

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

MODELAGEM DE FENÔMENOS DE FADIGA EM MATERIAIS QUASE FRÁGEIS
HETEROGÊNEOS UTILIZANDO UMA VERSÃO DO MÉTODO DE ELEMENTOS
DISCRETOS FORMADOS POR BARRAS

por

Fernando Souza Soares

Tese para obtenção do Título de
Doutor em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2019

MODELAGEM DE FENÔMENOS DE FADIGA EM MATERIAIS QUASE FRÁGEIS
HETEROGÊNEOS UTILIZANDO UMA VERSÃO DO MÉTODO DE ELEMENTOS
DISCRETOS FORMADOS POR BARRAS

por

Fernando Souza Soares
Mestre em Engenharia Mecânica

Tese submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós Graduação de Engenharia Mecânica,
PROMEC, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como
parte dos requisitos necessários para a obtenção do título de

Doutor em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignacio Iturrioz

Aprovada por:

Prof. Dr. Eduardo Bittencourt PPGEC/UFRGS

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler PROMEC/UFRGS

Prof. Dr. Luis Eduardo Kostaski UNIPAMPA

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 11 de Fevereiro de 2019

À minha mãe, Mara

As propriedades mais formidáveis de resistência, tenacidade, e a preciosidade verdadeira não se manifestam concretamente nos materiais.

Estas propriedades, Deus encerrou na alma de seres humanos ímpares.

Estas propriedades, Deus encerrou na tua alma, mãe amada.

AGRADECIMENTOS

Agradeço à minha mãe, Mara, pelo suporte, pela vigília, pelo exemplo, pela parceria inabalável que trouxe tranquilidade aos momentos tensos, pela energia contagiante que me inspira a perseverar e pelo amor que enche de significado toda a conquista realizada.

Agradeço a meu pai, Paulo, pelo apoio e admiração.

Agradeço ao Professor Ignacio, meu orientador, parceiro e guia no caminho científico trilhado até a conquista deste Doutorado.

Agradeço à minha madrinha, Lorena, por todo o amor, pela fé que me dedica, pelo exemplo de coragem e perseverança e pela sua energia radiante que contagia todos que a cercam.

Agradeço aos queridos amigos, Dileta, Ana, Clair, Geraldo, Vanessa, pela confiança, pela descontração, por celebrarmos juntos as coisas boas da vida.

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo suporte financeiro para a elaboração deste trabalho.

Agradeço a Deus, por todas as conquistas alcançadas, pela proteção e por iluminar os caminhos difíceis que conduzem ao crescimento, e pelo imenso privilégio de ter comigo as pessoas que amo.

RESUMO

Em diversos segmentos da indústria, critérios de fadiga foram incorporados às metodologias de projeto mecânico em nome da confiabilidade e eficiência estrutural. É sabido que o problema de fadiga em metais é crítico para o projeto de componentes deste material, já que a maioria dos colapsos em engenharia está associada a patologias envolvendo este fenômeno. Isto faz com que haja grande quantidade de estudos, técnicas e informações dedicadas a este tipo de material. No entanto, no caso de materiais quase frágeis como concreto, rochas cerâmicas e alguns tipos de materiais compostos, os efeitos produzidos pela fadiga mecânica nesta classe de materiais são menos conhecidos e aparentemente também menos críticos. Neste contexto, no presente trabalho utiliza-se uma versão do Método de Elementos Discretos (DEM) formado por barras para simular diversos fenômenos de fadiga em materiais quase frágeis heterogêneos. Nos estudos apresentados envolvendo a propagação subcrítica de fissuras devido à fadiga, a aplicação desta versão da ferramenta numérica é pioneira. Duas novas leis constitutivas foram desenvolvidas, e se propõe uma metodologia simples de análise da anisotropia do dano, baseada nas propriedades geométricas do modelo. Os estudos realizados compreendem: a propagação subcrítica de uma trinca pré nucleada empregando diferentes leis constitutivas, onde se verifica o comportamento previsto pela Lei de Paris; a vida em fadiga e o dano em material heterogêneo, verificando concordância entre características produzidas pelo caráter estatístico do modelo e características fundamentais que a bibliografia descreve para este tipo de material; o emprego da técnica de Emissão Acústica para a caracterização do modo de falha do modelo, obtendo resultados compatíveis ao estado de tensões aplicado; o efeito de sobrecargas no carregamento cíclico sobre a propagação subcrítica de uma trinca, onde se verifica interações entre a dissipação energética e retardos na velocidade de propagação; e as características do dano e vida em fadiga mediante carregamentos multiaxiais proporcionais e não proporcionais, onde se analisa a influência do tipo de carregamento na relação entre dissipação energética e vida em fadiga.

Palavras-chave: Fadiga; Materiais quase frágeis; Elementos discretos.

ABSTRACT

In several segments of industry, fatigue criteria were incorporated into mechanical design methodologies in the name of reliability and structural efficiency. It is known that the fatigue problem in metals is critical for designing components of such material, since most collapses of engineering structures are due to fatigue related pathologies. For such reason, there is a great amount of fatigue studies, techniques and information dedicated to metals. However, when it comes to quasi brittle materials such as concrete, rocks, ceramics and some kinds of composites, the effects of mechanical fatigue in this class of materials are less known, and apparently, also less critical. In this context, in the present work a version of the Discrete Elements Method (DEM) formed by beams is employed for simulating several fatigue related phenomena in quasi brittle heterogeneous materials. In the studies here presented, involving subcritical fatigue crack growth, the use of this numerical tool is pioneer. Two new constitutive laws were developed, and a simple methodology, based on the geometric characteristics the model, is proposed for analyzing damage anisotropy. The studies carried out include: the subcritical propagation of a pre-nucleated crack when applying different constitutive laws, where the behavior predicted by Paris Law is verified; the fatigue life and damage development on heterogeneous material, verifying similarities between characteristics produced by the statistical property of the model and the main characteristics described on bibliography for this kind of material; the employment of Acoustic Emission technique for characterizing the model's mode of failure, where obtained results are compatible with the applied state of stresses; the effect of sporadic overloads on cyclic loading over the subcritical growth of a crack, where interactions between energy dissipation and crack growth retardation are verified; and the characteristics of fatigue life and damage under multiaxial loading, where the influence of proportional and non-proportional loadings over the relationship between energy dissipation and fatigue life is analyzed.

Keywords: Fatigue; Quasi brittle materials; Discrete elements method.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	Objetivos.....	3
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	5
2.1	Conceitos Elementares de Fadiga.....	5
2.1.1	Mecânica da Fratura	6
2.1.2	Lei de Paris	7
2.1.3	Retardo na Propagação da Trinca.....	9
2.1.4	Fadiga Clássica e Lei de Basquin	11
2.1.5	Fadiga Multiaxial.....	12
2.2	Princípios da Mecânica do Dano	18
2.2.1	Características do Dano em Materiais Quase Frágeis Heterogêneos	22
2.3	Técnica de Emissão Acústica	24
2.3.1	Ondas Elásticas.....	25
2.3.2	Parâmetros dos sinais de EA	26
2.3.3	Mecanismos de Fonte	27
2.3.4	Classificação da falha	28
2.4	Método de Elementos Discretos	30
2.4.1	Fundamentos.....	30
2.4.2	Lei Constitutiva Original	32
2.4.3	Aleatoriedade nas propriedades do material simulado	36
2.5	Revisão do Estado da Arte.....	38
3	METODOLOGIA.....	48
3.1	Lei Constitutiva com Rigidez Constante	48
3.2	Lei Constitutiva com Deformação Residual e Rigidez Variável - Híbrida	49
3.3	Medição da Velocidade de Propagação Subcrítica de uma Trinca	50
3.4	Ângulo de Inclinação dos Planos Danificados	54
3.5	EA aplicada a resultados do DEM.....	57
4	APLICAÇÕES	58
4.1	Aplicação 1	58

4.2	Aplicação 2.....	68
4.3	Aplicação 3.....	85
4.4	Aplicação 4.....	100
4.4.1	Estudos com Carregamentos Multiaxiais Proporcionais.....	101
4.4.2	Estudos com Carregamentos Multiaxiais Não Proporcionais.....	110
5	CONCLUSÕES.....	122
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros.....	125
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	126
	APÊNDICE A Simulação de sobrecargas com a lei constitutiva original.....	135

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Comportamento típico de propagação de trinca, vinculando a velocidade de propagação da trinca (da/dN) e o delta do fator de intensidade de tensões (ΔK), em escala bi logarítmica	8
Figura 2.2	Forma genérica do retardo na velocidade de propagação da trinca causado por eventos de sobrecarga no carregamento cíclico	10
Figura 2.3	Efeito da sobrecarga na zona plástica e no estado de tensões na ponta da trinca	11
Figura 2.4	Regiões características das curvas de vida em fadiga, relacionando a amplitude da tensão atuante e o número de ciclos transcorridos até a falha, em escala bi logarítmica [Hahn, 2013]	12
Figura 2.5	Históricos e Caminhos de carga para carregamento multiaxiais em fase (a), defasados 45° (b) e defasados 90° (c), [baseada em Zhou et al., 2018].	14
Figura 2.6	Efeito de carregamento não proporcional defasado 90° na curva de vida em fadiga de um material suscetível ao encruamento não proporcional [Lee et al., 2005]	16
Figura 2.7	Avaliação geométrica do dano [adaptado de Seelig, 2006]	20
Figura 2.8	Evolução do dano elástico [Seelig, 2006]	21
Figura 2.9	Dano quase frágil sob carregamento de tração [Seelig, 2006]	23
Figura 2.10	Típico sistema de detecção de EA [adaptado de Aggelis et al., 2013] ...	25
Figura 2.11	Características do sinal de EA [adaptado de Aggelis et al., 2013]	27
Figura 2.12	Definição dos modos de carregamento aplicado a uma trinca: modo I ..	28
Figura 2.13	Típica forma de onda de EA dependendo do modo de fratura: (a) Trativo e (b) Cisalhamento [adaptado de Aggelis, 2011]	29
Figura 2.14	Classificação do dano por parâmetros de EA: (a) classificação convencional e (b) experimental realizada por Ohtsu et al., 2007, [Grosse e Ohtsu, 2008]	30
Figura 2.15	Discretização do DEM: a) Célula cúbica básica, b) Corpo prismático ...	30
Figura 2.16	Lei constitutiva bilinear [Riera e Iturrioz, 1995]	33
Figura 2.17	Esquema de incorporação da aleatoriedade no DEM [Kosteski, 2012a] ..	38
Figura 3.1	Relação constitutiva com deformação residual e rigidez constante	48
Figura 3.2	Relação constitutiva com deformação residual e rigidez variável	50

Figura 3.3	Condições de contorno do modelo estudado anteriormente	51
Figura 3.4	Propagação em modo I decorrente de carregamento cíclico	51
Figura 3.5	Variação de três formas de energia no modelo	52
Figura 3.6	Obtenção de a versus N a partir da deformação nas barras, onde a curva formada por pontos vermelhos e capturada pelos pontos verdes corresponde aos primeiros elementos a se tornarem danificados em suas respectivas coordenadas x , e os pontos azuis correspondem aos instantes de ruptura dos elementos que formam a trinca crescente	53
Figura 3.7	Grupos de elementos e os respectivos planos danificados hipotéticos aos quais se associam, gerados na sua danificação ou ruptura	55
Figura 3.8	Representação do sensor em um sólido para o modelo em DEM [Birck, 2016]	57
Figura 4.1	Geometria do modelo estudado, onde $d=0.75\text{m}$ (100 módulos) e $h=0.3075\text{m}$ (41 módulos), e onde na faixa compreendida pelo retângulo verde a deformação εp dos elementos multiplicada por 0.7	59
Figura 4.2	Força de tração aplicada a um dos nós carregado a cada ciclo	61
Figura 4.3	Propagações obtidas para a lei constitutiva original (esquerda), e para a lei constitutiva de rigidez constante (direita)	62
Figura 4.4	Degradação de um elemento normal vertical que se rompe durante a propagação da trinca no modelo, ilustrada através de F versus ε para as duas leis constitutivas estudadas	63
Figura 4.5	Variações energéticas nos modelos com lei constitutiva original (cima) e modificada (baixo)	65
Figura 4.6	Curvas a versus N resultantes das duas leis constitutivas utilizadas	66
Figura 4.7	Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$ obtidas com as duas leis constitutivas utilizadas	67
Figura 4.8	Condições de contorno aplicadas ao modelo empregado no estudo da degradação mecânica por fadiga de um material heterogêneo	69
Figura 4.9	Variação cíclica no tempo da força de tração aplicada a um dos nós carregados	70
Figura 4.10	Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de EA obtidos	71

Figura 4.11	Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de emissão acústica obtidos, no início da simulação	72
Figura 4.12	Eventos de EA, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostos, onde se verifica o aspecto dos eventos de EA obtidos na simulação	73
Figura 4.13	Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de emissão acústica obtidos, no final da simulação	74
Figura 4.14	Configuração fraturada do modelo, onde se visualiza barras saudáveis em azul ciano, barras danificadas em amarelo e barras rompidas em vermelho	75
Figura 4.15	Valores de ε_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação	76
Figura 4.16	Valores de ε_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação, nos sete intervalos iniciais analisados	77
Figura 4.17	Valores de ε_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação, no intervalo final analisado	78
Figura 4.18	Novas barras danificadas a cada intervalo indicado na Figura 4.15, visualizadas em azul escuro, onde se visualiza barras saudáveis em azul ciano, barras danificadas anteriormente em amarelo e barras rompidas em vermelho	79
Figura 4.19	Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{m\acute{a}x}=0.03$	81
Figura 4.20	Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{m\acute{a}x}=0.07$	81
Figura 4.21	Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{m\acute{a}x}=0.2$	82
Figura 4.22	Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{m\acute{a}x}=1$	82
Figura 4.23	Curvas de vida em fadiga, relacionando o nível de tensões e o número de ciclos transcorrido até a falha, para as duas leis constitutivas utilizadas	84
Figura 4.24	Curvas de vida em fadiga, relacionando o nível de tensões e o número de ciclos transcorridos até a falha, para as duas leis constitutivas utilizadas, em escala bi logarítmica, onde se verifica duas regiões com inclinações distintas e bem definidas	85
Figura 4.25	Condições de contorno do modelo utilizado para estudo dos efeitos de sobrecarga em fadiga, onde na faixa compreendida pelo retângulo verde a deformação ε_p dos elementos é reduzida a 70% de seu valor original	86

Figura 4.26	Variação cíclica no tempo da força de tração aplicada a um nó carregado, onde se verifica a amplitude do primeiro evento de sobrecarga	88
Figura 4.27	a) Degradação completa de uma barra normal vertical rompida durante a propagação da trinca; b) Ampliação dos instantes iniciais de a), onde se verifica o efeito de decréscimo da rigidez do elemento, somado ao efeito de deformação residual	89
Figura 4.28	Sobreposição das curvas de dissipação energética para um caso com sobrecarga (vermelho) e sem sobrecarga (azul), onde se indica sete instantes para análise posterior e os instantes de ruptura (R)	90
Figura 4.29	Instantes 1 (cima) e 2 (baixo) indicados nas curvas da Figura 4.28, anteriores ao primeiro evento de sobrecarga	91
Figura 4.30	Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 3 (ver Figura 4.28)	92
Figura 4.31	Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 4 (ver Figura 4.28)	93
Figura 4.32	Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 5 (ver Figura 4.28)	94
Figura 4.33	Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 6 (ver Figura 4.28)	95
Figura 4.34	Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 7 (ver Figura 4.28)	96
Figura 4.35	Vistas de topo (a) e frontal (b) do gráfico que registra as coordenadas x e z versus o instante de ruptura de cada barra, expresso em número de ciclos, no caso sem sobrecargas	97
Figura 4.36	Vistas de topo (a) e frontal (b) do gráfico que registra as coordenadas x e z versus o instante de ruptura de cada barra, expresso em número de ciclos, no caso com sobrecargas	98
Figura 4.37	Sobreposição das curvas a versus N obtidas para o caso com sobrecargas (azul) e sem sobrecargas (vermelho)	99
Figura 4.38	Condições de contorno do modelo utilizado para estudo de fadiga multiaxial, onde nas faixas compreendidas pelos retângulos verdes o valor de deformação ϵ_p dos elementos é multiplicada por dez.....	102

Figura 4.39	Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso de tração pura	104
Figura 4.40	Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso de cisalhamento puro	105
Figura 4.41	Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$)	106
Figura 4.42	Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, sinalizado por escala de cores (esquerda) e orientação da fratura durante propagação crítica (direita) para o caso de tração pura ($\tau = 0$)	108
Figura 4.43	Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, indicado por escala de cores, para o caso de cisalhamento puro ($\sigma = 0$), onde se delimita com as curvas tracejadas a região de dissipação energética mais intensa	109
Figura 4.44	Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, indicado por escala de cores, para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$)	110
Figura 4.45	Oscilação dos vetores de força defasados 90° , aplicados a um dos nós carregados para simulação de carregamento multiaxial não proporcional .	111
Figura 4.46	Oscilações do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, θ , para carregamento multiaxial não proporcional defasado 90°	112
Figura 4.47	Em (a) se visualiza as curvas de vida em fadiga dos modelos obtidas com carregamento proporcional (azul) e não proporcional (vermelha); em (b) as mesmas curvas são visualizadas em escala bi logarítmica. Estas curvas relacionam o nível máximo da tensão equivalente de von Mises (σ_{eqVM}) ao número de ciclos transcorridos até a fratura dos modelos	114
Figura 4.48	Em (a) ilustra-se as curvas de variação no tempo da tensão equivalente de von Mises (σ_{eqVM}) para carregamento multiaxial proporcional (curva azul) e não proporcional (curva vermelha); Em (b), ilustra-se o caminho de carga para carregamento em fase e defasado 90° e o acréscimo na magnitude das componentes de tensão do caso não proporcional, necessário para igualar a vida em fadiga nos dois casos	116

Figura 4.49	Nível de dissipação energética de cada elemento do modelo, representado em escala de cores, para o caso de carregamento proporcional (a) e não proporcional defasado 90° (b) para modelos com vida em fadiga idêntica, no ciclo $N=99$	118
Figura 4.50	Nível de dissipação energética das barras contidas na “fatia” de amostra indicada na Figura 4.49(b), formando um perfil irregular delineado por segmentos de reta (carregamento não proporcional)	119
Figura 4.51	Sobreposição dos perfis de dissipação energética nas fatias de amostra do caso de carga proporcional (azul) e não proporcional (vermelho)	120

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1	Propriedades relevantes do Modelo de Elementos Discretos	60
Tabela 4.2	Dimensões do modelo e propriedades do material simulado	70
Tabela 4.3	Propriedades geométricas e do material simulado	87
Tabela 4.4	Demais propriedades relevantes do modelo utilizado	103
Tabela 4.5	Ângulos de inclinação dos planos danificados hipotéticos, θ , resultantes para cinco estados de tensão e três campos aleatórios distintos	106

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

a	Comprimento da trinca, m
A	Área, m^2
AF	Frequência média do evento de EA, Hz
A_i, A_d	Áreas transversais dos elementos longitudinais e diagonais, respectivamente, m^2
A_i^f	Área equivalente de fratura das barras, m^2
C, m	Constantes de Paris
C_{ijkl}	Componente $ijkl$ do tensor constitutivo de 4ª ordem
C_p	Velocidade de propagação das ondas longitudinais, m/s
c_A	Coefficiente de ajuste
D_{mnlk}	Componente $mnlk$ do tensor de dano de 4ª ordem
d_{eq}	Comprimento característico do material
d	Comprimento da placa, m
E	Módulo de Young, Pa
E_{Di}	Energia dissipada atual no grupo de elementos i, J
E_{DMi}	Máxima energia que o grupo de elementos i pode dissipar, J
F, P	Cargas nodais internas e externas, respectivamente
F	Força longitudinal aplicada à um elemento de barra, N
F_{NP}	Fator de não proporcionalidade
F_C	Força de corte, N
F_T	Força de tração, N
G_f	Energia dissipada na fratura por unidade de área, N/m
h	Altura da placa, m
I_{mnlk}	Componente $mnlk$ do tensor unitário de 4ª ordem
K	Fator de intensidade de tensões, $Pa\sqrt{m}$
K_C	Fator de intensidade de tensões crítico, $Pa\sqrt{m}$
K_r	Fator que relaciona ε_p a ε_r
L, L_d	Comprimento dos elementos longitudinais e diagonais, respectivamente, m
M, C	Matrizes de massa e amortecimento, respectivamente
N	Número de ciclos transcorridos

n_j	Vetor normal
N_{um}	Número de sinais de EA
RT	Tempo de subida do evento de Emissão Acústica (EA), s
RA	Ângulo de subida do evento de EA, °

Símbolos Gregos

v_p	Velocidade da onda elástica longitudinal P, m/s
v_s	Velocidade da onda elástica de corte S, m/s
w	Índice de dano escalar
\ddot{x}, \dot{x}	Vetores de aceleração e velocidade nodal, respectivamente
β	Coefficiente de ajuste à geometria do provete
Γ	Energia dissipada pela fratura de uma porção do material, J
Γ_{DEM}	Energia dissipada na fratura de um módulo cúbico do DEM, J
γ	Distorção
Δt	Passo de integração no tempo, s
ε	Deformação
ε_p	Deformação crítica de falha do elemento
ε_r	Deformação de ruptura do elemento
ε_{RES}	Deformação residual
θ	Ângulo de inclinação dos planos danificados, °
ν	Coefficiente de Poisson
ρ	Massa específica do material, kg/m^3
σ	Componente de tensão de tração remota, Pa
σ_{eqVM}	Tensão equivalente de von Mises, Pa
τ	Componente de tensão de cisalhamento, Pa
ϕ, δ	Coefficientes

1 INTRODUÇÃO

O fenômeno de fadiga em materiais consiste na degradação mecânica de estruturas submetidas a carregamentos cíclicos. Esta degradação se manifesta com a nucleação de descontinuidades no material, que propagarão com os sucessivos ciclos de carga, inclusive quando a magnitude das tensões aplicadas for muito menor que o limite elástico do material. Fadiga é um fenômeno complexo, a interação dos mais diversos fatores, seja geometria, carga, escala, circunstâncias ambientais, contribui para configurar problemas únicos, cujas particularidades requerem metodologias de análise específicas. Historicamente, o estudo de fadiga foi inspirado em eventos catastróficos, de elevado custo econômico e humano, este risco enseja o perpétuo investimento de capital científico no sentido de desenvolver ferramentas capazes de prever o fenômeno de fadiga, na complexidade das diversas e particulares formas em que se manifesta.

Atualmente, não há um consenso formado a respeito da forma mais eficiente de se modelar o dano estrutural devido à fadiga. Métodos baseados na mecânica do contínuo, como o Método de Elementos Finitos, evoluíram sensivelmente nos últimos anos e estão disponíveis em plataformas comerciais, tornando-se a ferramenta mais versátil para modelar problemas de engenharia. No entanto, a modelagem de fenômenos de fadiga através destes métodos consiste na introdução de regras empíricas ou semi empíricas, destacando-se dois tipos de abordagens: aquelas que permitem prever a nucleação de um defeito, fundamentadas na metodologia de Wöhler apresentada em 1860, e ampliada posteriormente por Coffin, 1954, e Manson, 1953, para trabalhar com altas tensões e baixo número de ciclos, e aquelas que se baseiam na propagação subcrítica de um defeito já nucleado, fundamentadas na lei proposta por Paris, 1961. As bases dos critérios mencionados podem ser vistas em livros básicos da área, dentre eles se pode mencionar Moura Branco, 1986 e Anderson, 2004.

Neste contexto, o Método de Elementos Discretos (DEM) apresenta potencial na modelagem de fenômenos de fadiga. Esta ferramenta, originalmente concebida para resolver problemas de dinâmica estrutural, discretiza o contínuo através de um arranjo geométrico de barras governadas por leis constitutivas simples, que simulam os efeitos irreversíveis do dano na forma de dissipação energética. Na medida em que os elementos dissipam energia, sua resistência mecânica decai até se anular, gerando uma descontinuidade. Dessa forma, a

transição do contínuo ao descontínuo é uma característica que é modelada naturalmente pelo DEM, dispensando a utilização de regras de degradação empíricas.

Existem versões do DEM que utilizam, como elementos básicos, barras que compõem arranjos regulares. Como exemplos deste tipo de metodologia, se pode citar, dentre outros, os trabalhos de Sagar e Prasad, 2009, Nagy et. al., 2010, e Rinaldi, 2011. Em Jivkov e Yates, 2012, a relação entre diversos tipos de arranjos e as propriedades do material é apresentada e em Mastilovic e Rinaldi, 2015, verifica-se uma revisão de diferentes métodos de elementos discretos formados por barras.

A versão do método dos elementos discretos utilizada nesta tese foi inicialmente considerada por Riera, 1984, para determinar a resposta dinâmica de placas e cascas de concreto. O método foi utilizado com sucesso na simulação de diversas estruturas, podendo-se citar: placas e cascas submetidas a cargas impulsivas [Riera e Iturrioz 1995, 1998, e Kostaski et al., 2014]; a fratura de fundações elásticas sobre leitos de areia [Schnaid et al., 2004]; a geração e propagação de sismos [Dalguer et al. 2001, 2003; Iturrioz et al. 2018 e Birck et al., 2018]; o estudo de efeitos de escala em concreto [Rios e Riera 2004] e em mísulas de rocha [Miguel et al. 2008, Iturrioz et al. 2009]; a computação de parâmetros fractomecânicos em problemas estáticos e dinâmicos [Kostaski et al. 2011, 2012b]; o estudo da resistência de materiais frágeis submetidos a altas taxas de deformação [Riera et al. 2011]; a simulação de ensaios de emissão acústica em materiais quase frágeis [Iturrioz et al. 2013b, 2014 e Birck et al., 2016]; e a simulação do colapso de uma placa de PMMA (polimetilmetacrilato) submetida ao impacto de um míssil rígido [Kostaski et al. 2016].

Na presente tese, se aplica uma versão do método dos elementos discretos formados por barras para estudar fenômenos relacionados com fadiga em materiais quase-frágeis, compreendendo a nucleação e a propagação de descontinuidades. Considerando que, no que diz respeito à modelagem da nucleação e propagação de defeitos por fadiga, não existe um consenso formado quanto à metodologia mais eficiente de previsão destes fenômenos, objetiva-se com esse trabalho explorar as potencialidades do DEM e contribuir com novas metodologias de estudo, baseadas nesta ferramenta, para diferentes fenômenos de fadiga. Nesse intuito, duas novas leis constitutivas são desenvolvidas e novas metodologias de análise dos dados de saída são propostas. Salienta-se o pioneirismo do trabalho realizado com o DEM na verificação do comportamento previsto por Paris, 1961, na propagação subcrítica de

fissuras, e no estudo do efeito de sobrecargas no carregamento cíclico sobre a velocidade de propagação subcrítica de fissuras.

Os diferentes fenômenos de fadiga abordados nesta tese são os seguintes: a propagação subcrítica de uma trinca pré-existente e a mudança no comportamento ao considerar ou não tensões de plastificação no modelo constitutivo; a vida em fadiga de um material heterogêneo até a nucleação de uma descontinuidade, analisando-se as características da danificação; o efeito de retardo da propagação subcrítica de fissuras devido à aplicação de sobrecargas no carregamento cíclico; e a simulação do processo de nucleação de uma trinca quando são aplicados carregamentos multiaxiais proporcionais e não proporcionais, analisando-se particularidades da danificação relacionadas ao tipo de carregamento. Cabe destacar que, por razões de limitação computacional, os estudos realizados têm sido qualitativos, sem pretender determinar a vida em fadiga de um material específico. Se poderá notar que os valores de vida utilizados são muito baixos, mas as tendências e relações dos parâmetros que surgem naturalmente, sem incorporar nenhuma lei específica de dano no modelo, é um dos pontos que se considera de destaque neste estudo.

1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é explorar as potencialidades do Método de Elementos Discretos formado por barras na modelagem de fenômenos de fadiga em materiais quase frágeis heterogêneos. Sendo os objetivos específicos:

- Verificar a influência de duas novas leis constitutivas distintas na propagação subcrítica de uma trinca. Na primeira lei constitutiva, os elementos dissipam energia com o decréscimo de sua rigidez e não há deformação residual. Na segunda lei, a rigidez dos elementos se mantém constante e sua dissipação energética ocorre através da deformação residual.

- Simular o desenvolvimento de dano em material heterogêneo, verificando o nível de concordância entre o comportamento obtido e as características gerais da degradação mecânica que a bibliografia descreve para essa classe de material.

- Simular o efeito de sobrecargas no carregamento cíclico sobre a velocidade de propagação subcrítica de uma fissura, buscando identificar o retardo de propagação da trinca.

- Simular o fenômeno de fadiga multiaxial, analisando a interação entre o tipo de carregamento e a vida em fadiga do material, verificando alterações na forma como o dano se desenvolve.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Neste Capítulo, apresenta-se a fundamentação teórica do trabalho realizado. Na Seção 2.1, apresenta-se conceitos elementares de fadiga. Na Seção 2.2, verifica-se princípios da mecânica do dano e características fundamentais do dano de fadiga em materiais quase frágeis heterogêneos. Na Seção 2.3, verifica-se conceitos fundamentais da técnica de emissão acústica, e na Seção 2.4, apresenta-se o Método de Elementos Discretos formados por barras.

2.1 Conceitos Elementares de Fadiga

A fadiga é, de longe, a causa mais comum de falha mecânica em componentes de engenharia e a previsão da vida em fadiga é um fator crítico no projeto desses componentes. Quaisquer avanços nos métodos de previsão da vida em fadiga contribuirão para projetos mais eficientes e para a redução da incidência de falhas [Taylor, 2007].

Desde meados do século XIX, é sabido que fraturas podem ocorrer em situações de baixa tensão nominal em componentes sujeitos a cargas que variam ciclicamente. Este fenômeno foi batizado Fadiga de Materiais. Há mais de cem anos, Whöler (1819 – 1914), publicou resultados de experimentos de fadiga em corpos de prova lisos e sem entalhes, concluindo que, no caso do aço, existe um valor mínimo de amplitude de tensão abaixo do qual o corpo não rompe, independente do número de ciclos de carga aplicados. Desenvolvimentos desses estudos conduziram ao aparecimento de novos critérios de dimensionamento no início do século XX. A avaliação da vida em fadiga de um componente, a partir da comparação entre a amplitude da tensão de trabalho e resultados experimentais obtidos para o material em questão, constitui a abordagem clássica de fadiga. Esta abordagem é utilizada até os dias atuais como primeira instância na avaliação da vida em fadiga de uma estrutura, e existem textos clássicos que apresentam metodologias que permitem sua aplicação na verificação de componentes mecânicos, entre eles se destacam Shigley, 1984, e Norton, 1998.

As técnicas tradicionais de projeto, que empregam a abordagem clássica de fadiga, levam em conta resultados de ensaios com corpos de prova livres de defeitos. Estes ensaios

pressupõem que a falha acontece quando uma trinca é nucleada no material, ou seja, considera-se desprezível o número de ciclos necessário para que a fissura nucleada propague de forma subcrítica até a falha do componente. Conseqüentemente, não é possível obter a partir da proposta da fadiga clássica informações sobre o efeito de fissuras preexistentes na vida em fadiga da estrutura. Nesta metodologia, se parte da premissa que quando uma fissura nucleia (começa a comportar-se como indica a mecânica da fratura), o componente entra em colapso. Mas isto nem sempre acontece, e muitas vezes devido a problemas na fabricação, defeitos que podem ser similares a fissuras nucleadas já nascem com o componente e seu crescimento subcrítico deve ser avaliado para determinar a vida em fadiga nestes casos. Neste contexto, na década de sessenta do século XX, Paris, 1961, apresentou uma metodologia para determinar a vida em fadiga de componentes com fissuras preexistentes, lançando as bases sobre as quais se fundamentam as metodologias modernas de previsão da propagação subcrítica de fissuras.

2.1.1 Mecânica da Fratura

A partir da década de sessenta, principalmente em decorrência de desastres ocorridos nas duas décadas anteriores, a Mecânica da Fratura passou a ser aplicada extensivamente primeiro na indústria bélica e aeronáutica, que usa materiais de alta resistência, e mais tarde em estruturas industriais com variados fins, como reservatórios de pressão, tubulações (pipelines) tanto fixas em terra e mar (estruturas offshore) como embarcadas, infra e superestruturas de navios, e indústria automobilística em geral [Moura Branco, 1984].

Esta nova mecânica estuda critérios que permitem avaliar quando uma fissura propagará de forma instável, análise que não pode ser feita através de uma teoria de resistência como as utilizadas tradicionalmente em resistência dos Materiais, pois o nível de tensões nas proximidades da ponta da fissura sempre ultrapassa o limite elástico do material.

Para saber se a fissura está numa condição crítica, ou seja, sua propagação instável é iminente, necessita-se que um determinado parâmetro dependente da geometria da peça analisada, de suas condições de contorno (cargas e apoios) e do tamanho e forma da fissura, possa ser comparado com seu valor limite, que dependerá a principio das características intrínsecas do material.

Existem várias propostas de parâmetros fractomecânicos nas quais não mais se compara, em termos de tensões, a “demanda” produzida pelas condições de contorno sob as quais a estrutura em análise esta sendo avaliada, e a “oferta” relacionada com características intrínsecas do material utilizado na fabricação da estrutura.

Dentre as propostas clássicas de parâmetros fractomecânicos, estão: a energia específica de fratura proposta por Griffith em 1929, o fator de intensidade de tensões proposto por Irwin 1959, e o caso de considerar a possibilidade da interação entre a propagação instável e a plasticidade pode levar a utilização de outros dois parâmetros: o “Crack Opening Displacement” proposto por Wells em 1960 e o conceito de integral J proposto por Rice em 1969. Os fundamentos de ditos parâmetros e a metodologia para sua utilização são desenvolvidos numa extensa quantidade de livros clássicos do tema, entre eles se destaca Anderson, 2004.

