão de picos e vales.

Neste modelo utilizam-se os seguintes tipos de carregamentos de amplitude variável e suas respectivas denominações:

- Carregamento de Amplitude Variável Estacionário (CAVE);
- Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR).

3.6.1. Carregamento de Amplitude Variável Estacionário (CAVE)

Este espectro é caracterizado pela repetição das mesmas seqüências de ciclos de carregamentos. Estas seqüências são determinísticas, ou seja, não randômicas onde se observa uma variação gradual do carregamento, como ilustrados na figura 3.11 e 3.12.

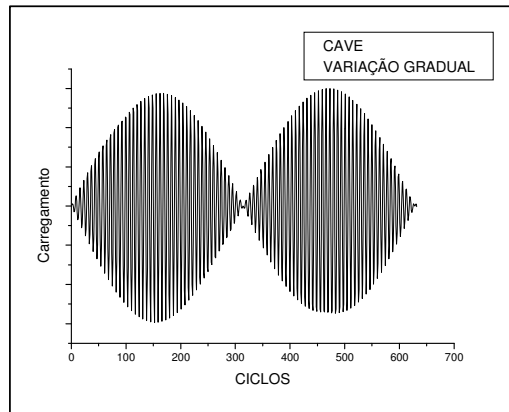


Figura 3.11 – Exemplo 1 de CAVE com variação gradual

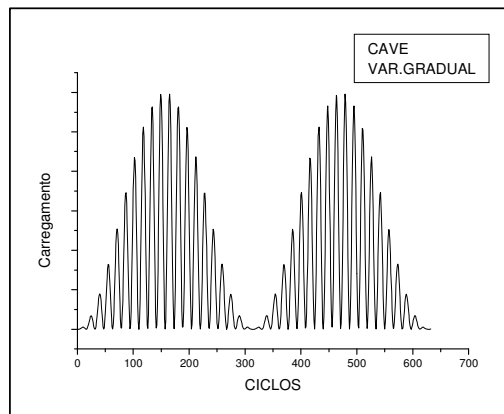


Figura 3.12 – Exemplo 2 de CAVE com variação gradual

Na geração destes tipos de carregamentos utiliza-se uma função matemática que é solução do fenômeno do batimento, caracterizada por ter uma variação periódica de amplitude. Esta função é dada por:

$$P = [P_{\text{médio}} + P_{\text{ampl}} \text{sen}(\omega_1 N) \text{sen}(\omega_2 N)] \quad (3.16)$$

onde;

P = carregamento;

P_m = carga média de solicitação ;

P_{ampl} = amplitude de carregamento;

N = número de ciclos;

ω_1 e ω_2 = variáveis

Assim, o movimento é uma oscilação com uma amplitude que varia de acordo com a seguinte expressão:

$$\text{Amplitude} = P_{\text{ampl}} \text{sen}(\omega t) \quad (3.17)$$

3.6.2. Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)

Um CAVR pode ser considerado como um tipo de carregamento onde não se observa repetição nos ciclos de carregamento e a amplitude varia randomicamente com o tempo (Figura 3.13).

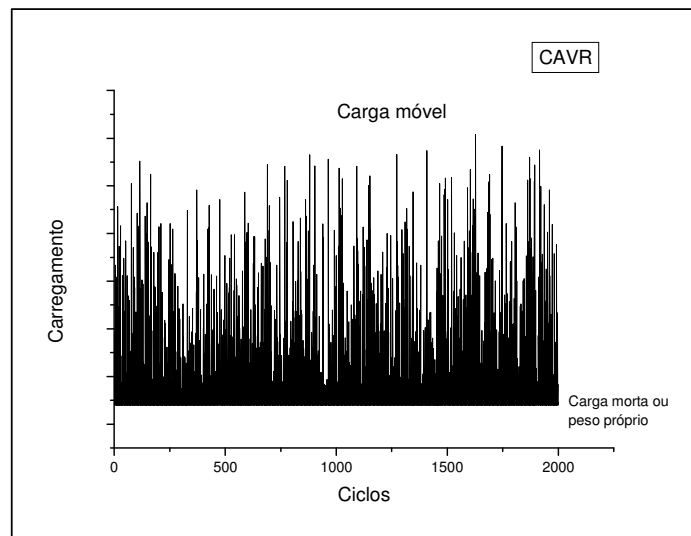


Figura 3.13 – Carregamento de Amplitude Variável Randômico (CAVR)

Na simulação destes tipos de carregamentos utiliza-se uma função matemática cuja amplitude de carregamento é randomizada na presença de números aleatórios gerados pelo programa após cada ciclo.

$$P = [P_p + (\text{rand})P_{\text{ampl}}] \quad (3.18)$$

onde;

P = carregamento;

P_p = peso próprio;

P_{ampl} = amplitude de carregamento;

rand = número aleatório gerado pelo programa a cada ciclo,

onde (0 ≤ rand ≤ +1).

A geração desta seqüência randômica depende de três *números de origem* e para cada seqüência diferente destes números é gerada também uma seqüência aleatória diferente com um determinado número de ciclos.

A propagação da trinca na viga sob tais carregamentos é analisada no capítulo 4.

4

SIMULAÇÕES E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados das simulações realizadas utilizando-se os modelos computacionais desenvolvidos. Logo em seguida, também são apresentadas as discussões com base nos resultados obtidos.

Essas simulações foram feitas com o objetivo de verificar o comportamento da propagação de trincas na alma de uma viga modelo com seção I sujeita a diversos espectros de carregamentos.

O modelo computacional desenvolvido que utiliza o método do Valor Médio Quadrático para propagação de trincas, tem a seguinte seqüência de utilização:

1. Geração dos carregamentos variáveis através dos programas: G_CAVR, para carregamentos de amplitudes variáveis randômicos e G_CAVE, para carregamentos de amplitudes variáveis estacionários;
2. Contagem *rainflow* dos carregamentos através do programa ViDa;
3. Utilização do programa DELTA_P_rms para cálculo do valor de ΔP_{rms} através de um arquivo de entrada de carregamentos na forma de Vales e Picos;

4. Utilização do programa P_RMS para calcular o número de ciclos necessários para uma trinca crescer de um valor inicial a_0 até um valor final a_c .

Já o modelo computacional desenvolvido com base no método Ciclo-a-Ciclo, tem a seguinte seqüência de utilização:

1. Geração dos carregamentos variáveis através dos programas: G_CAVR, para carregamentos de amplitudes variáveis randômicos e G_CAVE, para carregamentos de amplitudes variáveis estacionários;
2. Contagem *rainflow* dos carregamentos através do programa ViDa;
3. Utilização do programa CICLO_A_CICLO para calcular o número de ciclos necessários para uma trinca crescer de um valor inicial a_0 até um valor final a_c , através de um arquivo de entrada de carregamentos na forma de Vales e Picos.

No Apêndice A encontram-se todos os programas citados nos parágrafos anteriores.

Como forma de validar o modelo computacional desenvolvido, foram realizadas simulações simplificadas e os resultados foram comparados com simulações no *software* ViDa de reconhecida precisão e performance, desenvolvido na PUC, Rio de Janeiro – RJ.

Para título de comparação dos resultados, todos os cálculos de vida da estrutura foram feitos assumindo trincas de tamanhos iniciais iguais a 10mm, 20mm, 30mm, 40mm e 50mm de comprimento a partir da mesa inferior. A vida da estrutura foi relacionada ao número de ciclos que a trinca leva para crescer do tamanho inicial a_0 até o tamanho final crítico $a_c = 95\text{mm}$.

4.1. Definições de Blocos de Carregamentos

Os carregamentos utilizados nas simulações de propagação das trincas foram divididos em 7 Blocos de 10 carregamentos cada, e caracterizados de acordo como se segue:

- os carregamentos dos Blocos 1, 2, 3 e 4 são denominados de Carregamentos de Amplitude Variável Estacionários (CAVE) e são seqüenciados de CAVE1 a CAVE40. Caracterizam-se pela repetição dos ciclos de carregamentos ao longo do tempo. Apesar de não serem carregamentos comuns de se encontrarem em estruturas de pontes, a análise destes se faz oportuna para prever o crescimento de trincas sob tais condições atípicas do dia-a-dia e compará-los com outros tipos de carregamentos. Estes blocos são também caracterizados por possuírem uma variação crescente da amplitude do carregamento ($\Delta P = P_{\text{máx}} - P_{\text{mín}}$), desde o primeiro até o último carregamento dentro de cada Bloco (Figuras 4.1 a 4.40).
- os carregamentos do Bloco 5 são denominados de Carregamentos de Amplitude Variável Randômicos e caracterizam-se pela variação aleatória da amplitude do carregamento ($\Delta P = P_{\text{máx}} - P_{\text{mín}}$) com o tempo. Uma outra característica principal é que estes carregamentos oscilam em torno de um carregamento médio que é diferente do peso próprio da estrutura. A fim de analisar o crescimento das trincas sob tais condições utiliza-se uma carga média e uma amplitude de carregamentos crescentes desde o primeiro até o último carregamento do Bloco, sempre tomando como valor mínimo o peso próprio da estrutura (Figuras 4.41 a 4.50). Estes foram gerados a partir de uma mesma seqüência aleatória e por isso possuem espectros proporcionais e de mesma formato.

- os carregamentos do Bloco 6 são denominados de Carregamentos de Amplitude Variável Randômicos. Da mesma maneira que nos carregamentos do Bloco 5, estes também caracterizam-se pela variação aleatória da amplitude do carregamento ($\Delta P = P_{\text{máx}} - P_{\text{mín}}$) com o tempo. A diferença principal em relação ao Bloco 5 é que nestes a amplitude de carregamentos não varia do primeiro ao último carregamento do bloco, variando somente o grau de aleatoriedade entre eles (Figuras 4.51 a 4.60).
- os carregamentos do Bloco 7 são denominados também de Carregamentos de Amplitude Variável Randômicos. Caracterizam-se por terem amplitudes de carregamentos que variam randomicamente com o tempo e por possuírem uma carga mínima constante, esta chamada de peso próprio. As amplitudes são crescentes desde CAVE61 a CAVE70 (Figuras 4.61 a 4.70). Estes carregamentos têm uma particularidade especial por apresentarem uma curva de distribuição de probabilidade da forma de uma curva com distribuição Rayleigh, citada por KLIPPSTEIN & SCHILLING no capítulo 2 deste como adequada para descrever o campo de carregamentos avaliados em pontes.

Todos os parâmetros de cada um dos Blocos de carregamentos são apresentados nas tabelas 4.1 a 4.7 e os programas fonte geradores destas seqüências encontram-se no Apêndice A deste trabalho.

O Apêndice B apresenta todas os histogramas para os diversos tipos de carregamentos.

BLOCO 1 – CAVE 1 A CAVE 10		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{ampl}} \text{ (kN)}$
CAVE 1	80	10
CAVE 2	90	20
CAVE 3	100	30
CAVE 4	110	40
CAVE 5	120	50
CAVE 6	130	60
CAVE 7	140	70
CAVE 8	150	80
CAVE 9	160	90
CAVE 10	170	100

Tabela 4.1: Parâmetros de caracterização do Bloco 1 de carregamentos

BLOCO 2 – CAVE 11 A CAVE 20		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{ampl}} \text{ (kN)}$
CAVE 11	80	10
CAVE 12	90	20
CAVE 13	100	30
CAVE 14	110	40
CAVE 15	120	50
CAVE 16	130	60
CAVE 17	140	70
CAVE 18	150	80
CAVE 19	160	90
CAVE 20	170	100

Tabela 4.2: Parâmetros de caracterização do Bloco 2 de carregamentos

BLOCO 3 – CAVE 21 A CAVE 30		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{amp}} \text{ (kN)}$
CAVE 21	80	10
CAVE 22	90	20
CAVE 23	100	30
CAVE 24	110	40
CAVE 25	120	50
CAVE 26	130	60
CAVE 27	140	70
CAVE 28	150	80
CAVE 29	160	90
CAVE 30	170	100

Tabela 4.3: Parâmetros de caracterização do Bloco 3 de carregamentos

BLOCO 4 – CAVE 31 A CAVE 40		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{amp}} \text{ (kN)}$
CAVE 31	70	10
CAVE 32	70	20
CAVE 33	70	30
CAVE 34	70	40
CAVE 35	70	50
CAVE 36	70	60
CAVE 37	70	70
CAVE 38	70	80
CAVE 39	70	90
CAVE 40	70	100

Tabela 4.4: Parâmetros de caracterização do Bloco 4 de carregamentos

BLOCO 5 – CAVR 41 A CAVR 50		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{ampl}} \text{ (kN)}$
CAVR 41	80	10
CAVR 42	90	20
CAVR 43	100	30
CAVR 44	110	40
CAVR 45	120	50
CAVR 46	130	60
CAVR 47	140	70
CAVR 48	150	80
CAVR 49	160	90
CAVR 50	170	100

Tabela 4.5: Parâmetros de caracterização do Bloco 5 de carregamentos

BLOCO 6 – CAVR 51 CAVR 60		
DESIGNAÇÃO	$P_{\text{médio}} \text{ (kN)}$	$P_{\text{ampl}} \text{ (kN)}$
CAVR 51	215	145
CAVR 52	215	145
CAVR 53	215	145
CAVR 54	215	145
CAVR 55	215	145
CAVR 56	215	145
CAVR 57	215	145
CAVR 58	215	145
CAVR 59	215	145
CAVR 60	215	145

Tabela 4.6: Parâmetros de caracterização do Bloco 6 de carregamentos

BLOCO 7 – CAVR 61 A CAVR 70		
DESIGNAÇÃO	P_{min} (kN) (peso próprio)	P_{amp} (kN)
CAVR 61	70	30
CAVR 62	70	60
CAVR 63	70	90
CAVR 64	70	120
CAVR 65	70	150
CAVR 66	70	180
CAVR 67	70	210
CAVR 68	70	240
CAVR 69	70	270
CAVR 70	70	290

Tabela 4.7: Parâmetros de caracterização do Bloco 7 de carregamentos

4.2. Avaliação da Variação da Amplitude de Tensão

Na análise da vida de fadiga de componentes estruturais a amplitude de tensão atuante no ciclo ($\Delta\sigma_i = \sigma_{\text{máxi}} - \sigma_{\text{míni}}$) é o principal parâmetro controlador da propagação das trincas e este é aqui analisado para servir de comparação entre os diversos tipos de espectros de carregamentos.

Sabe-se que em carregamentos de amplitude constante a amplitude de tensão permanece inalterada com o decorrer do tempo mas em carregamentos de amplitude variável isto não ocorre. Através das figuras 4.71 a 4.77 podemos observar como a amplitude de tensão varia em função do tempo para cada bloco de carregamento analisado.

Observa-se na figura 4.71, que a variação da amplitude de tensão $\Delta\sigma_i$ do Bloco 1 de carregamentos se dá de uma forma estacionária e periódica, assim como os carregamentos que as originaram. Verificou-se que ocorrem ciclos com grandes valores de $\Delta\sigma$ intercalados de ciclos com pequenos valores.

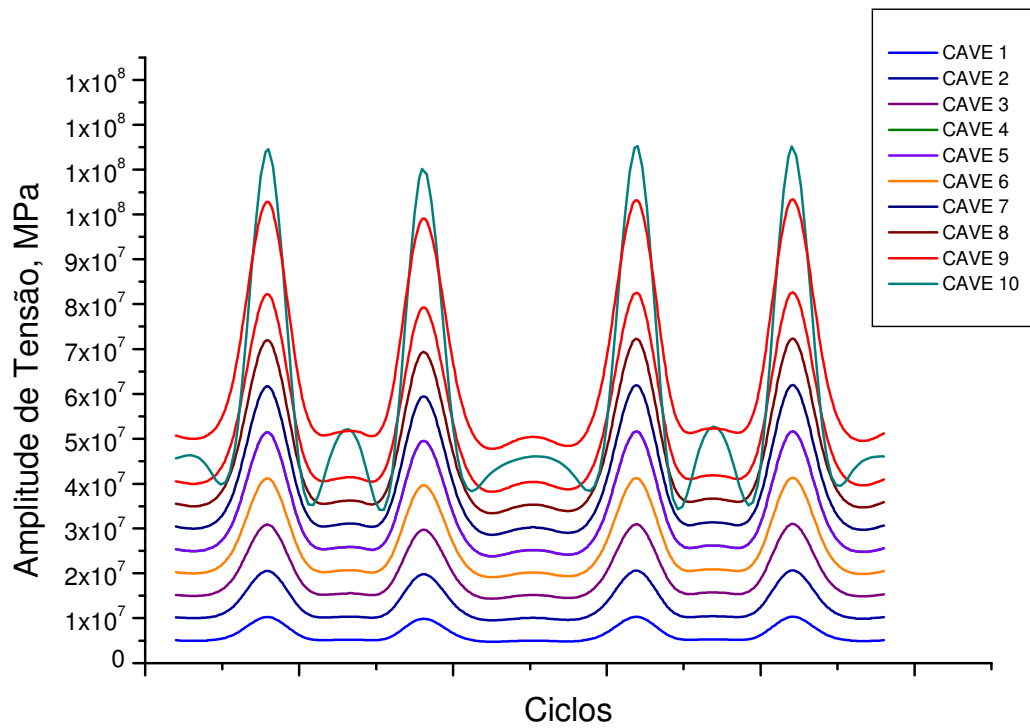


Figura 4.71: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 1

Pelas figuras 4.72, 4.73 e 4.74 , que correspondem aos Blocos 2, 3 e 4 de carregamentos, pode-se observar que mesmo com espectros diferentes de carregamentos os gráficos da variação da amplitude de tensão com o tempo são semelhantes entre si.

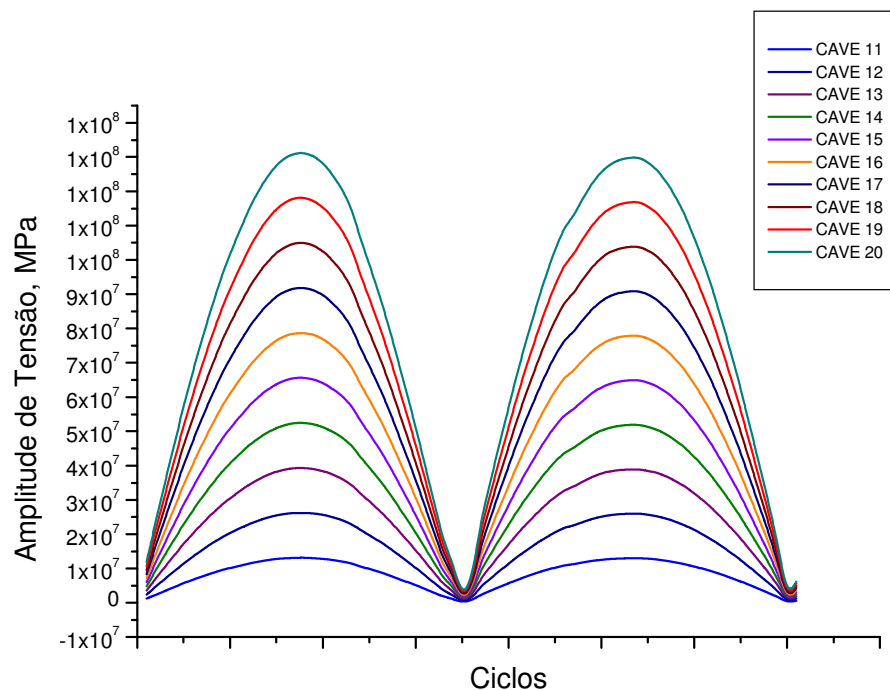


Figura 4.72: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 2

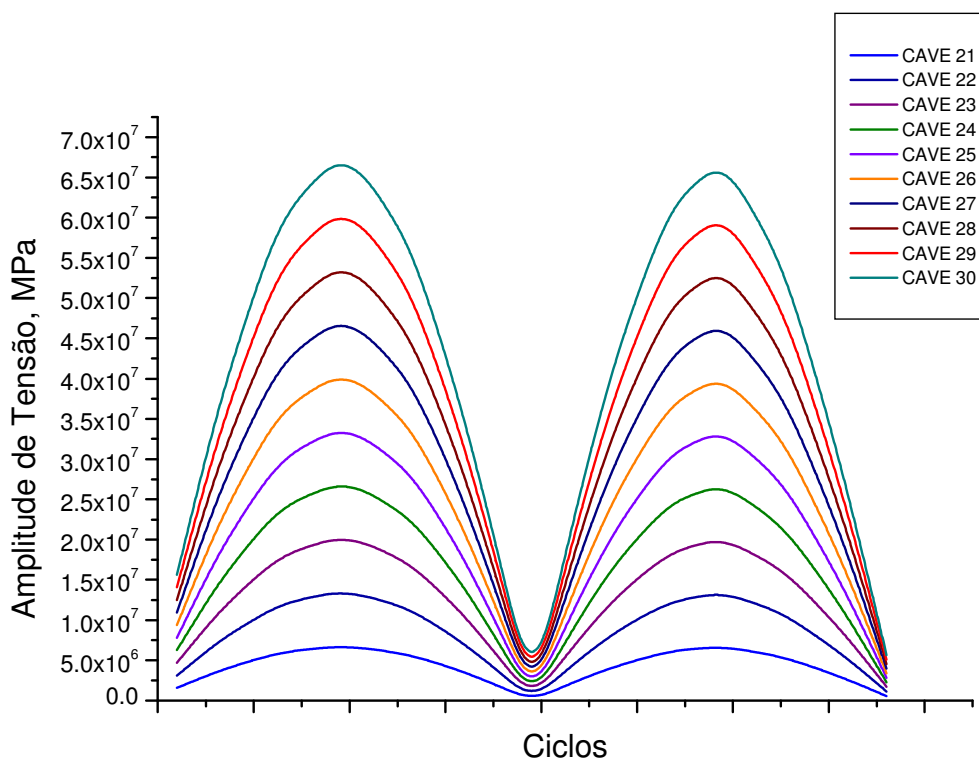


Figura 4.73: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 3

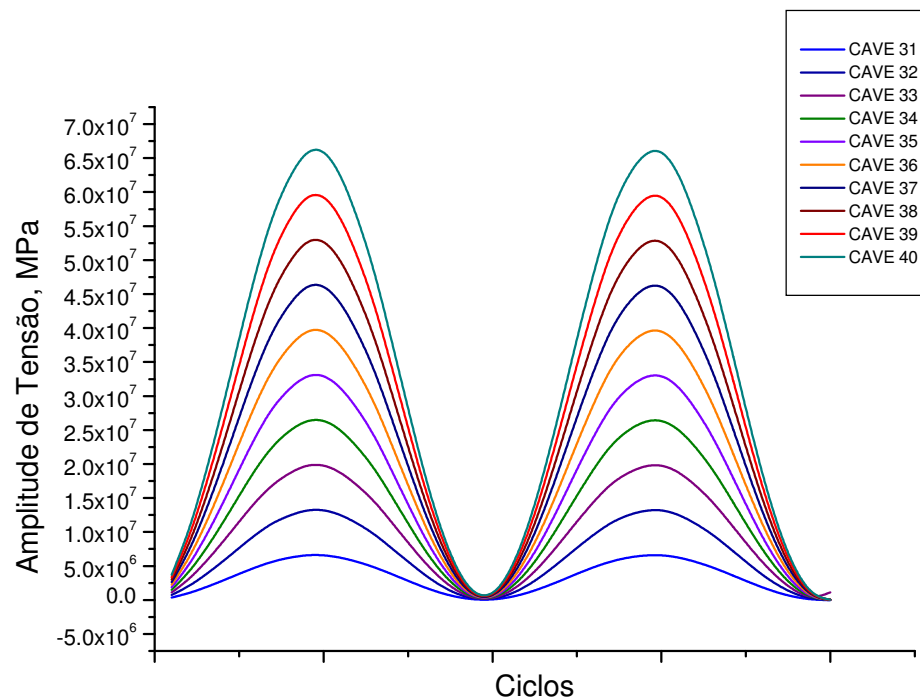


Figura 4.74: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 4

Na figura 4.75, que corresponde ao Bloco 5 de carregamentos, se observa que a variação da amplitude de tensão se dá de uma forma aleatória assim como os carregamentos que as originaram. As curvas têm o mesmo formato entre si pois foram geradas a partir de uma mesma seqüência de números aleatórios.

Na figura 4.76 observa-se também uma variação da amplitude de tensão de forma aleatória mas neste caso as curvas não têm o mesmo formato pois foram geradas a partir de seqüências com diferentes graus de aleatoriedade.