Também cabe destacar aqui uma tendência mais moderna, de considerar na avaliação da condição de propagação instável de uma fissura existente métodos bi paramétricos, os quais necessitam de dois parâmetros independentes para caracterizar a propagação de uma fissura. Neste sentido, se destaca a proposta de Taylor, 2007 que propõe que o material colapsa quando um determinado nível de tensão de tração atua sobre uma região definida por uma dimensão característica. Tanto a tensão de referência como a dimensão característica são parâmetros do material.

As duas metodologias clássicas utilizadas em fadiga, como mencionado no começo deste capítulo, são aquelas que focam no crescimento subcrítico de uma fissura preexistente e nos métodos que estudam a aparição espontânea de um defeito (nucleação de um defeito).

2.1.2 Lei de Paris

Paris, em 1961, propôs uma lei de crescimento de defeitos preexistentes devido à ação de tensões oscilantes, na qual a velocidade de crescimento da fissura da/dN está vinculada com a variação do fator de intensidade de tensões ΔK , o delta de um dos parâmetros fractomecânicos mencionados na Seção anterior.

Paris verificou que a vinculação entre os dois parâmetros, da/dN e ΔK , segue um comportamento típico que se ilustra na Figura 2.1. Nesta Figura, se pode notar três regiões características:

- Região I, onde se percebe que para valores de incremento do fator de intensidade de tensões, ΔK , menores que um determinado patamar, chamado K_{th} , não há propagação subcrítica. O parâmetro K_{th} dependerá do material e das características do carregamento cíclico aplicado.

- Região II, sobre a qual acontece a maior parte do crescimento subcrítico, onde a fissura propaga seguindo uma lei exponencial que no domínio bilogarítmico, apresentado na Figura 2.1, se apresenta como uma lei linear. A lei proposta por Paris para esta região é a que leva seu nome e é apresentada na Equação 2.1.

- Região III, onde a fissura acelera seu crescimento na medida em que se aproxima da situação de colapso.

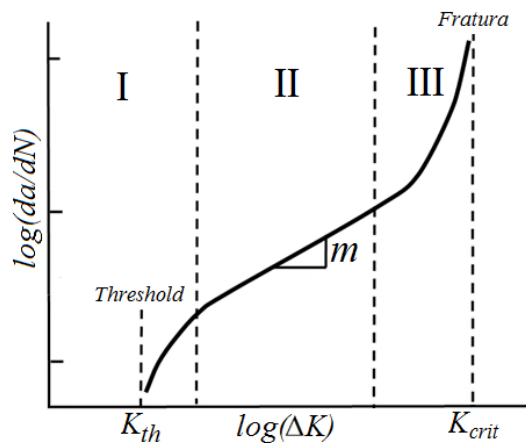


Figura 2.1 - Comportamento típico de propagação de trinca, vinculando a velocidade de propagação da trinca (da/dN) e o delta do fator de intensidade de tensões (ΔK), em escala bilogarítmica.

A expressão conhecida como Lei de Paris (Equação 2.1) modela a propagação subcrítica da fissura, delimitada na região II:

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \quad (2.1)$$

Onde C e m são constantes dependentes do material e do tipo de carregamento cíclico aplicado. A Lei de Paris é governada pela Mecânica da Fratura Elástica Linear (MFEL), abrangendo uma região significativa no processo de propagação, (região II). O incremento do fator de intensidade de tensões pode ser calculado com a Equação 2.2:

$$\Delta K = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \beta \quad (2.2)$$

Onde $\Delta\sigma$ é a variação da tensão remota agindo na peça, a é o comprimento da fissura e β é um coeficiente de correção, que permite particularizar o uso da Equação 2.2 para diferentes geometrias de defeito e condições de contorno.

Maiores detalhes a respeito das formulações aqui apresentadas estão disponíveis em ampla bibliografia sobre o assunto, citando-se como exemplos Moura Branco, 1984, e Anderson, 2004.

2.1.3 Retardo na Propagação da Trinca

Nos anos 60, foram observados efeitos do carregamento cíclico na velocidade de propagação da trinca, onde constatou-se uma taxa de crescimento menor após a aplicação de uma sobrecarga. O fenômeno resulta numa vida em fadiga mais longa do que se teria obtido sob carregamento de amplitude constante. Este fenômeno é chamado: retardo de propagação de trinca [Pastoukhov e Voorwald, 1995]. Na Figura 2.2, está ilustrada a forma genérica do retardo de propagação da trinca por fadiga devido à aplicação de sobrecargas de tração.

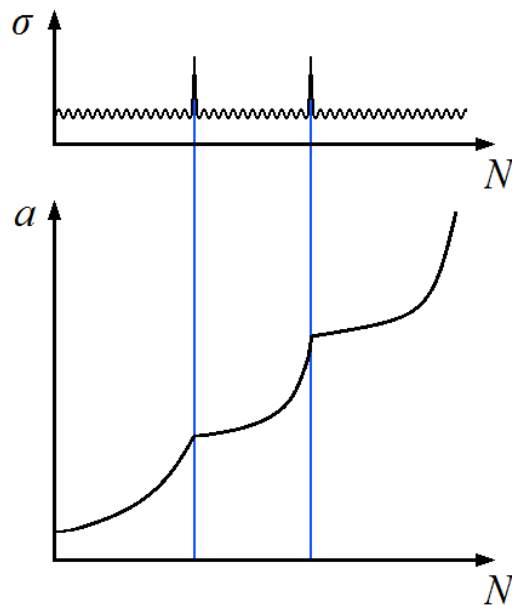


Figura 2.2 – Forma genérica do retardo na velocidade de propagação da trinca causado por eventos de sobrecarga no carregamento cíclico.

Pastoukhov e Voorwald, 1995, apresentam resultados de experimentos realizados para alguns aços, ligas de alumínio e ligas de titânio, onde se investigou o retardo no crescimento da trinca. Algumas das observações mais importantes com relação às interações entre eventos de sobrecarga e a taxa de propagação são descritas a seguir:

1 – Sobrecargas positivas (tração) introduzem retardos significativos no crescimento da trinca. Observa-se retardos mais prolongados quando a magnitude da sobrecarga é maior e quando ocorrem múltiplos eventos de sobrecarga durante a propagação da trinca.

2 – Verifica-se em alguns casos, que o retardo no crescimento da trinca não ocorre necessariamente após a aplicação da sobrecarga, um crescimento adicional pode ocorrer antes que a taxa de propagação diminua. Em outros casos, inclusive, observa-se uma pequena aceleração inicial.

3 – A zona plástica criada na ponta da trinca pela sobrecarga de tração é responsável pelo retardo no crescimento da fissura. Observou-se este efeito de interação mesmo após a trinca ter se propagado através da zona plástica criada pela sobrecarga.

Segundo Anderson, 2004, a sobrecarga induz o aumento significativo da região plastificada na ponta da trinca, originando tensões residuais compressivas que retardam a

propagação da fissura nessa região. Na Figura 2.3, ilustra-se o efeito da sobrecarga sobre zona plástica formada na ponta da trinca.

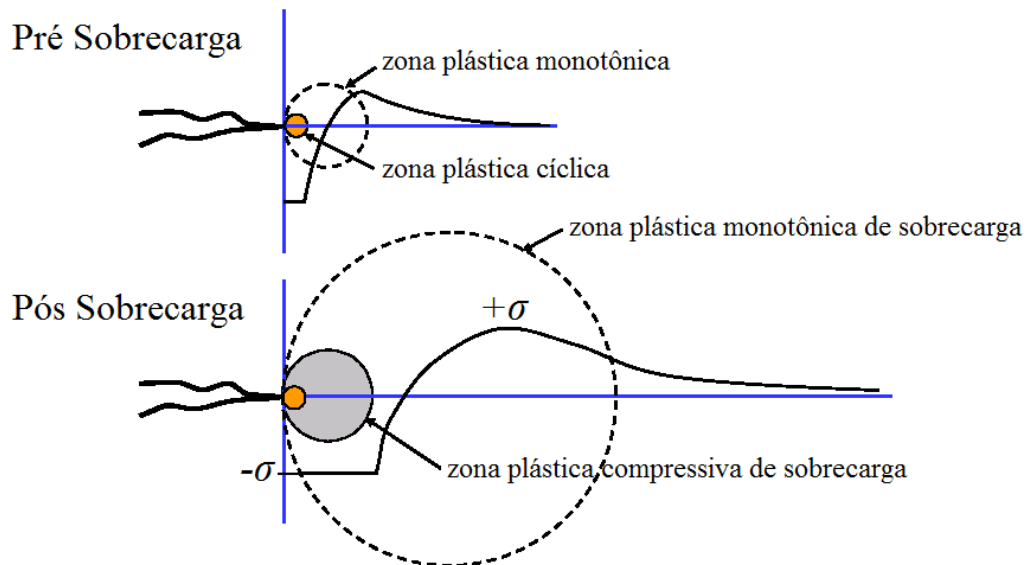


Figura 2.3 – Efeito da sobrecarga na zona plástica e no estado de tensões na ponta da trinca.

Neste trabalho, estuda-se o efeito de sobrecargas no carregamento cíclico sobre a velocidade de propagação subcrítica da trinca em modelos do DEM. Embora as leis constitutivas utilizadas simulem plasticidade de forma simplificada, a dissipação plástica na forma de deformação residual é capaz de gerar forças residuais compressivas (ver Seções 3.1 e 3.2). É importante salientar que não se espera que as propriedades constitutivas dos modelos estudados neste trabalho produzam efeitos de retardo da propagação intensos como os verificáveis em materiais metálicos. Porém, surge o interesse de verificar o alcance do método utilizado em modelar o retardo na propagação de trincas, mediante a simulação de forças residuais compressivas.

2.1.4 Fadiga Clássica e Lei de Basquin

A abordagem clássica de fadiga está fundamentada nas publicações de Wöhler, 1860, onde este declarou que um material pode ser induzido à falha após múltiplos carregamentos repetitivos, todos inferiores ao seu limite estático de resistência. Mais tarde, Basquin, 1910, apresentou os resultados de Wöhler segundo escala bi logarítmica, com o nível de tensões no eixo das coordenadas e o número de ciclos nas abscisas [Hahn et al. 2013]. Um exemplo do

gráfico em escala bi logarítmica é ilustrado na Figura 2.4, onde se distingue três regiões, sendo: 1) Fadiga de baixo ciclo; 2) Fadiga de alto ciclo; 3) Vida em fadiga prolongada ou infinita.

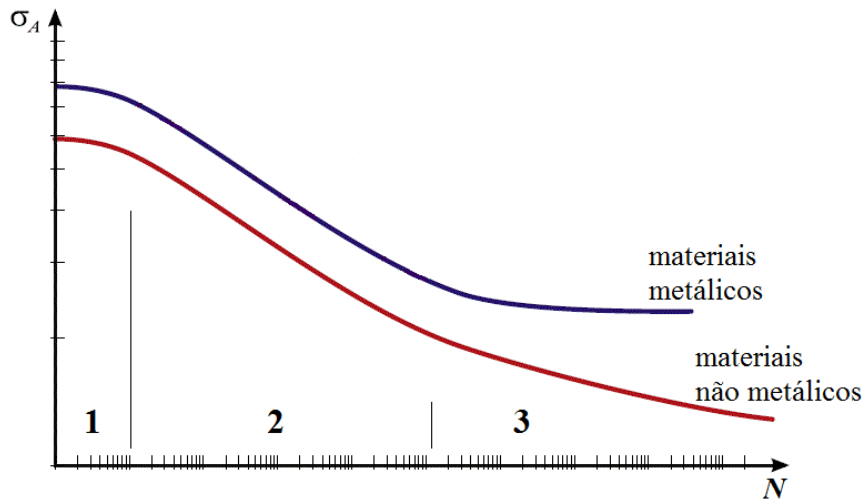


Figura 2.4 – Regiões características das curvas de vida em fadiga, relacionando a amplitude da tensão atuante e o número de ciclos transcorridos até a falha, em escala bi logarítmica [Hahn, 2013].

Onde o nível de tensão é calculado como: $\sigma_A = (\sigma_{máx} - \sigma_{min})/2$.

A partir do gráfico em escala bi logarítmica, Basquin propõe que o comportamento da degradação na região 2 pode ser aproximado por uma reta, permitindo obter a equação que modela este comportamento no intervalo.

2.1.5 Fadiga Multiaxial

Em inúmeras aplicações, componentes mecânicos são carregados por sistemas complexos de forças cíclicas, resultando estados de tensão multiaxial que geram dano por fadiga [Susmel, 2009].

A maioria dos experimentos em laboratório é conduzida utilizando carregamentos simples de tensão axial ou flexão no plano, porém, se sabe que componentes de engenharia estão sujeitos a sistemas de carregamento muito mais complexos.

Torção somada à pressurização ocorre frequentemente, e muitos componentes suportam cargas de diferentes direções, que ocorrem em tempos diversos; isso é especialmente verdadeiro em componentes de motores e sistemas de suspensão veiculares, para os quais mesmo a medição das cargas que atuam através do tempo pode ser uma tarefa desafiadora [Taylor, 2007].

A avaliação de componentes e estruturas segundo critérios de fadiga tornou-se parte integral do projeto mecânico em diversas indústrias. Entretanto, fadiga multiaxial ainda permanece um assunto dominado por menor número de especialistas. Durante a análise de componentes sujeitos a carregamentos multiaxiais, o problema de fadiga é frequentemente tratado como um caso de carregamento uniaxial “equivalente”, sem que se verifique a validade dessa hipótese de trabalho para o tipo de carregamento e o componente em questão. A utilização de critérios de fadiga uniaxial na estimativa da vida em fadiga multiaxial leva a resultados errados na maioria das vezes, para o lado não conservador [Socie e Marquis, 2000].

O problema de fadiga multiaxial contém múltiplas variáveis, relacionadas a ambos o estado de tensões mecânicas e a resposta do material, especialmente quando se considera carregamentos não proporcionais [Taylor, 2007]. Nesta Seção, apresenta-se de forma resumida os principais fatores que diferenciam o caso multiaxial e que estão na raiz das características de desempenho descritas na bibliografia. Busca-se reproduzir essas características na modelagem de fadiga multiaxial através do DEM.

Carregamentos cíclicos multiaxiais são classificados como *proporcionais* e *não proporcionais*. No carregamento proporcional, a direção das tensões principais e da máxima tensão cisalhante não varia com o tempo. Por exemplo, no caso de haver múltiplos componentes de tensão variando ciclicamente de forma senoidal, quando as oscilações destes componentes estiverem *em fase*, o carregamento será *proporcional*. Por outro lado, quando as oscilações dos componentes de tensão estiverem *defasadas*, isto fará a direção das tensões principais e da máxima tensão cisalhante rotacionar com o tempo, configurando carregamento *não proporcional*. Na Figura 2.5, ilustra-se exemplos de carregamento multiaxial em fase (a), defasado 45° (b) e defasado 90° (c), com seus respectivos caminhos de carga no círculo de Mohr. Nesta Figura, apresenta-se os *fatores de não proporcionalidade*, F_{NP} , para as três condições de carregamento, estes fatores são devidamente explicados a seguir.

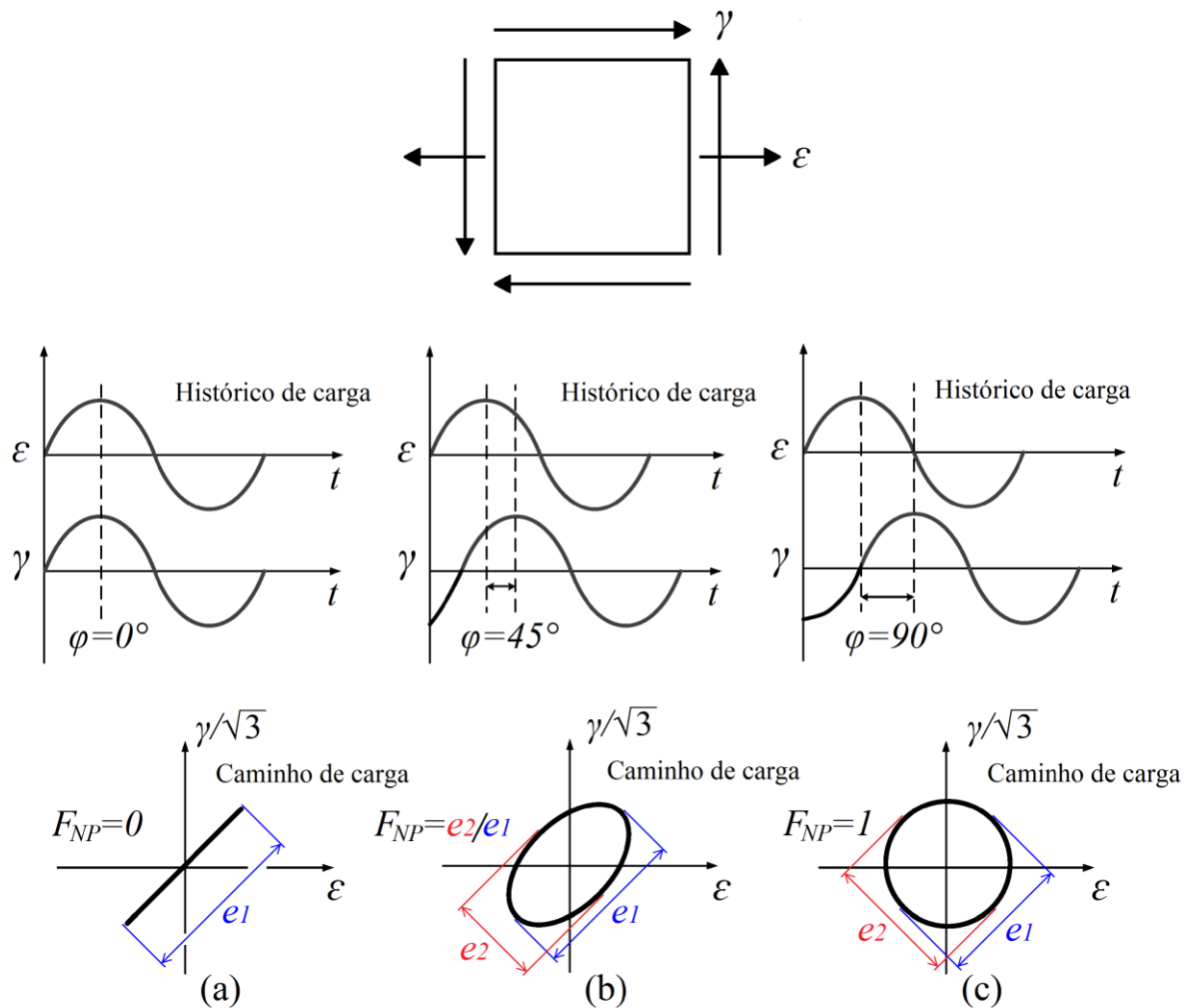


Figura 2.5 – Históricos e Caminhos de carga para carregamento multiaxiais em fase (a), defasados 45° (b) e defasados 90° (c), [baseada em Zhou et al., 2018].

Se não é seguro utilizar critérios de fadiga uniaxial para avaliar o dano causado por fadiga multiaxial, é porque sob carregamento multiaxial a vida em fadiga do material pode ser mais curta. Esta possível redução na durabilidade depende de dois fatores principais, sendo: o grau de não proporcionalidade do carregamento e a sensibilidade do material ao encruamento [Socie e Marquis, 2000].

De acordo com o perfil oscilatório das componentes de tensão, o carregamento não proporcional pode assumir as mais variadas formas. Com isso em mente, Kanazawa et al., 1979, propôs um fator de rotação para quantificar o grau de não proporcionalidade de um caminho de carga. Este fator consiste na razão entre os semi-eixos das elipses que descrevem o caminho de carga quando se gráfica a relação entre a deformação normal, ϵ , e a cisalhante, γ

(ver Figura 2.5). Na Equação 2.3, verifica-se o fator de não proporcionalidade [Socie e Marquis, 2000].

$$F_{NP} = \frac{e2}{e1} \quad (2.3)$$

Na Equação 2.3, $e2$ e $e1$ correspondem aos comprimentos dos semi-eixos das elipses que descrevem o caminho de carga, visualizados na Figura 2.5. Como $e1$ sempre será maior ou igual a $e2$, o fator de não proporcionalidade, F_{NP} , varia entre 0 e 1, sendo nulo para carregamentos proporcionais e igual à unidade para carregamentos não proporcionais defasados 90° .

O comportamento de materiais de engenharia sob carregamento não proporcional depende da resposta micro-estrutural à rotação da direção da máxima tensão principal [Susmel, 2009]. Materiais sujeitos a carregamento não proporcional defasado 90° , quando forem sensíveis ao encruamento, poderão apresentar maior grau de encruamento não proporcional. Em materiais de micro estrutura cristalina, este encruamento extra está associado ao aumento das interações entre sistemas de deslizamento e à maior incidência de movimentos de discordância em decorrência da rotação das direções principais. O encruamento não proporcional é um efeito de dano que diminui a resistência do material à fadiga. Assim, quanto maior o fator de não proporcionalidade, menor será a vida em fadiga do material quando este for sensível ao encruamento [Takahashi, 2014; Lee et al., 2005; Socie e Marquis, 2000].

Na Figura 2.6, ilustra-se a forma genérica das curvas de vida em fadiga obtidas com carregamento proporcional e não proporcional defasado 90° , para um material onde o encruamento não proporcional causa redução de sua resistência à fadiga. Nesta Figura, o eixo das coordenadas (vertical) exhibe o nível de tensão equivalente de von Mises. Segundo o critério de von Mises, ao conservar a magnitude das componentes de tensão, o nível de tensão equivalente em que ocorre a ruptura do material será menor quanto maior for o fator de não proporcionalidade do carregamento. Como neste caso a não proporcionalidade diminui a durabilidade do material, se obtém curvas de vida em fadiga conforme ilustrado na Figura 2.6, onde para um determinado número de ciclos, a tensão equivalente de von Mises crítica no caso não proporcional é menor que no caso proporcional. A utilização do critério de von Mises é discutida mais detalhadamente a seguir.

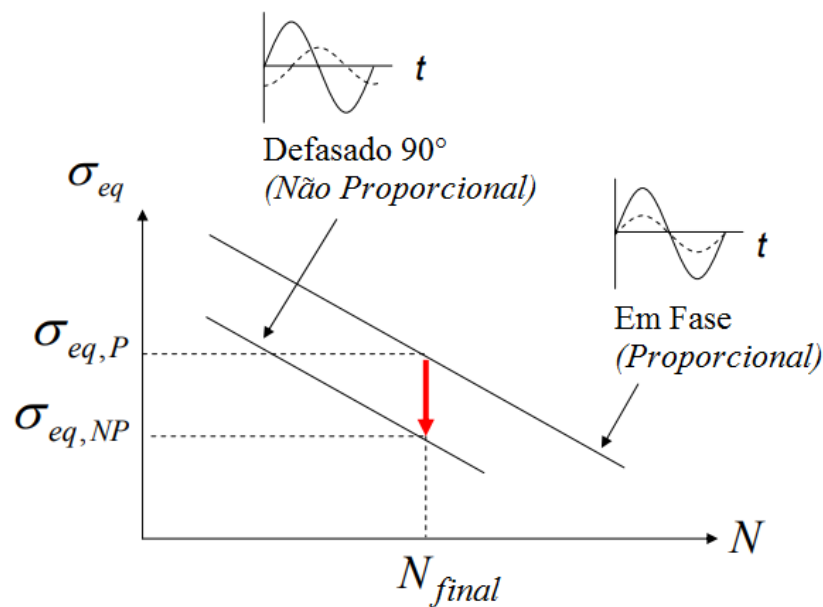


Figura 2.6 – Efeito de carregamento não proporcional defasado 90° na curva de vida em fadiga de um material suscetível ao encruamento não proporcional [Lee et al., 2005].

É importante salientar que nem sempre carregamentos não proporcionais serão mais severos para o material do que o caso proporcional. Conforme mencionado anteriormente, o desempenho do material sob carregamentos não proporcionais depende de suas propriedades mecânicas. Com respeito à resposta de materiais de engenharia sob carregamentos não proporcionais, Sonsino, 1995, observou que a defasagem do carregamento nem sempre resulta menor resistência à fadiga, como comumente presumido. Particularmente, quando carregamentos defasados ocorrem, a direção das tensões principais rota durante o carregamento cíclico, o que dificulta a avaliação da resistência à fadiga do material, porque em tais circunstâncias o dano de fadiga depende da interação mútua entre a ductilidade interna do material e a variação cíclica da direção da máxima tensão principal. Isto significa que, para certos materiais de engenharia, carregamentos não proporcionais podem ter inclusive efeito benéfico ou mesmo efeito nenhum sobre a resistência do componente mecânico à fadiga. Dessa forma, somente através de medições experimentais apropriadas é que se pode averiguar a resposta de um determinado material à não proporcionalidade [Susmel, 2009].

As características constitutivas dos modelos estudados neste trabalho não consideram efeito de encruamento, mas simulam efeitos de plasticidade na forma de deformações residuais capazes de originar forças residuais compressivas (ver Seções 3.1 e 3.2). Como no

modelo numérico existe a dissipação energética e a interação entre as múltiplas direções nas quais o dano progride na medida em que elementos orientados em diferentes direções dissipam energia, surge o interesse de investigar as capacidades do DEM na modelagem de fadiga multiaxial, comparando a resposta do modelo sob condições de carregamento proporcionais e não proporcionais.

Tensão equivalente de von Mises

Para Socie e Marquis, 2000, a utilização do critério de von Mises permite reduzir o estado de tensões multiaxiais a uma tensão equivalente, possibilitando a comparação entre carregamentos proporcionais e não proporcionais. A tensão equivalente de von Mises é definida conforme a Equação 2.4:

$$\sigma_{eqVM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad (2.4)$$

Neste trabalho, a tensão equivalente de von Mises é utilizada somente como forma de comparar magnitudes entre carregamentos proporcionais e não proporcionais, com o objetivo de verificar o nível de concordância entre os resultados obtidos nas simulações do DEM e as características fundamentais do fenômeno de fadiga multiaxial. Para efeito de previsão da vida em fadiga multiaxial, o critério de von Mises não é válido para o caso não proporcional, pois não contabiliza o dano associado à não proporcionalidade [Socie e Marquis, 2000]

Existe uma ampla variedade de modelos que se propõe a prever a vida em fadiga multiaxial de diferentes materiais, sob diferentes condições de carga. Em geral, estes modelos podem ser divididos em critérios de tensão ou deformação equivalente, métodos baseados em energia e métodos de plano crítico [Zhou et al., 2018]. As características fundamentais de aplicabilidade desses métodos podem ser descritas de forma resumida como segue [Fatemi, s.d.]:

- Métodos baseados em Tensão: o método baseado em tensão mais comum é o critério de tensão cisalhante octaédrica equivalente (von Mises). Estes métodos são limitados à análise de carregamentos proporcionais, em condições onde efeitos de plasticidade não sejam importantes.

- Métodos baseados em Deformação Equivalente: podem ser utilizados em situações onde a plasticidade seja importante, mas ainda estão limitados à carregamentos proporcionais.
- Métodos baseados em Energia, que são mais generalistas e podem ser aplicados para carregamentos proporcionais e não proporcionais.
- Métodos de Plano Crítico, buscam refletir os mecanismos físicos do dano por fadiga e se propõe a prever tanto a vida em fadiga como a orientação do plano de falha.

Para verificar os modelos de previsão da vida em fadiga multiaxial em detalhe, se pode recomendar, dentre outros, Socie e Marquis, 2000, Lee et al., 2005, e Takahashi, 2014, que em sua Dissertação de Mestrado realiza ampla revisão bibliográfica a respeito de métodos baseados em tensão.

2.2 Princípios da Mecânica do Dano

Materiais reais geralmente contêm defeitos internos, como microtrincas ou cavidades. Ao longo do processo de deformação, sob carga suficiente, estes defeitos internos podem crescer ao mesmo tempo em que novos micro defeitos surgem nas proximidades de concentradores de tensões (inclusões, contornos de grão, homogeneidades). Isto influi nas propriedades macroscópicas do material, diminuindo gradativamente sua resistência mecânica. O processo de deterioração estrutural do material, resultante da nucleação e crescimento de micro defeitos, denomina-se dano. De forma gradual, o dano leva ao esgotamento mecânico do material e à formação de descontinuidades macroscópicas [Seelig, 2006].

O Dano é um conceito da mecânica do contínuo, intuitivamente relacionado à difusão de micro defeitos no material e medido, de forma indireta, através do efeito cumulativo desses micro defeitos sobre a resposta macroscópica [Krajcinovic, 1996].

O cálculo de variáveis de dano permite mensurar o nível de degradação mecânica baseado no efeito estrutural macroscópico, e representações tensoriais dessas variáveis permitem descrever alterações anisotrópicas provocadas pelo dano. Entretanto, essas representações baseiam-se na hipótese da distribuição homogênea do dano através do

contínuo, de modo que o efeito de localizações e anisotropia do dano é de difícil descrição analítica, sendo uma saída a utilização de modelos numéricos discretos.

Ao avaliar o comportamento de um componente danificado utilizando a mecânica do contínuo, as tensões e deformações macroscópicas devem ser entendidas como médias volumétricas ao longo de um elemento de volume representativo (EVR). Esta forma de estudo apresenta limitações na hora de avaliar o dano, sendo que as formulações mais simples não conseguem capturar o efeito da vizinhança. Modelos mais sofisticados conseguem considerar este efeito, ainda que seja de forma parcial. Sobre essa metodologia de trabalho, pode-se consultar, entre outros, em Seelig, 2006.

O dano em materiais pode ser classificado como dano dúctil ou dano frágil. No caso do dano dúctil, o fenômeno da plastificação é dominante. Em contraste, o fenômeno dominante no dano frágil é a formação e o crescimento de microtrincas, e esse tipo de dano pode ser observado, por exemplo, em materiais cerâmicos e concreto. Conforme mencionado em Herrmann, 1990, materiais podem apresentar transição entre o comportamento frágil e dúctil, e essa transição frágil-dúctil pode ser encontrada aumentando-se a temperatura do material, diminuindo-se a taxa de deformação, ou através da presença de agentes corrosivos.

Existem várias maneiras de avaliar o estado de dano de um componente. A mais simples consiste numa avaliação geométrica. Considera-se uma área de seção transversal no material danificado dA , carregada pelo vetor de força $d\mathbf{F}_i$, e o vetor normal à área dA , \mathbf{n}_j (Figura 2.7). Com a área correspondente aos defeitos, dA_D , a quantidade de dano pode ser caracterizada por:

$$w(\mathbf{n}_j) = \frac{dA_D}{dA} \quad (2.5)$$

Onde w pode ir de 0 (material sem dano) até 1 (material totalmente danificado). Porém, em materiais reais, valores de $w \approx 0,2 \dots 0,5$ já são suficientes para iniciar o processo de falha total do componente, sem dúvida este valor vai depender das condições de contorno aplicadas ao componente, um espécimen solicitado por tração simples chegará à ruptura total num valor de w menor do que se ele fosse submetido à compressão uniaxial [Seelig, 2006].

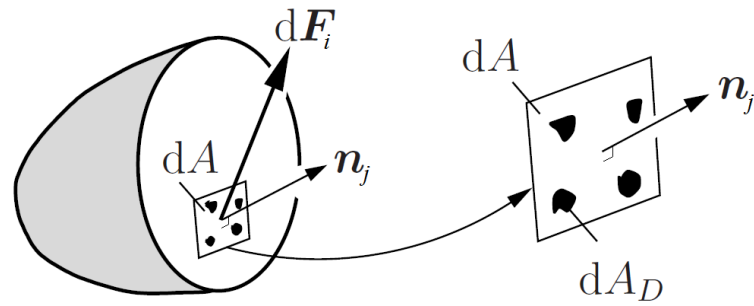


Figura 2.7 - Avaliação geométrica do dano [adaptado de Seelig, 2006].

Durante o processo de deformação os defeitos podem crescer em direções preferenciais, que são determinadas pelo estado de tensão. Nessas condições, o dano será anisotrópico, ou seja, o valor do coeficiente w dependerá da direção em que o dano for mensurado, sendo esta direção expressa pelo vetor normal \mathbf{n}_j . Entretanto, se os defeitos e sua distribuição espacial não têm nenhuma orientação preferencial, o dano isotrópico prevalece e o estado de dano pode ser caracterizado por um escalar. Uma quantidade de dano significativamente pequena pode ser, geralmente, considerada isotrópica em uma primeira aproximação.

Essa ideia de avaliação geométrica pode ser expandida para avaliar a tensão efetiva do componente. Utilizando a área efetiva da estrutura ($d\tilde{A} = dA - dA_D = (1 - w)dA$) na definição de tensão, para o caso de dano isotrópico (w independente de \mathbf{n}_j), chega-se a:

$$\tilde{\sigma} = \sigma \frac{dA}{d\tilde{A}} = \frac{\sigma}{1 - w} \quad (2.6)$$

Para formular leis constitutivas normalmente é assumido que a tensão efetiva $\tilde{\sigma}$ leva às mesmas deformações no material danificado que seriam introduzidas pela tensão clássica no material sem dano (princípio da deformação equivalente). Assim, o comportamento tensão-deformação do material danificado pode ser descrito pela lei constitutiva do material sem dano se as tensões são substituídas pelas tensões efetivas. No caso uniaxial de material elástico linear danificado (Figura 2.8), por exemplo, se chega a:

$$\varepsilon = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{(1 - w)E} \quad (2.7)$$

Onde E é o módulo de elasticidade do material sem dano.

Assim, a quantidade de dano pode ser determinada pela medida do módulo de elasticidade efetivo.

$$E^* = (1 - w)E \quad (2.8)$$

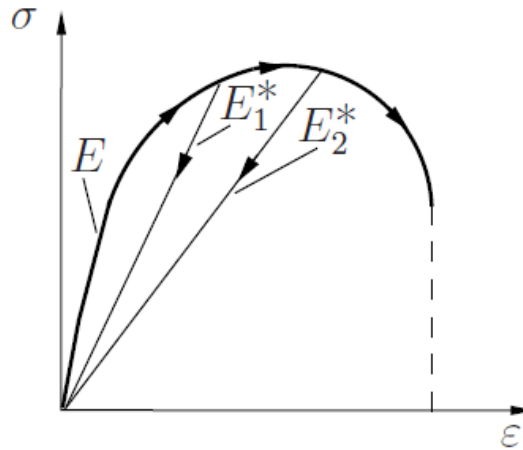


Figura 2.8 - Evolução do dano elástico [Seelig, 2006].