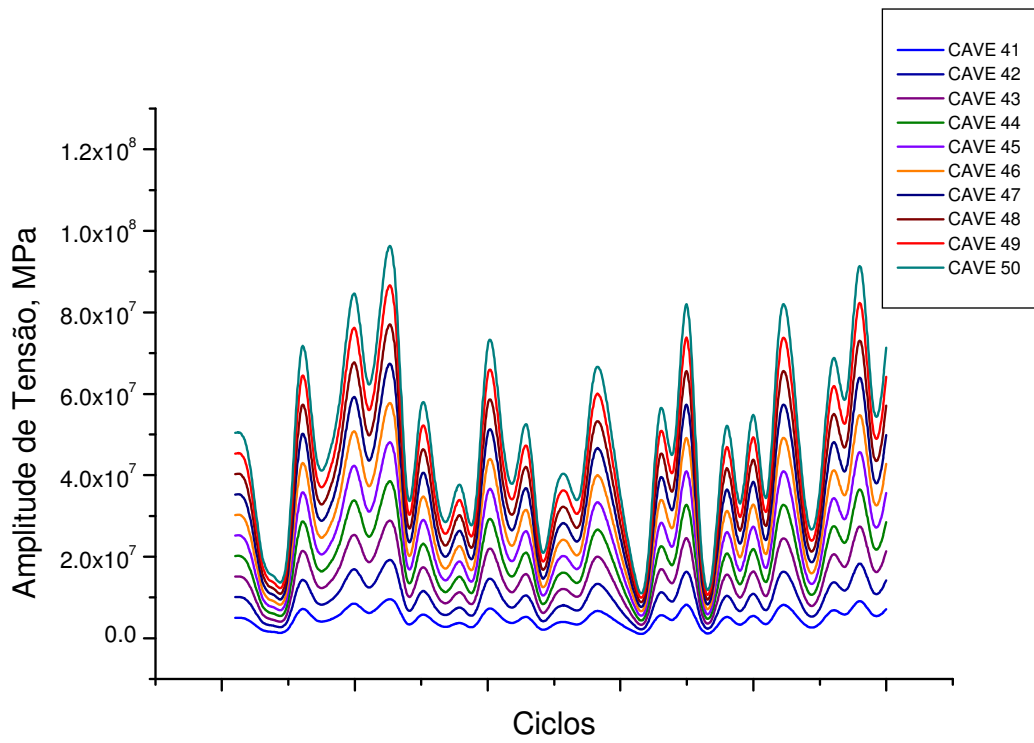


Figura 4.75: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 5

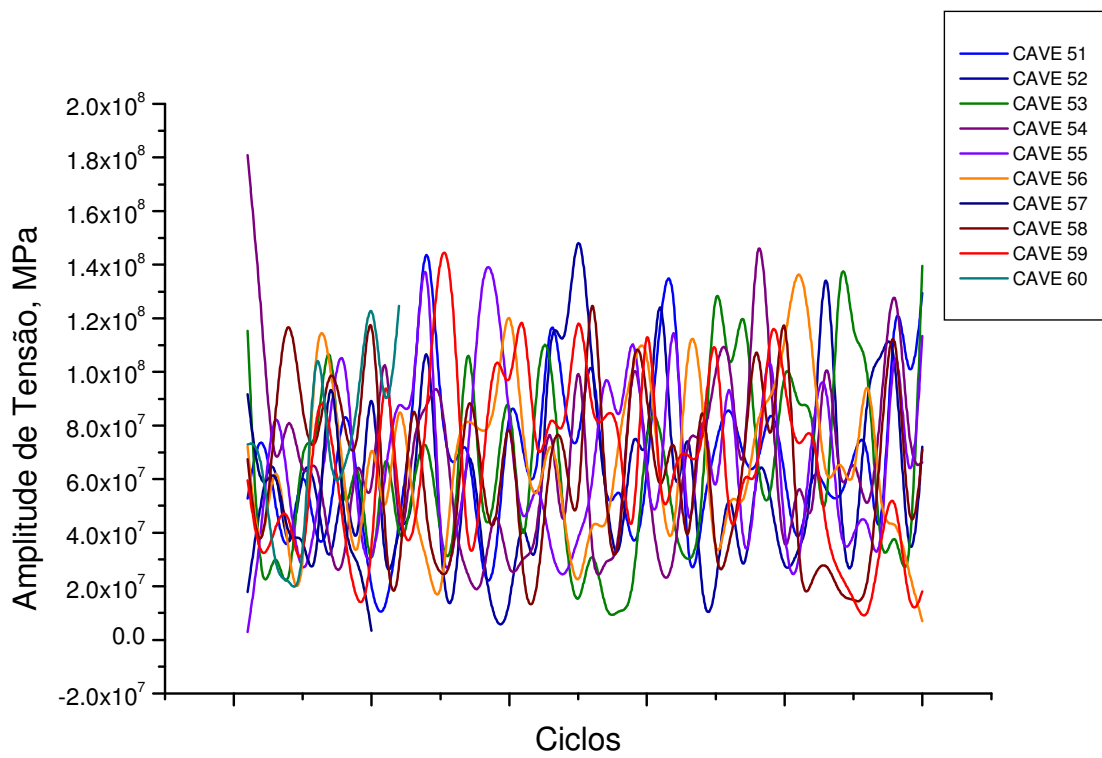


Figura 4.76: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 6

A figura 4.77 apresenta um gráfico com uma variação aleatória da amplitude de tensão com o tempo. Os carregamentos possuem a mesma aleatoriedade.

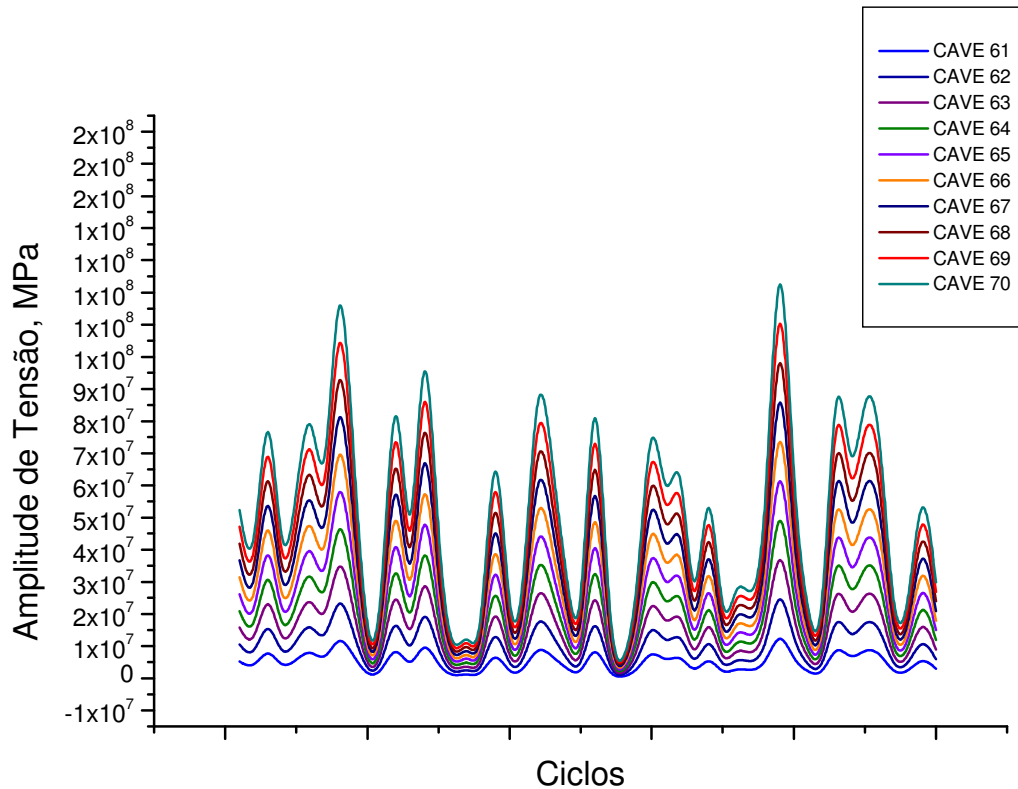


Figura 4.77: Gráfico da Variação da Amplitude de Tensão (MPa) x Ciclos – BLOCO 7

A seguir são apresentados os resultados das simulações com o modelo do Valor Médio Quadrático (RMS) realizadas com todos os blocos de carregamentos para os diversos tamanhos iniciais de trincas.

4.3 Resultados de Simulações com o Modelo do Valor Médio Quadrático (RMS)

TABELA 4.8: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 1 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_o = 10$ mm	$a_o = 20$ mm	$a_o = 30$ mm	$a_o = 40$ mm	$a_o = 50$ mm
CAVE1	9,51	5,62	2,90E+10	1,61E+10	1,03E+10	6,81E+09	4,45E+09
CAVE2	19,01	11,24	3,65E+09	2,01E+09	1,29E+09	8,52E+08	5,57E+08
CAVE3	28,34	16,75	1,10E+09	6,07E+08	3,88E+08	2,57E+08	1,68E+08
CAVE4	37,54	22,19	4,73E+08	2,61E+08	1,67E+08	1,11E+08	7,24E+07
CAVE5	46,62	27,56	2,47E+08	1,36E+08	8,71E+07	5,78E+07	3,78E+07
CAVE6	55,59	32,86	1,46E+08	8,04E+07	5,14E+07	3,41E+07	2,23E+07
CAVE7	64,46	38,11	9,36E+07	5,16E+07	3,30E+07	2,19E+07	1,43E+07
CAVE8	73,25	43,30	6,38E+07	3,52E+07	2,25E+07	1,49E+07	9,74E+06
CAVE9	81,96	48,45	4,55E+07	2,51E+07	1,60E+07	1,06E+07	6,95E+06
CAVE10	90,60	53,56	3,37E+07	1,85E+07	1,19E+07	7,87E+06	5,15E+06

TABELA 4.9: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 2 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_o = 10$ mm	$a_o = 20$ mm	$a_o = 30$ mm	$a_o = 40$ mm	$a_o = 50$ mm
CAVE11	12,37	7,31	1,32E+10	7,30E+09	4,66E+09	3,09E+09	2,02E+09
CAVE12	24,83	14,68	1,64E+09	9,02E+08	5,77E+08	3,83E+08	2,50E+08
CAVE13	37,32	22,06	4,82E+08	2,66E+08	1,70E+08	1,13E+08	7,36E+07
CAVE14	49,81	29,45	2,02E+08	1,12E+08	7,14E+07	4,74E+07	3,10E+07
CAVE15	62,30	36,83	1,04E+08	5,71E+07	3,65E+07	2,42E+07	1,58E+07
CAVE16	74,76	44,19	6,00E+07	3,30E+07	2,11E+07	1,40E+07	9,16E+06
CAVE17	87,23	51,57	3,78E+07	2,08E+07	1,33E+07	8,82E+06	5,77E+06
CAVE18	99,66	58,91	2,53E+07	1,39E+07	8,92E+06	5,92E+06	3,87E+06
CAVE19	112,08	66,26	1,78E+07	9,8E+06	6,27E+06	4,16E+06	2,72E+06
CAVE20	124,47	73,58	1,30E+07	7,16E+06	4,58E+06	3,04E+06	1,98E+06

TABELA 4.10: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 3 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_0 = 10$ mm	$a_0 = 20$ mm	$a_0 = 30$ mm	$a_0 = 40$ mm	$a_0 = 50$ mm
CAVE21	6,47	3,82	9,26E+10	5,10E+10	3,26E+10	2,16E+10	1,41E+10
CAVE22	12,86	7,60	1,18E+10	5,50E+09	4,15E+09	2,75E+09	1,80E+09
CAVE23	19,17	11,33	3,56E+09	1,96E+09	1,25E+09	8,31E+08	5,43E+08
CAVE24	25,40	15,02	1,53E+09	8,43E+08	5,39E+08	3,57E+08	2,34E+08
CAVE25	31,56	18,66	7,97E+08	4,39E+08	2,01E+08	1,86E+08	1,22E+08
CAVE26	37,68	22,26	4,68E+08	2,58E+08	1,65E+08	1,09E+08	7,15E+07
CAVE27	43,76	25,87	2,99E+08	1,65E+08	1,05E+08	6,99E+07	4,57E+07
CAVE28	49,80	29,44	2,03E+08	1,12E+08	7,15E+07	4,74E+07	3,10E+07
CAVE29	55,81	32,99	1,44E+08	7,95E+07	5,08E+07	3,37E+07	2,20E+07
CAVE30	61,79	36,53	1,10E+08	5,85E+07	3,74E+07	2,48E+07	1,62E+07

TABELA 4.11: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 4 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_0 = 10$ mm	$a_0 = 20$ mm	$a_0 = 30$ mm	$a_0 = 40$ mm	$a_0 = 50$ mm
CAVE31	4,97	2,94	2,04E+11	1,13E+11	7,19E+10	4,77E+10	3,12E+10
CAVE32	9,92	5,86	2,57E+10	1,42E+10	9,04E+09	6,00E+09	3,92E+09
CAVE33	15,13	8,94	7,24E+09	3,99E+09	2,55E+09	1,69E+09	1,10E+09
CAVE34	20,07	11,86	3,10E+09	1,71E+09	1,09E+09	7,24E+08	4,74E+08
CAVE35	24,94	14,74	1,62E+09	8,91E+08	5,69E+08	3,77E+08	2,47E+08
CAVE36	29,76	17,59	9,51E+08	5,24E+08	3,35E+08	2,22E+08	1,45E+08
CAVE37	34,51	20,40	6,10E+08	3,36E+08	2,15E+08	1,42E+08	9,31E+07
CAVE38	39,22	23,19	4,16E+08	2,29E+08	1,46E+08	9,71E+07	6,34E+07
CAVE39	43,88	25,94	2,96E+08	1,64E+08	1,04E+08	6,93E+07	4,53E+07
CAVE40	48,49	28,66	2,20E+08	1,21E+08	7,74E+07	5,14E+07	3,36E+07

TABELA 4.12: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 5 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_o = 10$ mm	$a_o = 20$ mm	$a_o = 30$ mm	$a_o = 40$ mm	$a_o = 50$ mm
CAVE41	6,91	4,08	7,60E+10	4,19E+10	2,68E+10	1,77E+10	1,16E+10
CAVE42	13,78	8,15	9,58E+09	5,28E+09	3,37E+09	2,24E+09	1,46E+09
CAVE43	20,63	12,19	2,85E+09	1,57E+09	1,01E+09	6,67E+08	4,36E+08
CAVE44	27,42	16,21	1,22E+09	6,70E+08	4,28E+08	2,84E+08	1,86E+08
CAVE45	34,18	20,21	6,28E+08	3,46E+08	2,21E+08	1,47E+08	9,59E+07
CAVE46	40,91	24,18	3,66E+08	2,02E+08	1,29E+08	8,55E+07	5,59E+07
CAVE47	47,62	28,15	2,32E+08	1,28E+08	8,18E+07	5,42E+07	3,55E+07
CAVE48	54,32	32,11	1,56E+08	8,67E+07	5,51E+07	3,65E+07	2,38E+07
CAVE49	61,00	36,06	1,10E+08	6,09E+07	3,89E+07	2,58E+07	1,69E+07
CAVE50	67,67	40,00	8,09E+07	4,46E+07	2,85E+07	1,89E+07	1,24E+07

TABELA 4.13: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_c = 95$ mm)
- BLOCO 6 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{rms}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_o = 10$ mm	$a_o = 20$ mm	$a_o = 30$ mm	$a_o = 40$ mm	$a_o = 50$ mm
CAVE51	93,46	55,25	3,07E+07	1,69E+07	1,08E+07	7,17E+06	4,69E+06
CAVE52	93,47	55,26	3,07E+07	1,69E+07	1,08E+07	7,17E+06	4,69E+06
CAVE53	96,47	57,03	2,59E+07	1,54E+07	9,83E+06	6,52E+06	4,26E+06
CAVE54	94,15	55,66	3,00E+07	1,66E+07	1,06E+07	7,01E+06	4,59E+06
CAVE55	96,09	56,80	2,83E+07	1,56E+07	9,95E+06	6,60E+06	4,31E+06
CAVE56	95,64	56,54	2,87E+07	1,58E+07	1,01E+07	6,69E+06	4,38E+06
CAVE57	97,70	57,76	2,69E+07	1,48E+07	9,74E+06	6,28E+06	4,10E+06
CAVE58	92,46	54,66	3,17E+07	1,75E+07	1,12E+07	7,41E+06	4,84E+06
CAVE59	90,77	53,66	3,35E+07	1,85E+07	1,18E+07	7,83E+06	5,12E+06
CAVE60	97,63	57,71	2,69E+07	1,48E+07	9,49E+06	6,29E+06	4,11E+06

TABELA 4.14: RESULTADOS DA VIDA DA ESTRUTURA PARA DIVERSOS TAMANHOS INICIAIS DE TRINCAS ($a_0 = 95 \text{ mm}$)
- BLOCO 7 DE CARREGAMENTOS -

Designação	Delta P_{rms} (kN)	$\Delta\sigma_{\text{rms}}$ (MPa)	VIDA (CICLOS)				
			$a_0 = 10\text{mm}$	$a_0 = 20\text{mm}$	$a_0 = 30\text{mm}$	$a_0 = 40\text{mm}$	$a_0 = 50\text{mm}$
CAVE61	7,89	5,11	5,45E+10	3,21E+10	2,19E+10	1,56E+10	1,09E+10
CAVE62	16,26	10,50	6,22E+09	3,66E+09	2,51E+09	1,78E+09	1,25E+09
CAVE63	24,98	16,00	1,72E+09	1,01E+09	6,91E+08	4,92E+08	3,45E+08
CAVE64	33,97	21,50	6,82E+08	4,02E+08	2,75E+08	1,95E+08	1,37E+08
CAVE65	43,15	27,00	3,33E+08	1,96E+08	1,34E+08	9,54E+07	6,69E+07
CAVE66	52,49	32,50	1,85E+08	1,09E+08	7,45E+07	5,30E+07	3,72E+07
CAVE67	61,95	40,14	1,13E+08	6,63E+07	4,53E+07	3,22E+07	2,26E+07
CAVE68	71,51	46,30	7,32E+07	4,31E+07	2,95E+07	2,09E+07	1,47E+07
CAVE69	81,15	52,40	5,01E+07	2,95E+07	2,02E+07	1,43E+07	1,01E+07
CAVE70	90,85	57,60	3,57E+07	2,10E+07	1,44E+07	1,02E+07	7,17E+06

Através da figura 4.78 pode-se avaliar como ocorre a variação de $\Delta\sigma_{rms}$ desde o 1° até o 10° carregamento em cada bloco, desde o Bloco 1 até o Bloco 7.

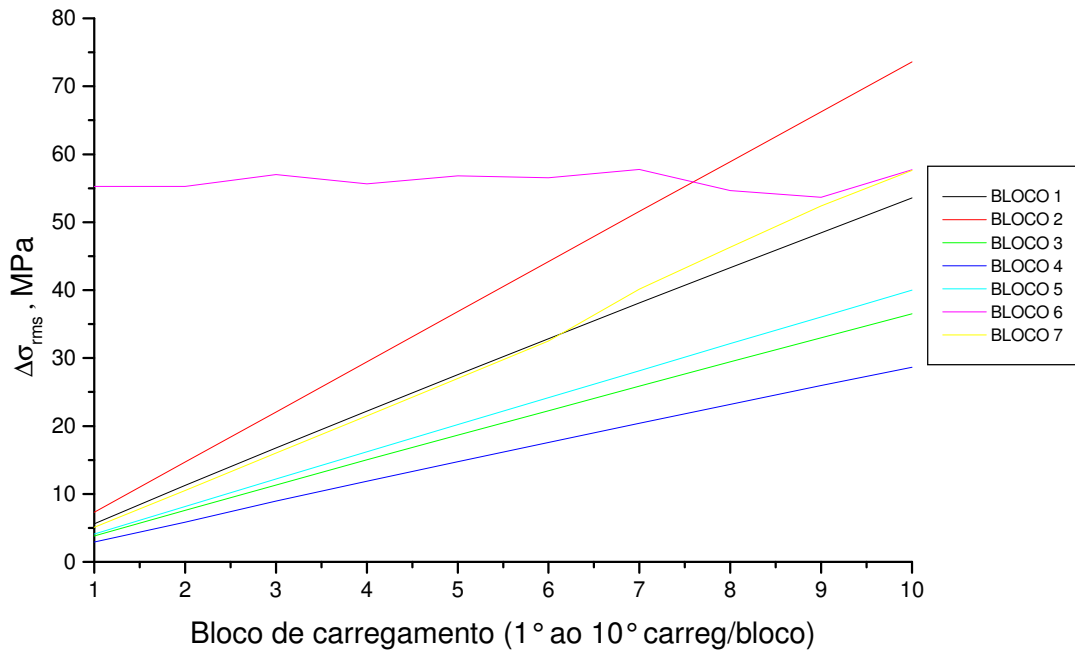


Figura 4.78: Variação de $\Delta\sigma_{rms}$ nos blocos de carregamentos 1 ao 7

Analisando os parâmetros dos blocos 1, 2, 3 e 5 verifica-se que estes possuem o mesmo carregamento médio e a mesma amplitude de carregamento. Porém na figura 4.78 observa-se que a variação de $\Delta\sigma_{rms}$ não ocorre na mesma proporção. Isto porque os espectros de carregamentos são diferentes.

O bloco 4 apresentou a menor variação de $\Delta\sigma_{rms}$ pois este possui um carregamento mínimo fixo em 70 kN. Já o bloco 6 apresentou uma variação aleatória de $\Delta\sigma_{rms}$ assim como os seus carregamentos.

Na avaliação pelo modelo RMS pode-se considerar os carregamentos dos Blocos 1 e 7 como equivalentes, uma vez que as diferenças entre as curvas de variação de $\Delta\sigma_{rms}$ são muito pequenas.

A seguir são apresentadas as curvas de crescimento das trincas de tamanho inicial a_0 até o valor crítico a_c para cada um dos blocos de carregamento definidos. Observou-se uma vantagem do modelo do Valor Médio Quadrático RMS para a construção dos gráficos, devido ao menor número de dados necessários para plotar as curvas e ao menor esforço computacional deste modelo em relação ao ciclo-a-ciclo.

O eixo correspondente ao número de ciclos foi plotado em escala logarítmica para melhor visualização e comparação dos resultados.

Analisando o comportamento do crescimento das trincas através dos gráficos plotados, observa-se uma tendência natural da vida da estrutura diminuir com o aumento do tamanho das trincas iniciais e também com o aumento da amplitude de tensão RMS ($\Delta\sigma_{rms}$). Observa-se também que trincas de tamanhos diferentes podem levar o mesmo tempo para crescer até um valor a_c se estiverem sujeitas a níveis de amplitudes de tensões diferentes (Figuras 4.78, 4.80, 4.82, 4.84, 4.86, 4.88 e 4.90).

Outros gráficos que podem ajudar a obter conclusões são os gráficos de vida da estrutura versus amplitude de tensão. Através destes gráficos observa-se que quanto maior a amplitude de tensão menor é a dispersão dos resultados de vida da estrutura para diferentes comprimentos iniciais de trincas (Figuras 4.79, 4.81, 4.83, 4.85, 4.87, 4.89 e 4.91). Visualmente observa-se que acima de um valor da amplitude de tensão, em torno de 20 MPa, a dispersão ou desvio padrão dos resultados de vida da estrutura para diferentes tamanhos de trincas iniciais tende a permanecer constante. Este fato pode ser melhor visualizado na figura 4.89, correspondente ao Bloco 6 de carregamentos, onde as amplitudes de tensão estão na faixa de 50 MPa a 60 MPa. Observa-se também uma menor dispersão para tamanhos maiores de trincas iniciais.

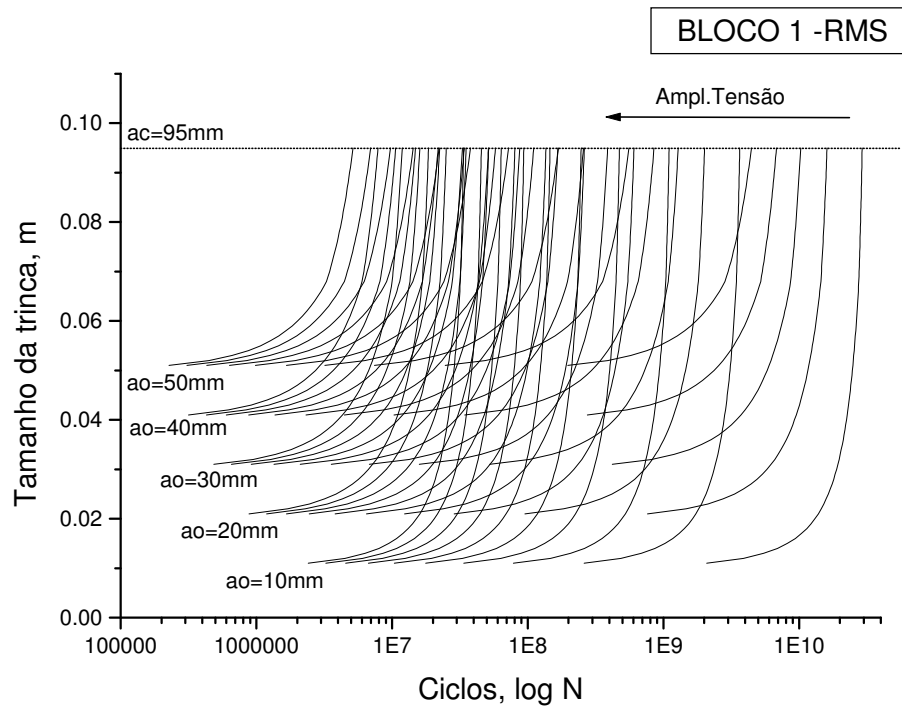


Figura 4.79: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 1 de carregamentos

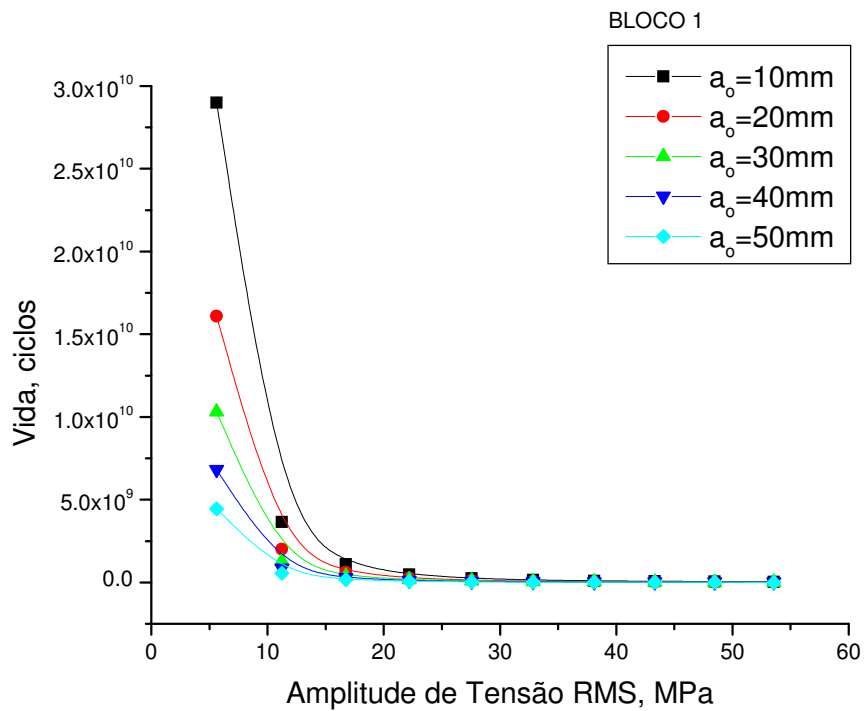


Figura 4.80: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 1

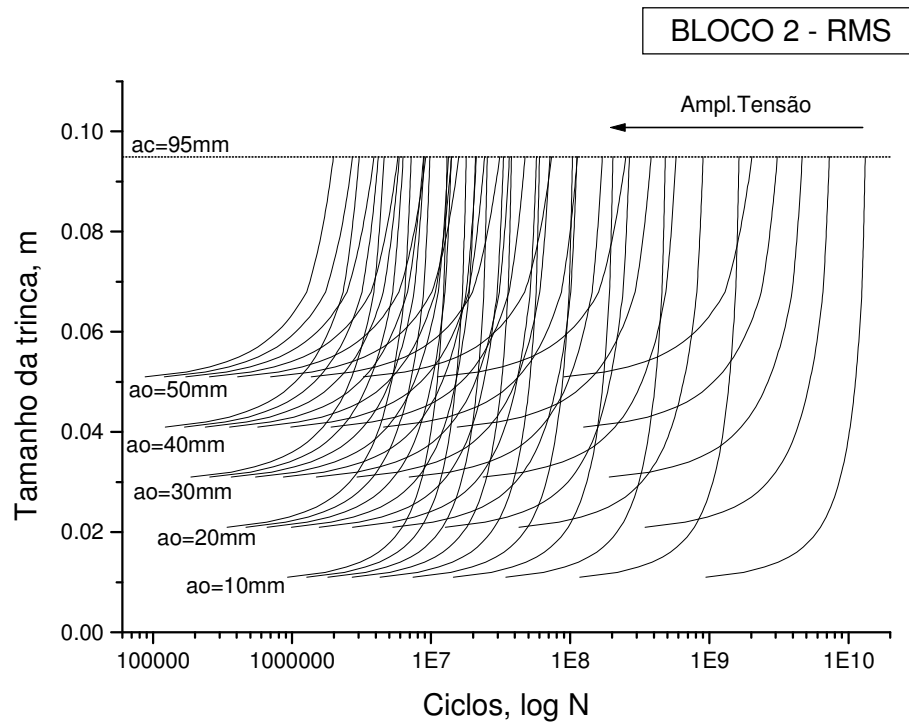


Figura 4.81: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 2 de carregamentos

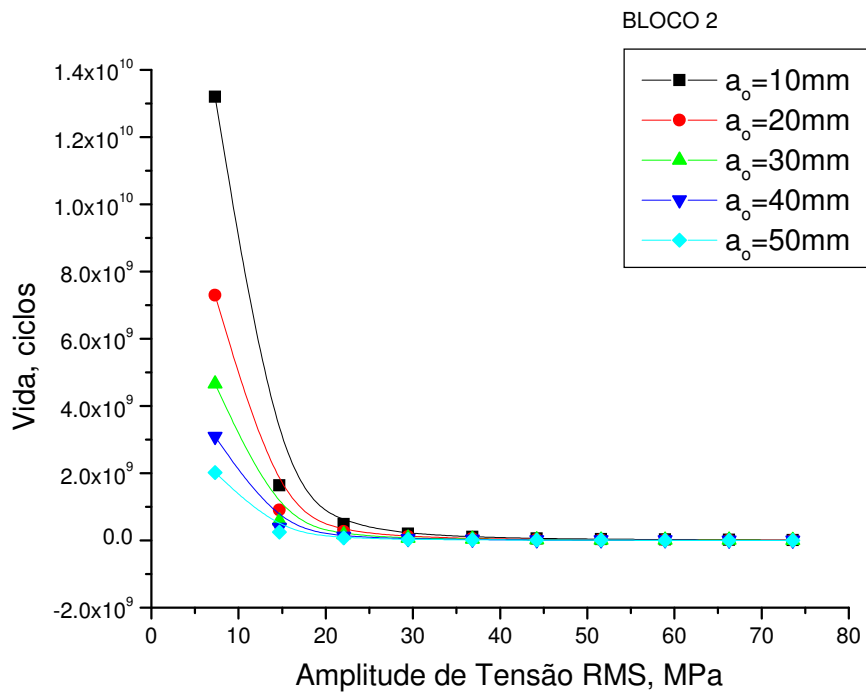


Figura 4.82: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 2

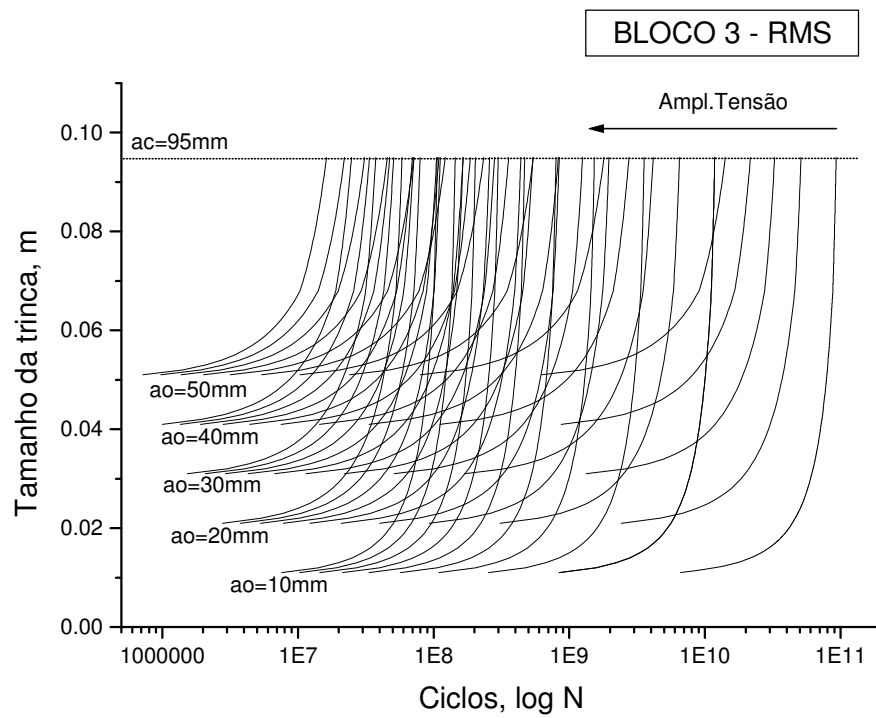


Figura 4.83: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 3 de carregamentos

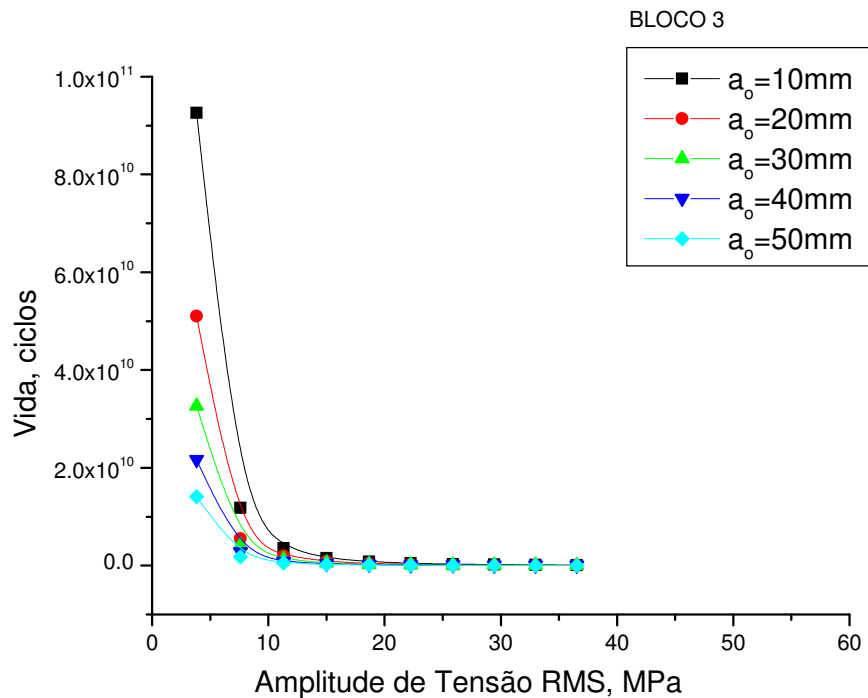


Figura 4.84: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 3

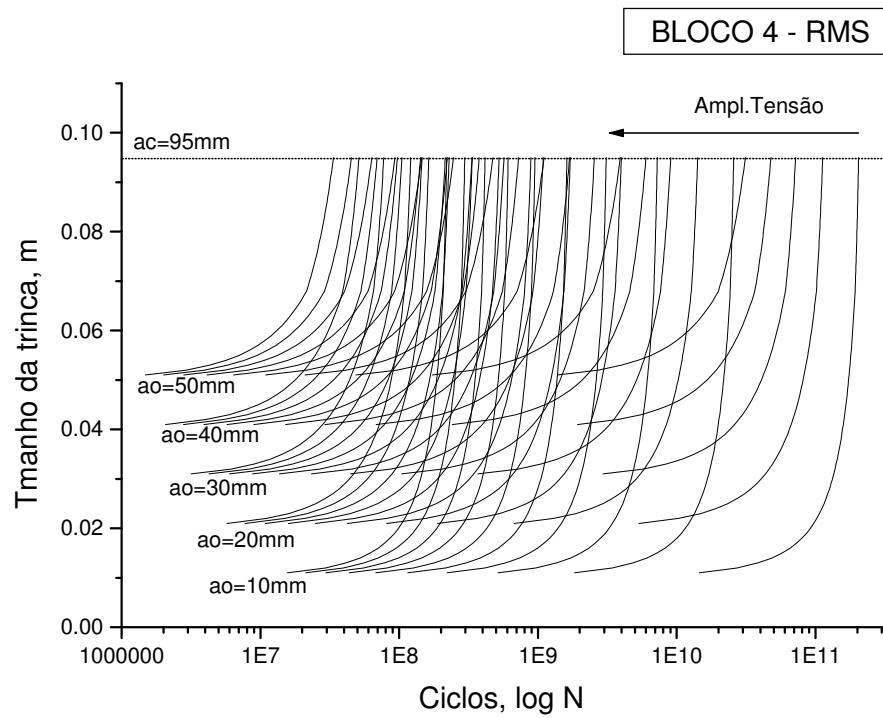


Figura 4.85: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 4 de carregamentos

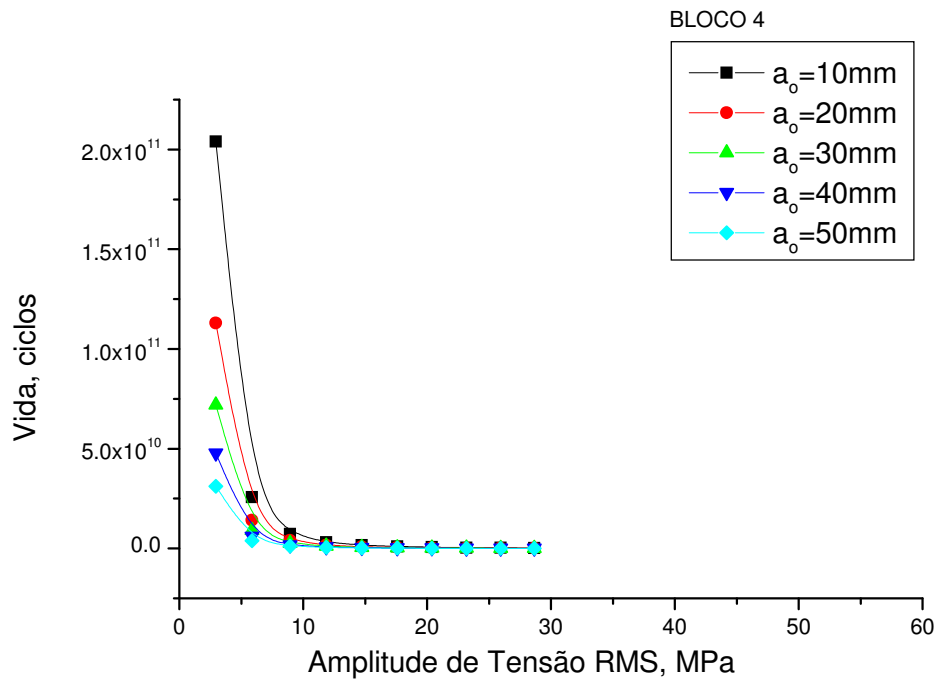


Figura 4.86: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 4

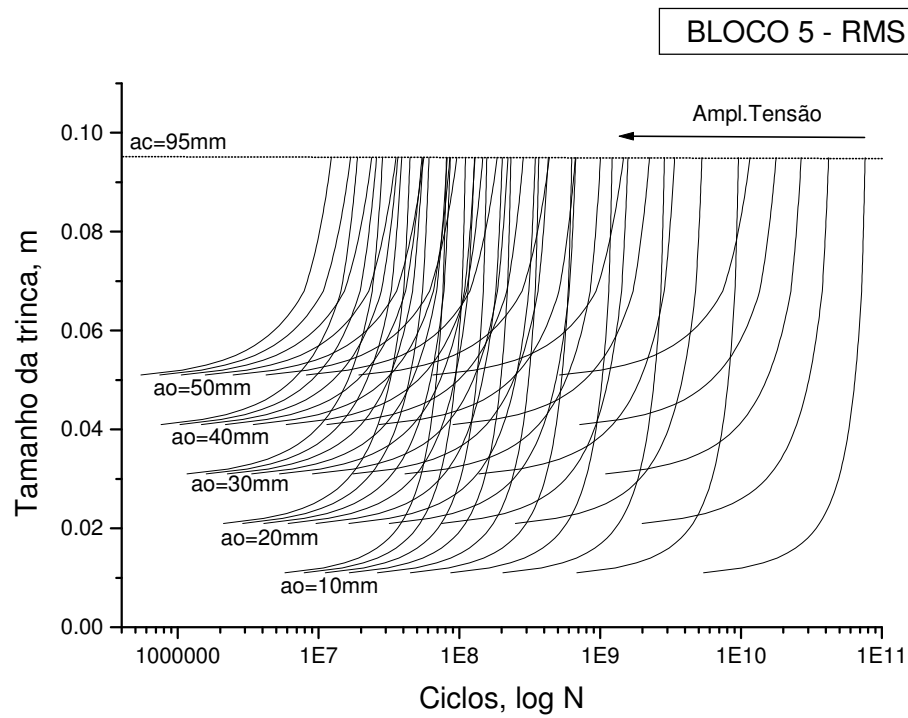


Figura 4.87: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 5 de carregamentos

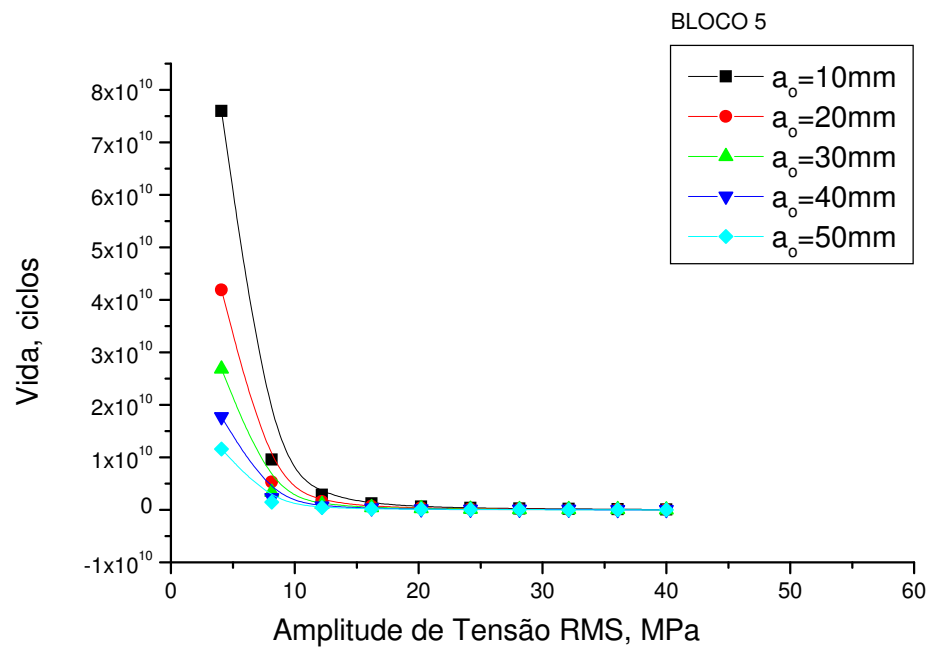


Figura 4.88: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 5

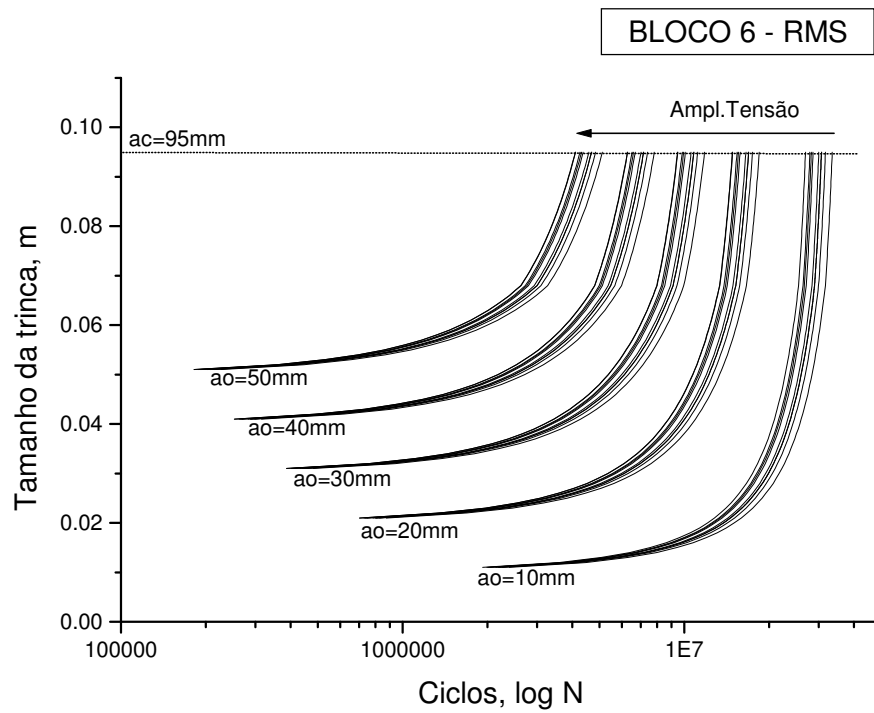


Figura 4.89: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 6 de carregamentos

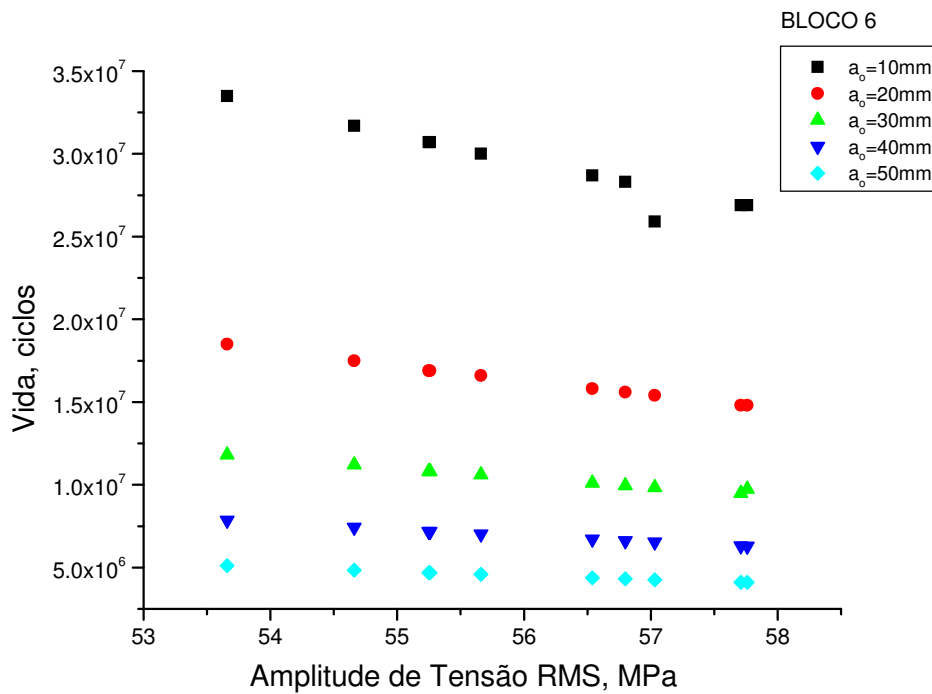


Figura 4.90: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 6

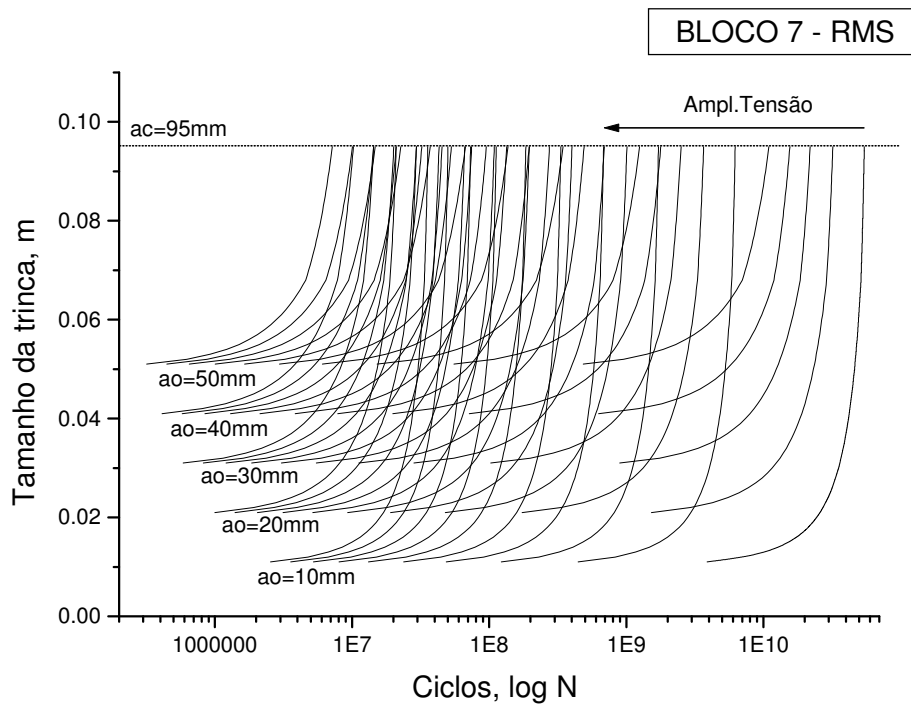


Figura 4.91: Tamanho da trinca x Número de ciclos para diversos comprimentos iniciais de trincas – BLOCO 7 de carregamentos

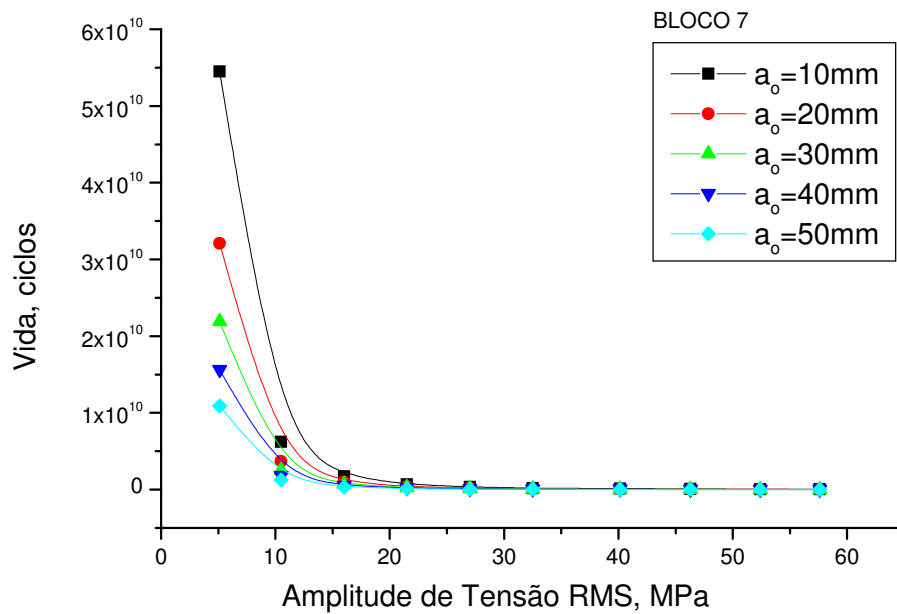


Figura 4.92: Vida da estrutura x Amplitude de tensão RMS para diferentes tamanhos iniciais de trincas – Bloco 7

A figura 4.92 sintetiza todas as considerações feitas em relação à dispersão dos resultados de vida da estrutura.