Generalizando a Equação 2.8, chega-se à expressão:

$$C_{ijkl}^* = C_{ijmn}(I_{mnkl} - D_{mnkl}) \quad (2.9)$$

Onde C_{ijkl}^* e C_{ijmn} são, respectivamente, o componente $ijkl$ tensor constitutivo efetivo e o componente $ijmn$ do tensor constitutivo do material sem dano, sendo ambos os tensores de quarta ordem, I_{mnkl} é o componente $mnkl$ do tensor unitário de quarta ordem e D_{mnkl} é o componente $mnkl$ do tensor de influência, chamado, nesse caso, de tensor de dano de quarta ordem. Pode-se ver que a variável de dano escalar w é o caso especial uniaxial do tensor de influência.

Os fundamentos teóricos apresentados nessa Seção são compreendidos pela abordagem tradicional do problema de degradação mecânica segundo a teoria do contínuo. Esta abordagem, entretanto, apresenta limitações, conforme mencionado anteriormente, na medida em que restringe-se a hipótese do dano homogeneamente distribuído. Desse modo, para analisar a vida em fadiga de um material até a localização do dano e surgimento de descontinuidades, objeto de grande interesse científico, especialmente em materiais que

apresentam alguma forma de heterogeneidade em suas propriedades mecânicas, é necessário utilizar uma ferramenta capaz de relaxar a hipótese da continuidade. Nesse sentido, os chamados “modelos estatísticos”, onde as propriedades mecânicas do material se distribuem conforme funções de probabilidade, são amplamente referenciados na literatura de mecânica do dano, com ênfase no Método de Elementos Discretos (DEM) pela sua capacidade inerente de simular o surgimento de descontinuidades, dispensando a introdução de leis de dano empíricas no modelo, como as que relacionam o nível da tensão flutuante aplicada e o número de ciclos, por exemplo. A forma de funcionamento da versão do DEM aplicada neste trabalho é apresentada na Seção 2.4.

2.2.1 Características do Dano em Materiais Quase Frágeis Heterogêneos

Uma deformação será classificada como quase frágil se os micro defeitos são nucleados gradualmente e distribuídos aleatoriamente sobre um volume expressivo do sistema. Durante a deformação quase frágil o material não escoar, mas deteriora-se gradualmente na medida em que as ligações micro estruturais se rompem com o aumento da carga ou sua repetição cíclica [Krajcinovic, 1996].

Em materiais quase frágeis, o mecanismo de dano dominante é a nucleação e o crescimento de microfissuras. Essas trincas normalmente têm uma orientação preferencial, dada pelos eixos principais do tensor de tensão. Sob carregamentos de tração, observa-se que as trincas crescem, preferencialmente, normais à máxima tensão de tração (Figura 2.9). O comprimento característico das trincas, no estágio inicial, é normalmente determinado pela microestrutura do material. Durante o carregamento, a partir de um patamar crítico, as fissuras começam a crescer e se multiplicar, o que leva a um decréscimo na rigidez da estrutura, na direção do carregamento. O comportamento do material danificado é não linear, devido ao dano crescente. Em um primeiro estágio, se as condições de contorno induzem sobre o componente uma distribuição uniforme de deformações, o dano pode ser considerado isotrópico e apresentar uma distribuição espacial homogênea. Porém, quando os micro defeitos começam a interagir, tanto a homogeneidade como também a isotropia do dano deixam de ser válidas, acontece a localização da deformação e esses micro defeitos coalescem, formando uma macro descontinuidade [Seelig, 2006].

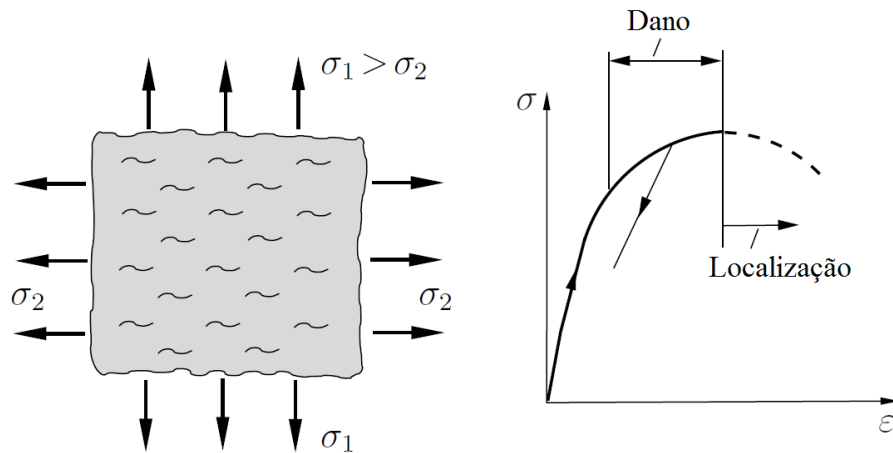


Figura 2.9 - Dano quase frágil sob carregamento de tração [Seelig, 2006].

Krajcinovic, 1996, referindo-se às formas como o dano pode se apresentar em materiais quase frágeis, classifica como desordenado um sistema onde o dano se difunde amplamente, utilizando como medida dessa “desordem” a extensão das regiões microfissuradas no material. A respeito do comportamento de sistemas assim frente ao esgotamento mecânico, o autor afirma que são suscetíveis a instabilidades de efeito “avalanche”, onde a progressão do dano se desencadeia com pequenas perturbações ou alterações do estímulo externo.

Segundo Hermann, 1990, em muitos casos a presença de desordem nos materiais é desejável e tem profunda influência nas suas propriedades. Um bom exemplo disto é o concreto, cujas propriedades mecânicas se atribuem à sua heterogeneidade ou desordem interna.

Estudos a respeito do comportamento em fadiga de materiais quase frágeis existem em quantidade muito menor do que no caso de materiais metálicos. Entre as referências existentes se pode citar os trabalhos de Siegmund, 2007, que emprega a ferramenta de interfaces coesivas junto ao método de elementos finitos para modelar a propagação de uma trinca por fadiga e Paggi, 2009, que propõe uma abordagem generalizada de análise dimensional no crescimento de trincas por fadiga com o objetivo de destacar e explicar os desvios, em relação às leis de potência clássicas, utilizadas para caracterizar o comportamento em fadiga de materiais quase frágeis. Também se pode citar algumas referências onde alternativas do Método de Elementos Discretos são utilizadas na modelagem de dano e fadiga em materiais frágeis e quase frágeis,

cabendo destacar a respeito os trabalhos de Schlangen e Van Mier, 1995 e Rinaldi, 2011, onde o DEM é utilizado para simular o processo de dano frente a cargas crescentes. No que diz respeito à simulação do fenômeno de fadiga em materiais frágeis, é possível mencionar o review realizado por Hansen et al., 2010, sobre aplicações dos chamados “Bundle Models”. Destaca-se ainda o trabalho de Rinaldi et al., 2006, que aplica leis estabelecidas de propagação de fadiga a nível microscópico estudando sua influência no comportamento macroscópico resultante.

2.3 Técnica de Emissão Acústica

A Técnica de Emissão Acústica é um método de ensaio não destrutivo (END) que na sua forma tradicional se aplica sobre a estrutura em condições de serviço, apenas impondo um incremento de força ou pressão, sem levar o equipamento à falha total [ASME-BPVC-SectionV, 2010]. Registrando o ruído captado pelos sensores durante o ensaio, é possível inferir a forma como a estrutura analisada está rompendo. A Emissão Acústica (EA) é também conhecida como emissão de ondas de tensão (stress-wave emissions), uma vez que tensões devem estar atuando no componente [Hellier, 2001; Carpinteri et al., 2008].

A EA faz uso do fato de que fraturas em crescimento liberam energia elástica que se propaga pelo meio em forma de ondas mecânicas, as quais são captadas por sensores piezoelétricos. Essa oscilação mecânica é convertida em uma tensão elétrica e é processada como sinal de Emissão Acústica, conforme esquema ilustrado na Figura 2.10 [Shiotani et al., 1994; Ohtsu, 1996; Colombo et al., 2003; Rao e Lakshmi, 2005].

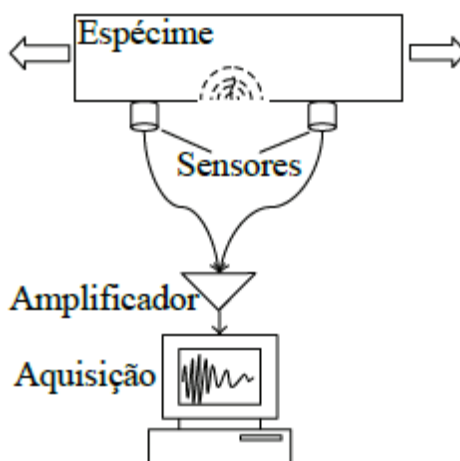


Figura 2.10 - Típico sistema de detecção de EA [adaptado de Aggelis et al., 2013].

A Técnica de Emissão Acústica é aplicada na área de manutenção preditiva, em inspeção de equipamentos, em estudos de perda de espessura por corrosão, no estudo de terremotos, na avaliação do crescimento do dano, no estudo de compósitos, em teste de fadiga, entre outras áreas.

Um evento de relevância histórica particular foi a publicação no guia Nondestructive Testing Handbook, Vol. 5: Acoustic Emission Testing [Miller e McIntire, 1987] quando, com a certificação de inspetores, a EA se demonstrou madura e com aceitação na indústria, especialmente nas indústrias de aviação, nuclear, petróleo e civil [Miller e Hill, 2005], para ser utilizada como END no monitoramento e na localização de falhas.

2.3.1 Ondas Elásticas

Os sinais de Emissão Acústica são formados por ondas elásticas de vários tipos, sendo as principais nesse contexto chamadas de ondas-P, relacionadas com as mudanças de volume, e ondas-S ou de Corte, relacionadas com as mudanças de forma do contínuo. A onda-P, também chamada de onda longitudinal ou volumétrica, desloca-se no material como uma série de compressões e trações. Além disso, ela possui a maior velocidade de propagação, sendo, portanto, a primeira a ser registrada. A onda-S se desloca perpendicularmente à direção de propagação e é a segunda onda a ser registrada.

A velocidade de propagação de cada onda depende principalmente do material. Em materiais isotrópicos a velocidade da onda-P (v_p) e da onda-S (v_s) são apresentadas, respectivamente [Bruneau e Potel, 2013], por:

$$v_p = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (2.10)$$

$$v_s = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad (2.11)$$

Onde E é o módulo de elasticidade (Pa), ν é o coeficiente de Poisson e ρ é a massa específica do material (kg/m^3).

A velocidade de propagação das ondas elásticas é muito importante na análise do sinal de EA, especialmente para a determinação da localização da fonte [Shull, 2002]. Outros tipos de ondas podem propagar no sólido quando se considera a interação das ondas com a superfície e as características geométricas do sólido, sendo: as ondas de Rayleigh que aparecem no caso de um sólido semi-infinito, e as ondas de Lamb que propagam em estruturas laminares. Mais informações a esse respeito podem ser encontradas em Rose, 2004.

2.3.2 Parâmetros dos sinais de EA

Em testes de EA, diversos parâmetros podem ser obtidos a partir do sinal, como o tempo de chegada, a velocidade, a amplitude, a duração e a frequência. Com base nesses parâmetros, características do dano e localização das fontes de EA podem ser determinadas, como descrevem Carpinteri et al., 2009.

Cada evento de EA é caracterizado principalmente pela sua máxima amplitude, mas também por outros parâmetros, apresentados na Figura 2.11, para um evento típico de Emissão Acústica [Grosse e Ohtsu, 2008]:

- Limiar ou Linha Limite (Threshold): é o nível de valores de amplitude a partir do qual o sinal é considerado um evento de Emissão Acústica.
- Tempo de Chegada ou Tempo de Início: é o tempo até que a linha limite seja cruzada pela primeira vez.

- Evento de EA: é o sinal que excede a linha limite. Na Figura 2.11, apresenta-se apenas 1 evento de EA.
- Amplitude: é o pico do sinal de EA, em geral medido em volts, também chamado de magnitude do sinal. É importante mencionar que a amplitude não representa a emissão da fonte e sim a resposta do sensor devido a fonte, após a perda de energia devido a propagação da onda.
- Tempo de subida (RT): é o tempo entre o primeiro valor de amplitude que passa pela linha limite até o valor máximo de amplitude.
- Duração do Sinal: é o tempo em que o sinal se mantém com amplitudes maiores que a linha limite, geralmente em microssegundos, caracterizando o evento de EA.
- Contagem: é o número de vezes onde um sinal de EA ultrapassa a linha limite. Na Figura 2.11, o sinal ultrapassou o limite nove vezes.
- Frequência Média (AF): obtido pela razão entre a contagem e a duração do sinal, determinando a frequência média de um evento de EA, em geral obtido em kilohertz.
- Valor RA (Rise Angle): é definido pela razão entre RT e a amplitude máxima do evento, dado por ms/V .

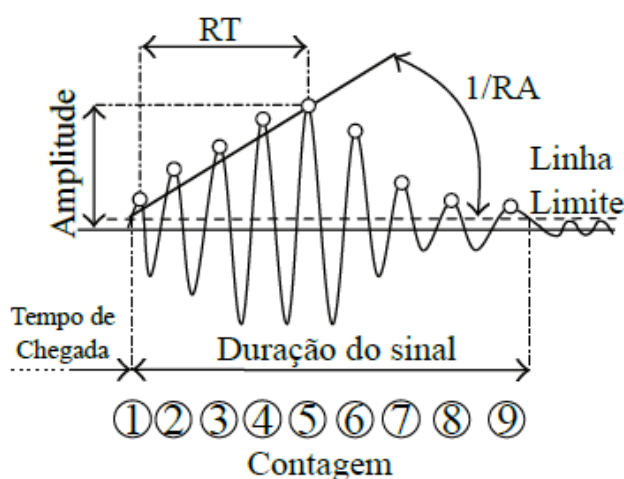


Figura 2.11 - Características do sinal de EA [adaptado de Aggelis et al., 2013].

2.3.3 Mecanismos de Fonte

A propagação de uma trinca pode ocorrer de três modos distintos, através de movimentos relativos das superfícies das trincas. Esses movimentos relativos podem ser de tração, cisalhamento ou torção, que são chamados respectivamente de modo I, II e III como

vistos na Figura 2.12. Cada um desses modos está associado a um tipo básico de campo de tensões na vizinhança da ponta da trinca. Qualquer problema de deformação da ponta da trinca pode ser tratado como uma combinação desses modos de deslocamento [Budynas e Nisbett, 2014].

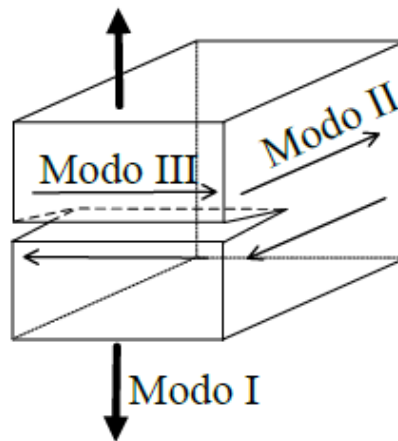


Figura 2.12 - Definição dos modos de carregamento aplicado a uma trinca: modo I (tração), modo II (cisalhamento no plano) e modo III (cisalhamento fora do plano) [adaptado de Taylor, 2007].

O modo I, de abertura de trinca, ocorre devido ao carregamento em tração provocando o deslocamento das superfícies da trinca perpendicularmente a si mesmas. O modo II, modo de deslizamento, ocorre devido ao cisalhamento no plano, que provoca o deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesma e perpendicular a frente de propagação. Por fim, o modo III, modo de rasgamento, surge do cisalhamento fora do plano que provoca o deslocamento das superfícies da trinca paralelamente a si mesmas [Anderson 2004; Taylor 2007].

2.3.4 Classificação da falha

Há diversas maneiras de determinar o tipo de falha e orientação da fonte de Emissão Acústica, entre elas, a Técnica do Primeiro Movimento, a Análise da Forma do Sinal de EA e a Inversão do Tensor Momento [Grosse e Ohtsu, 2008]. A seguir, se descreve o método de Análise da Forma do Sinal de EA, com o objetivo de aplica-lo posteriormente ao estudo realizado.

O formato da onda do sinal de EA é reportado como sendo uma característica do modo de falha [Aggelis, 2011], como apresentado na Figura 2.13. Um evento de EA devido ao cisalhamento, Figura 2.13(b), é caracterizado por grande tempo de subida (RT) e usualmente com amplitude maior do que um evento trativo [Shiotani e Aggelis, 2007]. Por outro lado, um evento trativo é caracterizado por ter um menor tempo de subida, Figura 2.13(a). Essa informação é capturada através do valor RA, o qual está relacionado ao ângulo de subida.

De acordo com diversos pesquisadores [Soulioti et al., 2009; Ohno e Ohtsu, 2010; Aggelis, 2011; Elfergani et al., 2013; Carpinteri et al., 2013], a relação entre o valor RA e a frequência média (AF) pode ser utilizada para classificar o tipo de falha em estruturas. É classificado como modo de cisalhamento o sinal que tenha um baixo AF e um alto valor RA e como modo I (trativo) aquele que tenha um alto AF e baixo valor RA [Rilem, 2010], como apresentado na Figura 2.14(a).

Uma razão apropriada entre a escala da abscissa e da ordenada deve ser determinada dependendo do material e estrutura. Na Figura 2.14(b), a escala igual a 10 é definida, mas esse é apenas um valor sugerido [Rilem, 2010]. Deve ser observado que os valores de RA podem variar dependendo da linha limite definida (dependente do sensor e de ruídos). Entretanto, como observado na Figura 2.14(b), esse efeito não apresenta significativa influência no resultado da classificação [Rilem, 2010].

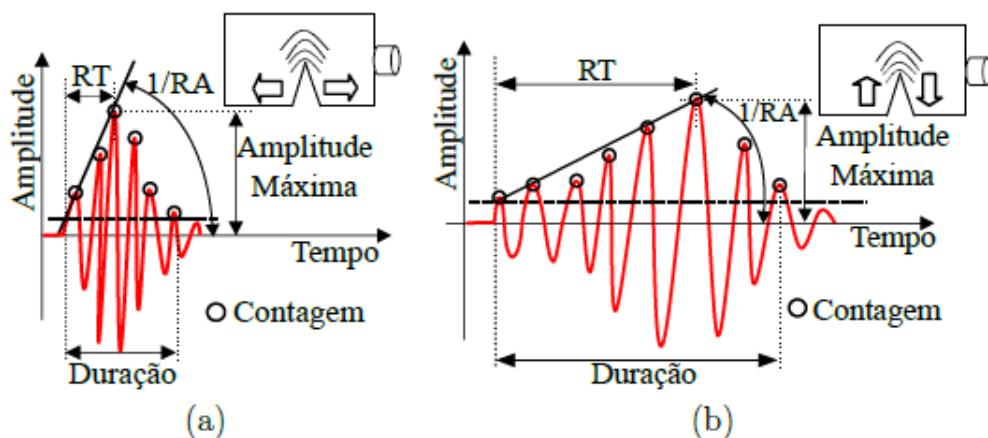


Figura 2.13 - Típica forma de onda de EA dependendo do modo de fratura: (a) Trativo e (b) Cisalhamento [adaptado de Aggelis, 2011]

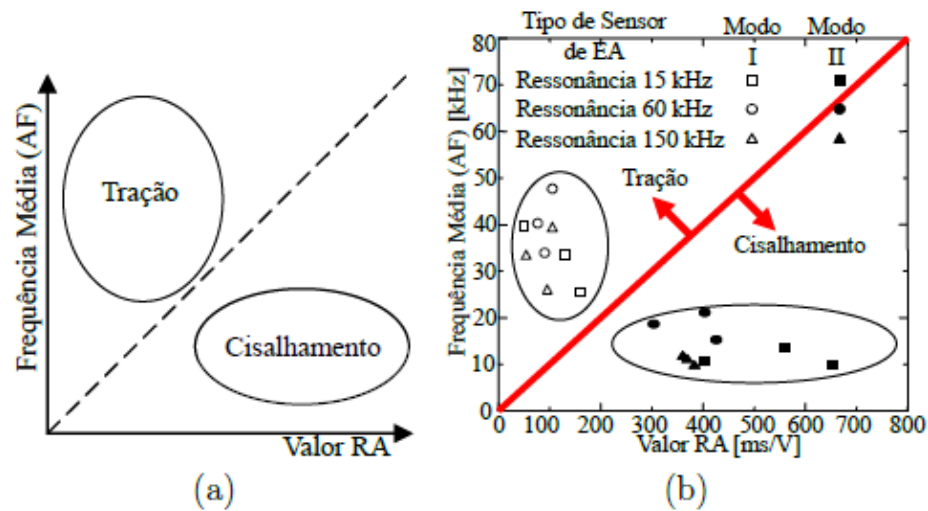


Figura 2.14 - Classificação do dano por parâmetros de EA: (a) classificação convencional e (b) experimental realizada por Ohtsu et al., 2007, [Grosse e Ohtsu, 2008].

2.4 Método de Elementos Discretos

2.4.1 Fundamentos

A versão do Método dos Elementos Discretos (DEM) aqui empregado consiste na representação de um meio contínuo utilizando um arranjo de massas concentradas em nós interligados por elementos uniaxiais que têm rigidez equivalente a do contínuo que se deseja representar. Na Figura 2.15 se apresenta a topologia do arranjo adotado. Cada nó tem três graus de liberdade, sendo os deslocamentos nas direções das coordenadas.

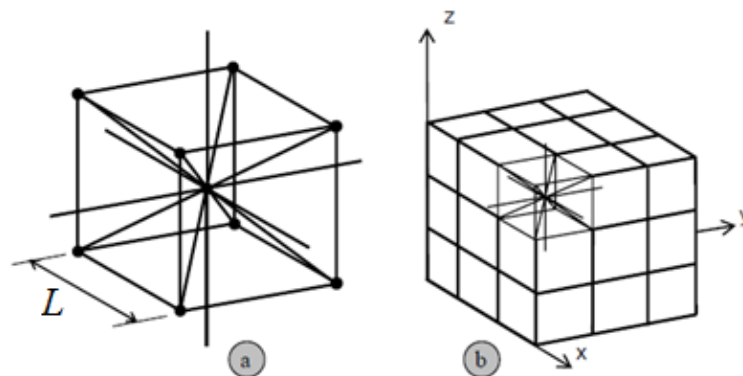


Figura 2.15 - Discretização do DEM: a) Célula cúbica básica, b) Corpo prismático.

No caso de um material elástico isotrópico, a área transversal A_i dos elementos longitudinais na representação discreta é dada pela seguinte expressão:

$$A_i = \phi L^2 \quad (2.12)$$

Onde L é o comprimento dos lados do módulo cúbico básico. A área dos elementos diagonais é definida por:

$$A_d = \frac{2}{\sqrt{3}} \delta \phi L^2 \quad (2.13)$$

Os comprimentos dos elementos longitudinais L e diagonais L_d estão relacionados pela equação:

$$L = \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right) L_d \quad (2.14)$$

Finalmente, para materiais isotrópicos os coeficientes ϕ e δ resultam:

$$\phi = \frac{(9 + 8\delta)}{(18 + 24\delta)} \quad (2.15)$$

$$\delta = \frac{9\nu}{(4 - 8\nu)} \quad (2.16)$$

Onde ν é o coeficiente de Poisson. Existe uma equivalência completa entre o modelo discreto e um contínuo isotrópico para $\nu = 0.25$. Para $\nu \neq 0.25$ pequenas diferenças aparecem nos termos de corte. A isotropia nos sólidos é uma propriedade que resulta da distribuição aleatória da orientação dos elementos constituintes. Equações de movimento podem ser determinadas a partir de condições de equilíbrio de todas as forças que atuam sobre as massas nodais, resultando num sistema da forma 2.17:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{F}(t) - \mathbf{P}(t) = 0 \quad (2.17)$$

No qual $\dot{\mathbf{x}}$ e $\ddot{\mathbf{x}}$ representam os vetores de velocidade e aceleração, respectivamente, \mathbf{M} e \mathbf{C} as matrizes de massa e amortecimento, e os vetores $\mathbf{F}(t)$ e $\mathbf{P}(t)$ as cargas nodais internas

e externas, respectivamente, no instante de tempo atual t , que consiste no somatório de todos os intervalos de integração Δt transcorridos.

Quando as matrizes \mathbf{M} e \mathbf{C} são diagonais, o sistema de Equações 2.17 não é acoplado, e pode ser integrado no domínio do tempo utilizando um método explícito de integração (Método das Diferenças Finitas Centrais). Se as coordenadas nodais são atualizadas a cada passo de integração, grandes deslocamentos podem ser considerados sem realizar nenhuma modificação no modelo teórico. Em materiais elásticos lineares, a estabilidade do método de integração exige que o intervalo de tempo Δt não exceda o valor dado por:

$$\Delta t \leq \frac{0.6L}{C_p} \quad (2.18)$$

Onde C_p é a velocidade de propagação de ondas longitudinais (ondas P) em barras com deslocamento axial:

$$C_p = \sqrt{E/\rho} \quad (2.19)$$

Na Equação 2.19, E representa o módulo de Young e ρ a densidade do material. No caso de materiais não lineares, a estabilidade do processo de integração pode ser verificada controlando a energia total no processo. A convergência de soluções utilizando o DEM em elasticidade linear e em problemas de instabilidade elástica foi verificada, entre outros, por Dalguer et al., 2001.

2.4.2 Lei Constitutiva Original

Riera e Rocha 1991 e Rocha et al. 1991 adaptaram a lei constitutiva para materiais quase frágeis proposta por Hilleborg 1971, estendendo esta versão do Método dos Elementos Discretos ao estudo de problemas de fratura em materiais quase frágeis por meio da relação constitutiva bilinear apresentada na Figura 2.16, que permite a consideração dos efeitos irreversíveis de nucleação e propagação de fissuras. A área abaixo da curva força versus deformação (área do triângulo OAB na Figura 2.16) representa a densidade de energia necessária para fraturar a área de influência do elemento. Assim, para um determinado ponto P sob a curva, a área do triângulo OPC representa a densidade de energia elástica reversível

armazenada no elemento, e a área do triângulo OAP define a densidade de energia dissipada pelo dano. Quando submetido à compressão se admite que o comportamento do material é linear elástico, ou seja, a falha por compressão é induzida por tração indireta.

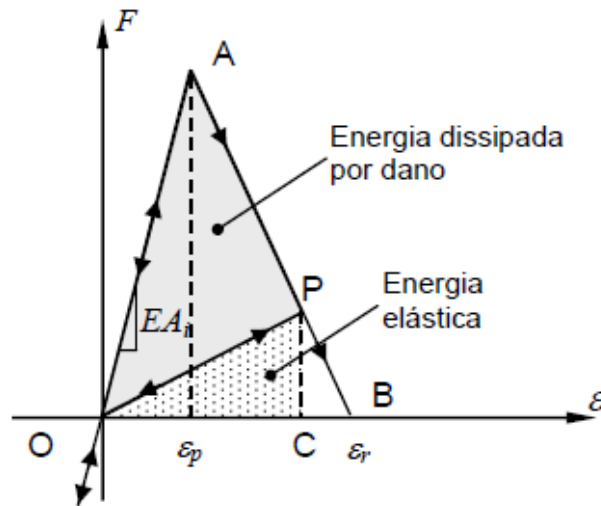


Figura 2.16 - Lei constitutiva bilinear [Riera e Iturrioz, 1995].

Os parâmetros do modelo constitutivo ilustrado na Figura 2.16 são

- Força, F : É a força agindo sobre o elemento, função da deformação longitudinal ε .
- Rigidez do elemento, EA_i : Dependendo se o elemento é normal ou diagonal diferente tipo de rigidez é considerada (EA_l ou EA_d), as áreas A_l e A_d são definidas nas Equações 2.12 e 2.13.
- Comprimento do módulo cúbico, célula básica do modelo. (L).
- Tenacidade G_f : a energia dissipada na fratura por unidade de área.
- Área equivalente de fratura das barras A_i^f , onde o sub índice i será l para barras normais e d para diagonais: Este parâmetro força a condição de que a energia dissipada na fratura do contínuo é equivalente à dissipada na fratura de sua representação discreta. A energia dissipada pela fratura de uma porção de material de tamanho $L \times L \times L$ devido à fratura paralela a uma de suas faces é:

$$\Gamma = G_f \Lambda = G_f L^2 \quad (2.20)$$

A energia dissipada pela fratura num módulo típico do modelo discreto leva em conta a contribuição de cinco barras longitudinais, (quatro coincidentes com as arestas do módulo e uma interna) e quatro elementos diagonais, ver Figura 2.15(a).

Desta forma é possível escrever:

$$\Gamma_{DEM} = G_f \left[4 \cdot (0.25) \cdot c_A + c_A + 4c_A \left(\frac{2}{\sqrt{3}} \delta \right) \right] L^2 \quad (2.21)$$

O primeiro termo entre parênteses da Equação 2.21 leva em conta a contribuição dos elementos longitudinais localizados nas bordas do módulo cúbico. O segundo termo representa a barra longitudinal interna e o terceiro termo representa a contribuição dos quatro elementos diagonais. Neste terceiro termo, o fator $\left[\left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right) \delta \right]$ corresponde à relação entre as rigidezes das barras diagonais e longitudinais, é possível chegar a esta relação fazendo o quociente entre as Equações 2.12 e 2.13, já vistas. O coeficiente c_A permite estabelecer a equivalência entre Γ dado pela Equação 2.20 e Γ_{DEM} pela Equação 2.21, considerando que $\nu = 0.25$ e utilizando a Equação 2.16 para definir $\delta = 1.125$ é possível simplificar a Equação 2.21 como segue:

$$G_f L^2 = G_f \left(\frac{22}{3} c_A \right) L^2 \quad (2.22)$$

E determinar que $c_A = 3/22$. Finalmente, as áreas equivalentes de fratura para as barras diagonais e longitudinais ficam definidas como segue:

$$A_l^f = c_A L^2 = \frac{3}{22} L^2 \quad (2.23)$$

$$A_d^f = c_A \sqrt{3} L_d^2 = \frac{4}{22} L^2$$

Este resultado está fundamentado em assumir certa relação entre os modos de fratura I, II e III, definida quando consideramos o fator $\left[\left(\frac{2}{\sqrt{3}} \right) \delta \right]$ no terceiro termo da Equação 2.21. Outras relações entre os modos de fratura poderiam ser introduzidas no modelo com extrema facilidade levando em conta esta característica particular da microestrutura de cada material. Mais detalhes acerca desta propriedade do material se pode obter em Ayatollahi et al., 2006.

- Deformação de falha crítica, ε_p : é definida como a máxima deformação antes do início do dano do elemento como mostrado na Figura 2.16. O módulo de elasticidade E , o fator intensidade de tensões K_c e a deformação crítica ε_p são relacionados com a expressão clássica da mecânica da fratura [Kanninen e Popelar, 1985] dada por:

$$K_c = \sigma_p Y \sqrt{\pi a} = E \varepsilon_p Y \sqrt{\pi a} \quad (2.24)$$

Onde Y é um parâmetro que leva em conta a influência das condições de contorno e da orientação da fissura crítica de tamanho a . Caso o comportamento do início de ruptura seja assumido como linear, então $\sigma_p = E \varepsilon_p$ e, recordando a equivalência entre K_c e a energia específica da fratura G_f , obtém-se a seguinte expressão:

$$\sqrt{G_f E} = E \varepsilon_p Y \sqrt{\pi a} \quad (2.25)$$

A fim de simplificar a Equação 2.25, um comprimento característico do material d_{eq} é definido como:

$$d_{eq} = a \pi Y^2 \quad (2.26)$$

Substituindo a Equação 2.25 na Equação 2.26, obtém-se:

$$d_{eq} = \frac{G_f}{\varepsilon_p^2 E} \quad (2.27)$$

A Equação 2.27 indica que d_{eq} pode ser considerado como uma propriedade do material uma vez que não depende do nível de discretização, representando de fato um comprimento característico do material (semelhante à da largura crítica da região plastificada na ponta da fissura no modelo de Dugdale). Sobre esse tópico, pode-se consultar livros clássicos de mecânica da fratura como Kanninen e Popelar, 1985.

- Deformação limite, ε_r : é o valor de deformação para o qual os elementos perdem a sua capacidade de suportar carga (ponto B na Figura 2.16). A deformação limite é expressa em termos da deformação crítica:

$$\varepsilon_r = K_r \varepsilon_p \quad (2.28)$$

Onde:

$$K_r = \left(\frac{G_f}{\varepsilon_p^2 E} \right) \left(\frac{A_i^f}{A_i} \right) \left(\frac{2}{L_i} \right) = (d_{eq}) \left(\frac{A_i^f}{A_i} \right) \left(\frac{2}{L_i} \right) \quad (2.29)$$

2.4.3 Aleatoriedade nas propriedades do material simulado

É possível introduzir a aleatoriedade no modelo de duas formas:

a) Considerando a tenacidade do material G_f como um campo aleatório com uma distribuição de probabilidades de Weibull tipo III com média, desvio e comprimento de correlação determinados como parâmetros de entrada.

b) Introduzindo um campo de perturbações na malha dos elementos, governada por uma distribuição de probabilidades normal, o que permite capturar melhor o comportamento de corpos de prova de materiais quase frágeis quando a ruptura é governada pelas tensões de compressão. Sobre este particular ver em Iturrioz et al., 2013a, e Riera et al., 2014.