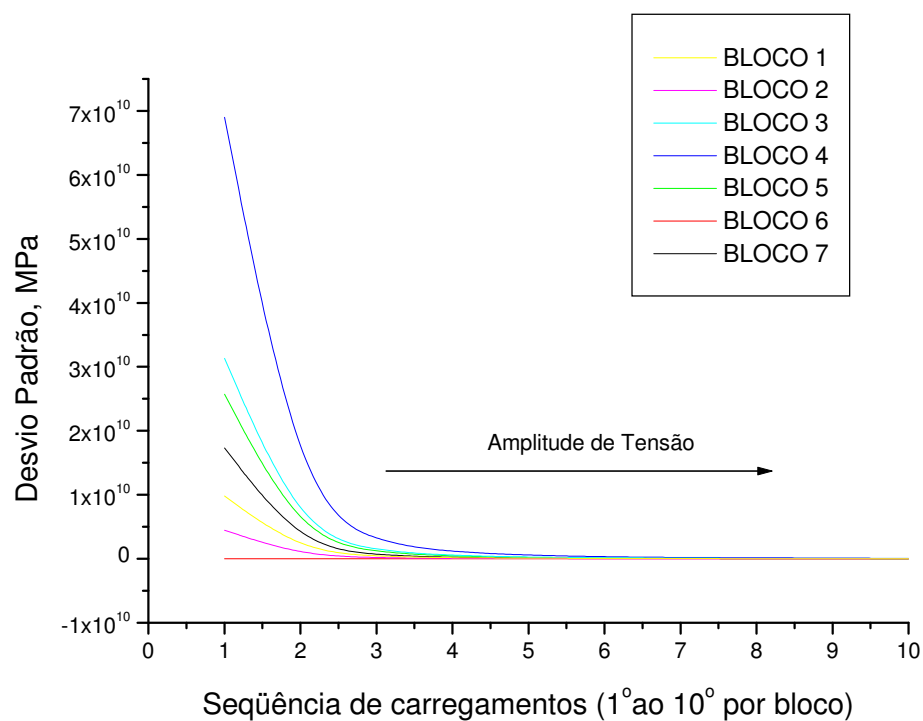


Figura 4.93: Desvio Padrão x Seqüência de Carregamentos para diferentes Blocos de carregamentos

4.4. Resultados de Simulações com o Modelo Ciclo-a-Ciclo

Com a utilização do modelo Ciclo-a-Ciclo nas simulações de crescimento das trincas observou-se um grande esforço computacional para o cálculo de vida da estrutura. O modelo apresenta as vantagens de garantir a inatividade da trinca quando num ciclo $\Delta K_i < \Delta K_{th}$ e prever a fratura súbita causada por um grande pico durante o carregamento variável quando $K_{m\acute{a}x} = K_c$; por outro lado, um aumento na precisão dos resultados não justifica a utilização do modelo, quando em comparação com o modelo RMS.

Desta forma utiliza-se o modelo Ciclo-a-Ciclo para prever a inatividade das trincas ou fratura súbita causada por sobrecargas. Os resultados de simulações são apresentados na forma de valores da taxa de crescimento da trinca da/dN (m/ciclo) no início de propagação para os diversos tipos de carregamentos. Considerou-se uma quantidade de 5.000 ciclos iniciais de carregamentos.

A inatividade da trinca ocorre quando a variação do fator de intensidade de tensão no ciclo ΔK_i é inferior ao valor de ΔK_{th} mínimo necessário para que aconteça a propagação.

Analisando as tabelas 4.15 a 4.21 observa-se que para determinados níveis de tensão e tamanhos iniciais de trincas, estas permanecem inativas. Isto sugere que num caso real de defeito numa estrutura, como uma viga de ponte, pode-se fazer uma análise de tensões locais e restringir o tráfego a determinados níveis de tensão para que não haja progresso da trinca e garantir um tempo conveniente de reparo.

Observa-se também, que todas as taxas de propagações de trincas estão dentro da região de Paris, iniciando a propagação com taxas da/dN na ordem de 10^{-10} m/ciclo. Não se observou fratura súbita nos primeiros 5.000 ciclos, o que não garante que uma ruptura repentina não possa acontecer posteriormente, pois à medida que a trinca avança o fator de intensidade tensões aumentam sua magnitude.

Abaixo, na figura 4.94, observa-se o comportamento do crescimento da trinca durante 200 ciclos para os diferentes tipos de carregamentos do Bloco 6, onde estes são todos aleatórios.

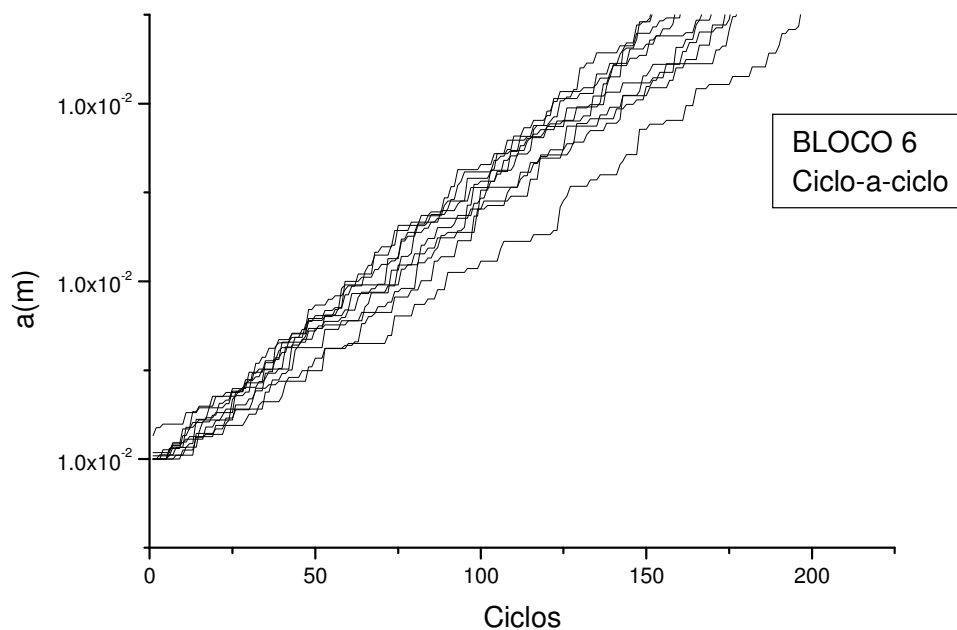


Figura 4.94: Gráfico do crescimento de trincas com $a_0=10$ mm sujeitas ao Bloco 6 de carregamentos

Seguem-se abaixo as tabelas com os resultados das taxas de crescimentos de trincas das simulações realizadas com o modelo Ciclo-a-Ciclo para cada um dos blocos de carregamentos.

TABELA 4.15: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 1 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE1	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE2	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE3	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE4	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	6,8E-10	1,0E-09	1,5E-09
CAVE5	0 (vida infinita)	6,8E-10	1,3E-09	2,0E-09	3,0E-09
CAVE6	0 (vida infinita)	1,2E-09	2,3E-09	3,5E-09	5,3E-09
CAVE7	0 (vida infinita)	1,9E-09	3,5E-09	5,6E-09	8,0E-09
CAVE8	9,0E-10	2,8E-09	5,4E-09	8,0E-09	1,0E-08
CAVE9	1,3E-09	3,9E-09	7,6E-09	1,2E-08	1,6E-08
CAVE10	1,9E-09	5,6E-09	1,0E-08	1,4E-08	2,3E-08

TABELA 4.16: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 2 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE11	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE12	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE13	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	6,7E-10
CAVE14	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	6,7E-10	9,3E-10	1,5E-09
CAVE15	0 (vida infinita)	6,9E-10	8,9E-10	2,1E-09	3,1E-09
CAVE16	0 (vida infinita)	1,0E-09	2,1E-09	3,7E-09	5,3E-09
CAVE17	6,7E-10	1,9E-09	3,6E-09	5,9E-09	8,5E-09
CAVE18	1,0E-09	2,9E-09	5,5E-09	8,8E-09	1,2E-08
CAVE19	1,4E-09	4,0E-09	7,9E-09	1,2E-08	1,8E-08
CAVE20	1,8E-09	5,7E-09	1,0E-08	1,5E-08	2,4E-08

TABELA 4.17: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 3 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE21	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE22	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE23	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE24	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE25	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE26	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	7,6E-10
CAVE27	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	8,3E-10	1,1E-09
CAVE28	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	7,8E-10	1,1E-10	1,8E-09
CAVE29	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	1,1E-09	1,7E-09	2,5E-09
CAVE30	0 (vida infinita)	8,1E-10	1,5E-09	2,3E-09	3,5E-09

TABELA 4.18: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 4 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE31	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE32	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE33	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE34	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE35	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE36	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	7,2E-10
CAVE37	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	7,9E-10	1,1E-09
CAVE38	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	7,4E-10	1,1E-09	1,7E-09
CAVE39	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	1,0E-09	1,6E-09	2,4E-09
CAVE40	0 (vida infinita)	7,6E-10	1,4E-09	2,3E-09	3,3E-09

TABELA 4.19: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 5 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE41	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE42	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE43	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE44	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	6,9E-10	1,0E-09	1,2E-09
CAVE45	0 (vida infinita)	7,1E-10	1,1E-09	1,7E-09	2,5E-09
CAVE46	0 (vida infinita)	9,9E-10	1,9E-09	2,9E-09	4,3E-09
CAVE47	0 (vida infinita)	1,5E-09	3,0E-09	4,7E-09	6,8E-09
CAVE48	8,0E-10	2,3E-09	4,4E-09	7,1E-09	1,0E-08
CAVE49	1,1E-09	3,3E-09	6,3E-09	1,0E-08	1,4E-08
CAVE50	1,6E-10	4,6E-09	8,7E-09	1,4E-08	2,0E-08

TABELA 4.20: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 6 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE51	5,7E-09	1,6E-08	3,1E-08	5,0E-08	7,2E-08
CAVE52	4,7E-09	1,3E-08	2,1E-08	4,1E-08	6,0E-08
CAVE53	5,4E-09	1,5E-08	3,0E-08	4,7E-08	6,7E-08
CAVE54	4,1E-09	1,2E-08	2,0E-08	3,1E-08	4,5E-08
CAVE55	2,9E-09	1,0E-08	1,3E-08	2,8E-08	4,2E-08
CAVE56	2,8E-09	9,0E-09	1,1E-08	1,7E-08	3,6E-08
CAVE57	3,2E-09	1,1E-08	1,7E-08	2,5E-08	3,9E-08
CAVE58	4,1E-09	1,2E-08	1,8E-08	2,6E-08	4,0E-08
CAVE59	3,0E-09	1,0E-08	1,4E-08	2,9E-08	4,6E-08
CAVE60	4,8E-09	1,3E-08	2,6E-08	4,4E-08	6,3E-08

TABELA 4.21: TAXA DE CRESCIMENTO DE TRINCAS PARA BLOCO 7 DE CARREGAMENTOS

Designação	da/dN(m/ciclo) INICIAL				
	a _o = 10mm	a _o = 20mm	a _o = 30mm	a _o = 40mm	a _o = 50mm
CAVE61	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)
CAVE62	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	6,8E-10
CAVE63	0 (vida infinita)	0 (vida infinita)	1,0E-09	1,2E-09	1,3E-09
CAVE64	0 (vida infinita)	1,1E-09	1,2E-09	1,9E-09	2,7E-09
CAVE65	7,1E-10	1,3E-09	2,3E-09	3,7E-09	5,3E-09
CAVE66	7,7E-10	2,1E-09	4,0E-09	6,4E-09	9,2E-09
CAVE67	1,1E-09	3,4E-09	6,4E-09	1,0E-08	1,4E-08
CAVE68	1,7E-09	5,0E-09	9,0E-09	1,5E-08	2,2E-08
CAVE69	2,9E-09	7,2E-09	1,3E-08	2,1E-08	3,1E-08
CAVE70	3,4E-09	9,0E-09	1,8E-08	2,9E-08	4,3E-08

4.5. Calibração do Modelo

A fim de calibrar o modelo computacional desenvolvido, realizou-se simulações de crescimento de trincas simples de borda numa chapa e depois comparados os resultados com o programa ViDa.

O fator de intensidade de tensão considerado foi:

$$K_I = 1,12\sigma\sqrt{\pi a} \quad (4.1)$$

Os resultados obtidos foram:

5

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Neste trabalho, procurou-se observar o comportamento da propagação de trincas em vigas de pontes de aço quando sujeitas a carregamentos de amplitudes variáveis.

Foram pesquisados cuidadosamente trabalhos relacionados com este tema, onde o desenvolvimento histórico tem a intenção de permitir ao leitor se enquadrar gradativamente no assunto e compreender os mecanismos utilizados na avaliação de propagação de trincas.

Estudou-se as principais causas de trincamentos em vigas de pontes e verificou-se a importância de se estudar o problema.

Através da teoria da Mecânica da Fratura e Fadiga, observou-se que o problema da propagação de trincas requer uma correta análise de tensões do ponto crítico da estrutura.

Desenvolveu-se neste trabalho um modelo computacional de propagação de trincas, utilizando-se a teoria do Valor Médio Quadrático e Ciclo-a-Ciclo. Estes apresentaram resultados satisfatórios na análise de propagação de trincas quando comparados com um programa de reconhecida precisão.

Observou-se que para realizar-se uma simulação adequada, a expressão do fator de intensidade de tensão deve ser escolhida apropriadamente para o tipo específico de detalhe geométrico e tipo de esforço solicitante.

Nos resultados das simulações, observou-se que os carregamentos de amplitudes variáveis com diferentes espectros podem apresentar uma mesma influência na propagação de trincas quando avaliados pelo modelo do Valor Médio Quadrático (RMS), pois possuem variações da amplitude de tensão $\Delta\sigma_i$ semelhantes com o tempo. Verificou-se também que a magnitude da variação da amplitude de tensão $\Delta\sigma_i$ tem grande influência sobre os resultados de propagação das trincas, podendo estas permanecerem inativas para determinados níveis de tensão.

Observou-se uma tendência natural da vida da estrutura diminuir com o aumento do tamanho das trincas iniciais e também com o aumento da amplitude de tensão RMS ($\Delta\sigma_{rms}$). Verificou-se que trincas de tamanhos iniciais diferentes podem levar o mesmo tempo para crescer até um valor crítico a_c se estiverem sujeitas a níveis de amplitudes de tensão diferentes.

Analisando-se a vida prevista nas simulações, observou-se que quanto maior é a amplitude de tensão menor é a dispersão dos resultados de vida prevista da estrutura para diferentes tamanhos iniciais de trincas. Acima de um determinado nível da amplitude de tensão verificou-se uma tendência da dispersão dos resultados de vida da estrutura permanecer constante para diferentes tamanhos de trincas iniciais.

Verificou-se durante as simulações que o modelo do Valor Médio Quadrático (RMS) possui a vantagem de ser computacionalmente mais eficiente em relação ao Ciclo-a-Ciclo, porém este não prevê a inatividade

da trinca para baixos valores do fator de intensidade de tensão ou ruptura súbita por sobrecarga.

O trabalho apresenta uma metodologia de previsão de vida da estrutura que pode ser adaptada a outros tipos de elementos estruturais com as devidas mudanças relativas às suas particularidades.

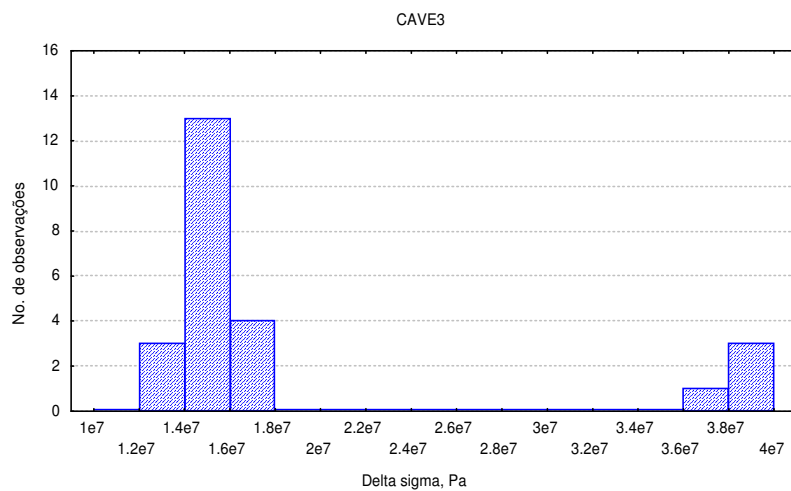
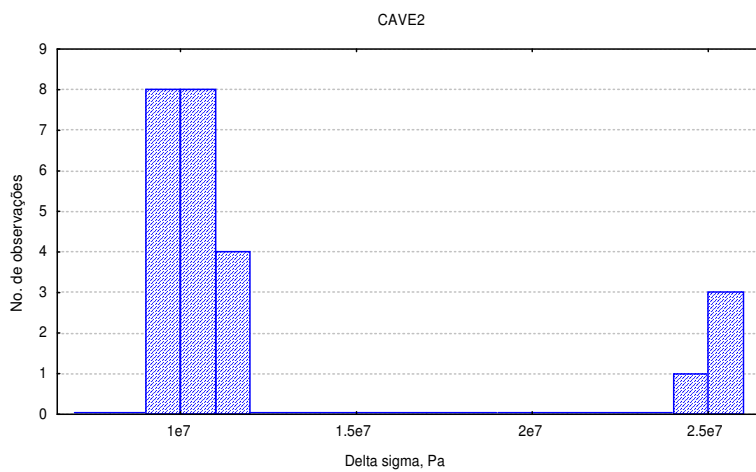
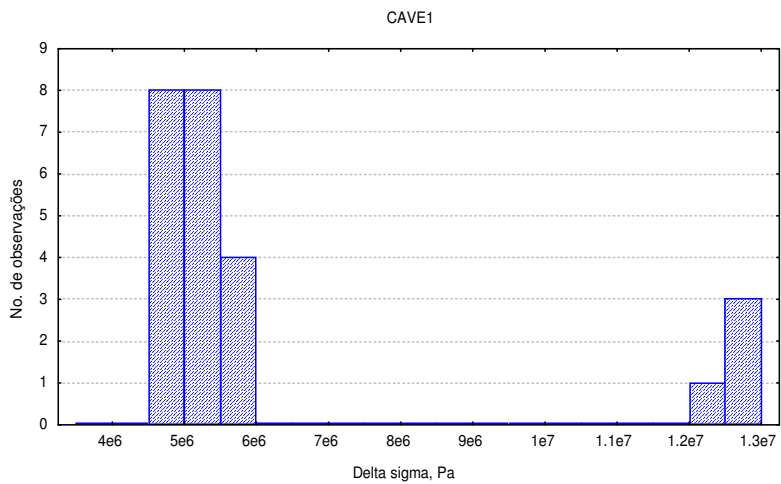
5.1. Recomendações

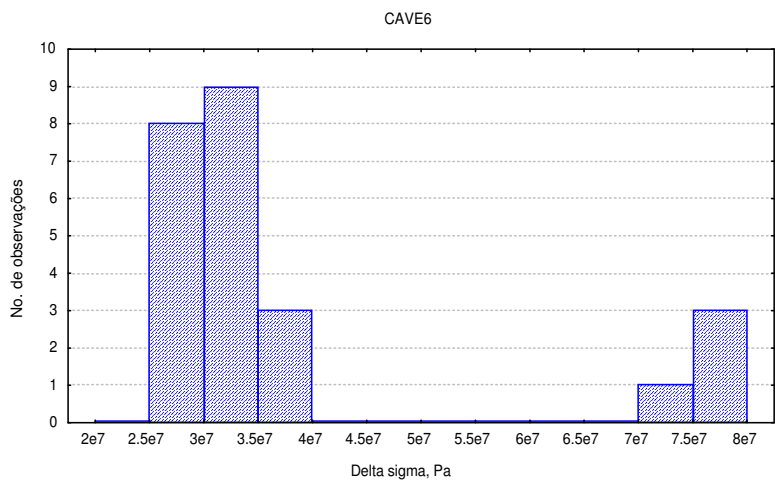
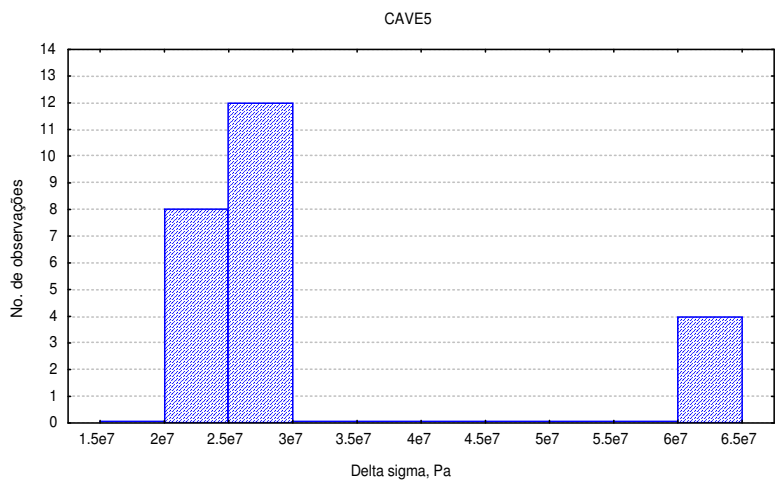
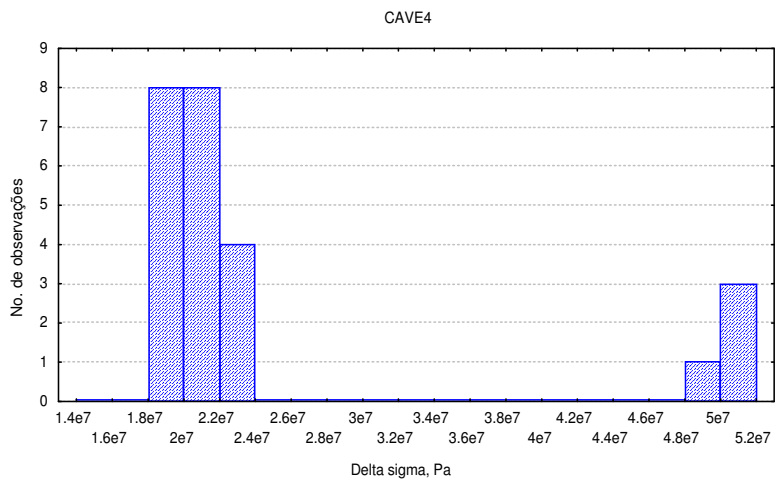
Considerando-se as limitações do modelo computacional, recomenda-se:

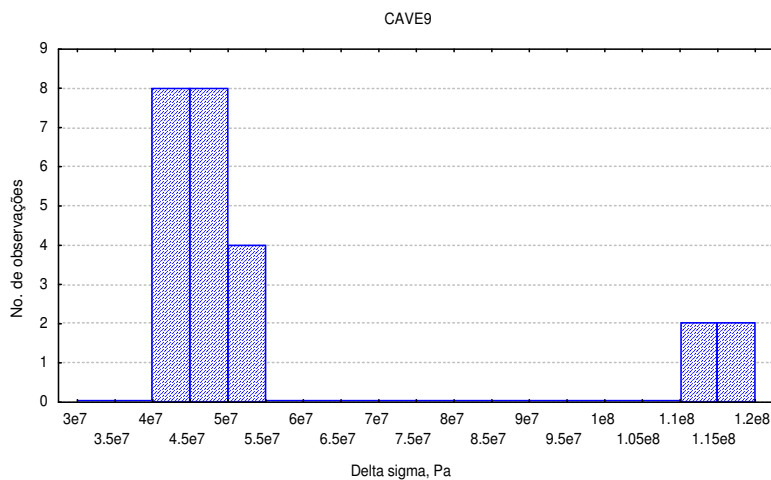
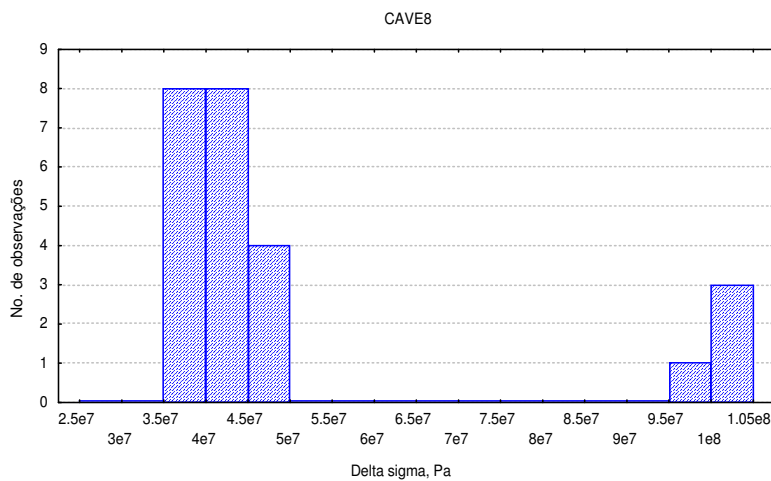
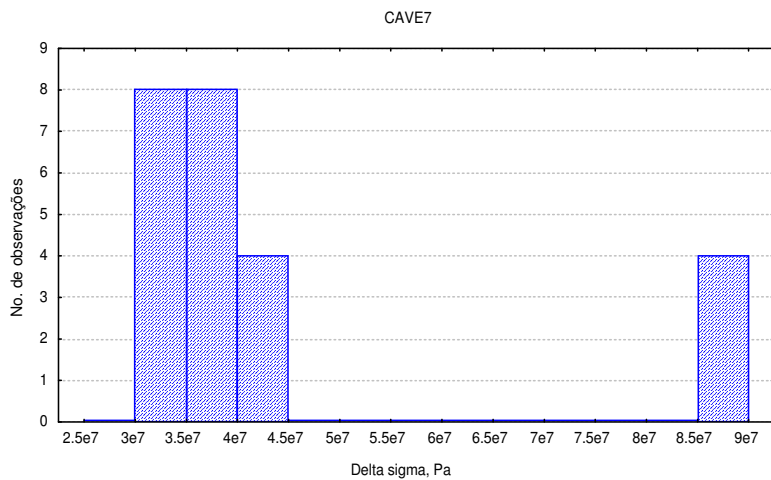
1. Desenvolver uma expressão para o fator de intensidade de tensão na região de transição da mesa inferior para a alma da viga, considerando-se o efeito das tensões residuais da solda e a propagação em duas dimensões.
2. Considerar-se o efeito de seqüência no modelo Cclo-a-Cclo para prever retardos causados por sobrecargas.
3. Implementar um procedimento de estudo probabilístico na propagação de trincas considerando-se variáveis como: resistência do material, distribuição de tamanhos detectáveis de trincas iniciais, além das considerações de amplitudes de carregamentos variáveis.
4. Adicionar um estudo de intensidade e freqüência de tráfego da estrutura para correlacionar um tempo cronológico de vida da estrutura, como: dias, meses ou anos.
5. Implementar ao modelo computacional outras equações de fatores de intensidade de tensão adequadas para outros tipos de detalhes geométricos.
6. Verificar a influência do modo de vibração da estrutura no espectro de tensões solicitantes na região da trinca.

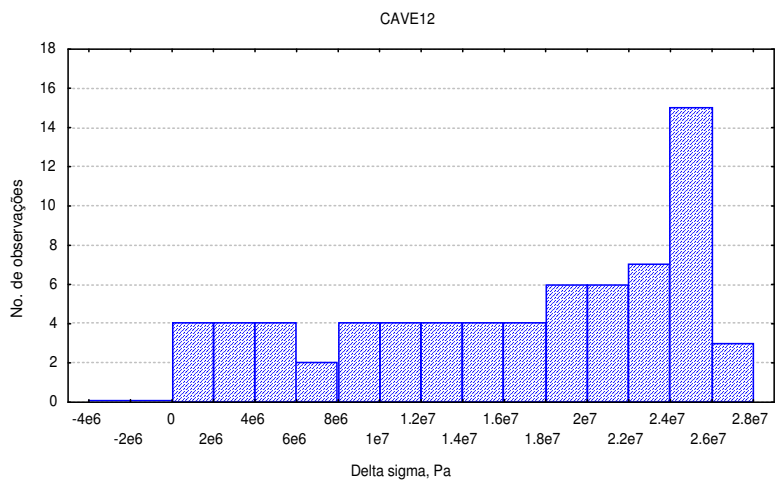
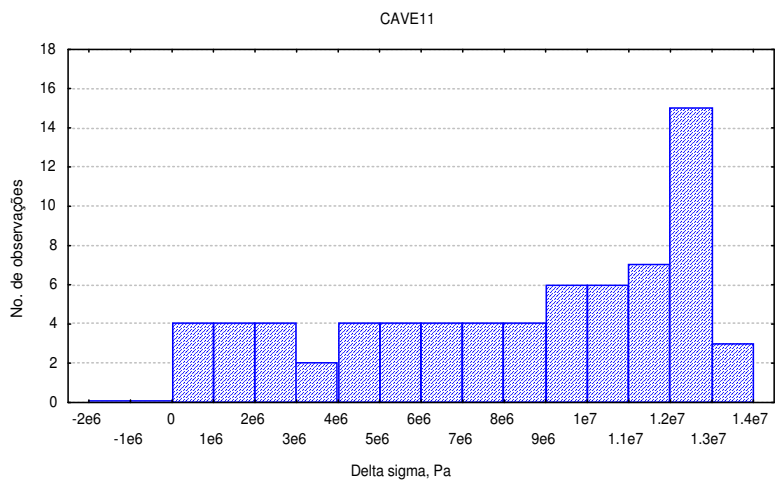
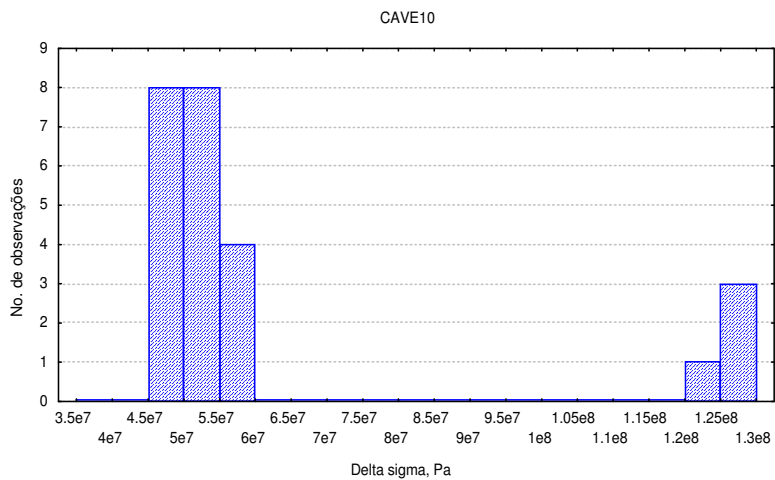
APÊNDICE B

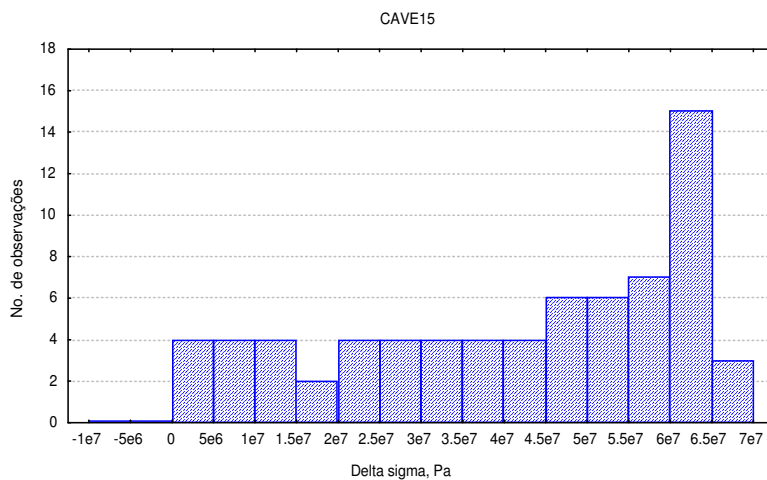
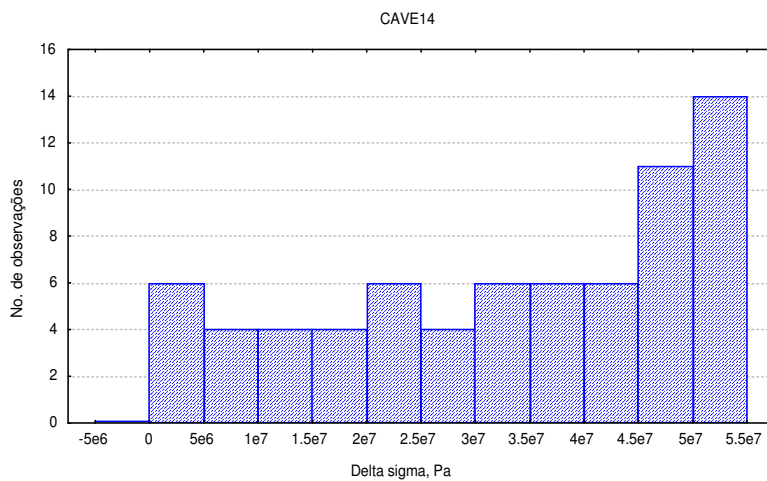
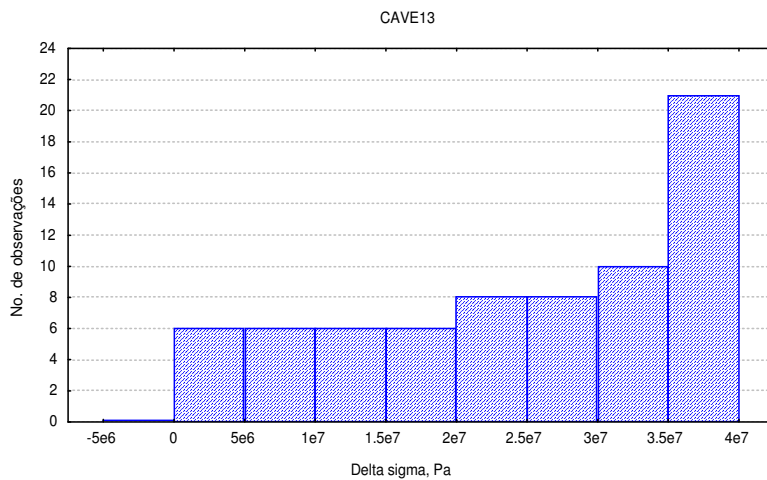
Histogramas dos carregamentos dos Blocos 1 ao 7 utilizados nas simulações de crescimentos de trincas

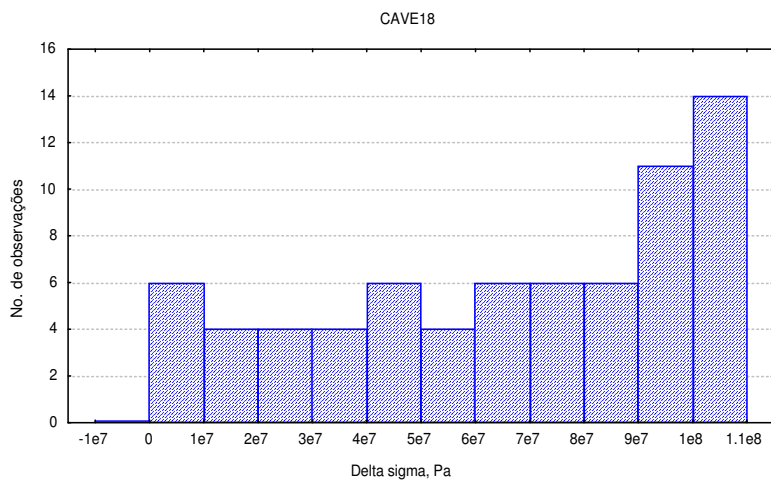
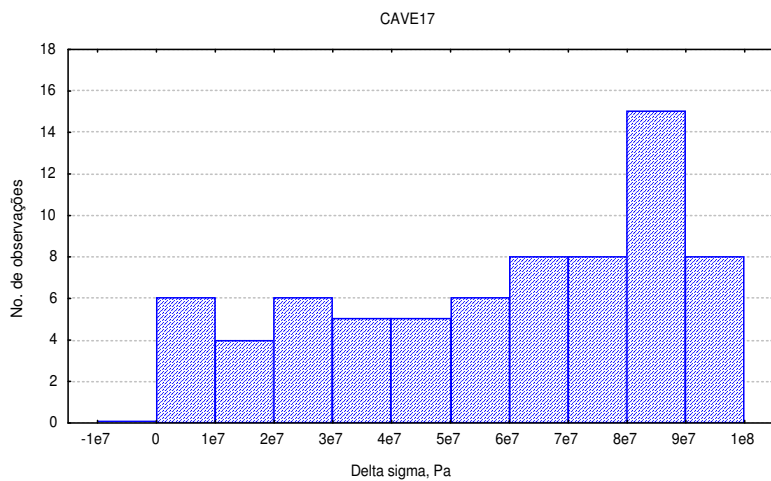
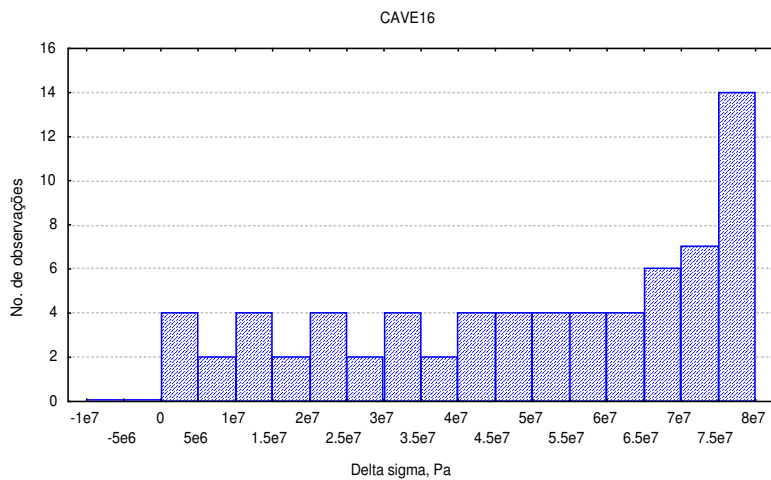


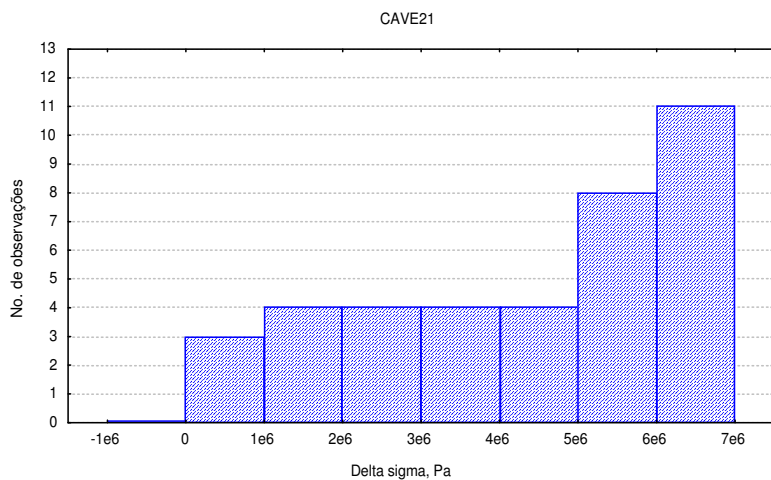
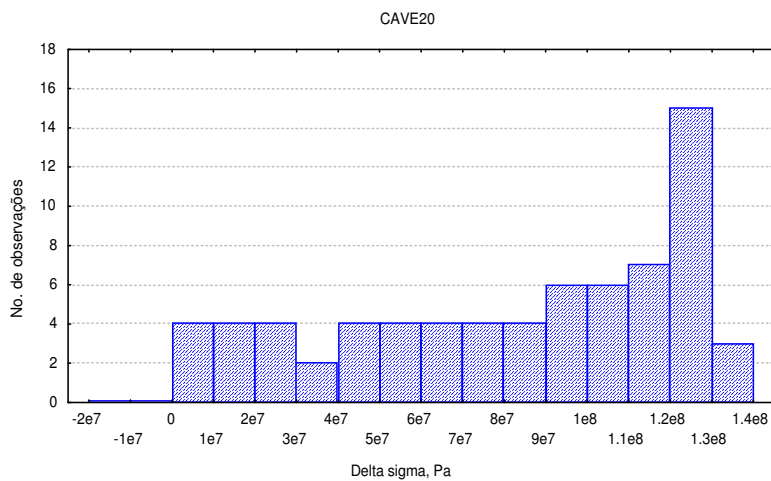
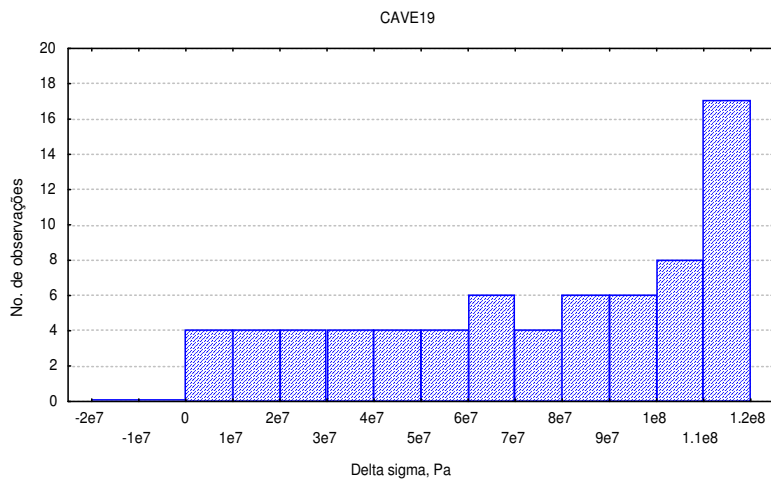


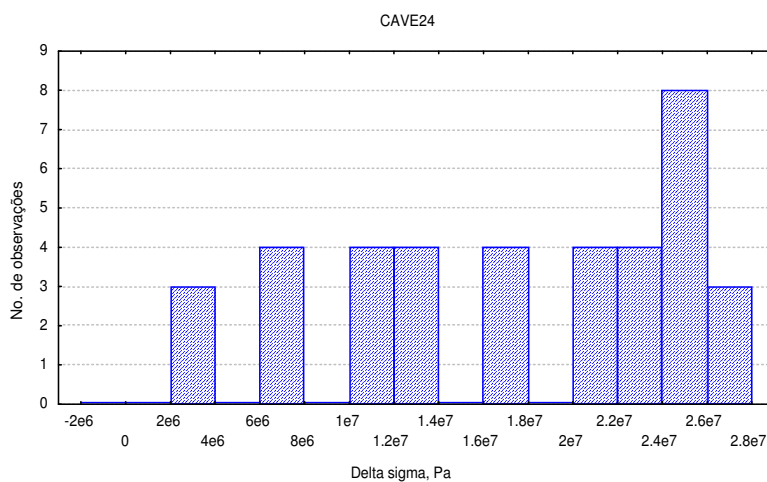
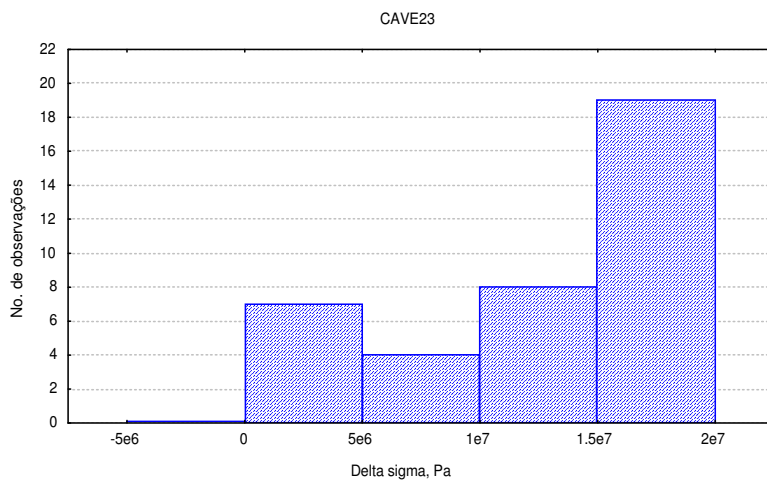
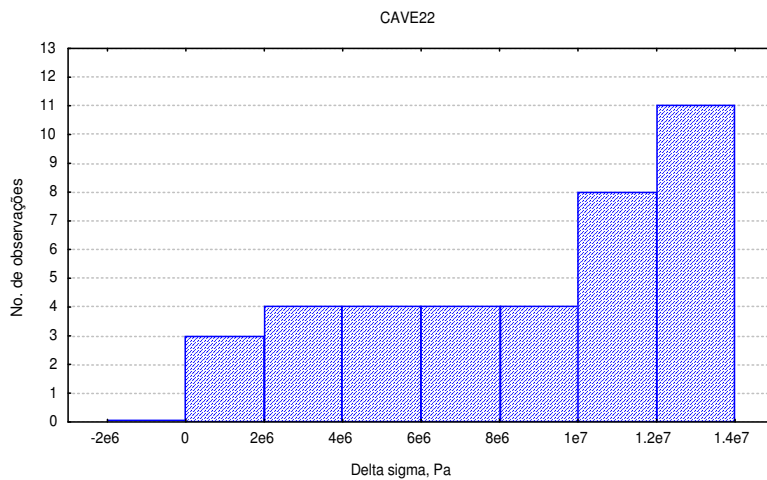


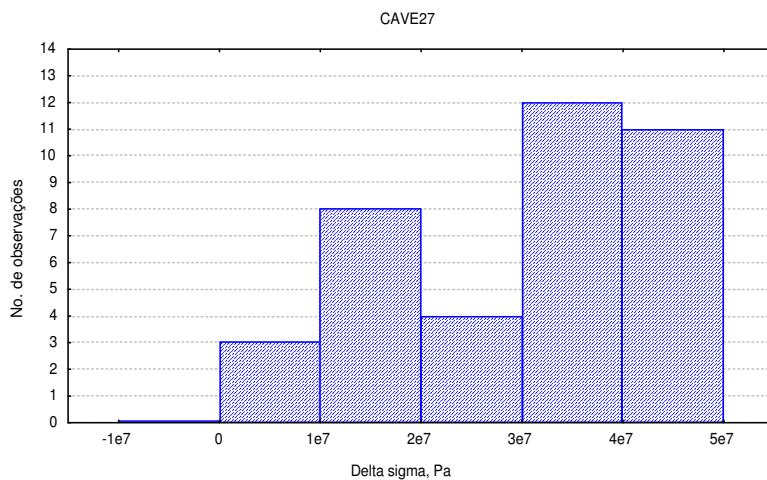
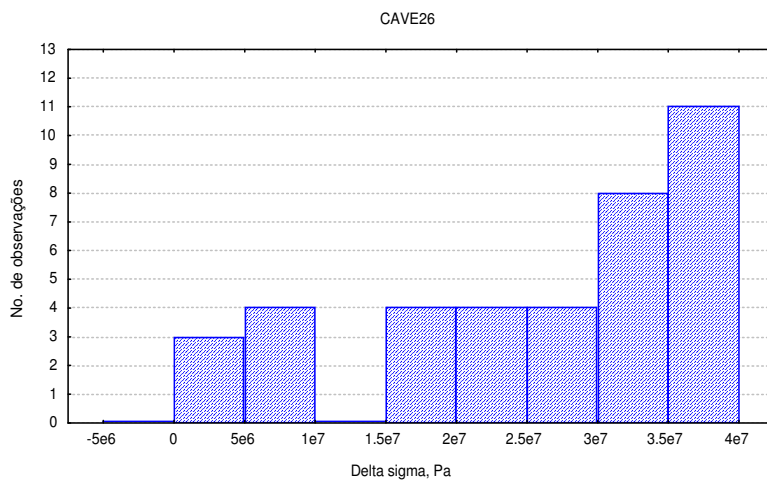
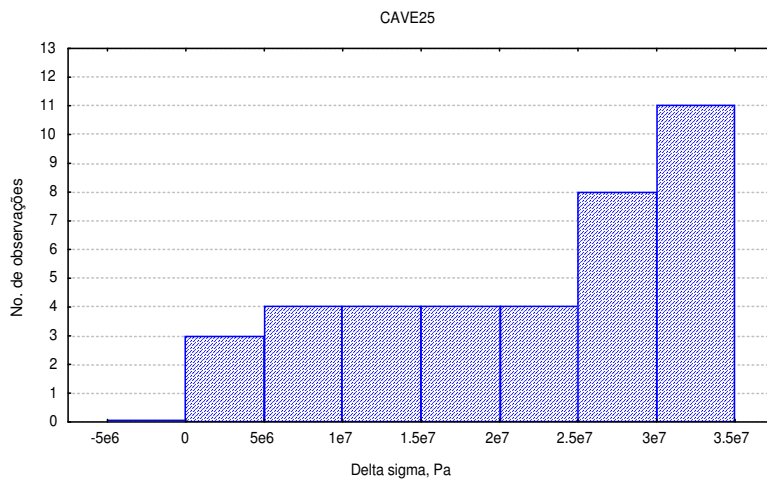


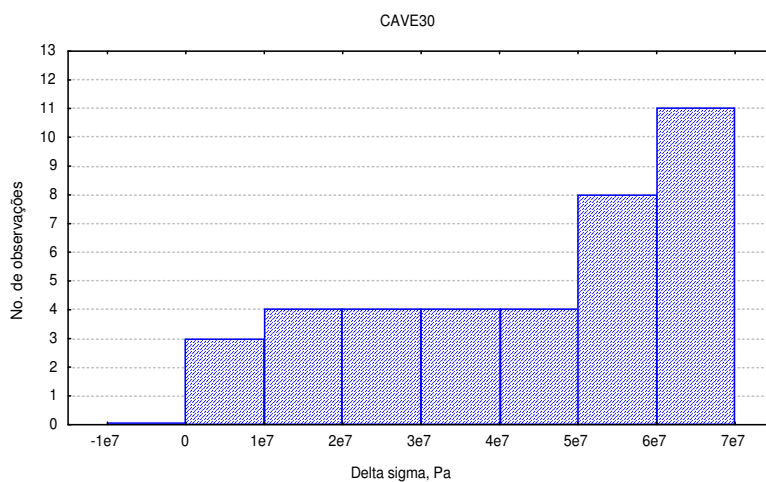
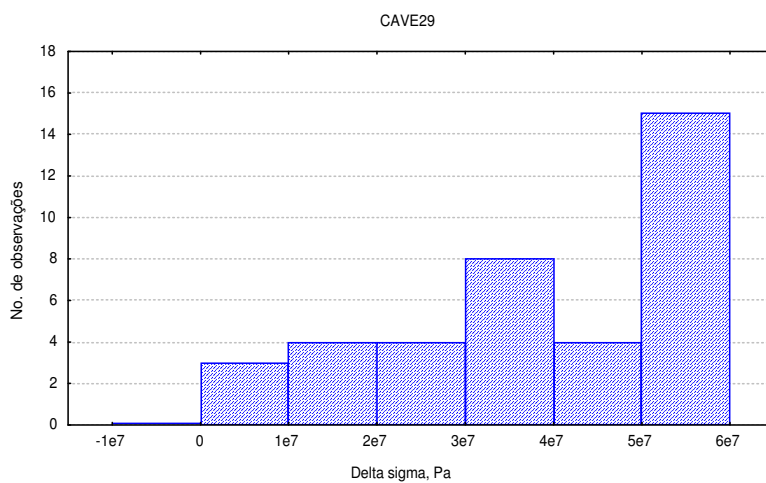
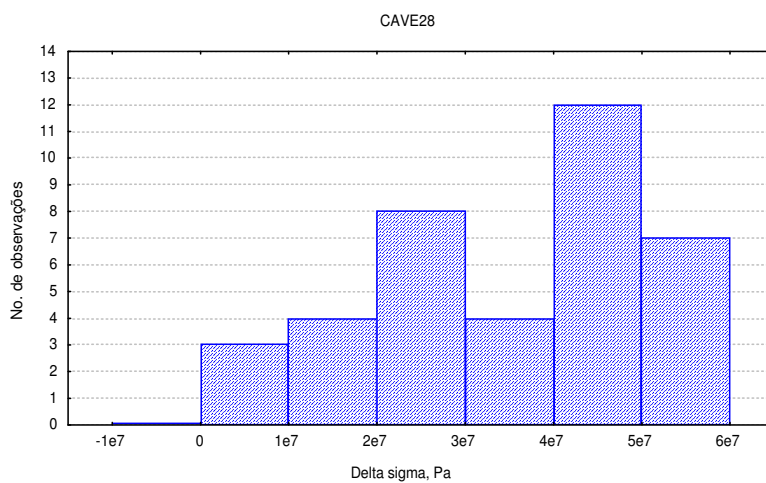


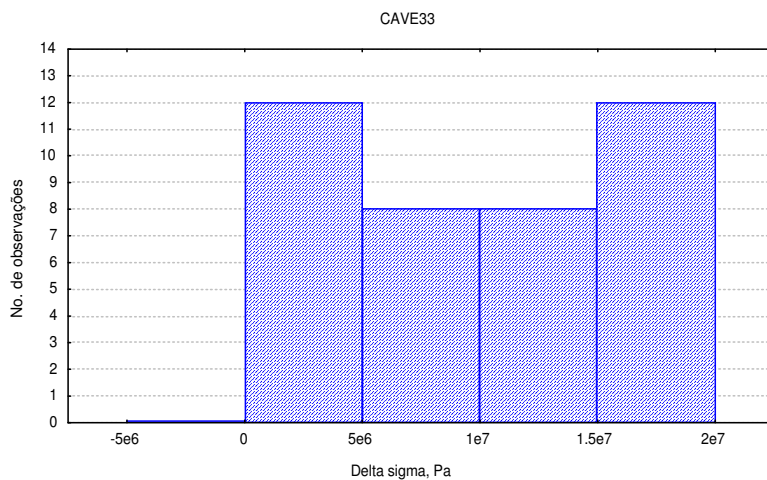
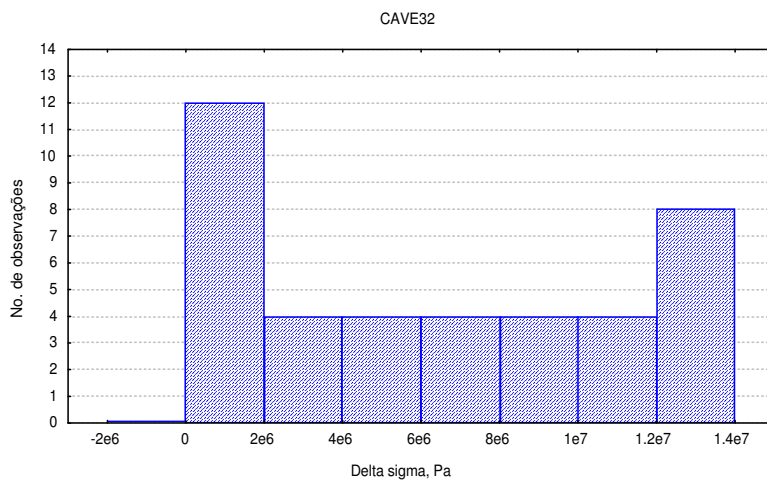
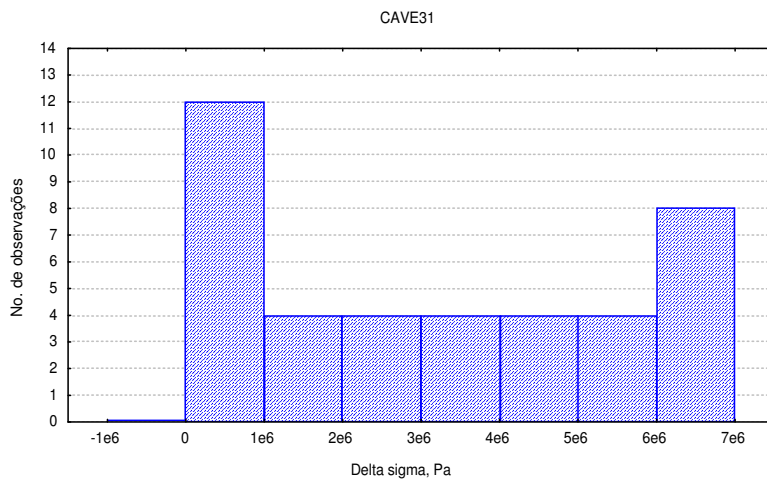


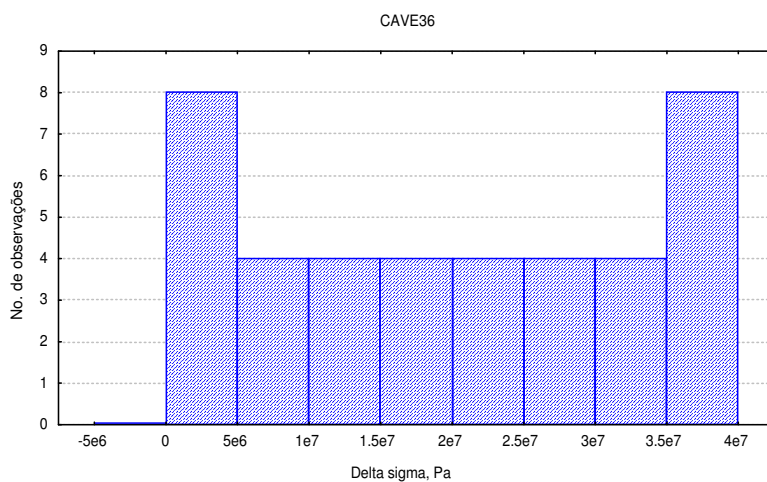
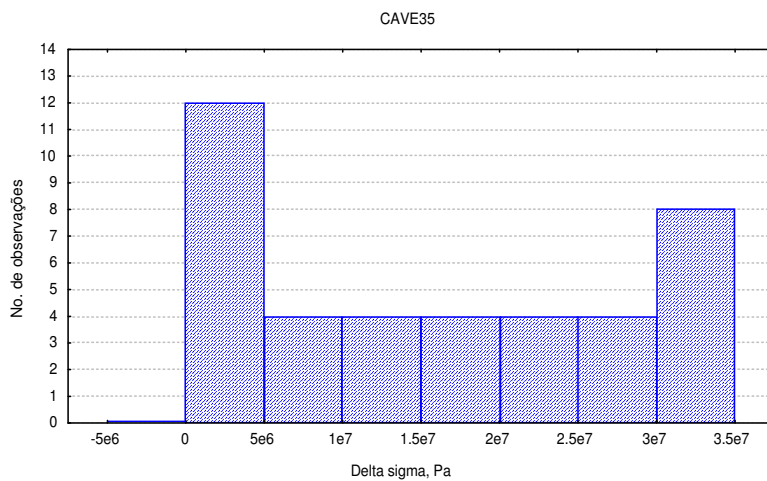
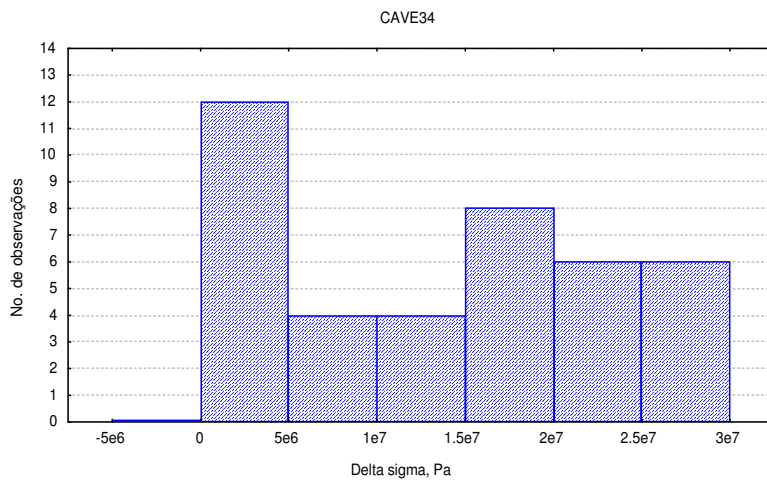


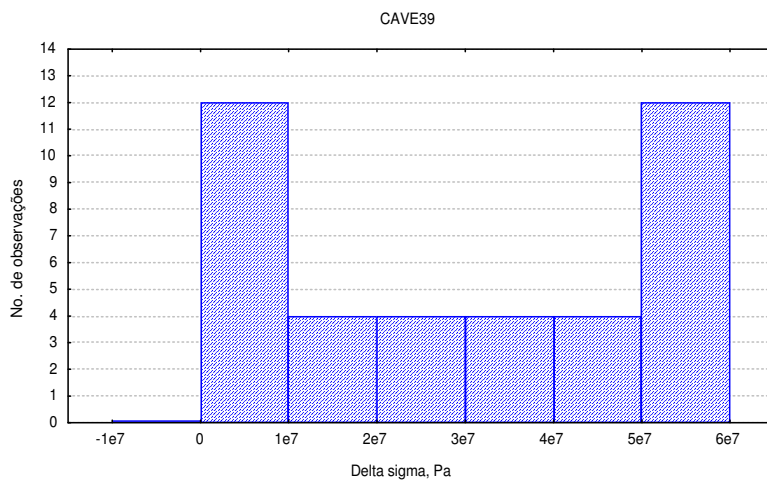
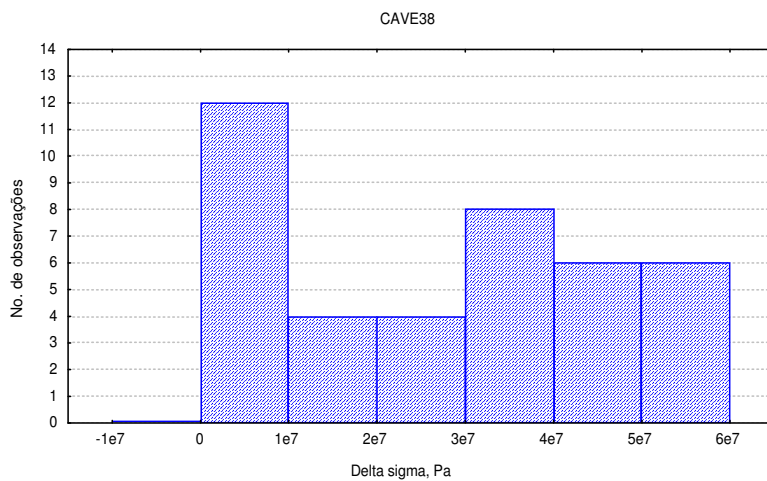
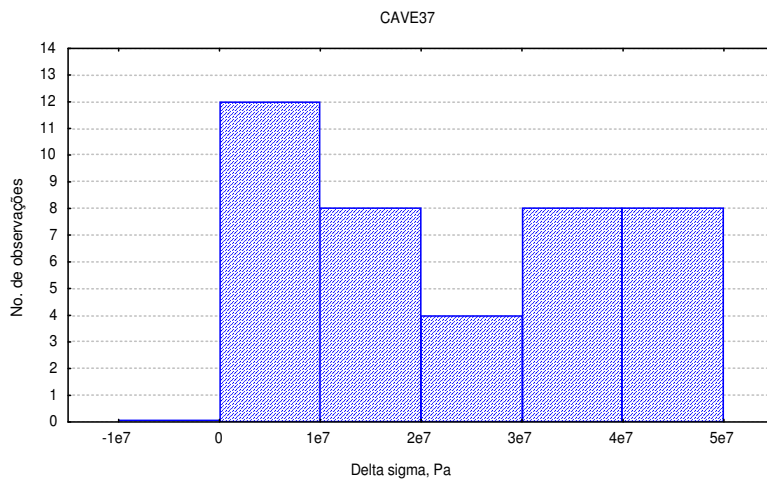


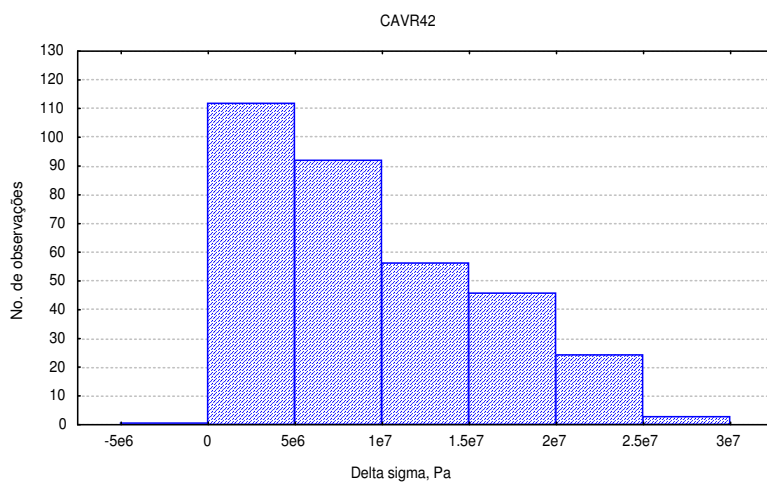
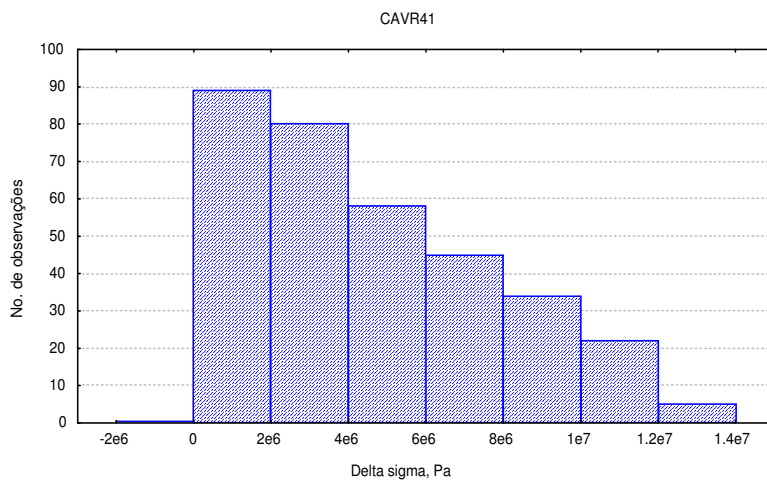
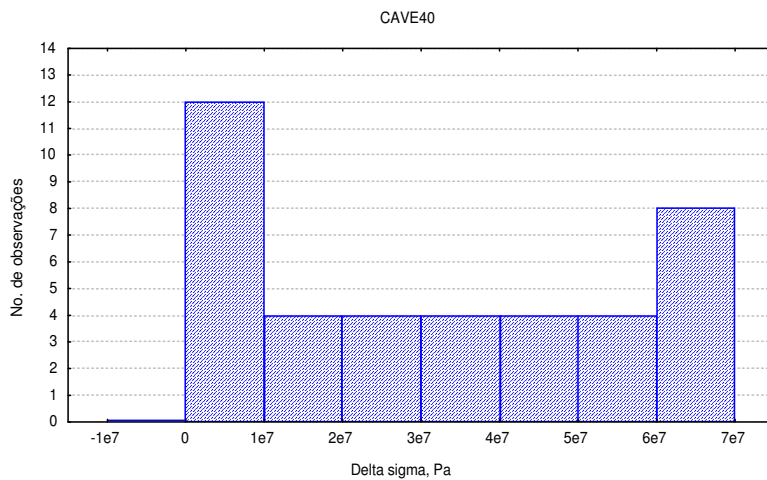


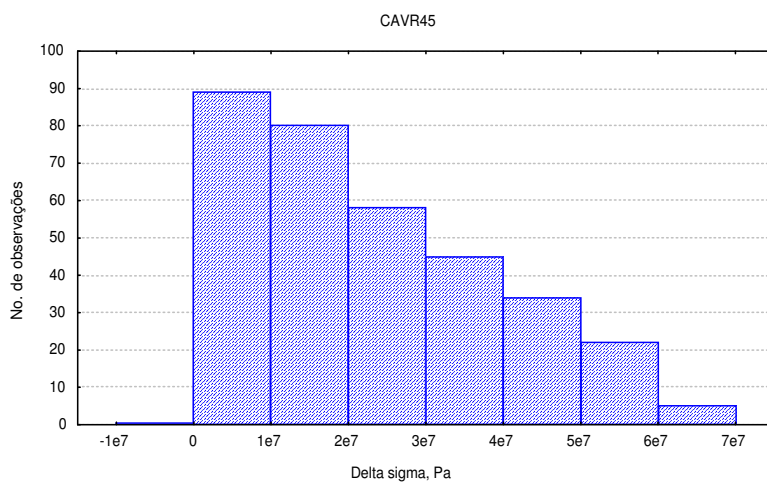
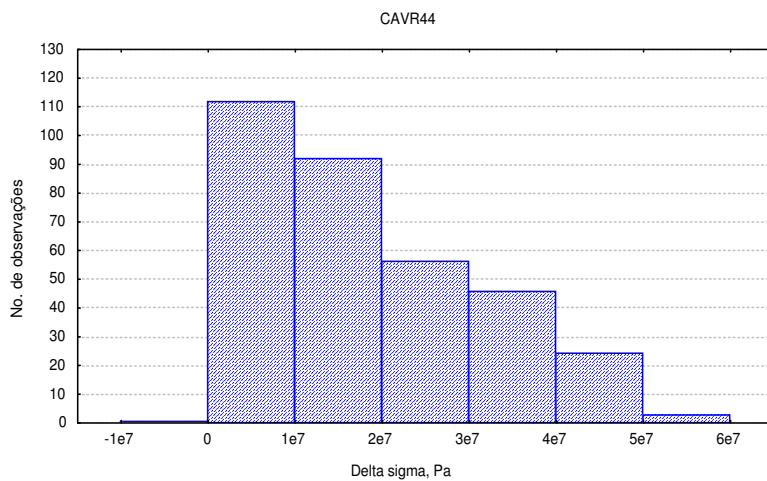
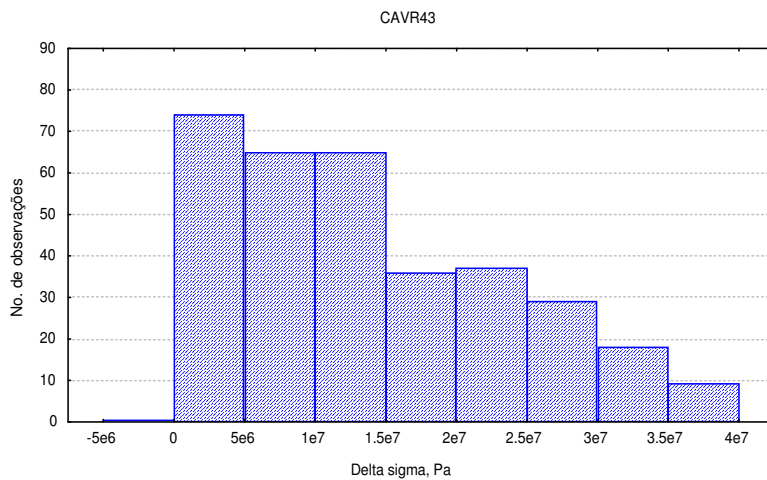