Considerando a tenacidade do material, G_f , como uma variável aleatória, admitindo para a mesma uma distribuição de probabilidades (função de probabilidade acumulada) tipo Weibull de dois parâmetros.

$$W(G_f) = 1 - e^{-(G_f/\beta)^\gamma} \quad (2.30)$$

Onde β e γ são os parâmetros de escala e de forma, respectivamente. Verificam-se as seguintes expressões para a média e o desvio padrão:

$$E(G_f) = \overline{G_f} = \beta[\Gamma(1 + 1/\gamma)] \quad (2.31)$$

$$\sigma^2(G_f) = Cv(G_f) = \beta[\Gamma(1 + 2/\gamma) - \Gamma^2(1 + 1/\gamma)]^{1/2} \quad (2.32)$$

Onde $\Gamma(x) = \int_0^\infty t^{x-1} e^{-t} dt$ é a função Gamma

Para gerar valores de G_f com a função escolhida, isola-se a variável na Equação 2.30:

$$G_f = \beta[-\ln(1 - u)]^{1/\gamma} \quad (2.33)$$

Onde u é um número aleatório com densidade de probabilidade uniforme entre 0 e 1. É conveniente colocar G_f como uma função de sua média $\overline{G_f}$ e um parâmetro aleatório φ :

$$G_f = \varphi \overline{G_f} \quad (2.34)$$

Isolando φ da Equação 2.34 e utilizando a Equação 2.31 para descrever a média, se obtém:

$$\varphi = \frac{[-\ln(1 - u)]^{1/\gamma}}{\Gamma(1 + 1/\gamma)} \quad (2.35)$$

Onde φ é um número aleatório com distribuição Weibull de dois parâmetros e média 1. Obtém-se o parâmetro de forma γ a partir do coeficiente de variação, que se considera conhecido. A partir das Equações 2.31 e 2.32:

$$Cv(G_f) = \frac{[\Gamma(1 + 2/\gamma) - \Gamma^2(1 + 1/\gamma)]^{1/2}}{\Gamma(1 + 1/\gamma)} \quad (2.36)$$

Pode-se procurar iterativamente o valor de γ que satisfaça a equação anterior. O parâmetro de escala β é obtido substituindo as Equações 2.33 e 2.35 em 2.34:

$$\beta[-\ln(1 - u)]^{1/\gamma} = \frac{[-\ln(1 - u)]^{1/\gamma}}{\Gamma(1 + 1/\gamma)} \overline{G_f}, \quad \beta = \frac{\overline{G_f}}{\Gamma(1 + 1/\gamma)} \quad (2.37)$$

A Figura 2.17 mostra o processo de incorporação da aleatoriedade na energia específica de fratura G_f . Essa energia, relacionada com a área da RCE, tem uma variação espacial segundo uma distribuição tipo Weibull mostrada na parte superior da Figura. Assim, diferentes elementos terão diferentes RCE, com forma similar, como mostrado também na Figura 2.17.

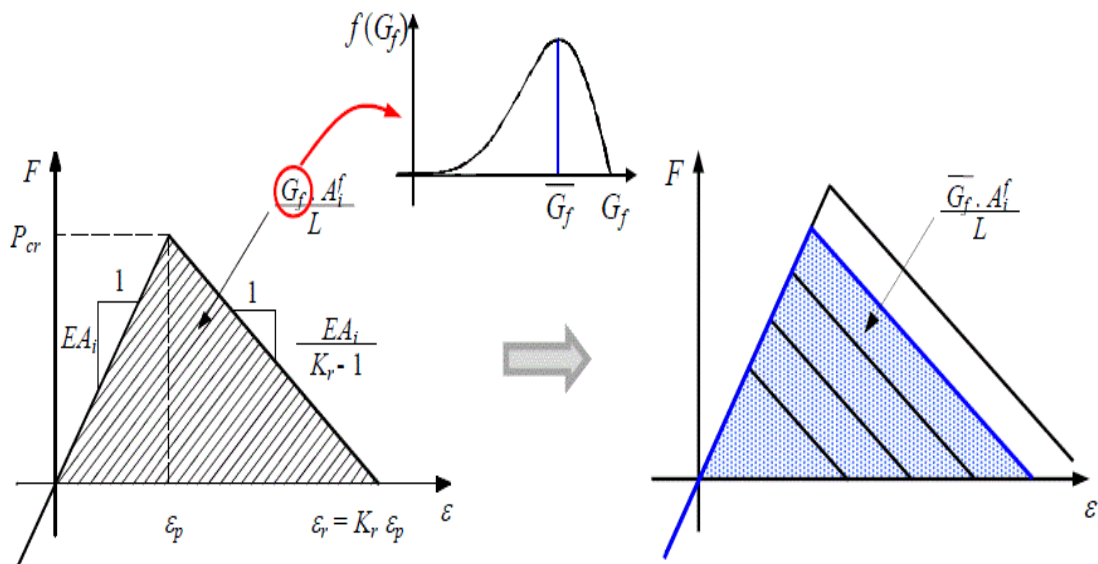


Figura 2.17 – Esquema de incorporação da aleatoriedade no DEM [Kosteski, 2012a].

Esta metodologia foi proposta por Rocha, 1989. Maiores detalhes a respeito da forma de introdução da aleatoriedade nas propriedades mecânicas do modelo podem ser encontradas em Kosteski, 2012a. É possível introduzir a aleatoriedade também perturbando a malha a esse respeito se pode consultar Iturrioz et al., 2013a.

2.5 Revisão do Estado da Arte

Nesta Seção, realiza-se uma breve revisão do estado da arte, apontando trabalhos científicos da atualidade que se direcionam ao estudo de fadiga em materiais, utilizando ferramentas numéricas e metodologias diversas. Não se objetiva revisar em detalhe ferramentas numéricas complexas que não são empregadas nos estudos realizados nesta tese, de forma que se apresentam, ao longo desta Seção, trabalhos onde informações detalhadas a respeito destas ferramentas podem ser encontradas. Repara-se que em muitas das simulações apresentadas nas referências bibliográficas que se comenta a seguir, são adicionadas leis de comportamento para governar o progresso do dano por fadiga, como no caso dos modelos que utilizam o método de interfaces coesivas, por exemplo. Salienta-se que nas simulações do DEM apresentadas nesta tese não se adiciona leis específicas para governar o progresso do dano por fadiga, utiliza-se somente as leis constitutivas apresentadas nas Seções 2.4, 3.1 e 3.2

para governar o comportamento de todos os elementos, e se observa os resultados das simulações.

Zhou et al., 2018, propõe um modelo modificado para previsão de vida em fadiga multiaxial de baixo ciclo, que pode ser aplicado em situações de carregamento que induzam a abertura da trinca em modo misto. O modelo modificado proposto baseia-se nos modelos de Fatemi-Socie (FS) e Smith-Watson-Topper (SWT) para considerar os efeitos de cisalhamento e tração no carregamento e para determinar o modo de falha predominante. Em função do modo de falha predominante, o modelo modificado proposto por Zhou et al., 2018, calcula uma estimativa da vida em fadiga multiaxial do componente. Também é apresentada a validação do modelo proposto, com base em dados experimentais de ensaios realizados com ligas de titânio e níquel. Para compreender melhor a metodologia proposta por Zhou et al., 2018, é válido esclarecer:

- O modelo de Fatemi-Socie (FS) consiste numa metodologia de plano crítico que considera o delta da deformação de cisalhamento cíclica, $\Delta\gamma$, combinando-o à máxima tensão de tração normal ao plano em que $\Delta\gamma$ atua, $\sigma_n \text{ máx}$, sendo estes dois componentes ortogonais. Desta forma, o modelo identifica um plano crítico, onde o dano de fadiga é máximo dentre todos os planos, formulando uma estimativa da vida em fadiga multiaxial baseada nesses dois fatores ($\Delta\gamma$ e $\sigma_n \text{ máx}$). O modelo de Fatemi-Socie foi desenvolvido com base em materiais onde a falha ocorre predominantemente por cisalhamento [Socie e Marquis, 2000].

- O modelo de Smith-Watson-Topper (SWT) é um modelo de plano crítico adaptado a materiais onde a falha ocorre predominantemente por tração. Este modelo se baseia no delta de deformação cíclica normal principal, $\Delta\epsilon_1$, e na máxima tensão normal na direção de $\Delta\epsilon_1$, $\sigma_n \text{ máx}$, formulando uma estimativa da vida em fadiga multiaxial com base nesses dois componentes ($\Delta\epsilon_1$ e $\sigma_n \text{ máx}$), que são paralelos [Socie e Marquis, 2000].

A metodologia proposta por Zhou et al., 2018, se baseia na razão entre as estimativas de vida em fadiga calculadas através dos modelos FS e SWT para determinar o modo de falha predominante. Em função do modo de falha identificado como predominante, o modelo modificado de Zhou et al., 2018, estima a vida em fadiga multiaxial com base em componentes de cisalhamento ou tração. Descrições detalhadas dos modelos FS e SWT e de múltiplos outros podem ser encontradas em Socie e Marquis, 2000.

Takahashi, 2014, em sua dissertação de mestrado, desenvolve um programa em plataforma MATLAB® para calcular a vida em fadiga de um componente com base em valores de tensão obtidos através de análise estrutural pelo método de elementos finitos. O programa desenvolvido, denominado *xDurability*, utiliza como dados de entrada:

- Valores de tensão obtidos em análise estrutural transiente (ex: carregamento de amplitude variável), na plataforma comercial de elementos finitos, ANSYS®, contendo a distribuição das tensões sobre toda a geometria do componente, em todos os passos de integração;
- Parâmetros de fadiga que identificam a curva tensão-vida do componente;
- O critério de fadiga multiaxial a ser utilizado, que pode ser o critério de von Mises, ou de Findley.

O critério de von Mises baseia-se num valor de tensão equivalente para estimar a vida em fadiga do componente, conforme apresentado na Seção 2.1.5 desta tese. Este critério é adequado à análise de fadiga uniaxial e multiaxial proporcional. O critério de Findley consiste numa metodologia de plano crítico, que se baseia no delta de tensão de corte, $\Delta\tau$, e na tensão normal à este plano de corte, σ_n , para determinar em qual plano do modelo a combinação destes dois componentes produz o maior dano de fadiga, formulando então uma aproximação da vida em fadiga multiaxial do componente [Takahashi, 2014; Socie e Marquis, 2000].

Meggiolaro et al., 2009, revisa e compara os principais modelos utilizados para prever a nucleação de trincas sob fadiga multiaxial. Os modelos estudados incluem aqueles baseados componentes de tensão, como Sines, Findley e Dang Van, que são adequados à previsão de fadiga de alto ciclo, e modelos baseados em componentes de deformação, como Brown-Miller, Fatemi-Socie e Smith-Watson-Topper, que são adequados à previsão de fadiga de baixo ciclo. Meggiolaro et al., 2009, propõe uma metodologia para o cálculo de tensões equivalentes que contabiliza o efeito de encruamento não proporcional. O autor, então, utiliza os modelos de previsão de vida em fadiga multiaxial mencionados neste parágrafo para calcular o dano de fadiga produzido por carregamentos proporcionais e não proporcionais. Descrições detalhadas dos modelos de previsão de vida em fadiga utilizados por Meggiolaro et al., 2009, podem ser encontradas em Socie e Marquis, 2000.

Xu e Yuan, 2009a, utilizam a plataforma comercial de elementos finitos, ABAQUS®, para implementar um algoritmo que permite simular a propagação de trincas em modo misto, num material quase frágil, ao combinar o método de elementos finitos estendido (XFEM) e o método de interfaces coesivas (CZM). Enquanto o XFEM é utilizado para modificar os graus de liberdade dos nós, o CZM é utilizado para introduzir a lei constitutiva que contabiliza a dissipação energética cíclica nos elementos e o decorrente surgimento da descontinuidade. Esta lei constitutiva, que contabiliza o dano produzido pelos sucessivos ciclos de carregamento, simula o decréscimo de rigidez nos elementos danificados de forma semelhante à lei constitutiva original, apresentada na Seção 2.4.2 e empregada nos estudos realizados nesta tese. No trabalho de Xu e Yuan, 2009a, a combinação dos métodos XFEM e CZM permite que a interface coesiva seja introduzida entre as arestas de dois elementos distintos ou internamente a um elemento, entre duas arestas adjacentes. Para simular a propagação em modo misto, o CZM empregado calcula o dano cumulativo devido à tração e cisalhamento através de equações de evolução separadas. Xu e Yuan, 2009a, apresentam simulações para uma viga com um entalhe de aresta, validando os resultados obtidos através da comparação com dados experimentais. Para maiores detalhes a respeito das metodologias XFEM e CZM empregadas neste estudo, consultar Xu e Yuan, 2009a, 2009b.

Eliás e Le, 2012, modelam uma placa de material quase frágil, com um entalhe em uma das bordas, discretizando a geometria através de uma malha de corpos rígidos 2D (células planas) interligados por molas situadas entre as arestas de células planas adjacentes. Cada célula tem três graus de liberdade, sendo que as molas que as interligam oferecem rigidez nas direções normal e tangencial à aresta da célula, e também ao movimento de rotação entre as células. Uma descrição detalhada deste método de discretização é encontrada em Eliás e Stang, 2012. Com o propósito de modelar a propagação de uma trinca em modo I devido à carregamento cíclico de compressão, foi empregado o método de interfaces coesivas, onde elementos coesivos foram introduzidos na malha formando um caminho predefinido para a fissura. Estes elementos coesivos utilizam leis de dissipação energética distintas para os regimes de tração e compressão. Sob tração, os elementos coesivos dissipam energia ciclicamente, com o decréscimo de sua rigidez, segundo uma lei constitutiva linear, semelhante à lei constitutiva original, apresentada na Seção 2.4.2 desta tese. Sob compressão, os elementos coesivos seguem uma relação constitutiva não linear, que contabiliza deformações plásticas, embora não ocorra dano em compressão. Ao atingir a máxima

compressão, os elementos coesivos desenvolvem significativa deformação plástica, e na medida em que a compressão no modelo alivia, tensões residuais de tração na interface coesiva induzem a propagação da trinca em modo I. Para maiores detalhes a respeito desta metodologia, consultar Eliás e Le, 2012.

Wang e Siegmund, 2006, utilizam o método de interfaces coesivas para simular a propagação subcrítica de trincas por fadiga em uma placa pré trincada de material quase frágil. A geometria do modelo é discretizada em elementos finitos e o caminho da trinca é definido pela interface coesiva. A lei constitutiva que rege a degradação dos elementos coesivos contabiliza o decréscimo de sua rigidez e atualiza a força coesiva desses elementos a cada ciclo de carga, incorporando um parâmetro de dano que reduz a força coesiva gradualmente. Através da metodologia apresentada, os autores demonstram que, na medida em que o tamanho da estrutura é reduzido ou na medida em que a trinca se estende, a falha por fadiga das estruturas trincadas deixa de ocorrer pela propagação subcrítica da trinca, passando a ocorrer por descolamento uniforme. Descrições detalhadas a respeito da metodologia de interfaces coesivas empregada neste estudo pode ser encontrada em Wang e Siegmund, 2006, e Roe e Siegmund, 2003.

Li e Chandra, 2002, estudam a resistência à nucleação e ao crescimento de trincas em material elasto-plástico, utilizando o método de interfaces coesivas junto à plataforma comercial de elementos finitos, ABAQUS®. O modelo estudado consiste numa placa com duas pré trincas coplanares localizadas em arestas opostas, cuja abertura ocorre em modo I, induzida por tração monotônica aplicada remotamente. O caminho de propagação das fissuras é definido pela interface coesiva. Os autores analisam a influência de parâmetros do material, parâmetros da interface coesiva e de dois modelos coesivos distintos na resistência à nucleação e propagação da trinca. As análises realizadas incluem: o efeito da razão entre a máxima tensão coesiva e a tensão de escoamento do material na resistência à propagação; o efeito do coeficiente de endurecimento do material base na resistência à propagação e o efeito da forma do modelo coesivo na resistência à propagação da trinca.

Hahn et al., 2013, apresenta uma metodologia para obter curvas do tipo S-N em ambiente computacional, para materiais metálicos, através de simulações de vida em fadiga utilizando uma forma do método de elementos discretos formado por barras diferente da versão apresentada nesta tese. Na versão do método utilizada por Hahn et al., 2013, o arranjo

geométrico de barras é bidimensional, e são introduzidas perturbações na malha segundo uma distribuição de probabilidade de Weibull. Os elementos do modelo dissipam energia na forma de plasticidade, porém o dano cumulativo é calculado como uma função do número de ciclos de carga transcorridos. Ao controlar parâmetros associados ao cálculo da plastificação acumulada, é demonstrada a capacidade do modelo em gerar curvas S-N com bom ajuste à curvas de vida em fadiga obtidas experimentalmente

No âmbito da UFRGS cabe destacar os trabalhos desenvolvidos pelo professor E. Bittencourt no CPGEC/UFRGS entre eles:

Cayro e Bittencourt, 2017, utilizam o método de interfaces coesivas associado à elementos finitos para modelar o efeito de escala no crescimento de trincas por fadiga em materiais quase frágeis. Os autores seguem o modelo coesivo irreversível proposto por Wang e Siegmund, 2006, e verificam a influência do fator de escala na resposta do modelo em diferentes circunstâncias, incluindo: a distribuição de tensões na geometria mediante carregamento monotônico, a velocidade de propagação da trinca e o regime de fratura do modelo, que a depender de sua escala, ocorrerá pela propagação subcrítica da fissura (maior escala) ou pelo descolamento uniforme da interface coesiva (menor escala).

Moresco, Almeida e Bittencourt, 2018, utilizam o método de interfaces coesivas associado a elementos finitos para estudar a propagação de um trinca por fadiga numa estrutura multicamadas. A estrutura combina dois substratos de comportamento elástico (material cerâmico frágil) unidos por uma camada elasto-plástica (material metálico dúctil). Uma interface coesiva define o caminho da trinca no plano médio da camada elasto-plástica, e os autores utilizam o modelo coesivo irreversível proposto por Roe e Siegmund, 2003. A abertura da trinca é induzida em modo I e modo II simultaneamente, o que é feito através da rotação dos vetores de carga aplicados no modelo. As análises apresentadas incluem a influência de diferentes combinações de modo I e II na velocidade de propagação da trinca e no campo de deformações ao redor da trinca, além da influência da espessura da camada elasto-plástica nas taxas de propagação.

Almeida, Moresco e Bittencourt, 2018, utilizam o método de interfaces coesivas, implementado em plataforma de elementos finitos, para estudar o efeito de carregamentos dinâmicos na propagação de uma trinca por fadiga. O caminho da trinca é definido por uma interface coesiva governada pelo modelo coesivo irreversível proposto por Roe e Siegmund,

2003. O material base do modelo é elástico, homogêneo e isotrópico. São estudados os efeitos dinâmicos de cargas de impacto e cargas oscilantes de fadiga na taxa de propagação da fissura, em modo I. Os estudos realizados demonstram interações entre efeitos dinâmicos e a modalidade de falha do espécime trincado. Com respeito a cargas de impacto, os autores identificam que para impactos de duração mais longa, efeitos dinâmicos são desprezíveis, para valores intermediários de duração do impacto, a extensão da trinca e sua velocidade aumentam, mas a modalidade de falha permanece sendo a propagação da trinca. Já para impactos de curta duração, a modalidade de falha deixa de ser a propagação da trinca, passando ao descolamento uniforme da interface coesiva. Com respeito a carregamentos cíclicos, os autores verificam que frequências de carregamento próximas às frequências naturais da estrutura podem acelerar a taxa de propagação da trinca dramaticamente, enquanto outras frequências de carregamento têm influência menos pronunciada na velocidade de propagação. Os resultados apresentados também indicam que, para frequências de carregamento muito elevadas, micro trincas podem surgir à frente da macro trinca, provocando aguda aceleração do crescimento da fissura.

Dentre os trabalhos desenvolvidos no Grupo de Mecânica Aplicada da UFRGS (GMAp), sendo que a presente tese se insere dentro desta linha de pesquisa, se pode citar:

Kosteski, Soares e Iturrioz, 2015, utilizam a mesma versão do DEM apresentada nesta tese para estudar a propagação crítica e subcrítica de fissuras pré nucleadas em materiais quase frágeis. Na primeira aplicação da ferramenta, é simulada a propagação crítica de uma trinca pré-existente em uma placa retangular de Polimetilmetacrilato. A trinca se localiza no centro da placa e sua abertura é induzida em modo I através de deslocamentos prescritos, em direção vertical, aplicados às arestas superior e inferior do modelo. São analisadas as características da propagação crítica quando o material é homogêneo, quando a tenacidade do material varia na direção vertical, e quando ambos o módulo de elasticidade e a tenacidade do material variam na direção vertical. Na segunda aplicação do DEM, é simulada a propagação subcrítica de uma trinca pré-nucleada, numa placa de material quase frágil, por efeito de fadiga. A abertura da trinca é induzida em modo I através de tensões de tração cíclicas, aplicadas remotamente. É proposta uma metodologia de medição da velocidade de propagação da trinca que permite identificar o comportamento previsto por Paris, 1961, na propagação subcrítica da fissura.

Kosteski, 2012b, utiliza a versão do DEM apresentada nesta tese para simular a propagação de trincas em três circunstâncias diferentes, comparando seus resultados aos resultados obtidos por outros autores, que utilizam ferramentas numéricas distintas para simular os mesmos fenômenos. Na primeira aplicação do DEM, são modeladas placas retangulares de material quase frágil que possuem dois concentradores de tensão, sendo um furo circular e uma trinca. A abertura da trinca é induzida em modo I por tensão de tração aplicada remotamente. Ao variar a distância entre o furo e a trinca, se observa que a interferência de ambos os concentradores no campo de tensões faz com que a trinca mude de direção durante seu crescimento. Os resultados obtidos são comparados aos resultados de outros autores, que utilizam ferramentas baseadas no método de elementos finitos para modelar o mesmo fenômeno, e se verifica alto nível de concordância entre os resultados apresentados. Na segunda aplicação do DEM, é estudado o modo de falha de uma placa pré-trincada submetida ao impacto de um projétil. Este impacto induz a propagação da fissura inicial em modo II, e provoca o surgimento de novas descontinuidades no modelo. O modo de falha do modelo estudado é comparado ao modo de falha de modelos apresentados por outros autores, que utilizam ferramentas numéricas diferentes, incluindo o método de elementos finitos estendido (XFEM), verificando-se alto nível de concordância entre os resultados apresentados. Na terceira aplicação do DEM, é estudada a propagação crítica de uma trinca pré-existente através de uma placa de Polimetilmetacrilato. A placa é submetida a deslocamentos prescritos nas suas arestas superior e inferior, que induzem a abertura da trinca em modo I. Os deslocamentos prescritos são aplicados com quatro velocidades diferentes, e é verificada a influência dessas velocidades de deslocamento nas curvas de variação energética do modelo (potencial, cinética, e dissipada no dano), e na velocidade de propagação da fissura inicial. A resposta do modelo é comparada a resultados obtidos por outro autor, que utiliza uma ferramenta numérica baseada em elementos finitos para simular os mesmos fenômenos, verificando-se bom nível de concordância entre os resultados apresentados.

Kosteski et al., 2011, para estudar problemas de mecânica da fratura através do DEM, utiliza a lei constitutiva bilinear (ver Seção 2.4.2) para simulação de fratura quase frágil e propõe uma nova lei constitutiva, denominada trilinear, aplicando-a ao estudo de fratura dúctil. O autor desenvolve uma metodologia para calcular os componentes de tensão que incidem nas células cúbicas do modelo, com base nas forças agindo em cada elemento da célula cúbica (ver Figura 2.15). Para validar essa metodologia, é realizada a discretização de

uma determinada geometria através do DEM e do método de elementos finitos (FEM), em seguida, compara-se os valores de tensão obtidos com o FEM e com a metodologia proposta para o DEM, verificando-se diferenças máximas inferiores a 8%. Também é proposta uma metodologia para calcular o fator de intensidade de tensões incidente, a partir da abertura da ponta da trinca que é medida através do deslocamento relativo entre nós localizados nas superfícies superior e inferior da fissura, distantes um determinado raio da ponta da trinca.

As metodologias propostas por Kostaski et al., 2011, são validadas através de três exemplos, onde se estuda problemas relacionados à mecânica da fratura e do dano, comparando os resultados obtidos a exemplos numéricos disponíveis na bibliografia e a dados experimentais. No primeiro exemplo, é simulada uma placa retangular com uma trinca central inclinada 45° em relação ao plano horizontal. A placa é solicitada por tensão dinâmica de tração na direção vertical, simulando carga de impacto, e o material é suficientemente tenaz para que não ocorra propagação da fissura. Através da metodologia proposta, observa-se a variação no tempo dos fatores de intensidade de tensão em modo I e modo II (respectivamente, tração e corte) que incidem na trinca. As curvas que descrevem a variação de KI e KII no tempo são comparadas a curvas disponíveis na bibliografia, para a mesma geometria do modelo estudado, verificando-se alto nível de concordância. No segundo exemplo, é estudado o modo de falha de uma placa, com uma trinca inicial de borda, submetida ao impacto de um projétil. Este impacto induz a propagação crítica da fissura inicial em modo II. O modo de falha do modelo estudado e a velocidade de propagação crítica da fissura são comparados a resultados apresentados por outros autores, que utilizam ferramentas numéricas diferentes para simular o mesmo fenômeno, com a mesma geometria de modelo, verificando-se bom nível de concordância entre os resultados apresentados. No terceiro exemplo, o DEM é utilizado para modelar um elemento de volume representativo (EVR) de uma placa de ferro fundido nodular, utilizando a lei constitutiva bilinear para os nódulos de grafita e a lei constitutiva trilinear para a matriz metálica. O EVR é submetido à tração uniaxial e são geradas curvas do tipo tração-deformação e curvas relacionando os níveis de energia potencial acumulada no EVR e energia dissipada no dano do EVR à sua deformação normal. Estas curvas são obtidas para 20 EVRs distintos, onde 20 nódulos de grafita são distribuídos aleatoriamente. Os resultados obtidos são comparados a dados bibliográficos, gerados a partir de metodologias numéricas distintas aplicadas à análise do mesmo problema, observando-se bom nível de concordância entre os resultados.

Na dissertação de mestrado do candidato, Soares, 2014, e no artigo Soares e Iturrioz, 2016, já se apresentam estudos iniciais que levaram aos desenvolvimentos realizados na presente tese, particularmente no trabalho se simula a propagação subcrítica de fissuras por fadiga num material quase frágil. Uma análise do efeito de escala na velocidade de propagação da trinca e na dissipação energética na ponta da trinca também é apresentada.

A partir das várias obras científicas revisadas nesta Seção, é possível observar que as diferentes metodologias mencionadas tendem a ser utilizadas no estudo de problemas diferentes. As metodologias de previsão de vida em fadiga multiaxial fazem parte da abordagem clássica de fadiga, considerando que buscam prever o tempo até nucleação de um defeito, adaptando-se ao comportamento de diferentes classes de materiais e aos efeitos da multiaxialidade do carregamento. Porém, quando o problema estudado envolve a propagação crítica ou subcrítica de defeitos, com especial ênfase no caso subcrítico, a ferramenta predominante na análise destes fenômenos é o método de interfaces coesivas (CZM). Este método consiste numa ferramenta versátil de discretização de fissuras, na medida em que concentra os efeitos de dissipação energética associados à propagação do defeito em uma interface única, que pode ser implementada em modelos de elementos finitos convencionais. Devido a estas características, estudos de propagação de fissuras através do CZM são mais frequentes. Por outro lado, aplicações do DEM à problemas de mecânica da fratura e fadiga são muito mais raras, de forma que o uso dessa ferramenta na análise de fenômenos desse tipo ainda é incipiente. Entretanto, os trabalhos de Kostaski et al., 2011, 2012b, 2015, demonstram o potencial do DEM na modelagem de fenômenos de propagação e na simulação dos parâmetros fractomecânicos de diferentes classes de materiais. Neste contexto, se objetiva, com a presente tese, explorar o potencial do DEM na simulação de fenômenos de fadiga diversos, em materiais quase frágeis, apresentando o método como uma alternativa viável no estudo destes fenômenos. Enquanto outros métodos, como o CZM, estão fundamentados na introdução de leis de dano que condicionam a dissipação energética aos ciclos de carga transcorridos, o DEM simula o meio contínuo e a dissipação energética que leva à descontinuidade através da mesma lei constitutiva, conferindo-lhe um funcionamento simples, cuja eficiência deve ser explorada.

3 METODOLOGIA

Neste capítulo, nas Seções 3.1 e 3.2 são apresentadas as duas novas leis constitutivas desenvolvidas para as aplicações apresentadas neste trabalho. Nestas leis, se introduz o efeito de dissipação plástica nos elementos na forma de deformação residual. Na Seção 3.3, Descreve-se a metodologia para medição da velocidade de propagação de trincas e cálculo do fator de intensidade de tensões incidente, K_I , oriundas do trabalho de Soares e Iturrioz, 2016. Na Seção 3.4, descreve-se a metodologia desenvolvida para a análise da anisotropia do dano, baseada em planos danificados. Estes planos orientam-se conforme a direção das tensões agindo no modelo e o cálculo de sua inclinação é realizado a partir da dissipação energética nos grupos de barras orientadas em quatro direções definidas. E na Seção 2.4.3, apresenta-se a metodologia de aplicação da Técnica de Emissão Acústica nas simulações do DEM.

3.1 Lei Constitutiva com Rigidez Constante

Para estudar efeitos de deformação residual nos modelos do DEM, modifica-se a lei constitutiva original para desabilitar a perda gradual de rigidez dos elementos. Ao conservar o módulo de elasticidade original das barras durante a degradação, se obtém a forma mais pronunciada do efeito de deformação residual. Na Figura 3.1, verifica-se a lei constitutiva de rigidez constante, onde a deformação residual é representada por ϵ_{RES} .

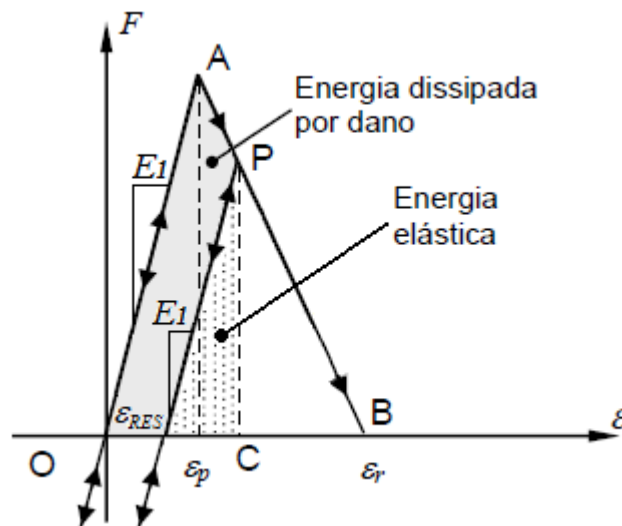


Figura 3.1 – Relação constitutiva com deformação residual e rigidez constante.

A configuração da lei constitutiva ilustrada na Figura 3.1 maximiza as deformações residuais ao conservar a rigidez inicial dos elementos. Verifica-se, porém, que esta configuração acelera a dissipação energética das barras, considerando que a área correspondente à energia dissipada no dano deixa de ser o triângulo OAP, da lei constitutiva original, tornando-se um retângulo.

Nas Secções 4.1 e 4.2, estuda-se resultados obtidos com a lei constitutiva original (Figura 2.16) e com a lei de rigidez constante (Figura 3.1) objetivando comparar o desempenho em fadiga obtido com essas duas configurações contrastantes. Existe, porém, o interesse de analisar resultados obtidos com uma lei constitutiva onde acontecem os dois mecanismos de dissipação de energia, dano com perda de rigidez e dissipação plástica. Dessa forma, desenvolve-se uma nova lei constitutiva, apresentada na Seção seguinte.

3.2 Lei Constitutiva com Deformação Residual e Rigidez Variável - Híbrida

Buscando usufruir dos efeitos de deformação residual e reduzir a velocidade da dissipação energética, desenvolve-se uma lei constitutiva híbrida entre a original e a de rigidez constante. Nessa nova lei, o módulo de elasticidade das barras é calculado a partir de uma média ponderada entre o módulo de elasticidade inicial, E_1 , e o módulo de elasticidade atualizado da lei original, E_2 (indicado pela linha pontilhada azul na Figura 3.2). O novo módulo de elasticidade atualizado, E_3 , é calculado conforme a Equação 3.1.

$$E_3 = \frac{E_1 + 2E_2}{3} \quad (3.1)$$

Embora o peso 2 atribuído a E_2 possa sugerir maior intensidade do efeito de decréscimo da rigidez, salienta-se que o efeito de deformação residual é o mais proeminente na nova lei constitutiva. Na Figura 3.2, verifica-se a representação da lei constitutiva híbrida, onde ambos os efeitos de deformação residual e decréscimo da rigidez estão ativos.

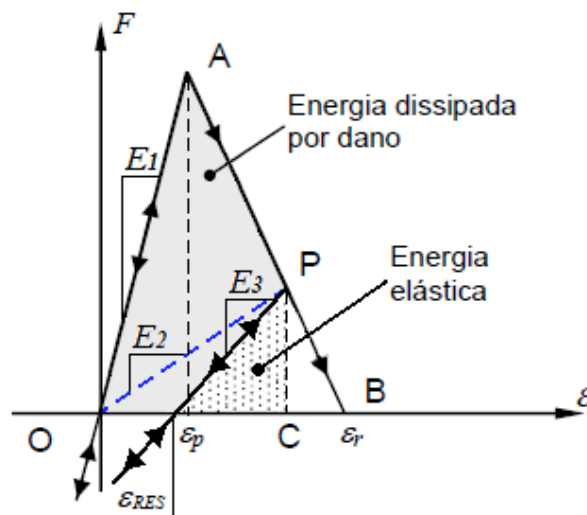


Figura 3.2 – Relação constitutiva com deformação residual e rigidez variável.

A lei constitutiva híbrida, visualizada na Figura 3.2, é utilizada na obtenção dos resultados apresentados na Seção 4.3 e de parte dos resultados apresentados na Seção 4.4.

3.3 Medição da Velocidade de Propagação Subcrítica de uma Trinca

Em alguns dos estudos da propagação subcrítica de uma fissura realizados neste trabalho, se procede a caracterização da vida em fadiga do modelo conforme a Lei de Paris. Dessa forma, é necessário traçar os gráficos relacionando os logaritmos da velocidade de propagação da trinca, $\log(da/dN)$, e do delta do fator de intensidade de tensões, $\log(\Delta K_I)$. A estratégia utilizada para a medição da velocidade da/dN baseia-se na hipótese de que a região danificada que precede a trinca avança através do modelo na mesma velocidade que a própria trinca. Esta estratégia é descrita em Soares e Iturrioz, 2016, onde se apresenta resultados de estudos desenvolvidos anteriormente, aplicando-se o DEM à modelagem de fenômenos de fadiga em materiais quase frágeis. Por se tratar de uma metodologia desenvolvida anteriormente e agora aplicada a novos estudos, a forma de medição da velocidade de propagação da fissura é descrita nesta Seção em forma resumida.

Considera-se uma placa pré-trincada, em estado plano de deformações, onde se aplica tensões de tração em direção normal ao plano da trinca, no sentido de abri-la em modo I, com as condições de contorno esquematizadas na Figura 3.3.

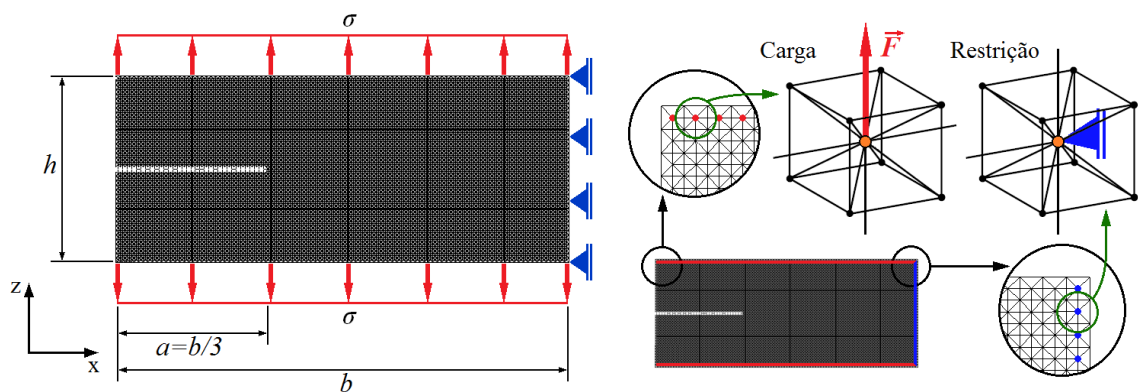


Figura 3.3 – Condições de contorno do modelo estudado anteriormente.

O carregamento cíclico provoca a propagação da fissura preexistente, conforme ilustrado na Figura 3.4, onde se verifica seis momentos da propagação. Na Figura 3.4, as barras saudáveis são representadas na cor branca, enquanto as áreas cinzentas às margens da trinca correspondem a elementos danificados, o tempo de cada um dos seis instantes está representado em forma normalizada, como percentual do tempo total de simulação.

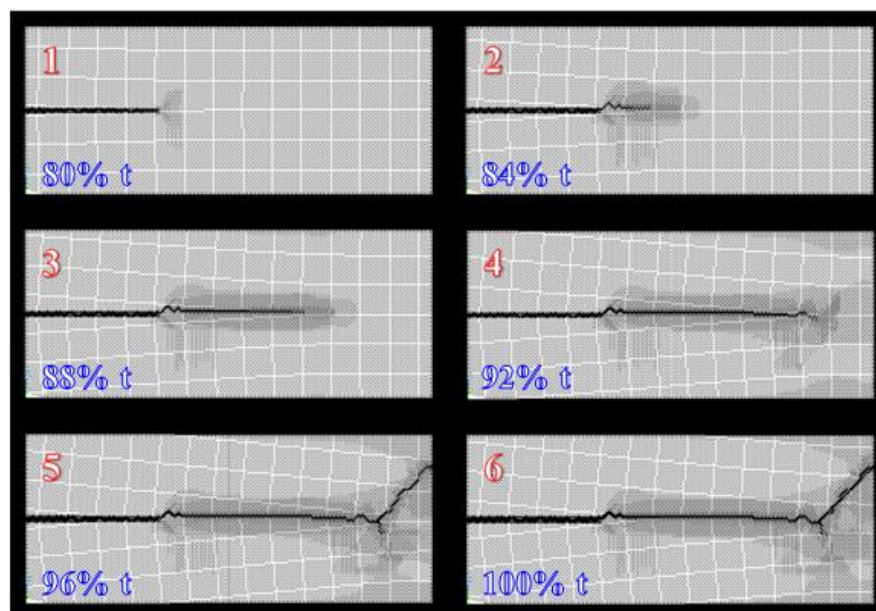


Figura 3.4 – Propagação em modo I decorrente de carregamento cíclico.

A criticidade da propagação obtida é verificada pelas curvas contendo a variação no tempo de três formas de energia do modelo, sendo energia cinética, energia elástica e energia dissipada no dano. Na Figura 3.5, se verifica as curvas mencionadas, onde as energias elástica

e dissipada no dano estão escaladas para melhor visualização, e os seis momentos ilustrados na Figura 3.4 estão indicados no gráfico. Na Figura 3.5, variações abruptas nas formas de energia são associadas à instabilidade, como no instante 5, onde o pico na energia cinética, o decréscimo da energia elástica e a estagnação da energia dissipada no dano indicam a propagação crítica da trinca, seguida pela fratura.

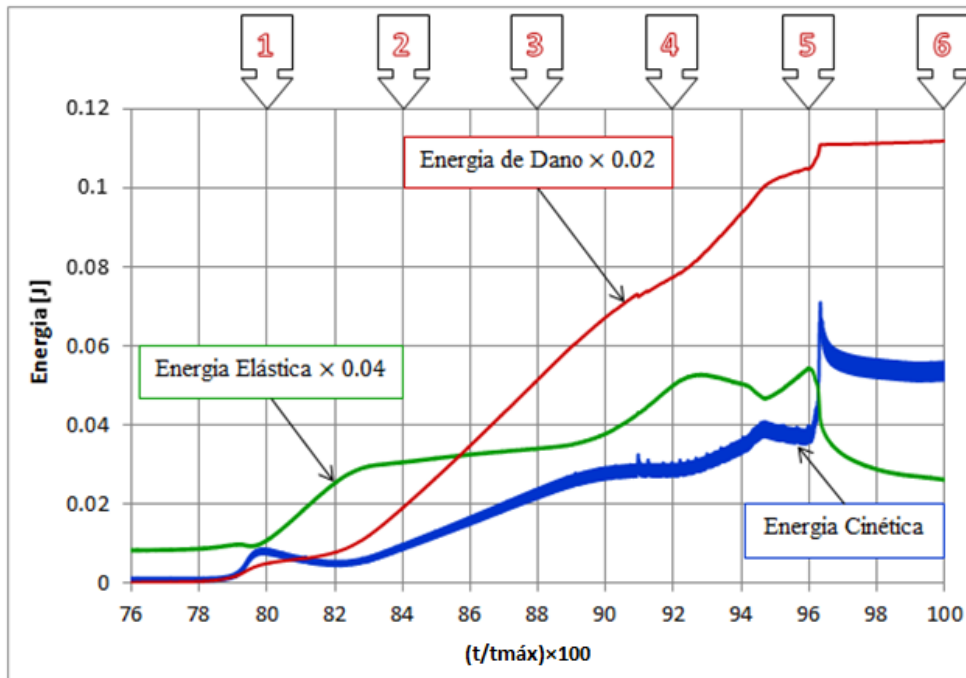


Figura 3.5 – Variação de três formas de energia no modelo.

Trabalhando com a hipótese anteriormente mencionada, de que a trinca avança através do modelo na mesma velocidade da região danificada que a precede, mede-se a velocidade da/dN através do gráfico contendo as coordenadas em x (comprimento da placa) do ponto central de cada barra versus o instante no tempo em que cada uma atinge sua deformação crítica ε_p , tornando-se danificada. Na Figura 3.6, verifica-se o gráfico gerado, onde os instantes em que cada barra atinge ε_p são indicados pelos pontos vermelhos, enquanto os pontos azuis indicam os instantes em que as barras atingem ε_r , rompendo. O tempo novamente está representado em forma normalizada, como fração do tempo total simulado.

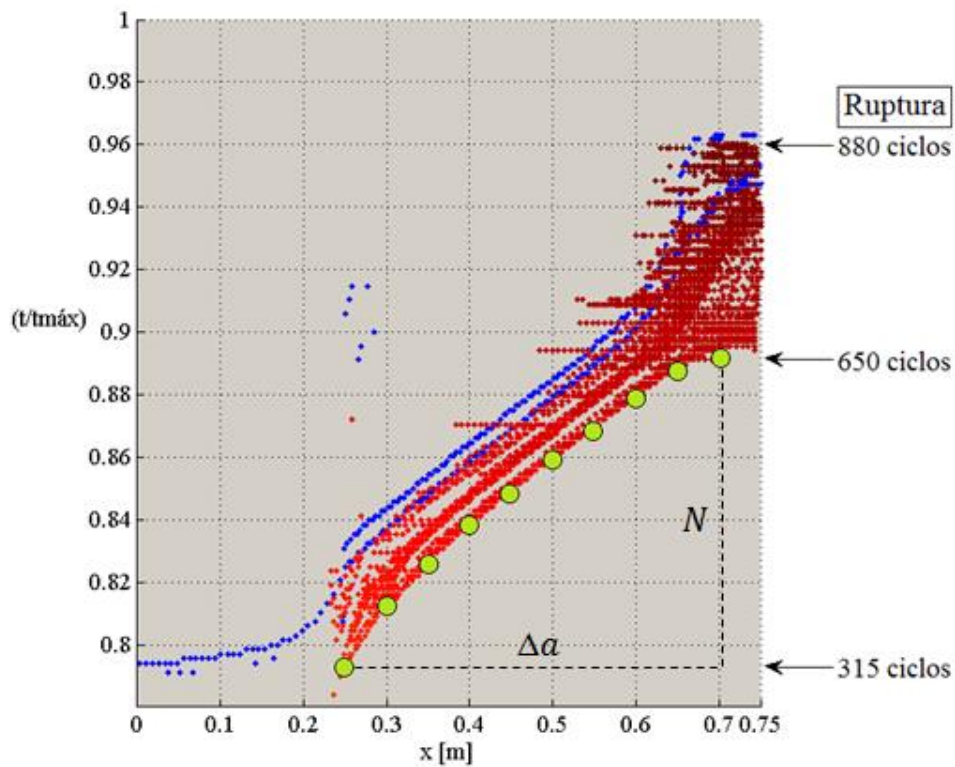


Figura 3.6 - Obtenção de a versus N a partir da deformação nas barras, onde a curva formada por pontos vermelhos e capturada pelos pontos verdes corresponde aos primeiros elementos a se tornarem danificados em suas respectivas coordenadas x , e os pontos azuis correspondem aos instantes de ruptura dos elementos que formam a trinca crescente.

No gráfico da Figura 3.6, a curva formada pelos pontos vermelhos e capturada pelos dez pontos verdes corresponde às primeiras barras a tornarem-se barras danificadas em suas respectivas coordenadas x , ou seja, ao próprio avanço da região danificada através do comprimento do modelo. Se poderia argumentar que os instantes de ruptura, ε_r , representariam melhor a propagação da trinca, entretanto, é preciso considerar que o crescimento do defeito não se dá pela ruptura de barras sucessivas, avançando ordenadamente em x , mas pelo avanço de uma região danificada, dentro da qual elementos podem romper desordenadamente. Assim, justifica-se a hipótese de que existe correlação entre a velocidade de propagação da região danificada e a propagação da trinca.

Obtida a curva correspondente a velocidade da/dN , que relaciona o avanço da trinca ao número de ciclos de carga transcorridos, é possível calcular o delta do fator de intensidade de tensões, ΔK_I através da Equação 3.2.

$$\Delta K_I = \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \left[1.12 - 0.23 \left(\frac{a}{b}\right) + 10.55 \left(\frac{a}{b}\right)^2 - 21.72 \left(\frac{a}{b}\right)^3 + 30.39 \left(\frac{a}{b}\right)^4 \right] \quad (3.2)$$

Onde $\Delta\sigma = \sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n}$, com $\sigma_{m\acute{a}x}$ e $\sigma_{m\acute{i}n}$ correspondendo respectivamente à máxima e mínima tensões remotas aplicadas à placa, a é o comprimento da trinca e b é o comprimento da placa (ver Figura 3.3) e o termo entre colchetes é um coeficiente de ajuste da equação à geometria do modelo elaborado. Estes coeficientes de ajuste são facilmente encontrados na ampla literatura de mecânica da fratura, podendo-se citar, dentre inúmeros exemplos, Gdoutos, 2005.

Corrigindo o valor de ΔK_I para o avanço da trinca, se pode traçar o gráfico $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K_I)$ para verificar o comportamento previsto por Paris e obter as constantes C e m (ver Equação 2.1), caracterizando a propagação subcrítica do defeito no material em questão. Isto é realizado para os novos casos estudados e apresentado na Seção 4.1.

3.4 Ângulo de Inclinação dos Planos Danificados

A observação das diferentes formas de energia no modelo, em especial energia potencial e dissipada no dano, é um método confiável de verificar aquilo que está ocorrendo globalmente, no modelo como um todo. A abordagem energética é a primeira instância na análise dos resultados alcançados, e a partir dela se desenvolveu uma metodologia para verificar a anisotropia do dano através da orientação de planos danificados hipotéticos. Estes planos orientam-se conforme a direção das tensões agindo no modelo, e sua evolução no tempo descreve o histórico de carga.

Para identificar a inclinação dos planos danificados hipotéticos, os elementos do modelo são separados em grupos de acordo com sua orientação. Então, atribui-se a cada grupo um ângulo, correspondente a inclinação do plano danificado produzido pela degradação ou ruptura dos elementos desse grupo. Na Figura 3.7, ilustra-se a inclinação dos planos danificados e a direção dos elementos aos quais se associam. Ao se degradar ou romper, os elementos orientados na direção do eixo y produzirão planos danificados com inclinação 0° , elementos orientados na direção x produzirão planos inclinados a 90° , e os elementos

diagonais poderão gerar planos com inclinação de 45° ou 135° , conforme Figura 3.7. Naturalmente, a divisão dos elementos em quatro direções é compatível com o caso plano.

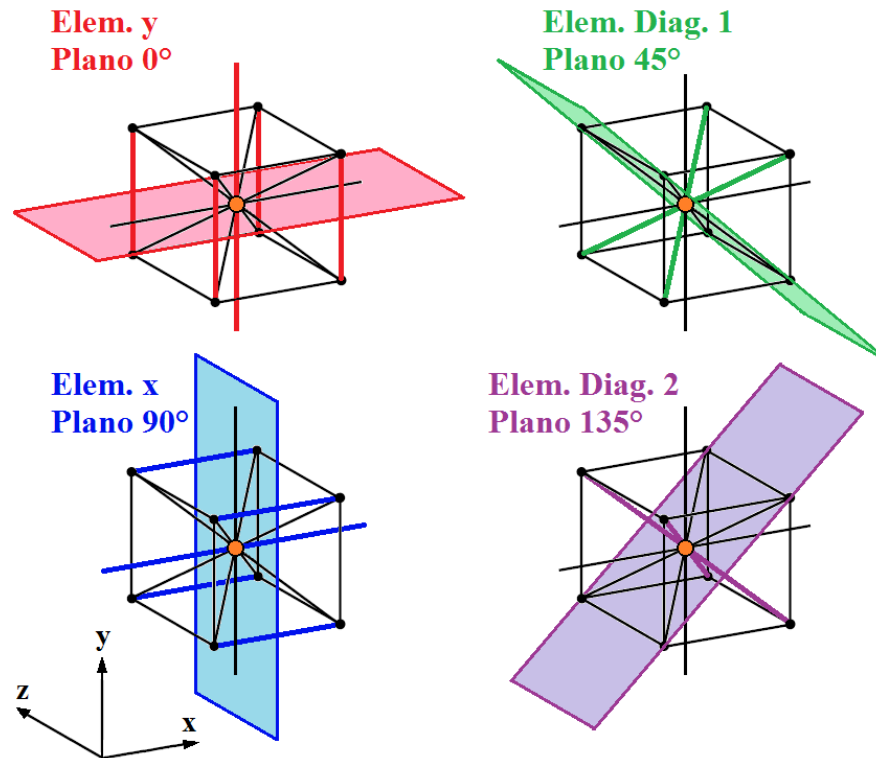


Figura 3.7 – Grupos de elementos e os respectivos planos danificados hipotéticos aos quais se associam, gerados na sua danificação ou ruptura.

No processo de degradação mecânica do modelo, múltiplos grupos de barras participarão na dissipação energética, e para que se possa determinar a inclinação resultante dos planos danificados, é necessário comparar a magnitude da contribuição de cada grupo na dissipação energética global.

Assim, para determinar a inclinação resultante dos planos danificados no modelo, monitora-se a razão entre a energia atualmente dissipada por um grupo de barras e a máxima energia que este grupo é capaz de dissipar, esta razão funciona como um índice de dano, quanto mais próximo seu valor estiver da unidade, mais danificado estará o grupo de elementos em questão. Baseado nos índices de dano de cada grupo e nos ângulos que lhes são atribuídos, calcula-se o ângulo de inclinação resultante dos planos danificados através da média ponderada da Equação 3.3, onde os índices de dano atuam como pesos.

$$\theta = \frac{\left(90^\circ \frac{E_D x}{E_{DMx}} + 0^\circ \frac{E_D y}{E_{DMy}} + 45^\circ \frac{E_D d_1}{E_{DMd_1}} + 135^\circ \frac{E_D d_2}{E_{DMd_2}}\right)}{\left(\frac{E_D x}{E_{DMx}} + \frac{E_D y}{E_{DMy}} + \frac{E_D d_1}{E_{DMd_1}} + \frac{E_D d_2}{E_{DMd_2}}\right)} \quad (3.3)$$

Onde:

θ – Ângulo de inclinação dos planos danificados;

$E_D x, E_D y, E_D d_1, E_D d_2$ – Energia dissipada atual dos elementos orientados na direção x, y, e diagonais 1 e 2, respectivamente;

$E_{DMx}, E_{DMy}, E_{DMd_1}, E_{DMd_2}$ – Máxima energia que o grupo de elementos orientados na direção x, y, diagonal 1 e diagonal 2 é capaz de dissipar.

Ao utilizar os índices de dano de cada grupo de barras como pesos, na Equação 3.3, se está assegurando que o peso máximo de todos os grupos seja igual, uma vez que o valor máximo destes índices é a unidade.

Quanto ao funcionamento da Equação 3.3, na hipótese de haver dano somente nas direções diagonais e em quantidade semelhante nas duas direções, θ resultará ângulo próximo a 90° . Caso se acrescente dano na direção x, enquanto a dissipação energética for similar nas duas direções diagonais, θ permanecerá próximo a 90° . Este funcionamento garante que a contribuição dos elementos diagonais no dano, causado por tração na direção x, não gere desvios do ângulo de 90° . Este mesmo funcionamento, porém, gera desvios no ângulo de 0° quando houver dano devido à tração na direção y. Desta forma, a Equação 3.3 é adequada ao estudo de casos onde o dano é predominante na direção x ou em uma das direções diagonais. Esta característica é levada em consideração nos estudos realizadas nas Seções 4.4.1 e 4.4.2.

Considerando que os planos danificados são candidatos ao surgimento de descontinuidades, se poderia assumir que a própria fratura deverá ocorrer com orientação tal que descreva fielmente o estado de tensões a que o modelo foi submetido. Isto, porém, não ocorre. No momento da fratura, a interação entre as regiões danificadas, a heterogeneidade do material e a propagação crítica da fissura pode gerar configurações trincadas que não retratam claramente o estado de tensões. Torna-se mais interessante acompanhar a orientação dos planos danificados enquanto o dano evolui de forma estável, ao invés do momento em que o

modelo se precipita na fratura. Assim, a metodologia apresentada proporciona uma análise mais consistente da forma como o estado de tensões influencia na anisotropia do dano.

3.5 EA aplicada a resultados do DEM

A análise de EA é realizada a partir do pós-processamento dos resultados obtidos pelas simulações do DEM. Das acelerações nodais de determinados nós, definidos aqui como sensores, se obtém os sinais dos eventos de EA. Esses nós são definidos como sendo o nó central do módulo básico de controle. Ou seja, um sensor de EA localizado na face do plano xz de um sólido será representado, no modelo discreto, pelo registro da aceleração do nó central de um módulo cúbico localizado na mesma face e na mesma posição que o sensor de EA no sólido e com a mesma direção do sensor (direção y na Figura 3.8). É importante salientar que, em geral, um sensor real de EA tem como saída um sinal de tensão elétrica [V], já no DEM o sinal é obtido por um valor de aceleração (m/s^2). A utilização da aceleração nodal como sinal de EA já foi utilizada em trabalhos de Iturrioz et al., 2013b, 2014.

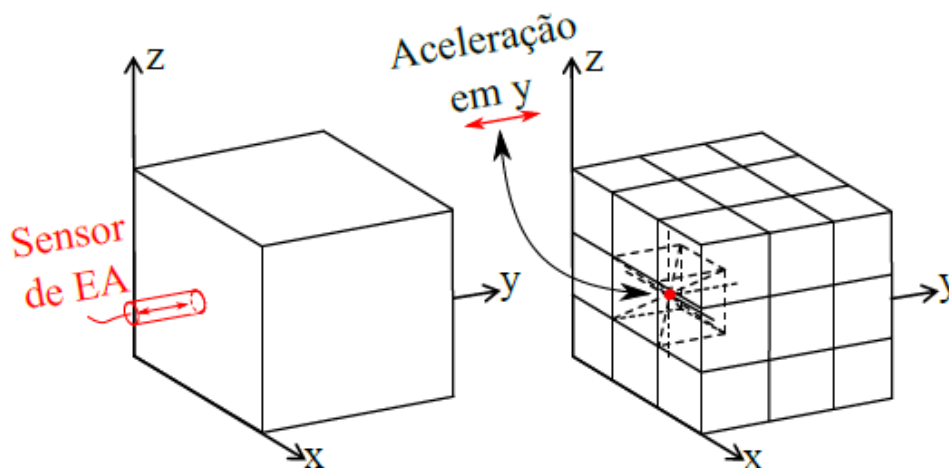


Figura 3.8 - Representação do sensor em um sólido para o modelo em DEM [Birck, 2016].

4 APLICAÇÕES

Neste trabalho, utiliza-se o DEM para modelar múltiplos fenômenos de fadiga em materiais quase frágeis heterogêneos.

Na Aplicação 1, caracteriza-se a propagação subcrítica de fissuras conforme a Lei de Paris utilizando duas relações constitutivas distintas para governar a degradação mecânica dos elementos.

Na Aplicação 2, estuda-se detalhadamente a degradação mecânica de modelos heterogêneos submetidos à fadiga. Simula-se eventos de emissão acústica buscando caracterizar o modo de falha e se caracteriza o desempenho em fadiga do material, conforme a abordagem clássica de Wöhler e Basquin, utilizando duas leis constitutivas distintas.

Na Aplicação 3, modela-se o efeito de sobrecargas durante carregamento cíclico na propagação subcrítica de trincas, buscando identificar o fenômeno de retardo na velocidade de propagação. Este estudo é realizado utilizando a lei constitutiva híbrida, apresentada na Seção 3.2.

Na Aplicação 4, modela-se fenômenos de fadiga multiaxial proporcional e não proporcional, aplicando a metodologia apresentada na Seção 3.4 para o estudo da anisotropia do dano, comparando efeitos de carregamentos proporcionais e não proporcionais no desempenho em fadiga dos modelos e analisando as características da danificação.

4.1 Aplicação 1

Nesta aplicação do DEM à simulação da propagação subcrítica de uma trinca em material quase frágil, modela-se placas em estado plano de deformações e com uma trinca reta emanando de uma das bordas. A abertura da trinca, em modo I, é induzida por tensões de tração remotas aplicadas ciclicamente, conforme visualizado na Figura 4.1, onde o detalhe à direita ilustra a forma de aplicação dos vetores de força, nos nós centrais das células cúbicas. Na mesma Figura, verifica-se uma faixa central, delimitada pelo retângulo verde, onde as deformações críticas ε_p das barras foram reduzidas a 70% de seu valor original, com o objetivo de induzir a propagação em modo I dentro da região de interesse.

Aqui, estuda-se dois modelos geometricamente idênticos e submetidos às mesmas condições de contorno, diferindo apenas na lei constitutiva utilizada, sendo que em um se utiliza a lei constitutiva original (ver Figura 2.16) e no outro a lei constitutiva com rigidez constante (ver Figura 3.1). Na Tabela 4.1 se verifica as dimensões dos modelos, expressas em número de módulos, e propriedades do material simulado, que são as mesmas para as duas leis constitutivas utilizadas. É importante salientar que não se tem por objetivo modelar as propriedades de um material específico, mas sim verificar a influência no desempenho em fadiga da lei constitutiva.

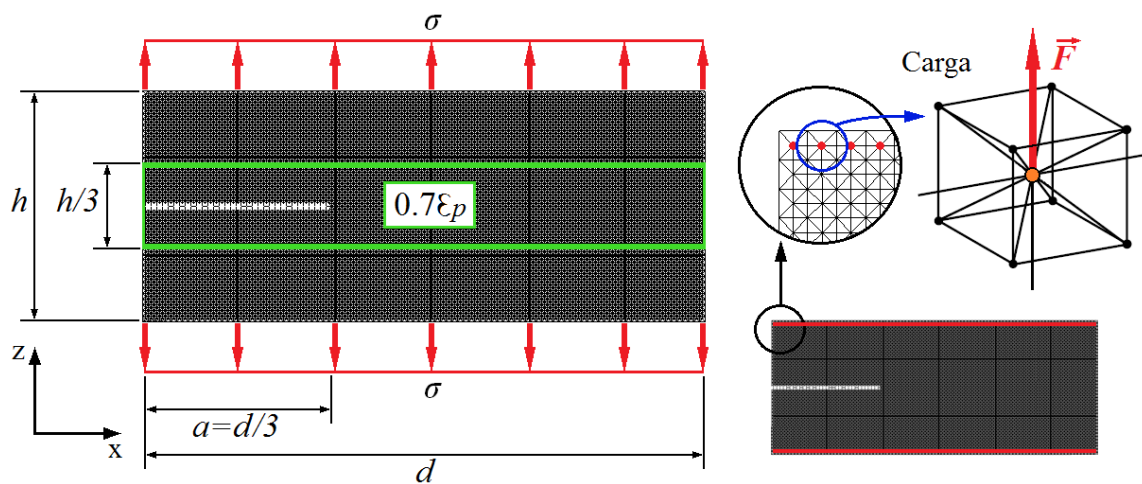


Figura 4.1 - Geometria do modelo estudado, onde $d=0.75\text{m}$ (100 módulos) e $h=0.3075\text{m}$ (41 módulos), e onde na faixa compreendida pelo retângulo verde a deformação ε_p dos elementos multiplicada por 0.7.

Tabela 4.1 - Propriedades relevantes do Modelo de Elementos Discretos.

L (ver Figura 2.15)	0.0075m
Número de módulos na direção x	100
Número de módulos na direção y	1
Número de módulos na direção z	41
Coefficiente de Poisson [ν]	0.25
Massa específica [ρ]	2400 kg/m ³
Módulo de Young [E]	35 GPa
Energia específica de fratura [G_f]	16000 N/m
Deformação crítica de falha [ε_p]	8.28×10^{-4}
Deformação de ruptura [ε_r]	5.00×10^{-2}
Coefficiente de Variação de G_f	5%

Nos modelos do DEM se utiliza, para definir a tenacidade do material G_f , um campo aleatório caracterizado por um valor médio e um coeficiente de variação. Nesta aplicação, utiliza-se um coeficiente de variação de 5% para G_f , conforme Tabela 4.1. Esta variabilidade da tenacidade é relativamente baixa, porém suficiente para dar às configurações finais da trinca um aspecto tortuoso, mais próximo do que se poderia esperar numa configuração real. Adicionalmente, a variabilidade utilizada nesta aplicação contribui para que a abertura da trinca ocorra em modo I durante toda a propagação. Na medida em que se aumenta a variabilidade de G_f , o material adquire um caráter heterogêneo que pode induzir a trinca a mudar de direção, interferindo no modo de abertura. Em aplicações posteriores (Seções 4.2 e 4.4), verifica-se o efeito de uma variabilidade maior de G_f no comportamento do material.

Para formar a fissura pré-existente, debilitou-se as barras correspondentes a uma fileira de comprimento a (ver Figura 4.1) de módulos situados no centro da altura h do modelo. Formas mais sofisticadas de criar trincas nos modelos do DEM podem ser vistas em Kostaski, 2012b.

As tensões de tração remotas, ilustradas na Figura 4.1, são aplicadas aos modelos em forma senoidal, com σ_{\min} nulo e $\sigma_{\max} = \Delta\sigma \cong 11.37\text{MPa}$. Este valor de tensão é atingido aplicando-se um vetor força de 640N a cada um dos 100 nós carregados na superfície superior (ver Figura 4.1) e a mesma força em sentido contrário nos cem nós da superfície inferior. Na Figura 4.2, verifica-se a força aplicada a um dos nós carregados a cada ciclo.

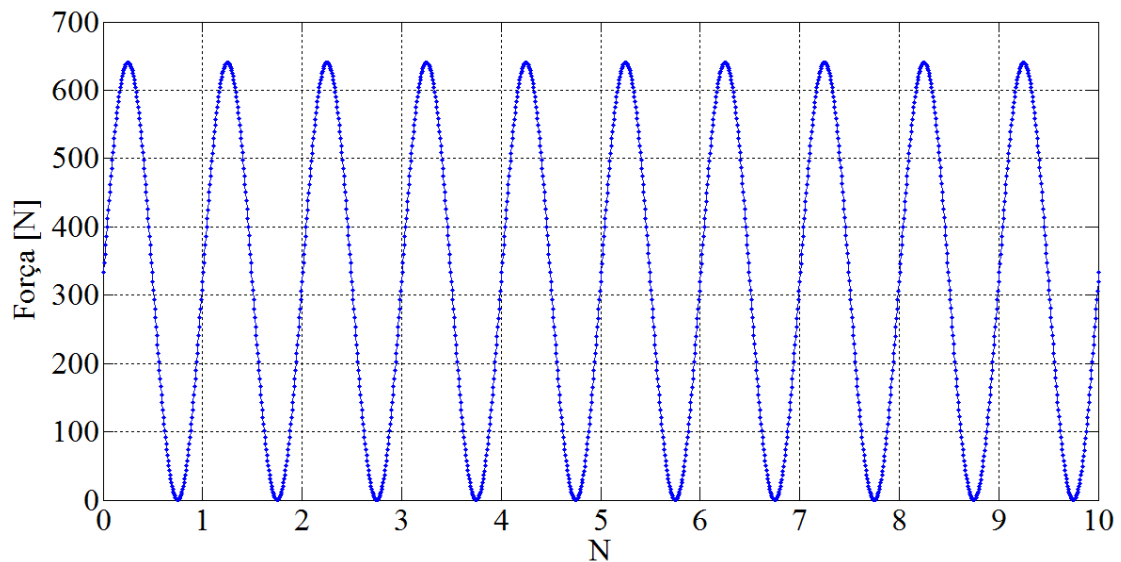


Figura 4.2 – Força de tração aplicada a um dos nós carregado a cada ciclo.

As propagações obtidas com as duas leis constitutivas são ilustradas na Figura 4.3, onde à esquerda se vê cinco momentos da propagação obtida com a lei constitutiva original, e à direita com a lei constitutiva de rigidez constante, barras saudáveis são vistas em azul ciano, danificadas em laranja, e rompidas em vermelho. Observa-se a propagação em modo I ao longo de toda a extensão do modelo e o aspecto tortuoso da trinca, atribuído ao coeficiente de variação da tenacidade, G_f . Nas duas séries de imagens, o tempo é representado como a razão entre o instante ilustrado (t) e o instante em que a simulação se encerra ($t_{\text{máx}}$), logo após a fratura do modelo. O instante $t_{\text{máx}}$ do modelo com a lei constitutiva original é diferente de $t_{\text{máx}}$ no modelo com a lei de rigidez constante, pois a fratura nos dois modelos ocorre após um número diferente de ciclos. As diferenças na vida em fadiga de cada modelo são discutidas posteriormente.