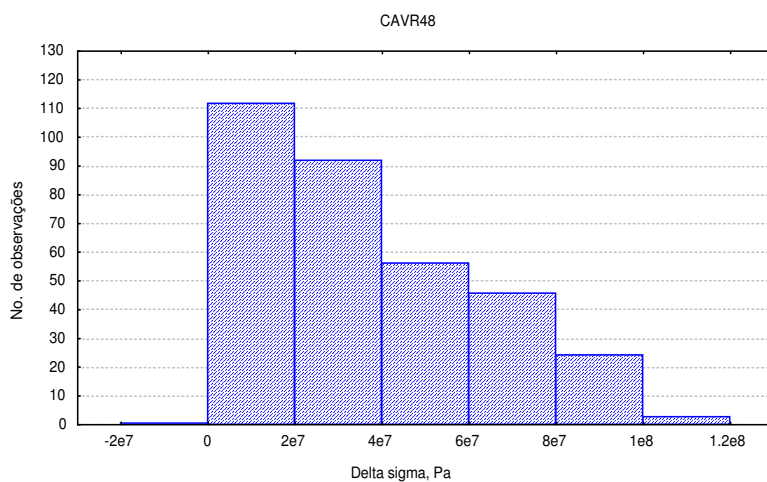
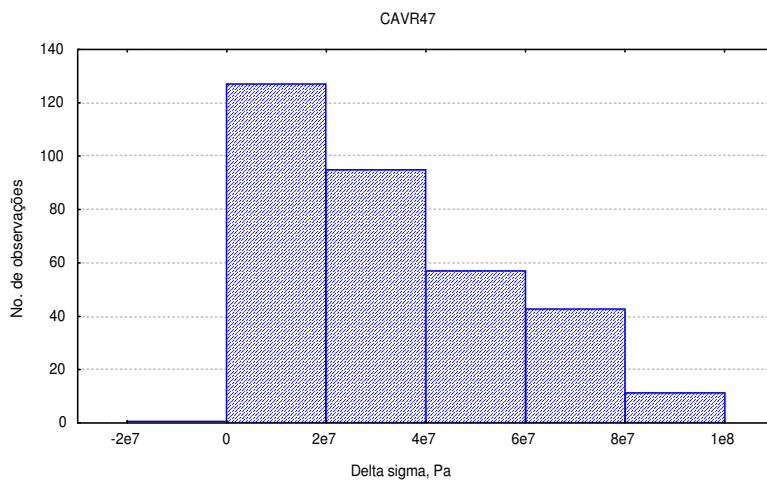
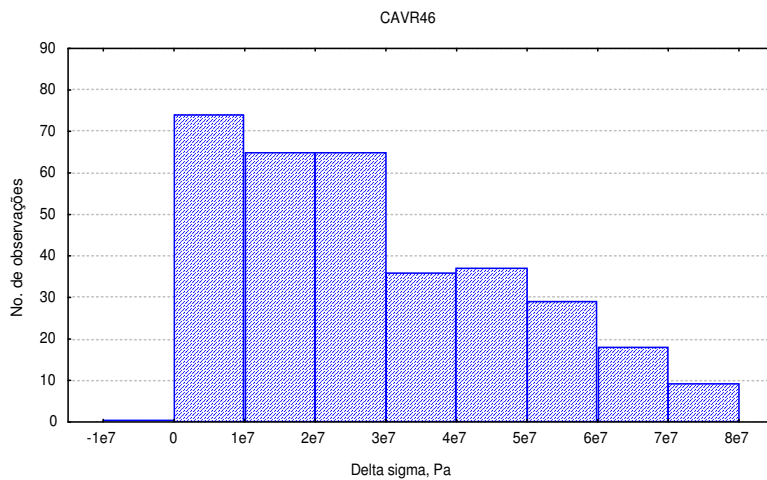


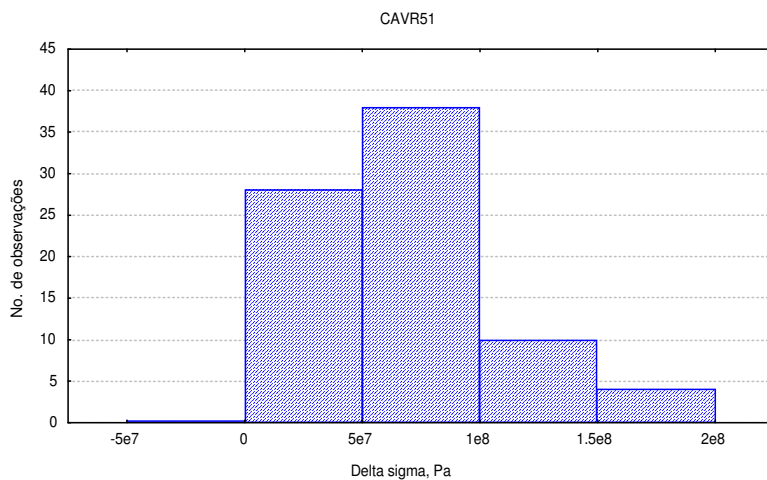
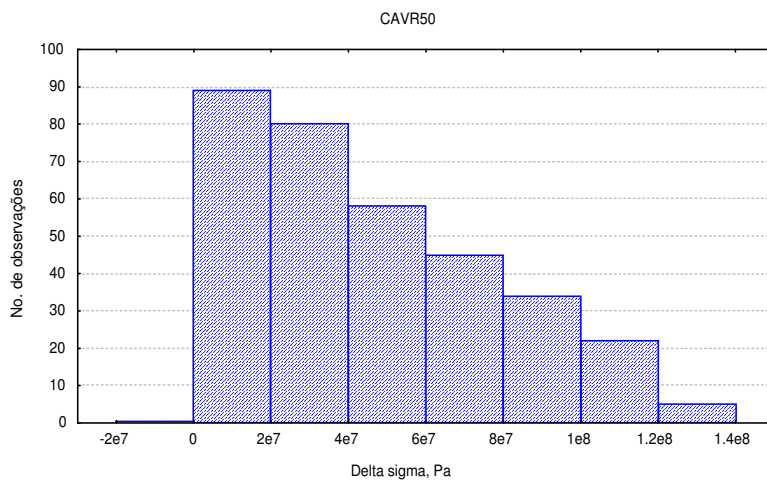
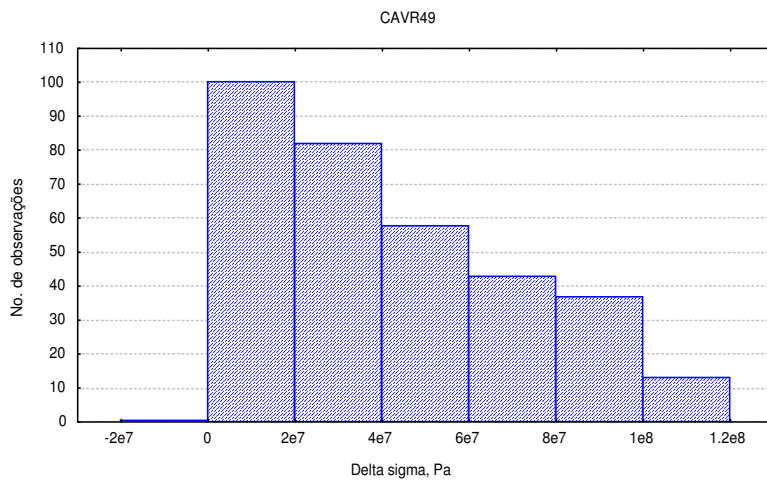


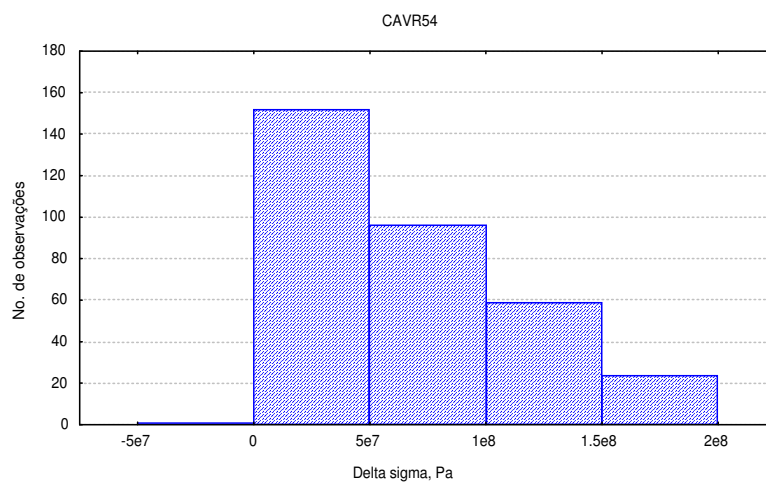
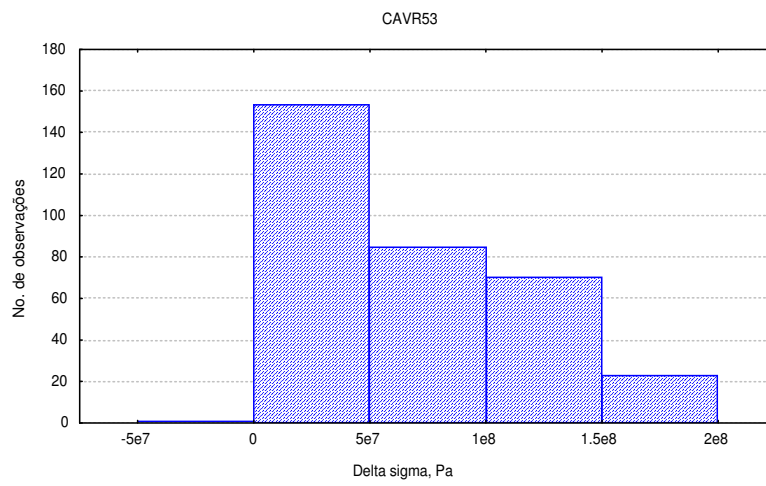
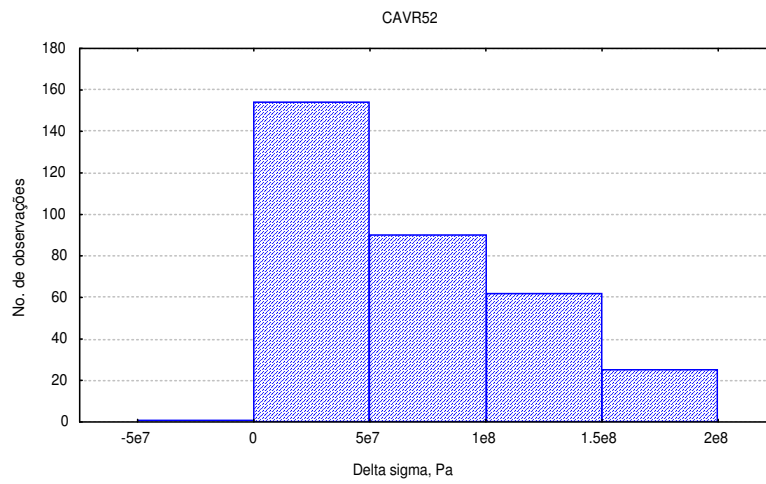


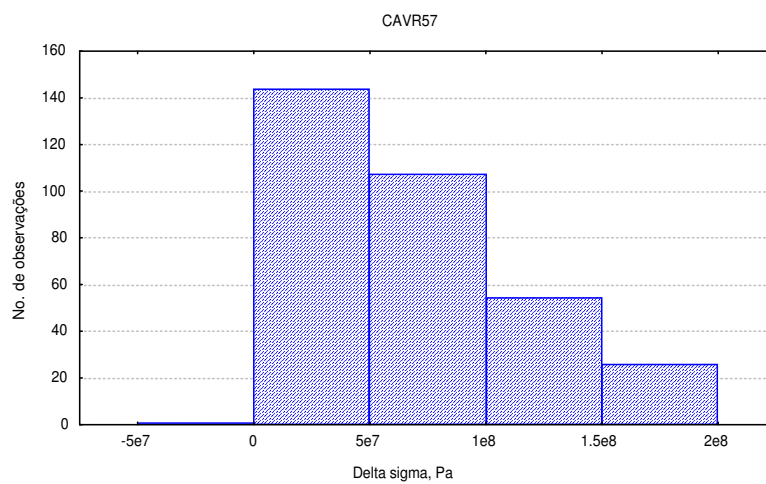
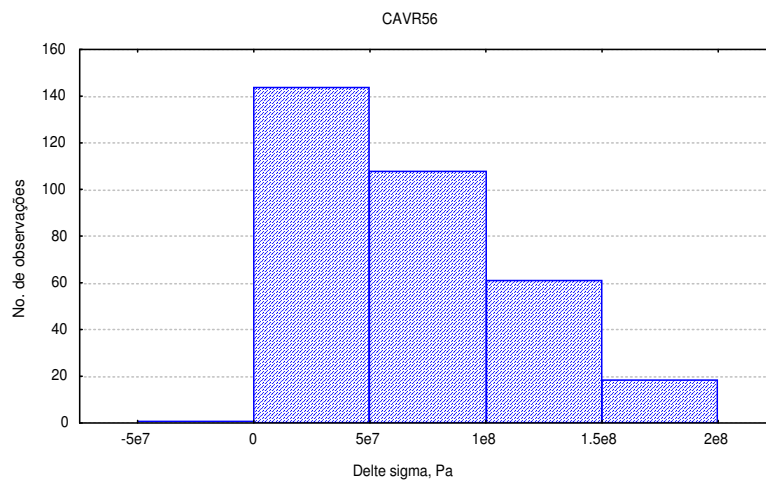
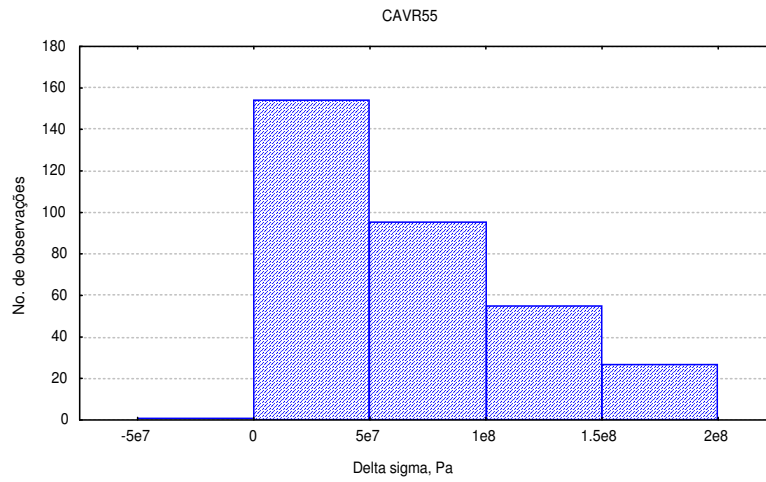


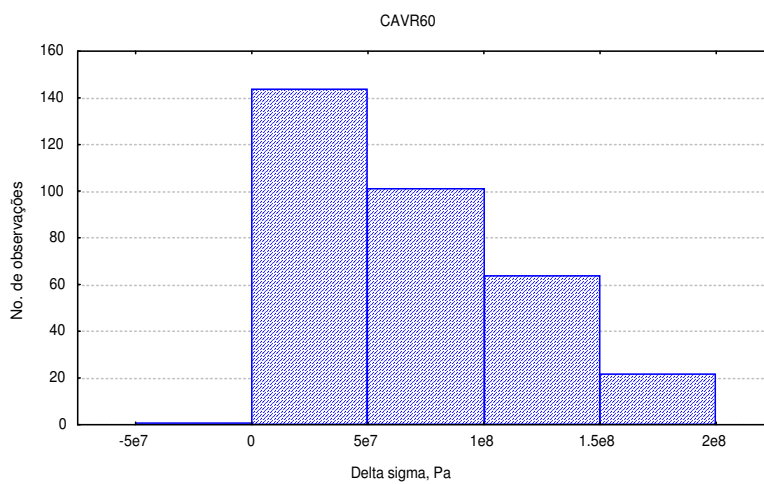
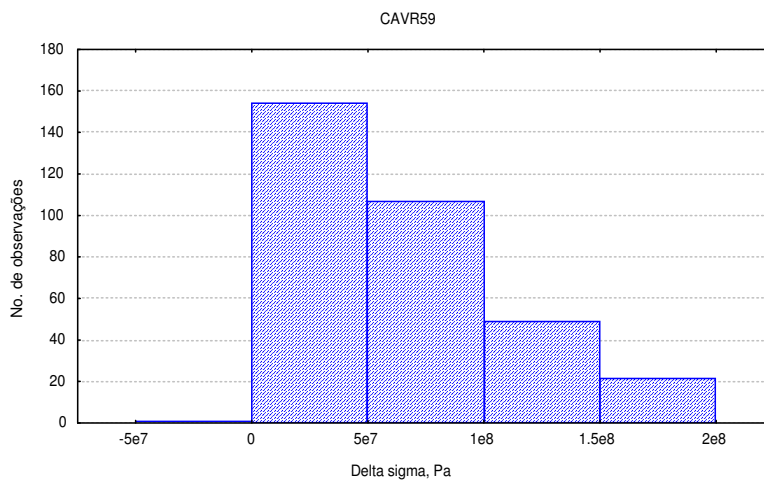
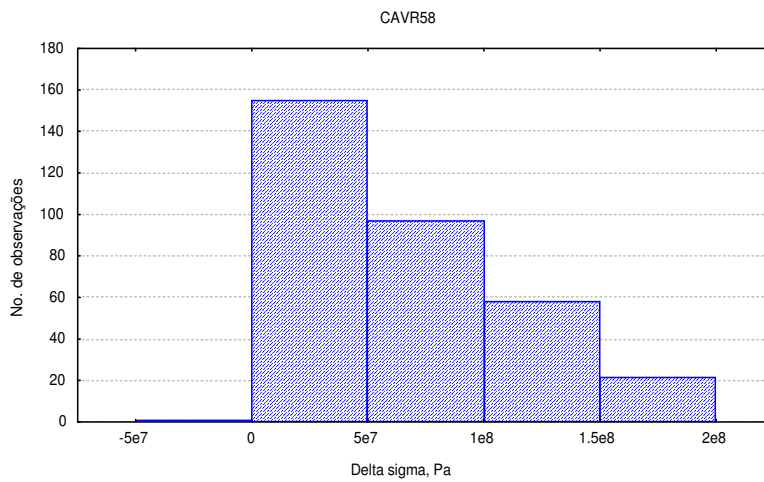


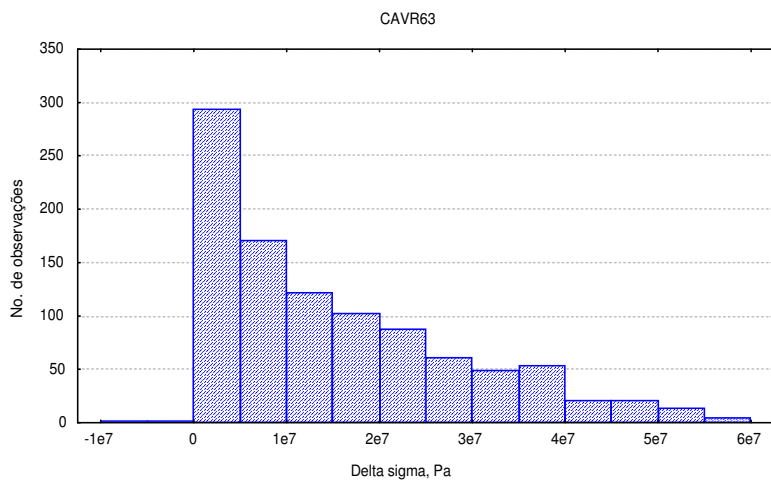
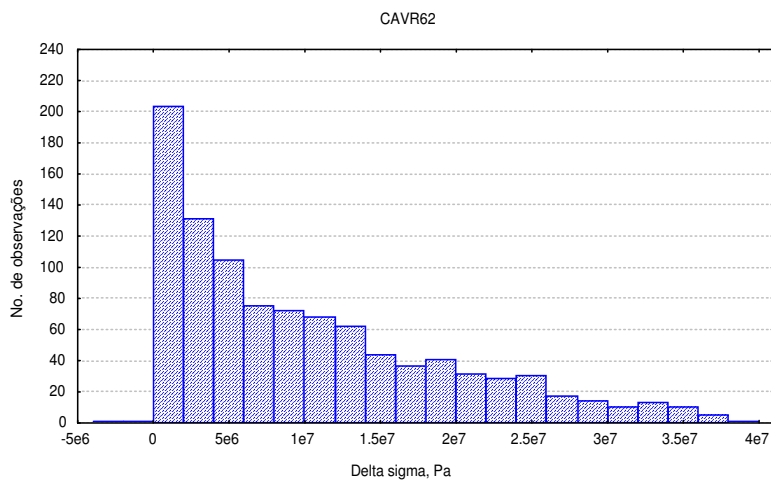
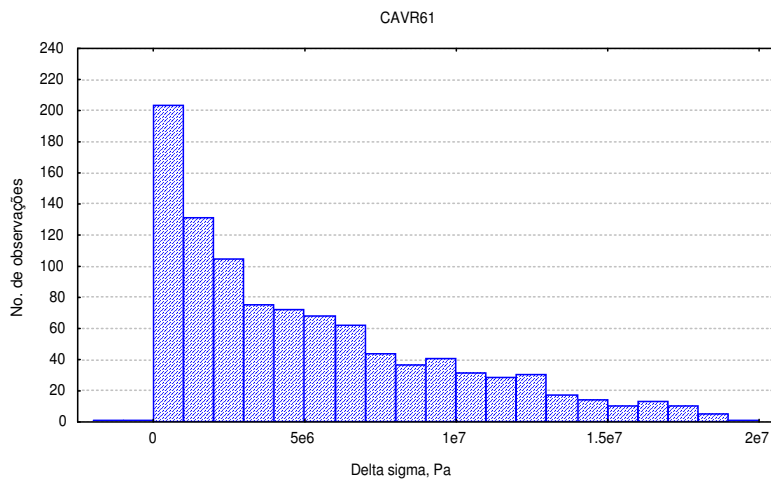


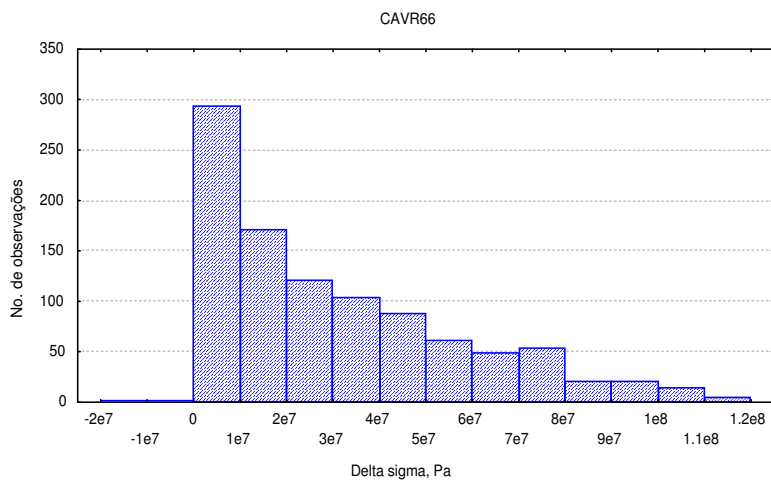
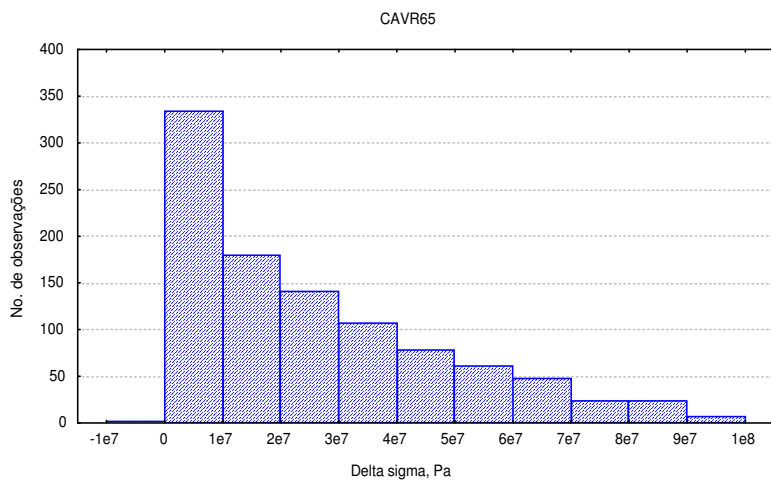
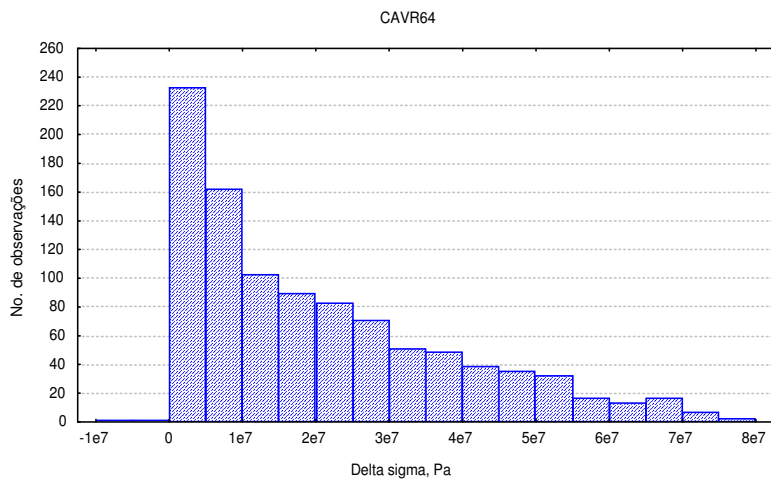