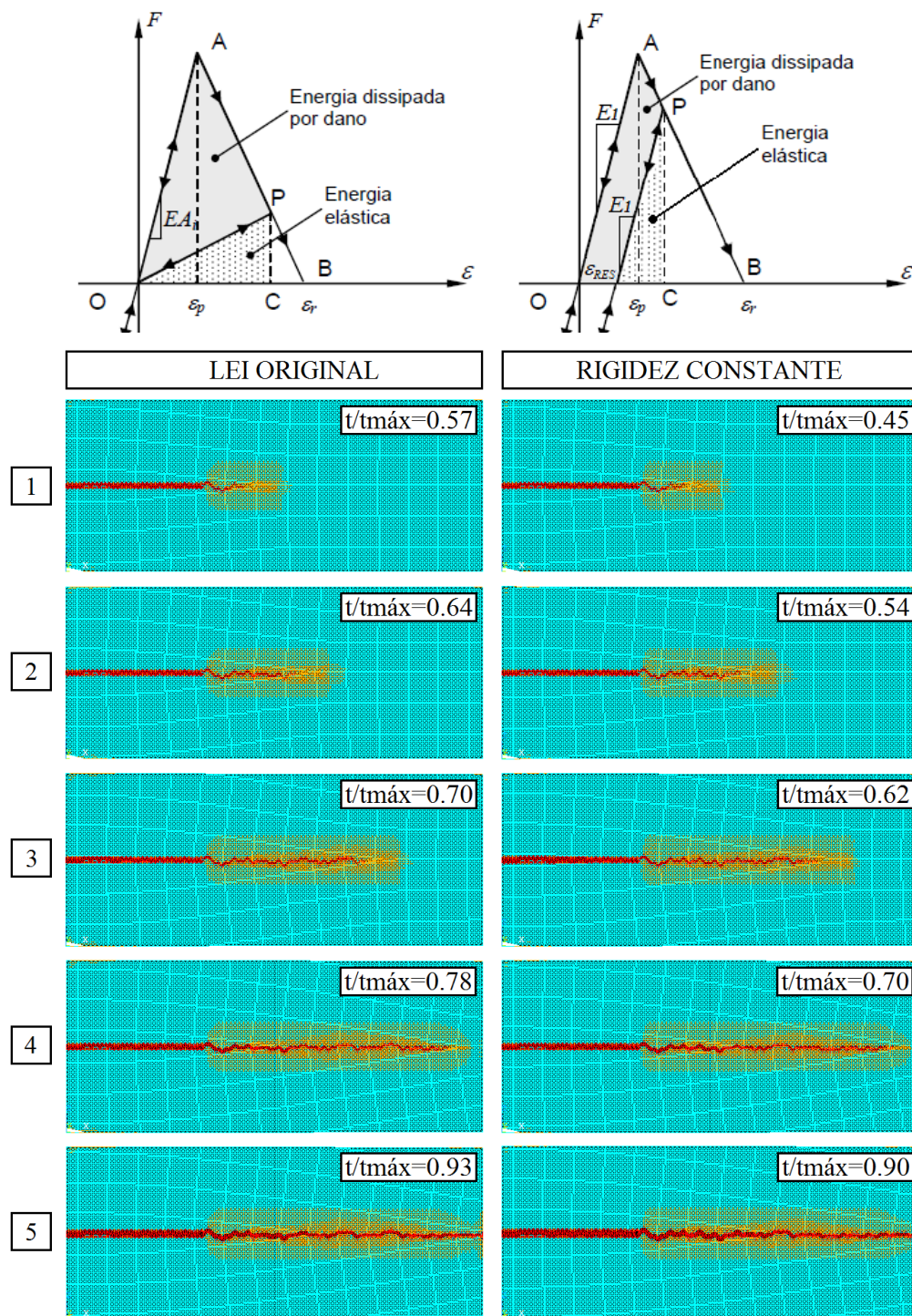


Figura 4.3 – Propagações obtidas para a lei constitutiva original (esquerda), e para a lei constitutiva de rigidez constante (direita).

Para de verificar a influência da lei constitutiva empregada na forma como os elementos se danificam, monitora-se a evolução da relação força-deformação de um elemento

normal vertical que se rompe durante a propagação subcrítica da trinca. Ou seja, o processo de dissipação energética de um elemento normal vertical específico é verificado com as duas leis constitutivas utilizadas. Na Figura 4.4, ilustra-se os gráficos força versus deformação do elemento selecionado, quando este é governado pela lei constitutiva original e pela lei de rigidez constante.

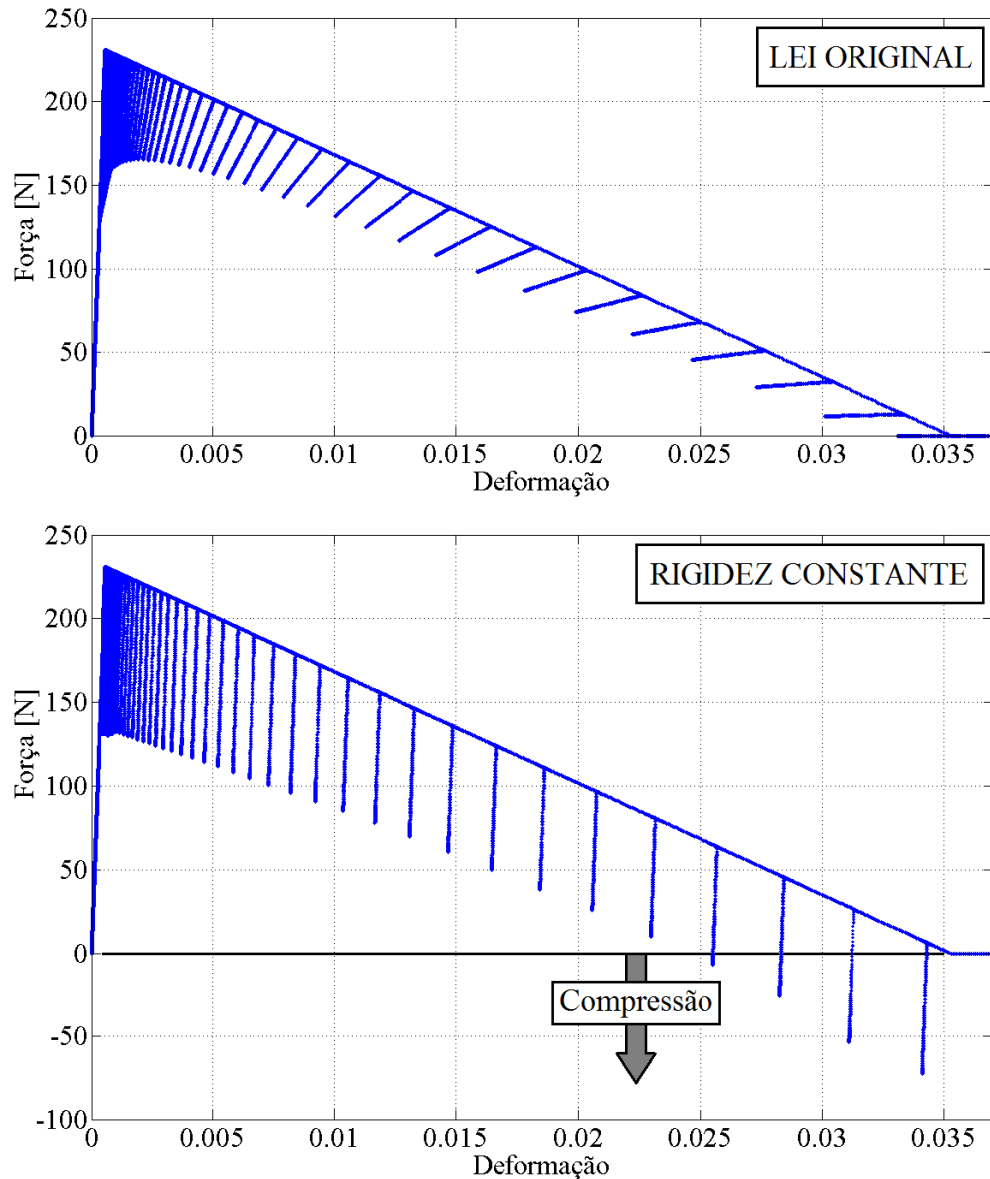


Figura 4.4 – Degradação de um elemento normal vertical que se rompe durante a propagação da trinca no modelo, ilustrada através de F versus ε para as duas leis constitutivas estudadas.

Nos dois gráficos da Figura 4.4, os múltiplos segmentos de reta verificados após a deformação crítica ε_p estão inclinados conforme o módulo de elasticidade simulado e são gerados pelo carregamento oscilatório aplicado à barra. No gráfico correspondente a degradação da barra conforme a lei de rigidez constante, verifica-se forças compressivas após um determinado ponto. Estas forças são geradas quando barras adjacentes à trinca, em especial barras não danificadas, são descarregadas e tendem a retornar ao seu comprimento original, comprimindo as barras alongadas pelo efeito da deformação residual. A geração de tensões residuais compressivas (ou forças residuais compressivas, no caso do modelo) causadas pela deformação plástica, configura um efeito de fechamento da trinca. Este efeito, chamado de “Closure”, é estudado e pode ser encontrado, entre outros textos, em Anderson, 2004. A presença de forças residuais compressivas é favorável à durabilidade em fadiga do material, entretanto, o desempenho em fadiga com a lei de rigidez constante deve ser inferior, pois a cada ciclo de carregamento as barras dissipam uma quantidade maior de energia ao serem descarregadas.

Conforme descrito na Seção 3.3, a criticidade da propagação é verificada através da variação de três formas de energia no modelo através do tempo, sendo: energia cinética, energia elástica e energia dissipada no dano. Variações abruptas nessas formas de energia são associadas à instabilidade. Na Figura 4.5, se verifica os gráficos contendo essas variações energéticas para as duas leis constitutivas, onde os cinco momentos ilustrados na Figura 4.3 estão indicados na curva da energia dissipada no dano. Como na Figura 4.3, o tempo é representado como a razão entre o instante ilustrado (t) e o instante em que a simulação se encerra ($t_{máx}$). Salienta-se que as curvas da Figura 4.5 expressam as três formas de energia no modelo como um todo, ou seja, o somatório de cada forma de energia em todos os elementos.

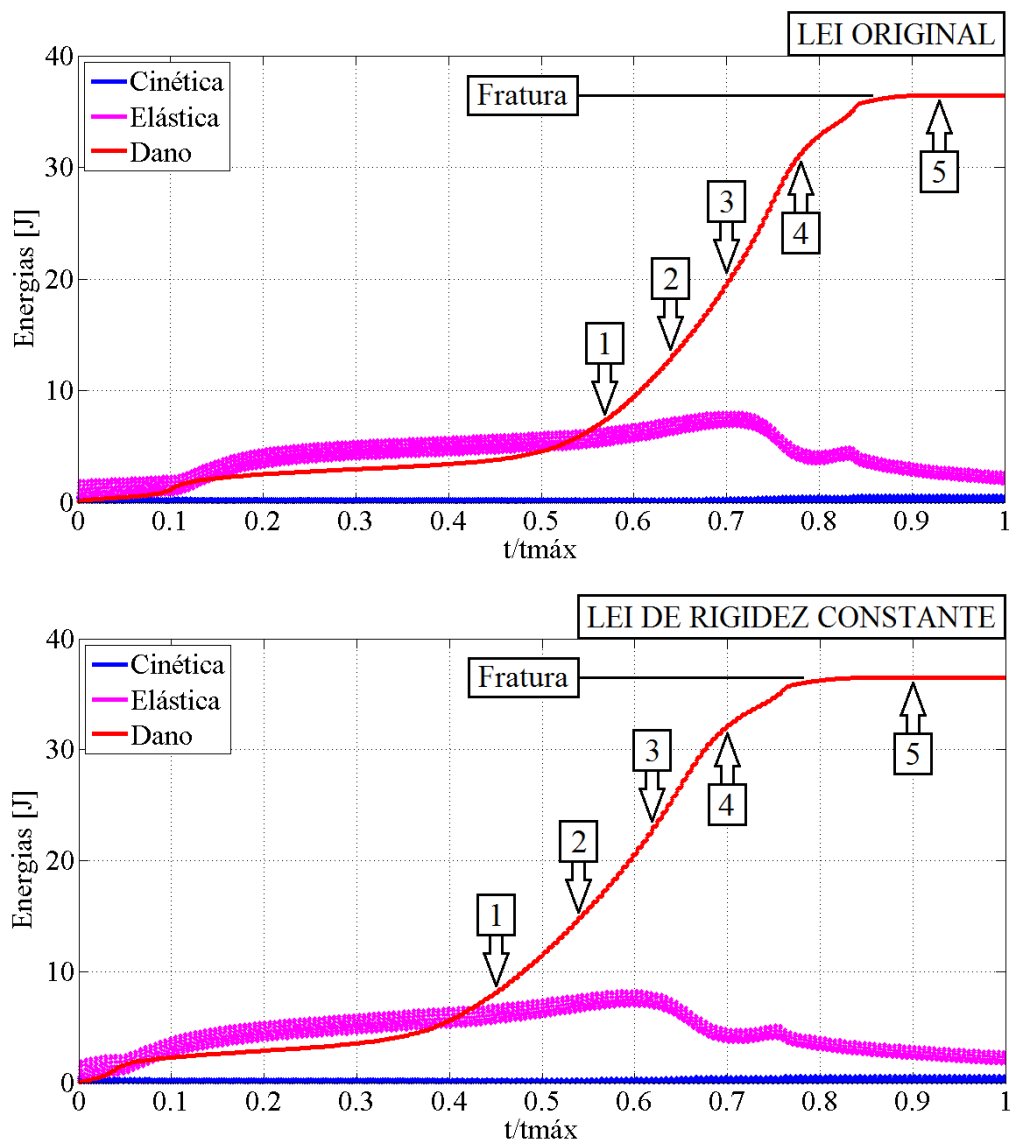


Figura 4.5 – Variações energéticas nos modelos com lei constitutiva original (cima) e modificada (baixo).

Na Figura 4.5, no gráfico correspondente ao modelo com a lei constitutiva original, logo após $t/t_{máx}=0.7$ ocorre um decréscimo da energia elástica acumulada, coincidente com um leve decréscimo na taxa de aumento da energia dissipada no dano, o que indica a perda de rigidez num estágio avançado de dano, próximo à fratura. Após $t/t_{máx}=0.8$, se pode considerar que se atinge o colapso do espécimen. Um comportamento similar se apresenta no modelo com a lei constitutiva de rigidez constante, onde o decréscimo de energia potencial ocorre após $t/t_{máx}=0.6$. Nos dois casos estudados chama a atenção um pequeno incremento na energia elástica antes do espécimen diminuir abruptamente a sua taxa de dissipação

energética. Na Figura 4.5, a curva correspondente à energia cinética é exibida propositalmente, com o objetivo de demonstrar que, durante o processo de fadiga, não se verifica eventos de magnitude significativa em relação às outras forma de energia.

Seguindo o método ilustrado na Seção 3.3, Figura 3.6, se obtém a velocidade de propagação da fissura, da/dN , para os dois modelos estudados, cujas curvas são verificadas no gráfico da Figura 4.6.

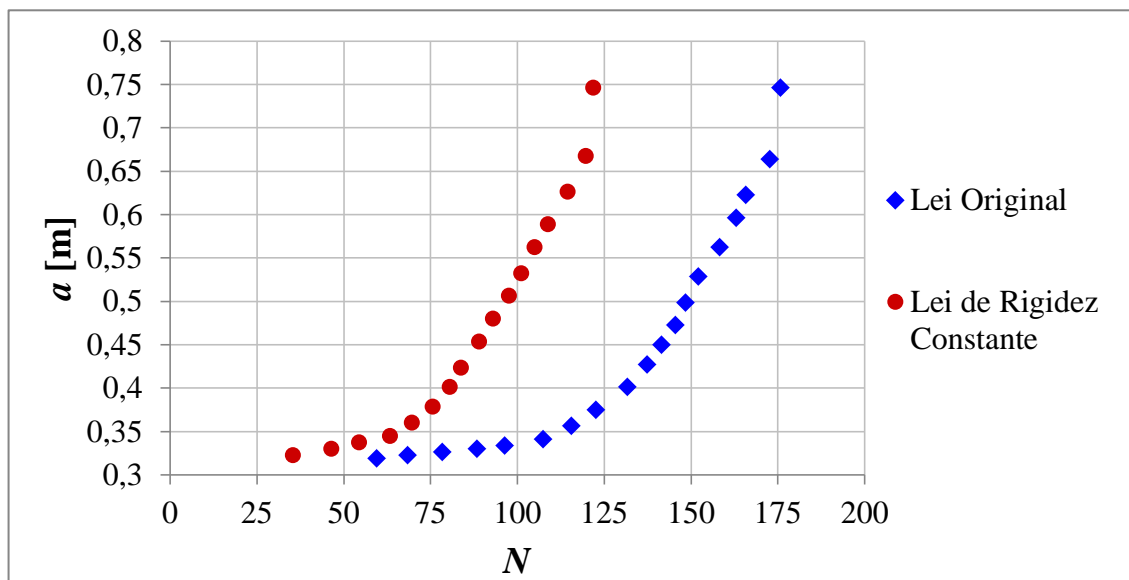


Figura 4.6 – Curvas a versus N resultantes das duas leis constitutivas utilizadas.

Conforme verificado na Figura 4.6, o modelo com a lei constitutiva de rigidez constante suporta cerca de 125 ciclos de carga até a fratura, enquanto o modelo com a lei original suporta 175 ciclos. Se atribui essa diferença de desempenho ao fato de a cada ciclo de carga as barras com a lei de rigidez constante dissiparem uma quantidade maior de energia, pelo efeito da deformação residual. Desta forma, a comparação entre as curvas da/dN obtidas com ambas as leis constitutivas serve para demonstrar que, apesar da lei de rigidez constante possibilitar a geração de forças residuais compressivas associadas ao efeito de fechamento de trinca, o efeito destas forças não é suficiente para prolongar a vida em fadiga do modelo em relação à lei constitutiva original, devido à celeridade da dissipação energética.

Conhecendo as curvas da/dN para ambos os modelos e calculando o fator de intensidade de tensões incidente pela Equação 3.2 da Seção 3.3, é possível obter as curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$ e caracterizar a propagação subcrítica nos materiais conforme a

Lei de Paris (Equação 2.1). Na Figura 4.7 se ilustram as curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$ para as duas leis constitutivas empregadas, onde se verifica as linhas de tendência que modelam a região subcrítica de propagação.

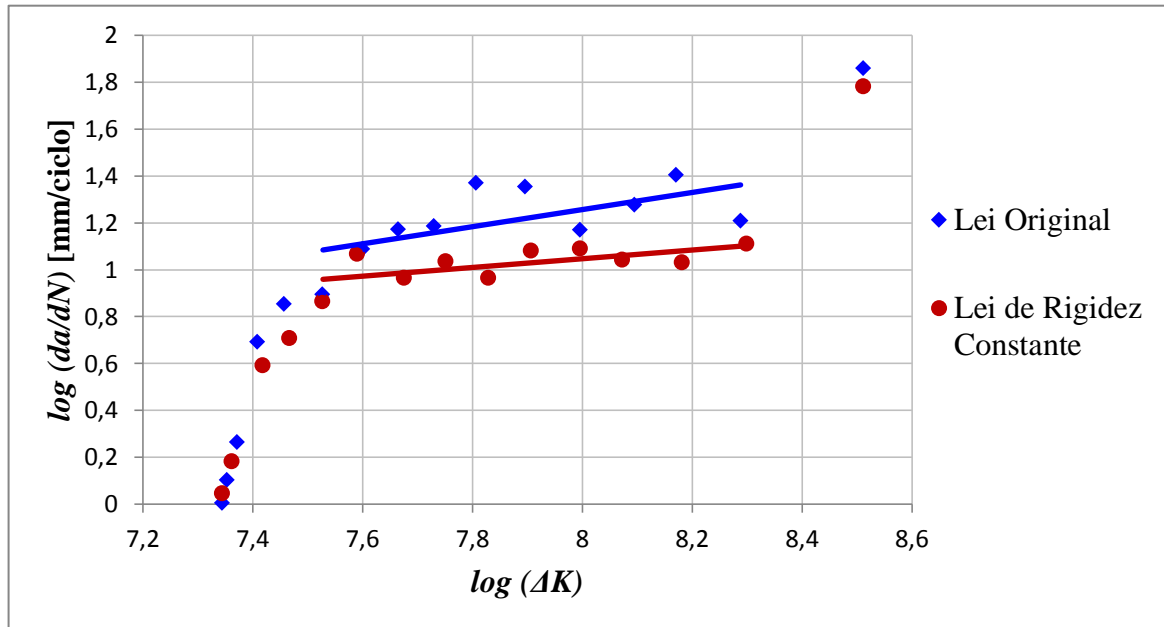


Figura 4.7 – Curvas $\log(da/dN)$ versus $\log(\Delta K)$ obtidas com as duas leis constitutivas utilizadas.

As equações das linhas de tendência fornecem, para a lei constitutiva original, utilizando o comprimento da trinca a em milímetros, conforme Figura 4.7:

$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) \cong 0.364 \log(\Delta K) - 1.653 \quad (4.1)$$

$$C \cong 0.022 \quad ; \quad m = 0.364$$

E para a lei constitutiva de rigidez constante:

$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) \cong 0.185 \log(\Delta K) - 0.431 \quad (4.2)$$

$$C \cong 0.371 \quad ; \quad m = 0.185$$

Resultando a caracterização da propagação subcrítica conforme a Lei de Paris:

Lei Original	Lei de Rigidez Constante	(4.3)
$\frac{da}{dN} = 0.022\Delta K^{0.364}$	$\frac{da}{dN} = 0.371\Delta K^{0.185}$	

Salienta-se que as constantes de Paris encontradas correspondem à resposta em fadiga do material simulado, durante a propagação subcrítica, quando se utiliza a lei constitutiva original e a lei de rigidez constante. Portanto, estas constantes não têm vínculo com qualquer material real específico. O objetivo das análises realizadas é procurar detectar, através do método numérico, comportamentos semelhantes ao que se espera na propagação subcrítica de uma trinca existente. E nesse sentido, as curvas verificadas na Figura 4.6 e na Figura 4.7 apresentam semelhança qualitativa com o comportamento da propagação observado em materiais reais. Afirma-se isto pois, na Figura 4.6, verifica-se que a velocidade de propagação das fissuras tende a aumentar na medida em que estas crescem, e na Figura 4.7, os pontos descrevem curvas de formato qualitativamente semelhante à forma genérica das curvas que relacionam $\log(da/dN)$ ao $\log(\Delta K)$ em materiais reais. Um exemplo de curva genérica para material real é ilustrado na Figura 2.1.

4.2 Aplicação 2

Nesta aplicação do DEM, estuda-se o desempenho em fadiga de um material onde a tenacidade G_f se distribui conforme campo aleatório, com variabilidade de 70%. Este valor de variabilidade torna o material mais heterogêneo, alterando seu comportamento. Nesta aplicação, se objetiva verificar a potencialidade do caráter aleatório da distribuição de G_f na simulação de características qualitativamente semelhantes às características de danificação observáveis em materiais quase frágeis heterogêneos reais. Nos estudos realizados nesta Seção, utiliza-se modelos livres de concentradores de tensão geométricos, como fissuras iniciais, e o estudo de fadiga é realizado conforme a abordagem clássica do tema, descrita na Seção 2.1.4.

Para este estudo, utiliza-se modelos de placa em estado plano de deformações, onde se aplica tração cíclica a uma das extremidades enquanto a outra tem os deslocamentos restritos naquela direção. Com o objetivo de caracterizar o modo de falha do modelo através da técnica de emissão acústica, monitora-se as acelerações na direção y de um nó de controle situado no centroide da placa, simulando a leitura de eventos de emissão acústica. As condições de contorno e a localização do nó de controle são ilustrados na Figura 4.8.

São aplicados diversos níveis de tensão para gerar as curvas relacionando sua magnitude ao número de ciclos transcorridos até a fratura. A curva de carga aplicada a um nó carregado, para um dos casos simulados, é visualizada na Figura 4.9, onde se verifica que primeiro a força trativa é elevada a um valor mínimo, para em seguida oscilar ciclicamente. O tempo é representado como a razão entre o instante atual e o instante de encerramento da simulação, logo após a fratura do modelo. Novamente, compara-se o desempenho em fadiga obtido com a lei constitutiva original e com a lei de rigidez constante. Os dados de entrada dos modelos estudados são visualizados na Tabela 4.2.

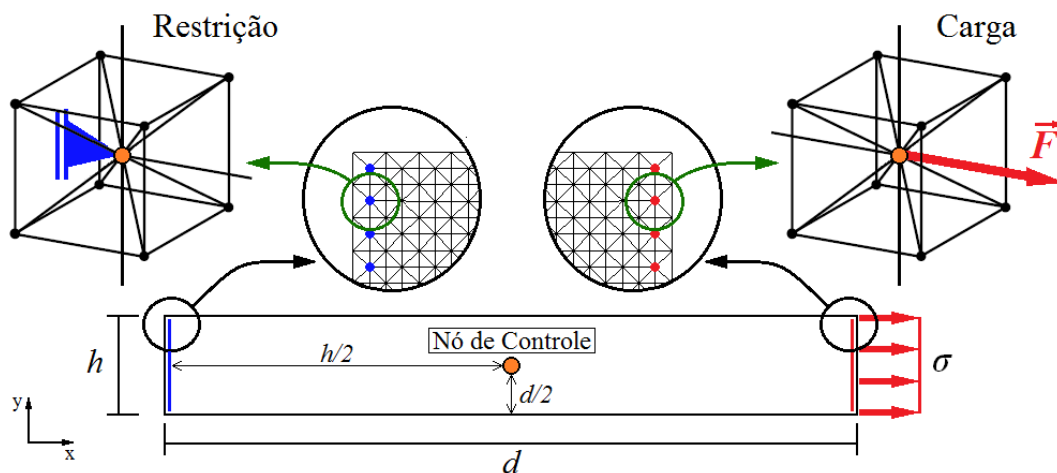


Figura 4.8 – Condições de contorno aplicadas ao modelo empregado no estudo da degradação mecânica por fadiga de um material heterogêneo.

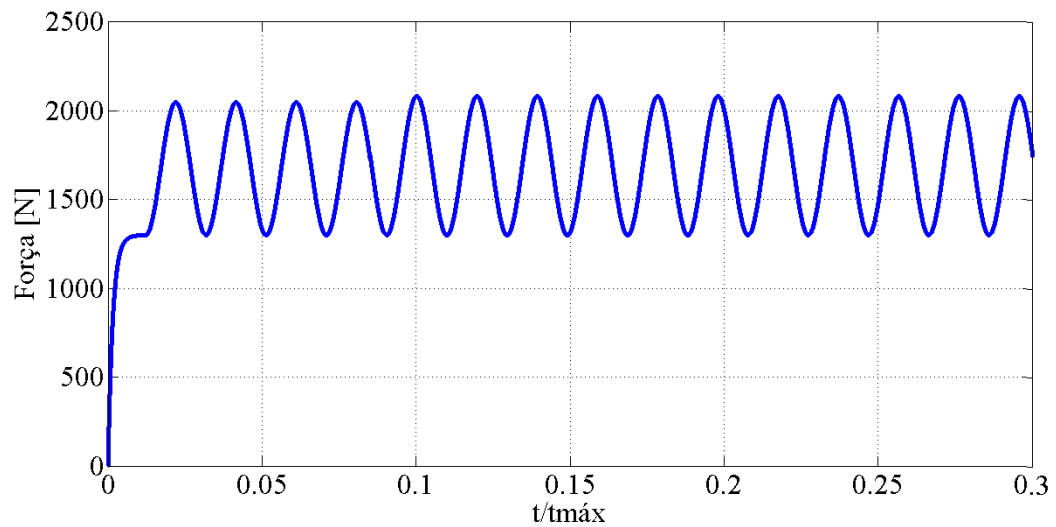


Figura 4.9 – Variação cíclica no tempo da força de tração aplicada a um dos nós carregados.

Tabela 4.2 - Dimensões do modelo e propriedades do material simulado.

L (ver Figura 2.15)	0.0075m
Número de módulos na direção x	149
Número de módulos na direção y	21
Número de módulos na direção z	1
Coefficiente de Poisson [ν]	0.25
Massa específica [ρ]	2400 kg/m ³
Módulo de Young [E]	35 GPa
Energia específica de fratura [G_f]	16000 N/m
Deformação crítica de falha [ε_p]	8.28×10^{-4}
Deformação de ruptura [ε_r]	5.00×10^{-2}
Coefficiente de Variação de G_f	70%

O desenvolvimento global do dano, sua correlação com o carregamento e o ritmo de dissipação energética podem ser avaliados de forma eficaz utilizando as curvas de variação da energia elástica e da energia dissipada. Todavia, é possível empregar outras técnicas para detalhar mais especificamente a forma em que ocorre a degradação mecânica, e a técnica de emissão acústica é uma opção interessante. Nesta aplicação, analisa-se a forma da onda dos eventos de emissão acústica, conforme descrito na Seção 2.3, obtidos ao monitorar as acelerações de um nó de controle. As informações adquiridas permitem classificar de forma

qualitativa o modo em que ocorre a “micro fissuração” a cada sucessivo pico de carga. Salienta-se que se captura com emissões acústicas as acelerações do nó de controle na direção vertical y , perpendicular à direção das tensões, x (ver Figura 4.8).

Na Figura 4.10, verifica-se o gráfico contendo os eventos de emissão acústica, as variações de energia elástica e dissipada e a derivada da curva de energia dissipada para um modelo com a lei constitutiva original, num caso onde transcorrem 50 ciclos de carga até a fratura. A relação entre os eventos de emissão acústica e os incrementos de energia dissipados durante o processo de dano são discutidos em Iturrioz et al., 2013b. O tempo, na Figura 4.10, é representado pela razão entre instante atual (t) e o instante em que a simulação se conclui ($t_{m\acute{a}x}$). Como as duas leis constitutivas utilizam as mesmas propriedades do material, sendo que a maior diferença entre as duas está na velocidade da dissipação energética, sob o mesmo tipo de carregamento, o comportamento das flutuações energéticas com as duas leis é semelhante. Então, para que a análise dos resultados não se torne repetitiva, apresenta-se a interpretação das flutuações energéticas somente para a lei constitutiva original.

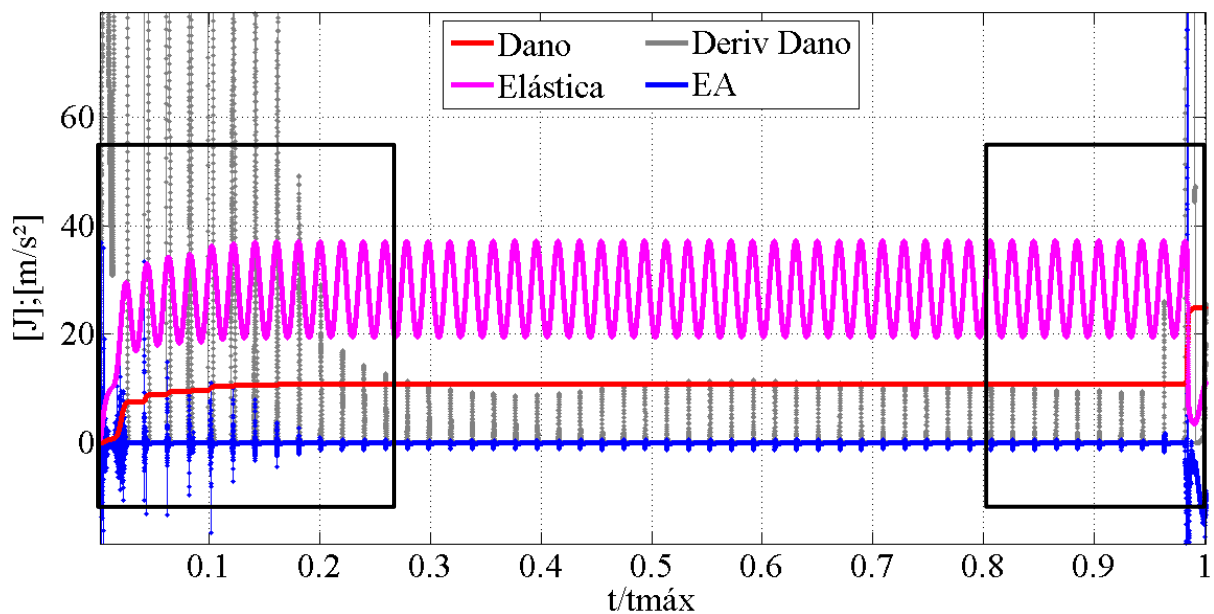


Figura 4.10 – Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de EA obtidos.

No gráfico da Figura 4.10, se pode avaliar a forma global como o dano se desenvolve. Ocorrem eventos de emissão acústica em sincronia com os picos de carregamento e os incrementos na dissipação energética. Nos ciclos iniciais, até $t/t_{m\acute{a}x}=0.2$, os eventos de EA

têm maior duração e amplitude, que diminuem gradativamente com o passar do tempo até um patamar estável, da mesma forma que a taxa de dissipação energética ao longo do processo. A dissipação energética, então, prossegue com incrementos pequenos, coincidentes aos picos de carga e sinalizados pelos picos na derivada do dano e pelos eventos de EA. Nos instantes finais da simulação, a fratura ocorre de forma crítica, com o aumento abrupto da energia dissipada, em sincronia com descarga elástica.

Na Figura 4.10, as regiões delimitadas pelos retângulos, correspondentes ao início e ao fim da simulação, são ampliadas para análise mais detalhada. O início da simulação é visualizado em forma ampliada na Figura 4.11, com o objetivo de tornar mais visíveis os incrementos de dano e sua correlação com os eventos de EA.

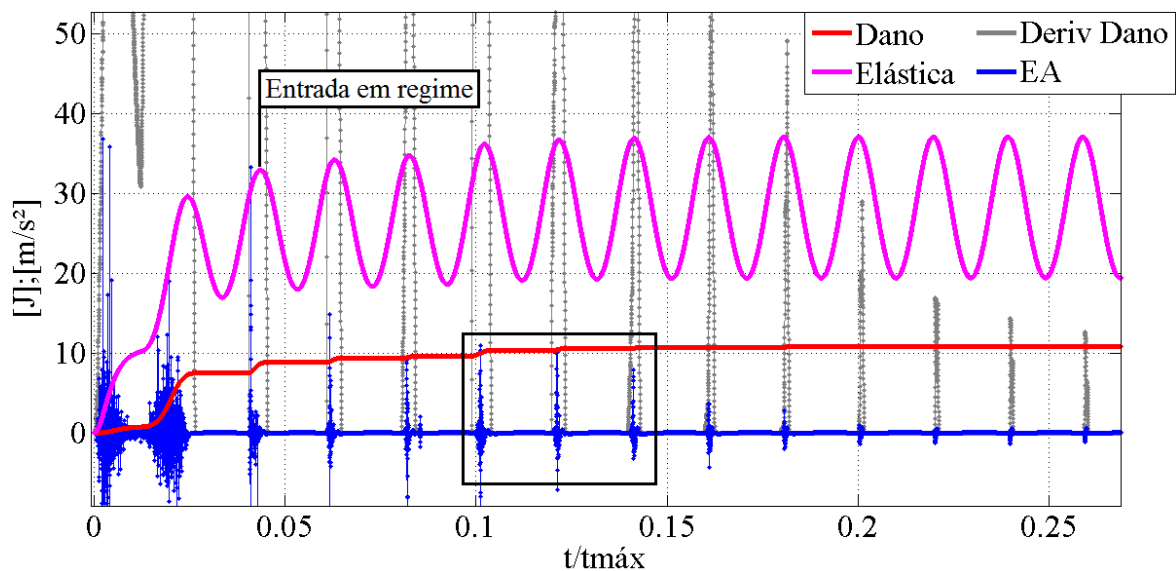


Figura 4.11 – Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de emissão acústica obtidos, no início da simulação.

Na Figura 4.11, verifica-se melhor a correlação entre os eventos de EA e os incrementos na dissipação energética, claramente indicados pelos picos na curva correspondente à derivada da energia de dano. No início da simulação, ocorrem dois eventos de EA com duração e magnitude particulares, estando o primeiro relacionado à elevação da tração até um valor mínimo e o segundo relacionado ao início do carregamento cíclico. Estes

dois eventos ocorrem antes da entrada em regime e não são associados a efeitos de fadiga. Observa-se que os eventos de EA ocorrem nos mesmos instantes que os picos na derivada da energia de dano, e na medida em que a taxa de dissipação energética decai, juntamente à magnitude dos eventos de EA, os picos na derivada da energia dissipada permitem verificar que a dissipação energética continua.

Para analisar a forma dos eventos de EA obtidos, amplia-se a região delimitada pelo retângulo na Figura 4.11, que é visualizada na Figura 4.12.

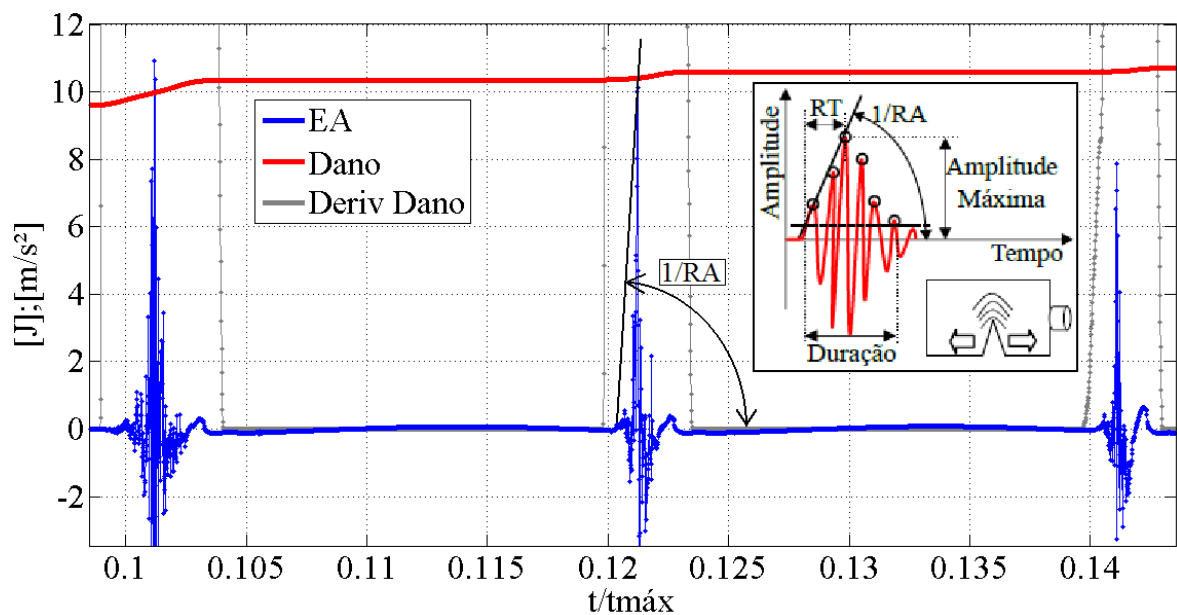


Figura 4.12 – Eventos de EA, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostos, onde se verifica o aspecto dos eventos de EA obtidos na simulação.

No gráfico da Figura 4.12, a forma da onda dos eventos de EA é compatível ao sinal característico de abertura em modo I, apresentando alta frequência média (AF) e baixo valor do ângulo de subida (RA), conforme ilustrado na Figura 2.13(a), rerepresentada no detalhe à direita. Na Seção 5.1 sinaliza-se, para estudos futuros, a possibilidade explorar mais detalhadamente a forma como os sinais de EA se relacionam à degradação mecânica por efeito de fadiga.

A segunda região de interesse delimitada por um retângulo na Figura 4.10 corresponde ao final da simulação, quando ocorre a falha. Esta região é ilustrada em forma ampliada na Figura 4.13.

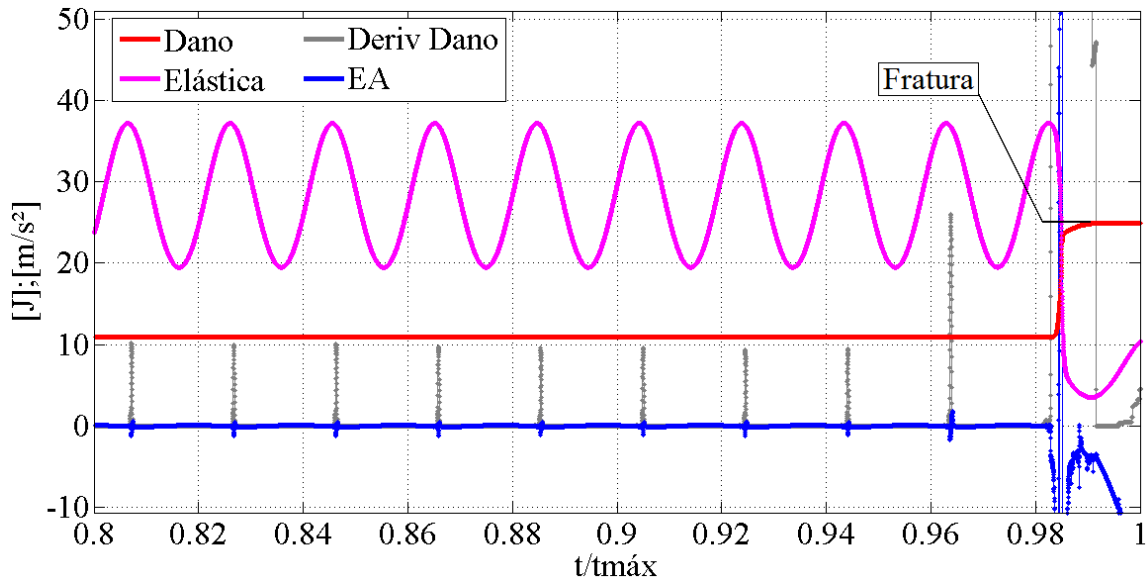


Figura 4.13 – Variações de energia elástica, energia dissipada no dano e derivada da energia dissipada no dano, sobrepostas aos eventos de emissão acústica obtidos, no final da simulação.

Na Figura 4.13, os picos da curva contendo a derivada da energia dissipada descrevem uma taxa de dissipação aproximadamente constante, que se altera somente no último ciclo de carga antes da falha. Da mesma forma, os eventos de EA têm amplitude regular, que aumenta somente neste último ciclo. A fratura do modelo ocorre de forma crítica, com acréscimo agudo na energia dissipada e descarga elástica abrupta, neste momento ocorre também um evento de EA com duração e amplitude significativamente maiores. O pequeno aumento da energia elástica verificado após ocorrência da fratura é um efeito da simulação, ocasionado pela aplicação de força à metade rompida da placa, sendo desconsiderado.

Na Figura 4.14 ilustra-se a configuração final a qual se chega a partir de um espécimen sem nenhum dano inicial. Nesta Figura, barras sem dano são visualizadas em azul ciano, danificadas em laranja e rompidas em vermelho. Verifica-se a ampla difusão do dano através da placa, concordante com a definição apresentada por Krajcinovic, 1996, de sistema “desordenado”, mencionada na Seção 2.2.1.

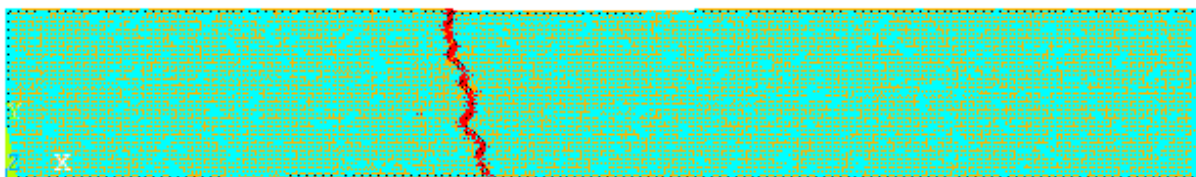


Figura 4.14 – Configuração fraturada do modelo, onde se visualiza barras saudáveis em azul ciano, barras danificadas em amarelo e barras rompidas em vermelho.

Para verificar de forma mais detalhada a correlação entre o progresso do dano e o carregamento cíclico, gera-se um gráfico plotando o instante no tempo em que cada barra atinge sua deformação crítica ε_p , tornando-se danificada, versus o valor dessa deformação. Isto permite verificar o efeito da variabilidade da tenacidade G_f sobre os valores de ε_p das barras, e permite ainda visualizar a quantidade de barras danificadas a cada ciclo sucessivo. Na Figura 4.15, se ilustra o gráfico descrito, onde os pontos circulados em azul correspondem aos valores de ε_p atingidos por cada barra no instante em que se torna danificada. Estes pontos estão sobrepostos à curva de variação da energia elástica acumulada no modelo, representada em escala ($\times 4.5E10^{-5}$), o que permite visualizar a coincidência entre a danificação das barras e os picos de carga. O tempo permanece sendo representado pela razão entre instante atual (t) e o instante final da simulação ($t_{máx}$). Nos oito intervalos de tempo indicados na Figura 4.15, gera-se imagens do modelo onde se visualiza as barras danificadas naqueles ciclos de carga, ilustradas na Figura 4.18.

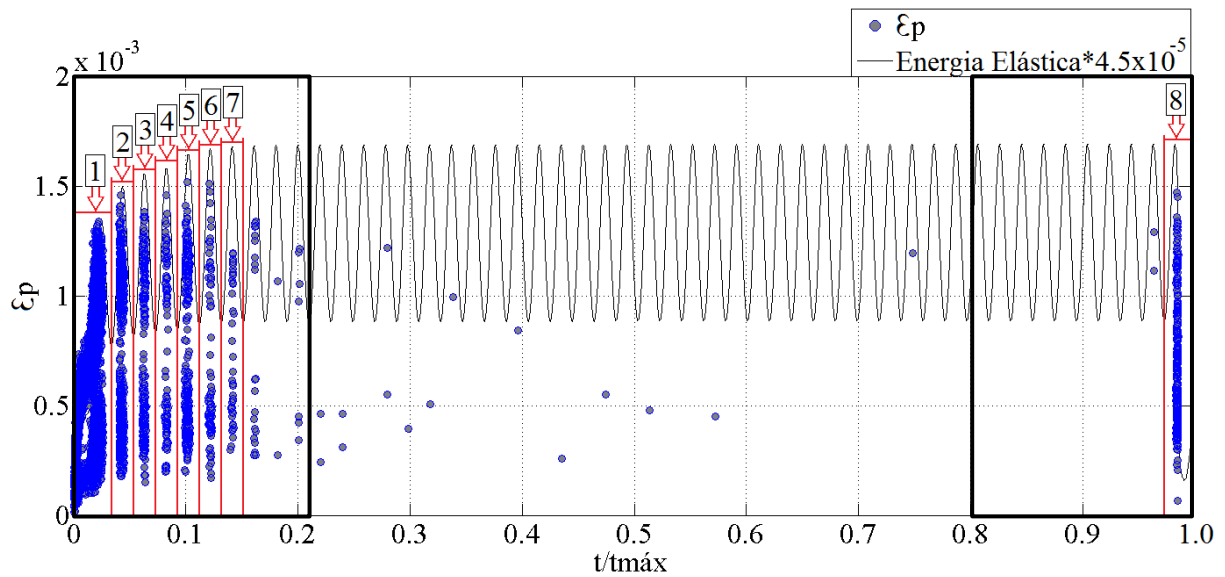


Figura 4.15 – Valores de ε_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação.

Na Figura 4.15, verifica-se que a danificação das barras ocorre em sincronia com os picos de carga e que a quantidade de barras danificadas a cada ciclo diminui gradativamente, em concordância com o decréscimo gradual da taxa de dissipação energética e da duração e amplitude dos eventos de EA, ilustrados na Figura 4.10 e na Figura 4.11. Na Figura 4.15, os intervalos delimitados por retângulos, correspondentes ao início e ao fim da simulação, são ampliados para melhor visualização da quantidade de barras danificadas a cada ciclo e da variabilidade de ε_p . Na Figura 4.16, visualiza-se em forma ampliada o intervalo correspondente ao início da simulação, onde se pode distinguir a separação do nível de ε_p das barras em dois grupos. O grupo com maior nível de ε_p é formado por barras normais orientadas na direção x (ver Figura 4.8), o grupo com menor nível de ε_p é constituído de barras diagonais. A variabilidade do valor de ε_p dentro de cada grupo é um efeito da variabilidade da tenacidade à fratura, G_f , como se pode verificar na metodologia apresentada na Seção 2.4.3.

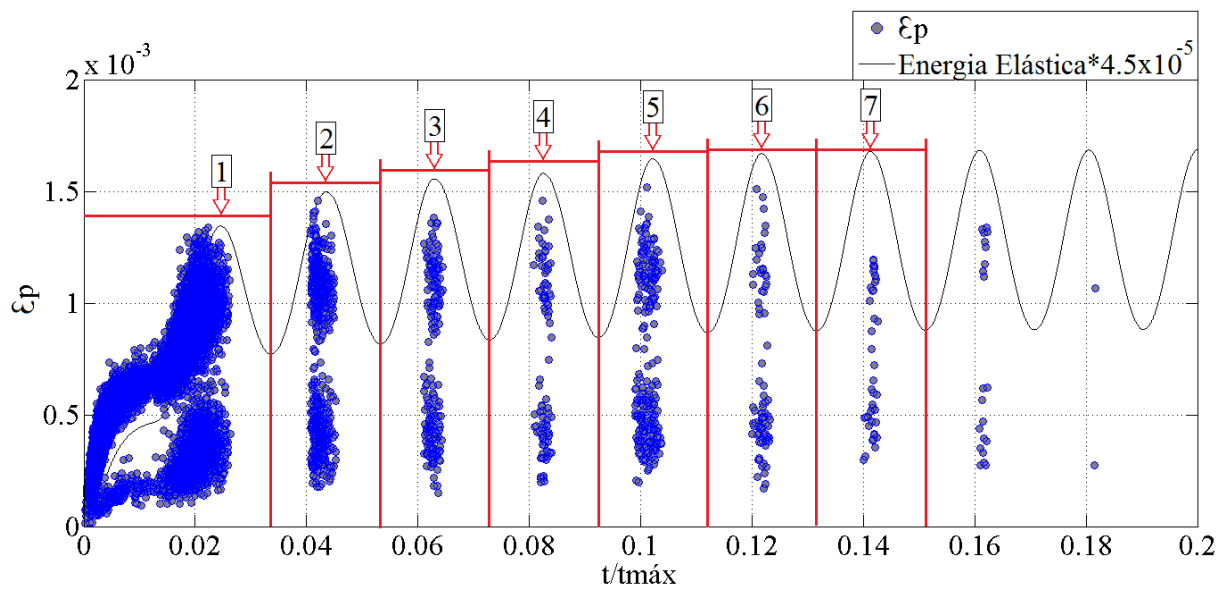


Figura 4.16 – Valores de ϵ_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação, nos sete intervalos iniciais analisados.

No gráfico da Figura 4.16 verifica-se que a maior quantidade de barras danificadas ocorre antes da entrada em regime, no intervalo de tempo 1. De forma geral, o número de barras danificadas decresce a cada ciclo de carga, ocorrendo uma exceção entre os intervalos 4 e 5.

O intervalo final da simulação é ilustrado em forma ampliada na Figura 4.17, onde após sucessivos ciclos com o dano agravando-se somente em barras danificadas anteriormente, surgem novas barras danificadas no penúltimo ciclo antes da fratura e durante a descarga elástica verificada no intervalo 8.

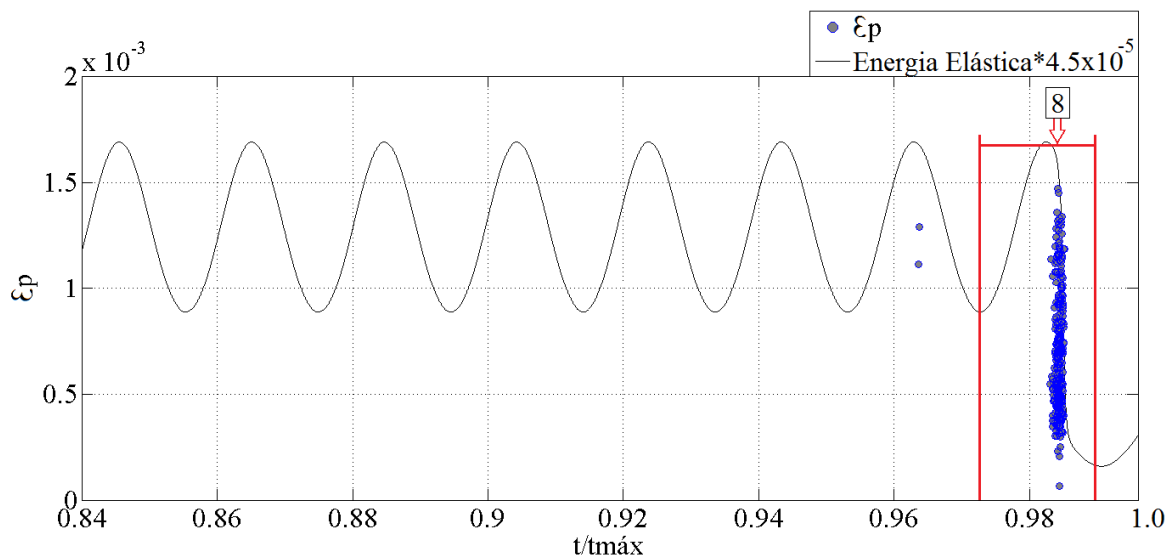


Figura 4.17 – Valores de ε_p atingidos por cada barra versus tempo de simulação, no intervalo final analisado.

Na Figura 4.18, se verifica imagens do modelo nos oito intervalos de tempo indicados na Figura 4.15, onde se apresentam barras saudáveis em azul ciano, barras danificadas no intervalo ilustrado em azul escuro e danificadas anteriormente em laranja. A quantidade de barras danificadas é sensivelmente maior no intervalo 1, quando ocorre o primeiro pico de carga. Nos intervalos subsequentes, a diminuição da quantidade de barras danificadas é visível, destacando-se a exceção entre os intervalos 4 e 5. No intervalo 8, as barras danificadas durante a descarga elástica encontram-se próximas à localização da fratura.

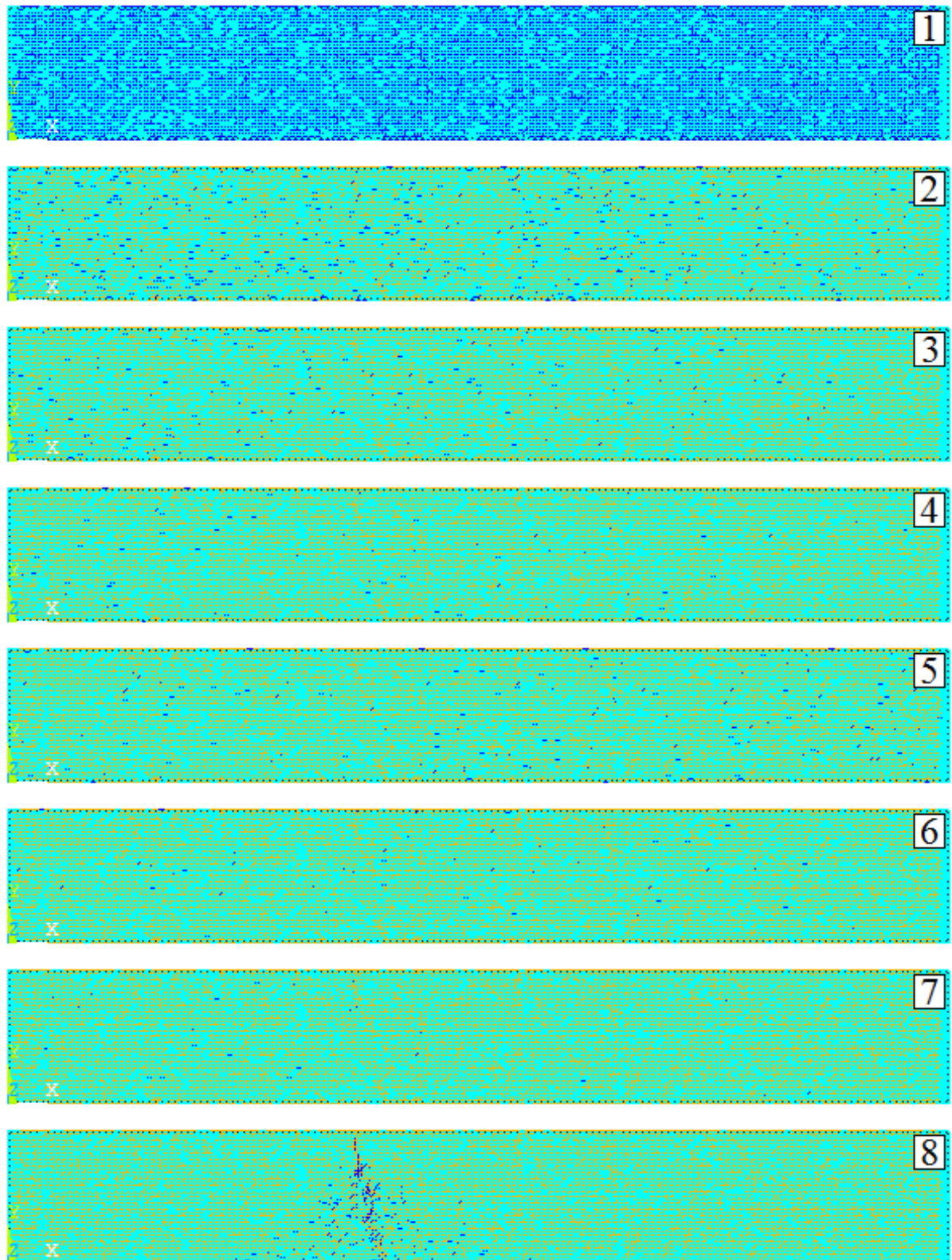


Figura 4.18 – Novas barras danificadas a cada intervalo indicado na Figura 4.15, visualizadas em azul escuro, onde se visualiza barras saudáveis em azul ciano, barras danificadas anteriormente em amarelo e barras rompidas em vermelho.

Para verificar a forma como a dissipação energética ocorre ao longo da extensão da placa, até o momento da localização, utiliza-se gráficos em três dimensões, onde as coordenadas do ponto central de cada barra estão registradas no plano xy, enquanto se registra no eixo z (vertical) o nível de dissipação energética de cada elemento. Na Figura 4.19, Figura 4.20, Figura 4.21 e Figura 4.22, verifica-se os gráficos mencionados, ilustrando quatro momentos sucessivos da simulação, onde é possível acompanhar a forma como o dano se distribui pela placa na medida em que aumenta. Na Figura 4.19 ($t/t_{máx}=0.03$) a dissipação energética é mais acentuada nas extremidades direita ($x=1.1175$, onde se aplica carga) e superior ($y=0.1575$) da placa. Na Figura 4.20 ($t/t_{máx}=0.07$) a região de dissipação mais elevada já se localiza na porção intermediária da placa, apresentando valores maiores junto à superfície superior ($y=0.1575$). Na Figura 4.21 ($t/t_{máx}=0.2$) a localização do dano se acentua com o avanço da dissipação energética na porção intermediária do modelo. Neste estágio, a taxa de dissipação energética é estável e seu valor é mais reduzido, de forma que a distribuição verificada na Figura 4.21 altera-se pouco até a nucleação da trinca, ilustrada na Figura 4.22 ($t/t_{máx}=1$), imediatamente após a fratura.

Na Figura 4.19, Figura 4.20, Figura 4.21 e Figura 4.22, o modelo de placa retangular, visualizado na Figura 4.18, teve suas proporções distorcidas para ser representado na forma de um quadrado. Adota-se tal medida por facilitar a visualização dos gradientes de dissipação energética ao longo da geometria.

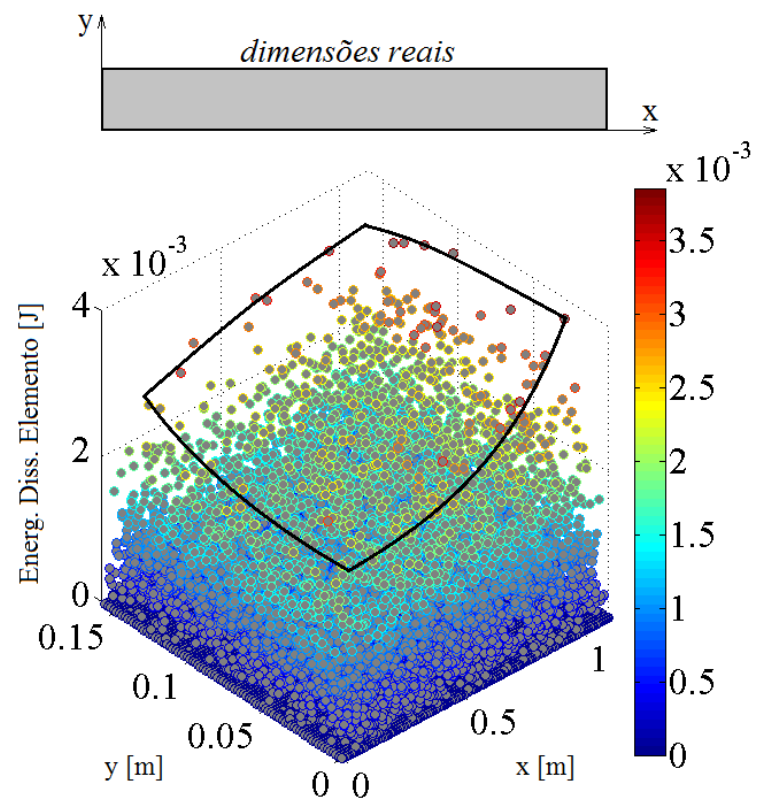


Figura 4.19 – Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{\max} = 0.03$.

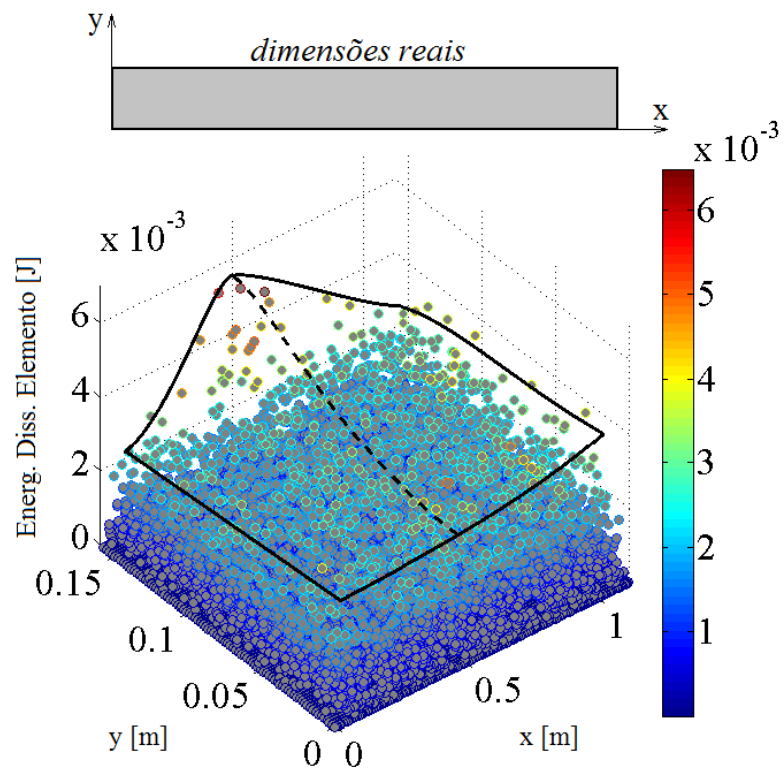


Figura 4.20 - Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{\max} = 0.07$.

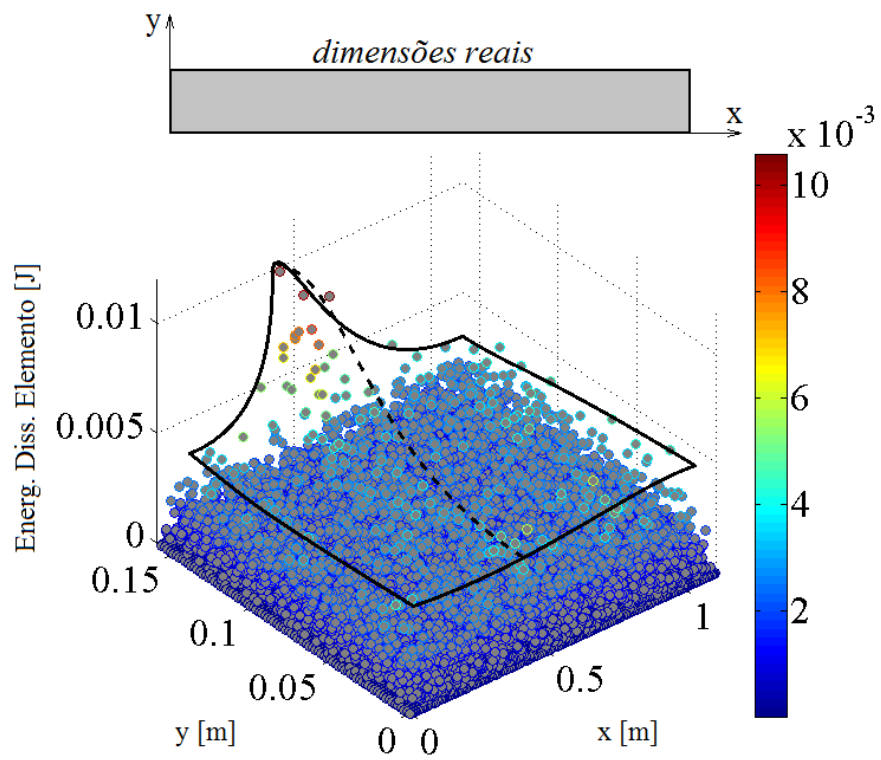


Figura 4.21 - Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{\text{máx}}=0.2$.

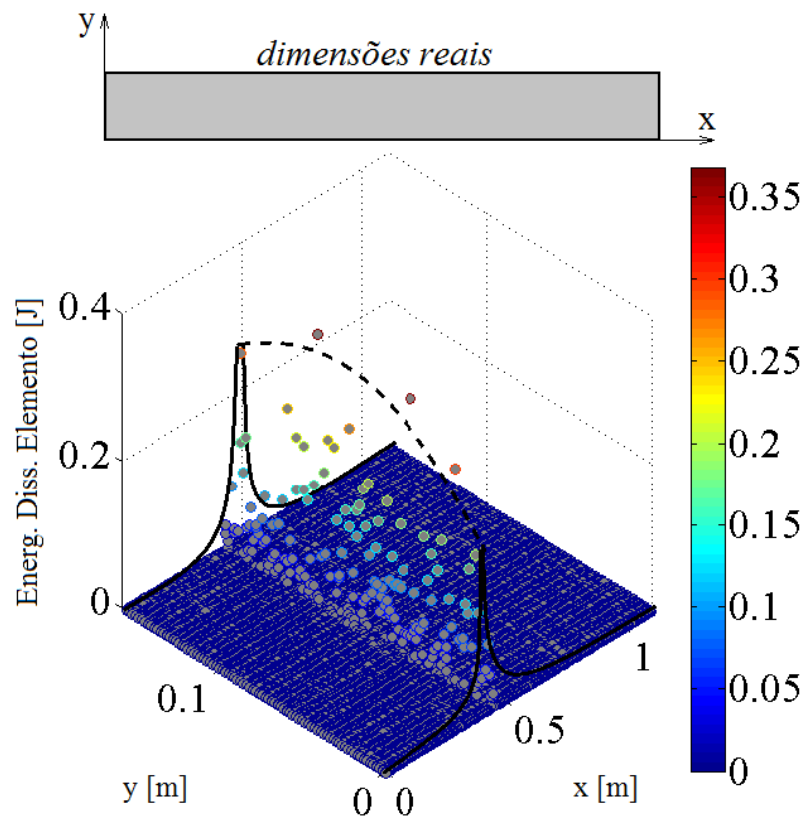


Figura 4.22 – Energia dissipada em cada elemento no instante $t/t_{\text{máx}}=1$.

Considerando a forma como o dano se difunde pela extensão do modelo e as circunstâncias em que ocorre a fratura, com taxa de dissipação energética estável e de valor reduzido, observa-se compatibilidade entre o comportamento do modelo e a descrição qualitativa de Krajcinovic, 1996, quanto ao comportamento de materiais quase frágeis, onde a microfissuração abrange ampla extensão da geometria. Vale lembrar o que diz o autor a respeito destes materiais, suscetíveis a instabilidades de efeito “avalanche”, onde pequenas alterações no estímulo externo podem desencadear o esgotamento mecânico.

Os modelos estudados nesta aplicação, utilizando a lei constitutiva original e a lei de rigidez constante, têm comportamento similar quanto às variações energéticas. Encontra-se, entretanto, diferença no desempenho em fadiga dos dois modelos, decorrente da maior taxa de dissipação energética da lei de rigidez constante.

No gráfico da Figura 4.23, se verifica as curvas que relacionam a amplitude das tensões ao número de ciclos de carga transcorridos até a falha mecânica, para ambas as leis constitutivas utilizadas, onde $\sigma_A = (\sigma_{m\acute{a}x} - \sigma_{m\acute{i}n})/2$. As curvas correspondentes às duas leis têm forma similar, porém o nível de tensões de trabalho obtido com a lei constitutiva de rigidez constante é menor. A partir dos 80 ciclos, as duas curvas têm caráter assintótico, sendo que pequenos decréscimos em σ_A geram amplo aumento da vida em fadiga. O interesse em comparar as curvas de vida em fadiga obtidas com as duas leis está em averiguar a influência das características constitutivas de cada lei nestas curvas. Na Figura 4.23, observa-se que, para igualar a vida em fadiga obtida com a lei constitutiva original, é necessário trabalhar com níveis menores de carga quando se utiliza a lei de rigidez constante. Isto se deve à maior taxa de dissipação energética da lei de rigidez constante.