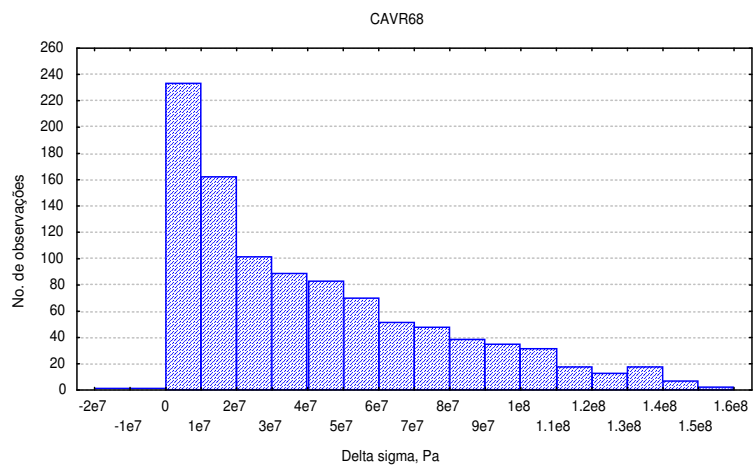
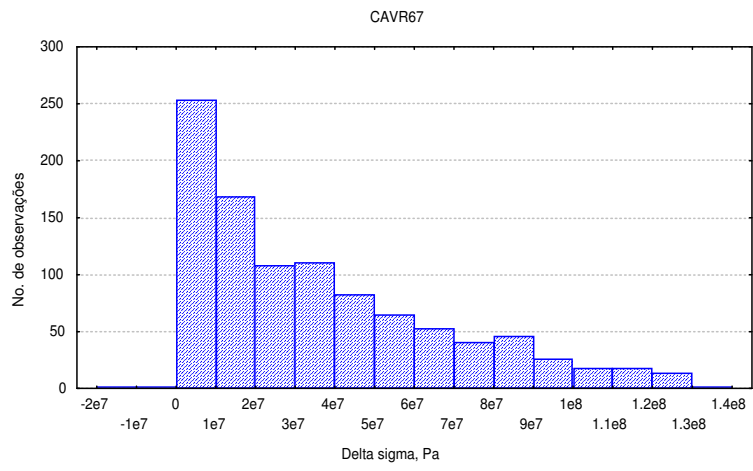


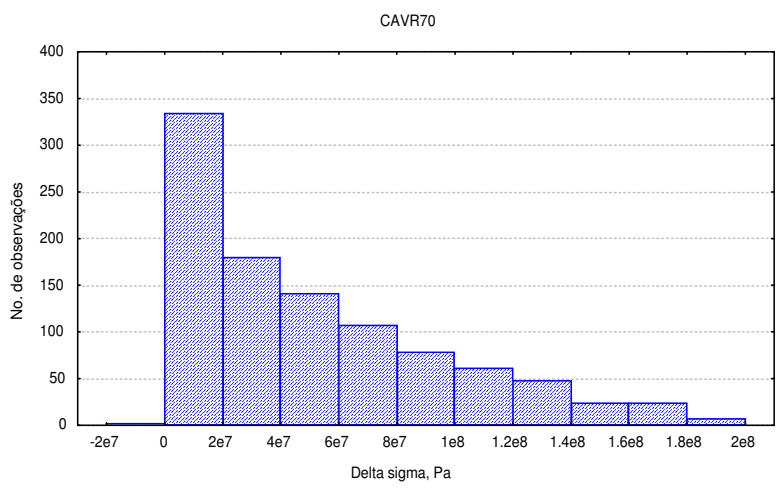
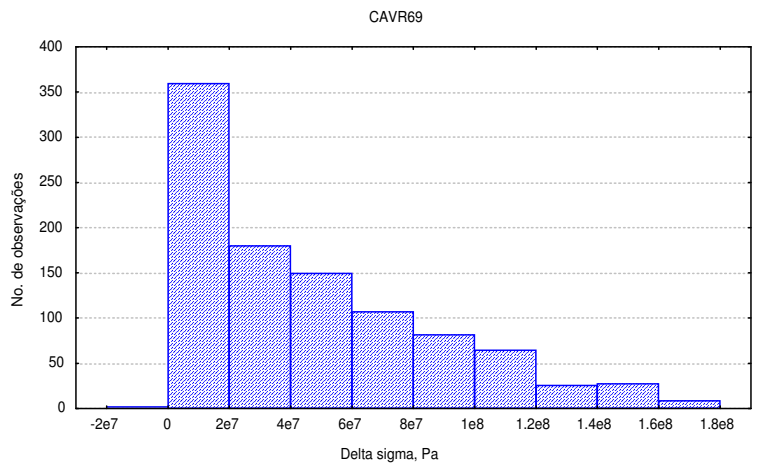












6

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS - AASHTO (1989), *Standard specifications for highway bridges*. 14rd ed. Washington.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (1982). *NB-6 - Carga móvel em ponte rodoviária e passarela de pedestre*. Rio de Janeiro.

ARONE, R. (1986). Fatigue crack growth under random overloads superimposed on constant-amplitude cyclic loading. *Engineering Fracture Mechanics*, v.24, p. 223-232.

BARSON, J.M. (1973), Fatigue-crack growth under variable-amplitude loading in ASTM A514 grade B steel. *ASTM*, STP 536, Philadelphia.

BARSON, J.M.; ROLFE, S.T. (1999), *Fracture and fatigue control in structures: applications of fracture mechanics*. 3rd ed. Philadelphia, ASTM.

BEA, J. A.; DOBLARÉ, M.; GRACIA, L. (1999). Evaluation of the probability distribution of crack propagation life in metal fatigue by means of probabilistic finite element method and B-models. *Engineering Fracture Mechanics*, v.63, p. 675-711.

BOGDANOFF, J.L.; KOZIN, F. (1985). *Probabilistic models of cumulative damage*. New York, Wiley.

COMMITTEE ON FATIGUE AND FRACTURE RELIABILITY OF THE COMMITTEE ON STRUCTURAL SAFETY AND RELIABILITY OF THE STRUCTURAL DIVISION, FATIGUE RELIABILITY (1982). *Journal Structural Engineering*, 1-4, v.108, p. 3-88. ASCE.

CASTRO, J.T.P.; MEGGIOLARO, M.A. (1997). Previsão da vida residual de estruturas trincadas, *Artigo integrante do programa ViDa*. Rio de Janeiro.

DEUS, E. P. (1997). *Análise do Processo de fraturamento em vigas de pontes de aço sob efeito de fadiga*, São Carlos. 263p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

DITLEVSEN, D.; SOBCZYK, K. (1986). Random fatigue crack growth with retardation. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 24, p. 861-878.

DOMINGUEZ, J.; ZAPATERO, J.; MORENO, B. (1999). A statistical model for fatigue crack growth under random loads including retardation effects. *Engineering Fracture Mechanics*. v.62, p. 351-369.

ERDOGAN, F., (1999). Fracture Mechanics. *International Journal of Solids and Structures*, v.37, p. 171-183.

HERTZBERG, R.W. (1989). *Deformation and fracture mechanics of engineering materials*. 3rd ed. USA, John Wiley & Sons.

- JOHNSON, W.S. (1981). Multi-parameter yield zone model for predicting spectrum crack growth. In: Chang JB, Hudson CM, editors *Methods and models for predicting fatigue crack growth under random loading.*, ASTM, STP 748, p. 85-102, Philadelphia.
- MANESCHY, E.; RODRIGUES, P. (1999). Uma abordagem probabilista para estimar a propagação de trincas em tubos de gerador de vapor. In: XV CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA MECÂNICA, Águas de Lindóia, 1999. *Anais*. São Paulo.
- NEWMAN, J.R. (1981). A crack closure model for predicting fatigue crack growth under random loading. In: Chang JB, Hudson CM, editors *Methods and models for predicting fatigue crack growth under random loading*, ASTM, STP 748, p. 53-84, Philadelphia.
- SCHIJVE, J. (1979). Fatigue crack growth under variable-amplitude loading. *Engineering Fracture Mechanics*, v.11-1, p. 207-221.
- SEIFERT, P. (1990). *Fatigue loading and design for road bridges*. Frankfurt. 199p. Tese (Doutorado) – Institut für Stahlbau tu-Braunschweig.
- SOBCZYK, K.; SPENCER, B.F. (1992). *Random fatigue: from data to theory*. Academic Press, San Diego.
- SOBANJO, J. O.; STUKHART, G.; JAMES R. W. (1994). Evaluation of projects for rehabilitation of highway bridges. *ASCE, Journal Structural Engineering*, v.120, p. 81-99.
- SOCIE, D.F.; MORROW, J.; CHEN W-C. (1979). A procedure for estimating the total fatigue life of notched and cracked members. *Engineering Fracture Mechanics*, v.11, p. 851-859.

TALREJA, R. (1979a). On fatigue reliability under random loads. *Engineering Fracture Mechanics*, v.11, p. 717-732.

TALREJA, R. (1979b). Fatigue reliability under multiple-amplitude loads. *Engineering Fracture Mechanics*, v. 11, pp. 839-849.

VEERS, P.S.; VAN DEN AVYLE J.A. (1992). Fatigue crack growth from narrow-band gaussian spectrum loading in 6063 aluminum alloy. In: Mitchell MR, Landgraf RW, editors *Advances in fatigue lifetime predictive techniques*. Philadelphia, *ASTM*, STP 1122p. 191-213.

VEERS, P.S.; WINTERSTEIN, S.R.; NELSON D.V.; CORNELL C.A. (1989). Variable-amplitude load models for fatigue damage and crack growth. In: Potter JM, Watanabe RT, editors *Development of fatigue loading spectra*. Philadelphia, *ASTM*, STP 1006, p. 172-97.

ViDa – Danômetro Visual para Windows – aplicativo para cálculos de mecânica da fratura (1989). Autor: Marco Antônio Meggiolaro, PhD.; Jaime Tupiassú Pinho Castro, PhD. Rio de Janeiro.

WANG, G.S.; BLOM, A.F. (1991). A strip model for fatigue crack growth predictions under general load conditions. *Engineering Fracture Mechanics*, v.40, p. 507-533.

ZHAO, Z.; HALDAR, A. (1996). Bridge fatigue damage evaluation and updating using non-destructive inspections. *Engineering Fracture Mechanics*, v.53, no.5, p. 775-778.

APÊNDICE A

Programas fonte escritos em linguagem FORTRAN para cálculo de crescimento de trincas em Vigas I pelo método do Valor Médio Quadrático e Ciclo-a-ciclo e Programas Geradores de Carregamentos

Este programa calcula o número de ciclos necessários para uma trinca crescer de um valor inicial a_0 até um valor final a_c pelo método do Valor Médio Quadrático RMS.

```

PROGRAM P_RMS
IMPLICIT DOUBLE PRECISION (A-H,O-Z)
PARAMETER (nit=100000)
DIMENSION T(nit),a(nit)
OPEN (10,FILE='VIDA .dat')
PRINT*, " ENTRAR COM AS DIMENSÕES DA VIGA EM METROS "
PRINT*, " hw,tw,bf1,tf1"
READ*, hw,tw,bf1,tf1
PRINT*, " ENTRAR COM O TAMANHO INICIAL E CRÍTICO DA TRINCA "
PRINT *, "EM METRO"
READ*,a,ac
PRINT*, "ENTRAR COM O VALOR DE delta_Prms EM kN"
READ*,delta_Prms
PRINT*, "ENTRAR COM O INCREMENTO dh<5%"
READ*,dh
PRINT*, "ENTRAR COM A CONSTANTE c E O EXPOENTE m DA"
PRINT*, "REGRA DE PARIS"
READ*,c,z
T=0.d0
pi=4.d0*DATAN(1.0d0)
hhw=hw
y1=(bf1*tf1*(hhw+0.5d0*tf1)+hhw*tw*(hhw/2.0d0))
y2=(bf1*tf1+hhw*tw)
y=y1/y2
aLN=1356.d-3+tf1-a(i)-y
ej=(bf1*tf1**3.0d0)/12.0d0+(bf1*tf1*(hhw+tf1/2.0d0-y)**2)+&
(tw*hhw**3.0d0)/12.0d0+(tw*hhw*(hhw/2.0d0-y)**2.0d0)
delta_sigma=(delta_Prms)*6.0d0*aLN/ej*(1.0d-6)

```

```

DO i=1,nit
  IF(a(i).le.ac)THEN
    ELSE
      GOTO 100
    END IF
  rahw=a(i)/hw
  IF (rahw.lt.0.05d0) faw=0.36d0
  IF (rahw.ge.0.05d0.and.rahw.lt.0.1d0) faw=0.425d0
  IF (rahw.ge.0.1d0.and.rahw.lt.0.2d0) faw=0.545d0
  IF (rahw.ge.0.2d0.and.rahw.lt.0.3d0) faw=0.630d0
  IF (rahw.ge.0.3d0.and.rahw.lt.0.4d0) faw=0.675d0
  IF (rahw.ge.0.4d0.and.rahw.lt.0.5d0) faw=0.705d0
  IF (rahw.ge.0.5d0.and.rahw.lt.0.6d0) faw=0.725d0
  IF (rahw.ge.0.6d0) faw=0.730d0
  T=T+(dh/6.d0)*((1.d0/(c*(delta_sigma*(pi*a)**0.5d0*faw)**z))+&
  (4.d0*(1.d0/(c*(delta_sigma*(pi*(a+0.5d0*dh))**0.5d0*faw)**z)))+&
  (1.d0/(c*(delta_sigma*(pi*(a+dh))**0.5d0*faw)**z)))
  a=a+dh
  T=T(i)
  a=a(i)
  WRITE (*,*)T(i),a(i)
  WRITE (10,*)T(i),a(i)
END DO
100 CONTINUE
END PROGRAM P_RMS

```

Este programa calcula o valor de delta_Prms através de um arquivo de entrada de carregamentos na forma de Vales e Picos.

```
PROGRAM DELTA_P_rms
IMPLICIT DOUBLE PRECISION (A-H,O-Z)
PARAMETER (NN=100000)
OPEN (10,FILE='CAVER RF 1.TXT')
OPEN (20,FILE='SAÍDA 1.DAT')
SOMA_MAX=0.0D0
SOMA_MIN=0.0D0
DO I=1,NN
    READ(10,*)A
    READ(10,*)B
    SOMA_MIN=SOMA_MIN+A**2
    SOMA_MAX=SOMA_MAX+B**2
END DO
P_MIN=SQRT(SOMA_MIN/NN)
P_MAX=SQRT(SOMA_MAX/NN)
DELTA_Prms=P_MAX-P_MIN
WRITE(*,*)DELTA_Prms
END PROGRAM DELTA_P_rms
```

Este programa calcula o número de ciclos necessários para uma trinca crescer de um valor inicial a_0 até um valor final a_c na alma de uma Viga I pelo método Ciclo-a-ciclo.

```

PROGRAM CICLO_A_CICLO
IMPLICIT DOUBLE PRECISION(A-H,O-Z)
PARAMETER (nit=2000000)
DIMENSION DELTA_SIGMA(nit),akmin(nit),SIGMA_MIN(nit)
DIMENSION da(nit),PICO(nit),VALE(nit),akmax(nit),a(nit)
DIMENSION DELTAK(nit),SIGMA_MAX(nit)
OPEN(10,FILE='ARQUIVO RAINFLOW.txt')
OPEN(20,FILE='a x delta_sigma .dat')
OPEN(30,FILE='a x N .dat')
OPEN(40,FILE='dadN x deltaK.dat')
PRINT*, " ENTRAR C/ AS DIMENSÕES DA VIGA EM METROS "
PRINT*, " hw,tw,bf1,tf1,L"
READ*, hw,tw,bf1,tf1,aL
PRINT*, " ENTRAR C/ O TAMANHO INICIAL E CRÍTICO DA TRINCA "
PRINT *, "EM METRO"
READ*,a,ac
PRINT*, "ENTRAR C/ A CONSTANTE c E O EXPOENTE m DA"
PRINT*, "REGRA DE PARIS"
READ*,c,z
PRINT*, "ENTRAR C/ Klc DO MATERIAL EM Pa m1/2"
READ*,aklc
PRINT*, "ENTRAR C/ DELTAK LIMITE DO MATERIAL EM MPa m1/2"
READ*,DELTAK_TH
PRINT*, "ENTRAR C/ LIMITE DE ESCOAMENTO DO MATERIAL EM Pa"
READ*,RR
a(1)=a
da(1)=0.d0
pi=4.d0*DATAN(1.0d0)
DO i=1,nit
    IF(akmax(i).le.aklc)THEN

```

```

ELSE
WRITE(30,*)"kmax maior que klc"
GOTO 200
END IF
IF(a(i).le.ac)THEN
ELSE
WRITE(30,*)"a maior que ac"
GOTO 200
END IF
IF(da(i).lt.0.1d-3)THEN
ELSE
WRITE(30,*)"dadN maior que 0.1 mm/ciclo"
GOTO 200
END IF
hhw=hw-a(i)
y1=(bf1*tf1*(hhw+0.5d0*tf1)+hhw*tw*(hhw/2.0d0))
y2=(bf1*tf1+hhw*tw)
y=y1/y2
aLN=1356.d-3+tf1-a(i)-y
ej=(bf1*tf1**3.0d0)/12.0d0+(bf1*tf1*(hhw+tf1/2.0d0-y)**2)+&
(tw*hhw**3.0d0)/12.0d0+(tw*hhw*(hhw/2.0d0-y)**2.0d0)
IF (EOF(10)) REWIND(10)
READ(10,*) VALE(i)
IF (EOF(10)) REWIND(10)
READ(10,*) PICO(i)
SIGMA_MAX=PICO(i)*1.0D3*0.25D0*aL*aLn/ej
IF (SIGMA_MAX(i).lt.RR) THEN
ELSE
WRITE(*,*)"tensão maior que lim.resistencia"
GOTO 200
END IF
SIGMA_MIN=VALE(i)*1.0D3*0.25D0*aL*aLn/ej
DELTA_SIGMA=(PICO(i)-VALE(i))*1.0D3*0.25D0*aL*aLn/ej
rahw=a(i)/hw

```

```

IF (rahw.lt.0.05d0)                                faw=0.360d0
IF (rahw.ge.0.05d0.and.rahw.lt.0.1d0)            faw=0.425d0
IF (rahw.ge.0.1d0.and.rahw.lt.0.2d0)            faw=0.545d0
IF (rahw.ge.0.2d0.and.rahw.lt.0.3d0)            faw=0.630d0
IF (rahw.ge.0.3d0.and.rahw.lt.0.4d0)            faw=0.675d0
IF (rahw.ge.0.4d0.and.rahw.lt.0.5d0)            faw=0.705d0
IF (rahw.ge.0.5d0.and.rahw.lt.0.6d0)            faw=0.725d0
IF (rahw.ge.0.6d0)                                faw=0.730d0
akmax=SIGMA_MAX*(pi*a)**0.5d0*faw*1.0d-6
akmin=SIGMA_MIN*(pi*a)**0.5d0*faw*1.0D-6
DELTAK=DELTA_SIGMA*1.0d-6*(pi*a)**0.5d0*faw
IF(DELTAK(i).gt.DELTAK_TH)THEN
else
goto 100
endif
da=0.5d0*c*(DELTAK)**z
a=a+da
100 a=a
a=a(i)
da=da(i)
akmax=akmax(i)
deltak=deltak(i)
DELTA_SIGMA=DELTA_SIGMA(i)
akmin=akmin(i)
SIGMA_MAX=SIGMA_MAX(i)
SIGMA_MIN=SIGMA_MIN(i)
DELTAK=DELTAK(i)
WRITE(20,*) a(i),delta_sigma(i)
WRITE(30,*) i,a(i)
WRITE(40,*) DELTAK(I),da(i)
END DO
200 CONTINUE
END PROGRAM CICLO_A_CICLO

```


Este programa gera carregamentos de amplitude variável randômicos a partir de três números de origem (*seed*).

```

PROGRAM G_CAVR
IMPLICIT DOUBLE PRECISION(A-H,O-Z)
DIMENSION XX(1000000)
INTEGER*2 SEED(3)
OPEN(UNIT=10,FILE='CAVER 70.txt')
PRINT*, "ENTRAR COM O NUMERO DE TERMOS"
READ*, NN
PRINT*, "ENTRAR COM TRES NUMEROS INTEIROS COM"
PRINT*, "3 ALGARISMOS"
READ*, A,B,C
PRINT*, "ENTRAR COM P_MEDIO E P_AMP"
READ*, P_MED, P_AMP
!PRINT*, "ENTRAR COM P_MIN" !USAR ESTA LINHA SE FOR FIXAR
!P_MIN
SEED(1)=A
SEED(2)=B
SEED(3)=C
A=1.D0
DO I=1, NN
    ALE1=RAND48(SEED)
    ALE2=RAND48(SEED)
    XX(I)=P_MED+ALE2*ALE1*P_AMP
    WRITE(10,*)XX(I)
    !WRITE(10,*)P_MIN !USAR ESTA LINHA SE P_MIN FOR FIXO
END DO
CLOSE(10)
END
! program rand48.f:
FUNCTION rand48(seed)
INTEGER*2 seed(3)
INTEGER*4 i1,i2,i3,i11,i21,i31,i12,i22,i13

```

```

INTEGER*4 E66D,DEEC,FFFF
PARAMETER(E66D=58989, DEEC=57068, FFFF=65535)
REAL*8 rand48
i1=seed(1)
IF(i1.LT.0) i1=i1+65536
i2=seed(2)
IF(i2.LT.0) i2=i2+65536
    i3=seed(3)
IF(i3.LT.0) i3=i3+65536
    i11=i1*E66D
    i21=i2*E66D
    i31=i3*E66D
    i12=i1*DEEC
    i22=i2*DEEC
    i13=i1*5
    i1=IAND(i11,FFFF)+11
    i11=ISHFT(i11,-16)+ISHFT(i1,-16)
    i1=IAND(i1,FFFF)
    i11=i11+IAND(i21,FFFF)+IAND(i12,FFFF)
    i2=IAND(i11,FFFF)
    i3=ISHFT(i11,-16)+ISHFT(i21,-16)+ISHFT(i12,-16)+&
    IAND(i31,FFFF)+IAND(i22,FFFF)+IAND(i13,FFFF)
    i3=IAND(i3,FFFF)
    rand48=i3*2**(-16)+i2*2**(-32)
    rand48=i3*1.52587890625D-05+i2*2.328306D-10
IF(i1.GE.32768) i1=i1-65536
seed(1)=i1
IF(i2.GE.32768) i2=i2-65536
seed(2)=i2
IF(i3.GE.32768) i3=i3-65536
seed(3)=i3
RETURN
END G_CAVR

```

Este programa gera um carregamento de amplitude variável estacionário a partir de parâmetros de entrada W1 e W2.

```
PROGRAM G_CAVE
IMPLICIT DOUBLE PRECISION(A-H,O-Z)
DIMENSION XX(100000)
OPEN(UNIT=10,FILE='CAVE 1.dat')
PRINT*, "ENTRAR COM O VALOR DE W1 , W2 e NN"
READ*, W1, W2
PRINT*, "ENTRAR COM P_MED E P_AMP"
READ*, P_MED, P_AMP"
NN=1000000
A=1.D0
VAR=0.D0
DO I=1, NN
    VAR=VAR+1.D0
    XX(I)=P_MED+P_AMP*SIN(W1*VAR)*SIN(W2*VAR)
    WRITE(10,*)XX(I)
END DO
CLOSE(10)
END PROGRAM G_CAVE
```

APÊNDICE B

Histogramas dos carregamentos dos Blocos 1 ao 7 utilizados nas simulações de crescimentos de trincas