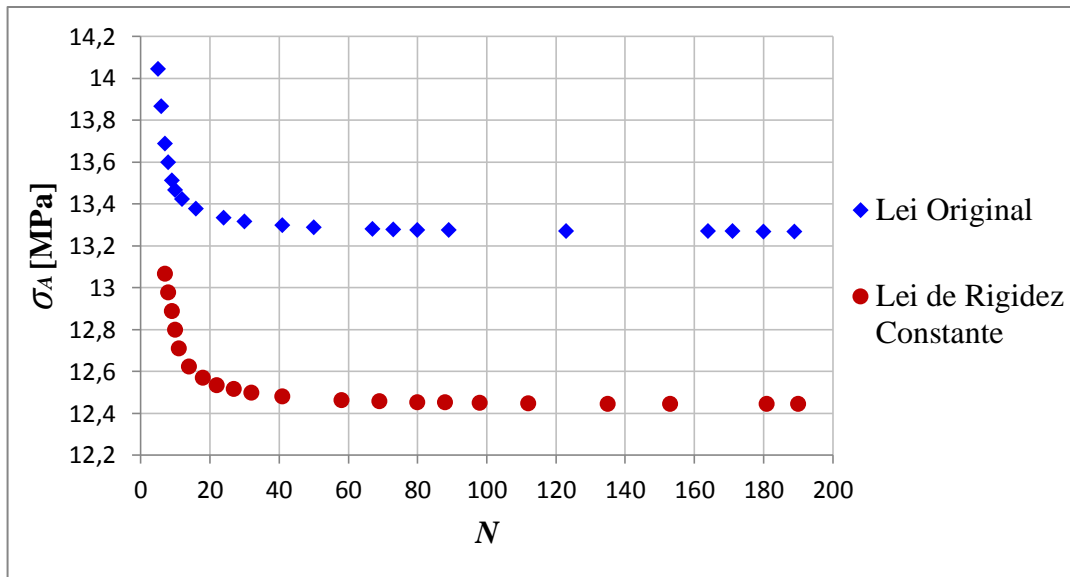


Figura 4.23 – Curvas de vida em fadiga, relacionando o nível de tensões e o número de ciclos transcorrido até a falha, para as duas leis constitutivas utilizadas.

Na Figura 4.24, o desempenho em fadiga das duas leis simuladas é representado em escala bi logarítmica, conforme a abordagem clássica de fadiga. É possível delimitar nas curvas duas regiões, onde a inclinação é aproximadamente constante. Estas duas regiões lembram a divisão no comportamento de materiais reais entre fadiga de baixo e alto ciclo, que apresentam taxas de crescimento também diferentes e bem definidas. As características do material simulado levam à ruptura dos modelos com um número de ciclos muito menor do que ocorre em materiais reais, mas o aspecto das curvas visualizadas na Figura 4.24, onde se distingue duas regiões com inclinações diferentes e bem definidas, indica a potencialidade do modelo em simular a degradação mecânica por fadiga em materiais quase frágeis. Cabe mencionar que a escolha das propriedades do material simulado considera os recursos computacionais disponíveis para a realização destes estudos, visando tornar o trabalho realizável num certo intervalo de tempo.

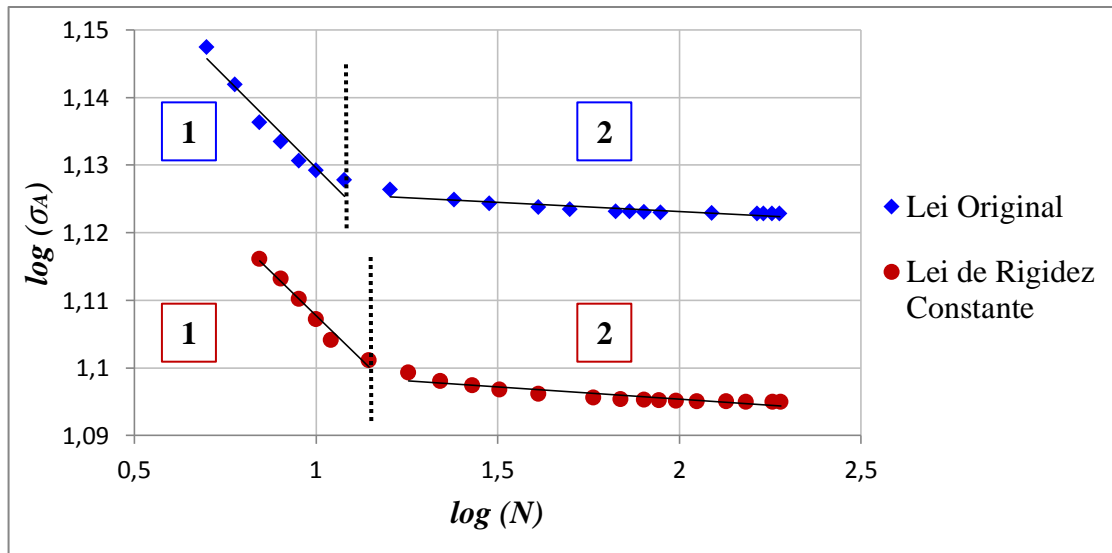


Figura 4.24 – Curvas de vida em fadiga, relacionando o nível de tensões e o número de ciclos transcorrido até a falha, para as duas leis constitutivas utilizadas, em escala bi logarítmica, onde se verifica duas regiões com inclinações distintas e bem definidas.

A partir das linhas de tendência aplicadas às duas regiões de cada curva da Figura 4.24, é possível obter equações para o número de ciclos até a falha em função do nível de tensão σ_A :

Região	Lei Original	Lei de Rigidez Constante	
1	$N = \left(\frac{15.25}{\sigma_A}\right)^{1/5.36 \times 10^{-2}}$	$N = \left(\frac{14.45}{\sigma_A}\right)^{1/5.23 \times 10^{-2}}$	(4.1)
2	$N = \left(\frac{13.44}{\sigma_A}\right)^{1/2.7 \times 10^{-3}}$	$N = \left(\frac{12.67}{\sigma_A}\right)^{1/3.7 \times 10^{-3}}$	(4.2)

4.3 Aplicação 3

Nesta Seção, apresenta-se resultados obtidos com a lei constitutiva híbrida na modelagem dos efeitos de sobrecargas, durante carregamento cíclico de fadiga, sobre a propagação subcrítica de uma fissura pré-nucleada.

O modelo utilizado nesta Seção difere do modelo utilizado na Seção 4.1 apenas em suas dimensões. Como se objetiva simular a propagação subcrítica de uma trinca pré existente, novamente utiliza-se um modelo de placa retangular, em estado plano de deformações, com uma fissura emanando de uma das bordas, conforme ilustrado na Figura 4.25. Com a aplicação de tensões remotas cíclicas, se induz a abertura da trinca em modo I, e para situar a propagação dentro de uma região de interesse, delimitada pelo retângulo verde na Figura 4.25, se reduz as deformações críticas ε_p das barras a 70% de seu valor original dentro desta região. No detalhe à direita da Figura 4.25, ilustra-se a forma de aplicação dos vetores de força, nos nós centrais das células cúbicas. Na Tabela 4.3, se verifica as propriedades geométricas do modelo e as características do material simulado, sendo estas últimas idênticas às utilizadas na Seção 4.1.

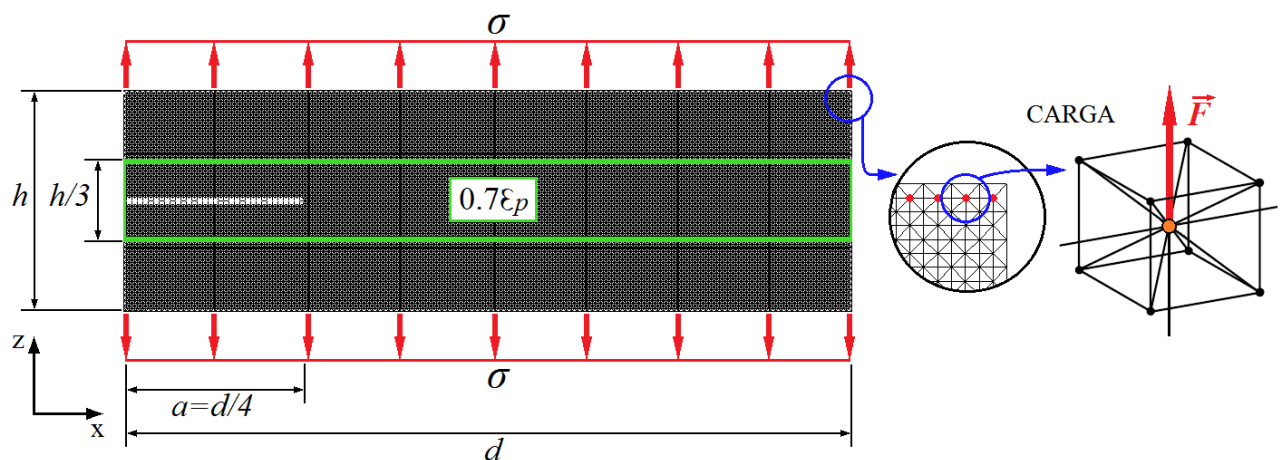


Figura 4.25 – Condições de contorno do modelo utilizado para estudo dos efeitos de sobrecarga em fadiga, onde na faixa compreendida pelo retângulo verde a deformação ε_p dos elementos é reduzida a 70% de seu valor original.

Tabela 4.3 – Propriedades geométricas e do material simulado.

L (ver Figura 2.15)	0.0075m
Número de módulos na direção x	150
Número de módulos na direção y	1
Número de módulos na direção z	41
Coefficiente de Poisson [ν]	0.25
Massa específica [ρ]	2400 kg/m ³
Módulo de Young [E]	35 GPa
Energia específica de fratura [G_f]	16000 N/m
Deformação crítica de falha [ε_p]	8.28×10^{-4}
Deformação de ruptura [ε_r]	5.00×10^{-2}
Coefficiente de Variação de G_f	5%

Salienta-se que, para as análises realizadas nesta aplicação, é interessante que se obtenha propagação subcrítica em modo I ao longo de toda a extensão do modelo. Assim, trabalha-se com um coeficiente de variabilidade de 5% para tenacidade à fratura, G_f . Esta mesma estratégia é utilizada na Aplicação 1, e visa diminuir a heterogeneidade do material para minimizar as chances de que a trinca troque de direção durante a propagação, saindo do modo I de abertura.

Com o objetivo de analisar o efeito gerado por picos de sobrecarga na propagação subcrítica de uma fissura, aplica-se duas sobrecargas ao modelo, aumentando a magnitude da tração em 310% no intervalo de um ciclo de carga. Na Figura 4.26, visualiza-se a curva de força aplicada a um dos nós carregados do modelo, onde o pico ilustra o primeiro evento de sobrecarga e sua magnitude.

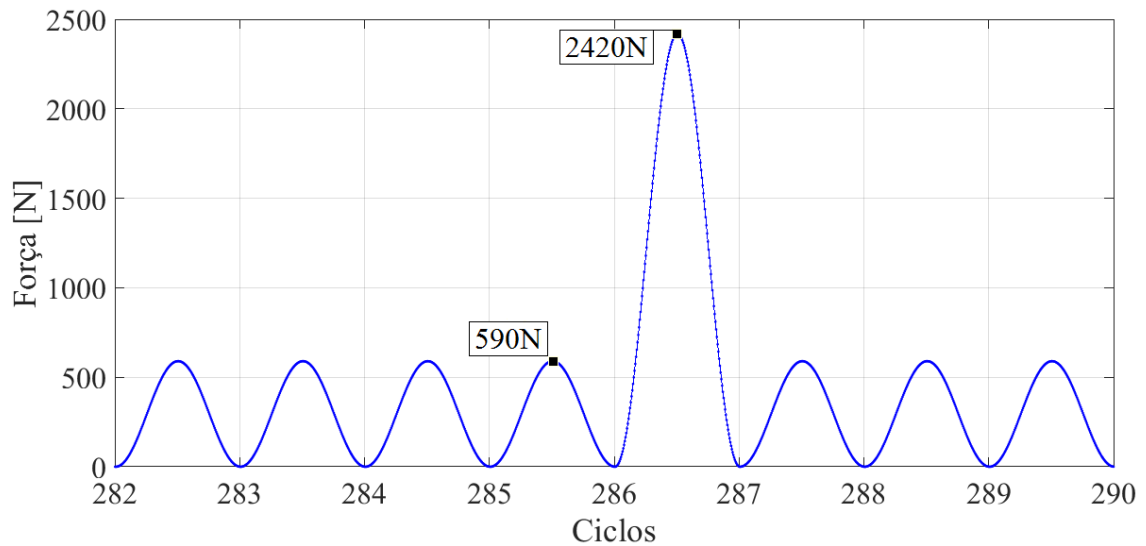


Figura 4.26 – Variação cíclica no tempo da força de tração aplicada a um nó carregado, onde se verifica a amplitude do primeiro evento de sobrecarga.

A respeito da forma como os elementos se danificam, na Figura 4.27a verifica-se a degradação completa de uma barra até a ruptura. E para visualizar melhor o funcionamento da lei constitutiva híbrida, na Figura 4.27b amplia-se os momentos iniciais do gráfico exibido na Figura 4.27a. Na Figura 4.27b, o caminho de descarga do elemento foi traçado manualmente em dois momentos, obedecendo ao módulo de elasticidade atual da barra, e as diferenças entre os deltas de deformação indicados na Figura permitem perceber o efeito de decréscimo da rigidez do elemento. Ao longo dos múltiplos ciclos de carga, o decréscimo da rigidez das barras, ainda que sutil, contribui para desacelerar a dissipação energética. Além disso, a maior proeminência das deformações residuais é especialmente interessante na modelagem dos efeitos de sobrecargas durante propagação subcrítica.

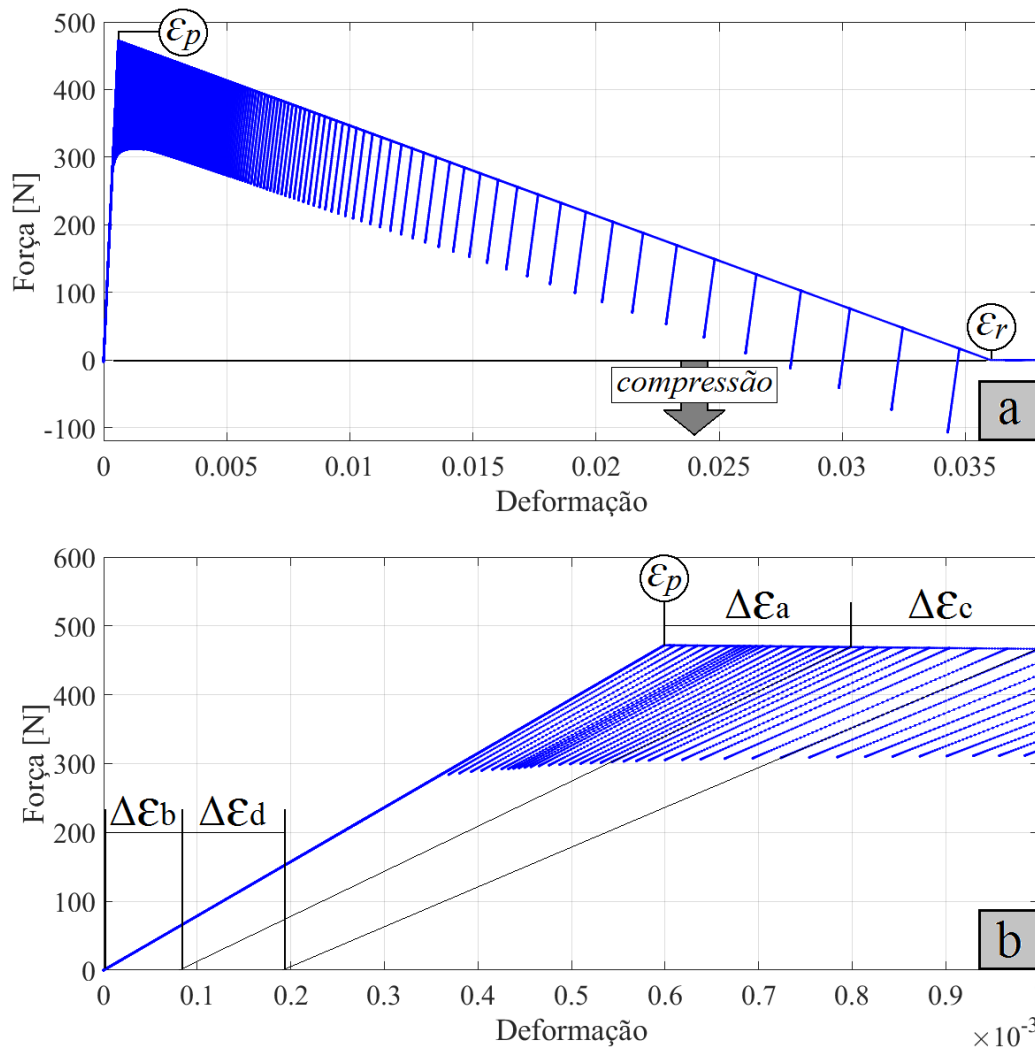


Figura 4.27 – a) Degradação completa de uma barra normal vertical rompida durante a propagação da trinca; b) Ampliação dos instantes iniciais de a), onde se verifica o efeito de decréscimo da rigidez do elemento, somado ao efeito de deformação residual.

A primeira instância de análise dos efeitos das sobrecargas é a verificação da curva de dissipação energética no tempo. Na Figura 4.28, visualiza-se a sobreposição das curvas de energia dissipada no caso com sobrecargas (vermelho) e sem sobrecargas (azul). Nesta Figura, sete momentos da simulação estão indicados para análise posterior, sendo que o momento 1 indica o começo da propagação subcrítica, e os momentos 3 e 5 indicam, respectivamente, o primeiro e o segundo eventos de sobrecarga. Também são indicados os momentos de ruptura nas duas curvas, sinalizados pelas letras “R” maiúsculas e demarcados por linhas pontilhadas para deixar claro que, no caso com sobrecargas (curva vermelha), a ruptura ocorre mais tarde.

No gráfico da Figura 4.28, o primeiro evento de sobrecarga (momento 3) provoca crescimento sensível da energia dissipada, seguido de um decréscimo significativo da taxa de dissipação energética, necessitando algum tempo para tornar a igualar a taxa de dissipação do caso sem sobrecargas. Após 44 ciclos, no segundo evento de sobrecarga (momento 5), o incremento de energia dissipada é um pouco menor, a taxa de dissipação energética novamente decai significativamente, mas retoma um ritmo estável um pouco mais rápido que no primeiro evento de sobrecarga. Dessa forma, do ponto de vista global, as sobrecargas agravam o dano no momento da sua aplicação, mas logo após retardam significativamente a taxa de dissipação energética. Ao longo da vida em fadiga, o modelo sobrecarregado dissipa uma quantidade de energia total aproximadamente 33% maior que o modelo sem sobrecargas, e sua ruptura ocorre 11 ciclos mais tarde. Posteriormente, se realiza a comparação das propagações produzidas com e sem sobrecargas nos sete momentos indicados na Figura 4.28.

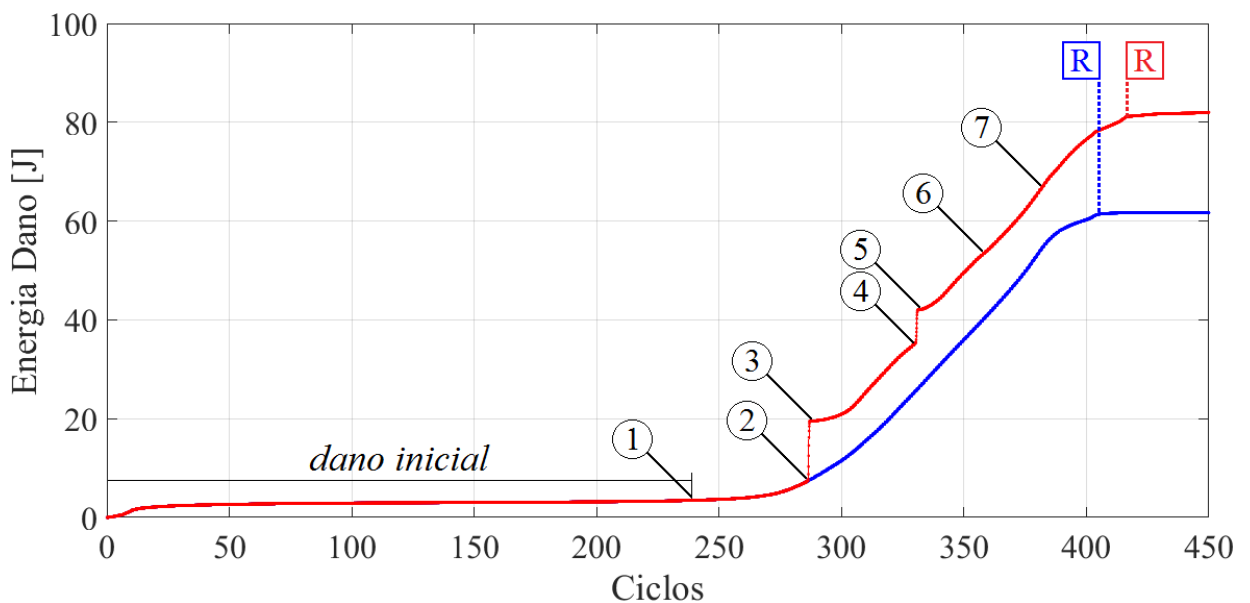


Figura 4.28 – Sobreposição das curvas de dissipação energética para um caso com sobrecarga (vermelho) e sem sobrecarga (azul), onde se indica sete instantes para análise posterior e os instantes de ruptura (R).

Nos sete momentos indicados na Figura 4.28, toma-se imagens das geometrias do espécimen estudado, com diversos graus de deterioração, com e sem sobrecarga para comparar o tamanho das fissuras ao longo da simulação. Naturalmente, os dois momentos anteriores à sobrecarga são idênticos para os dois modelos, suas imagens são tomadas para

demonstrar que até o instante 1 ocorre um dano inicial. Já no instante 2, a propagação subcrítica está em curso. Na Figura 4.29, ilustra-se a geometria do modelo nos dois primeiros momentos indicados na Figura 4.28, anteriores à primeira sobrecarga, onde barras saudáveis são visualizadas em azul ciano, barras danificadas em laranja e barras rompidas em vermelho.

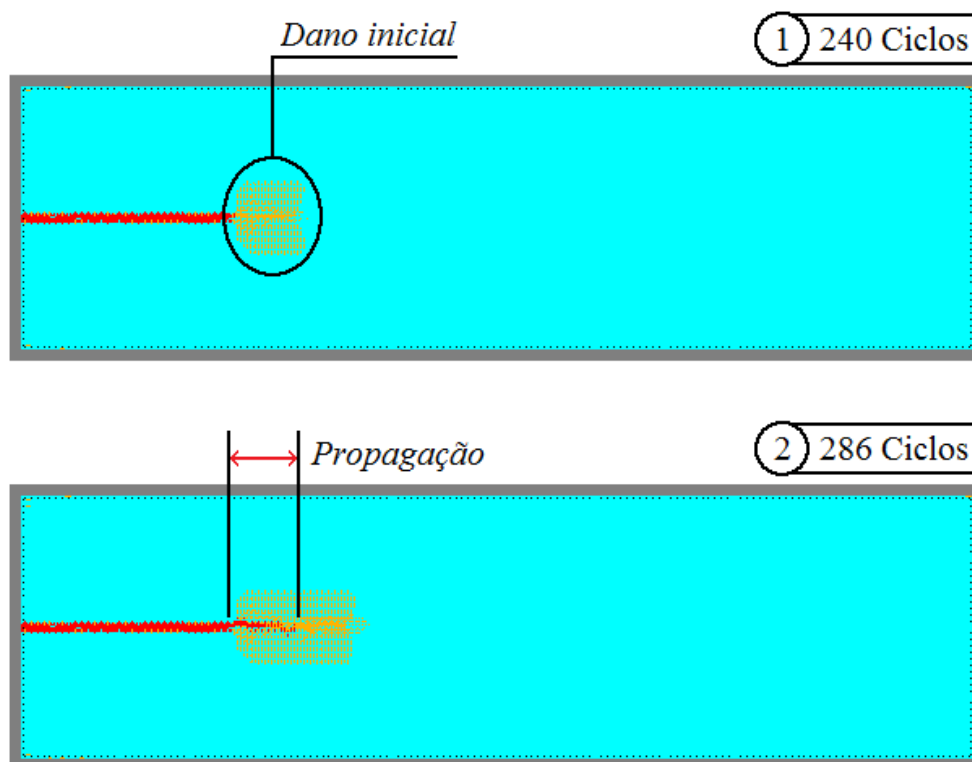


Figura 4.29 – Instantes 1 (cima) e 2 (baixo) indicados nas curvas da Figura 4.28, anteriores ao primeiro evento de sobrecarga.

Na Figura 4.30, se verifica a comparação das propagações geradas com e sem sobrecarga no instante 3, indicado na Figura 4.28. O instante 3 ocorre imediatamente após a primeira sobrecarga, quando há um sensível aumento da dissipação energética no modelo. Verifica-se, em decorrência da sobrecarga, a ampla difusão do dano e o rápido avanço da trinca, que se torna aproximadamente 54mm mais longa que no caso sem sobrecarga.

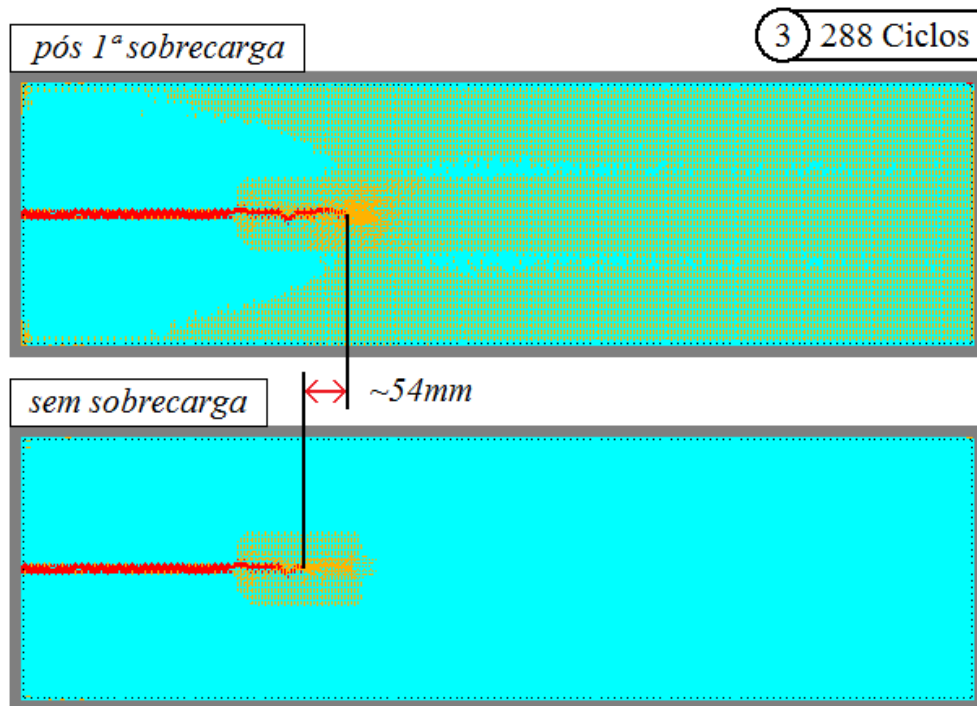


Figura 4.30 – Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 3 (ver Figura 4.28).

Na Figura 4.31, ilustra-se a comparação das propagações no instante 4, indicado na Figura 4.28. Neste instante, se evidencia o retardo na velocidade de propagação gerado pela sobrecarga. A fissura no modelo sobrecarregado propaga mais lentamente, ao ponto de zerar a diferença de 54mm que havia no instante 3. Através das ferramentas utilizadas na análise dos resultados, verifica-se que a fissura no modelo sem sobrecargas é cerca de 4mm mais longa que no modelo sobrecarregado, mas como essa distância representa um percentual ínfimo do comprimento da placa, a diferença é desconsiderada.

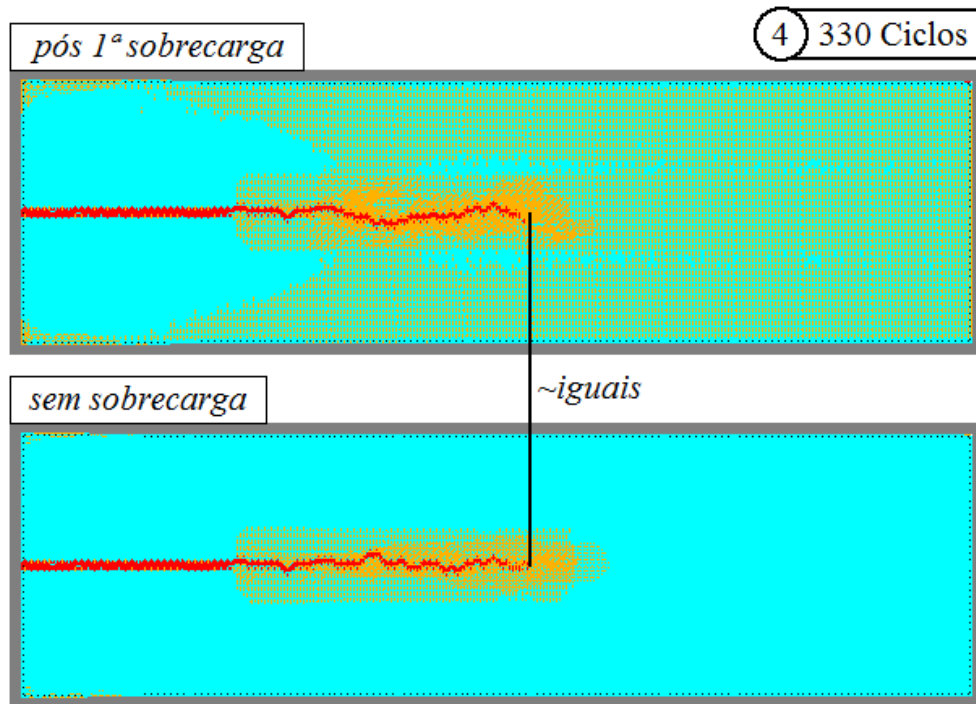


Figura 4.31 - Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 4 (ver Figura 4.28).

Na Figura 4.32, visualiza-se a comparação das propagações no instante 5, imediatamente após o segundo evento de sobrecarga. De forma similar ao que ocorre no instante 3, a sobrecarga provoca o rápido avanço da trinca e intensifica o dano, já amplamente difundido na geometria. Neste momento, a fissura do modelo sobrecarregado é aproximadamente 40mm mais longa que no caso sem sobrecarga.

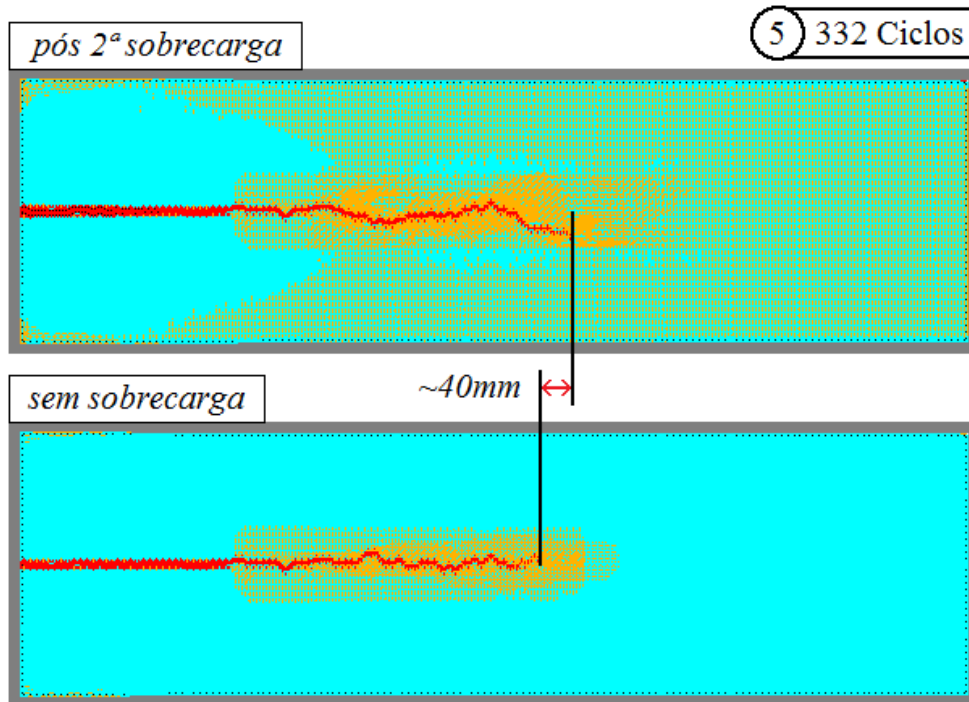


Figura 4.32 - Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 5 (ver Figura 4.28).

Na Figura 4.33, ilustra-se a comparação das duas propagações no instante 6, indicado na Figura 4.28. Novamente, a fissura no modelo sobrecarregado propaga mais lentamente, zerando a diferença de 40mm que havia no instante 5, após a segunda sobrecarga. Neste momento, é válido observar que a ampla difusão do dano, no modelo sobrecarregado, confere à fissura um aspecto mais tortuoso do que o verificado no modelo sem sobrecarga, onde o dano se concentra nas margens da trinca.

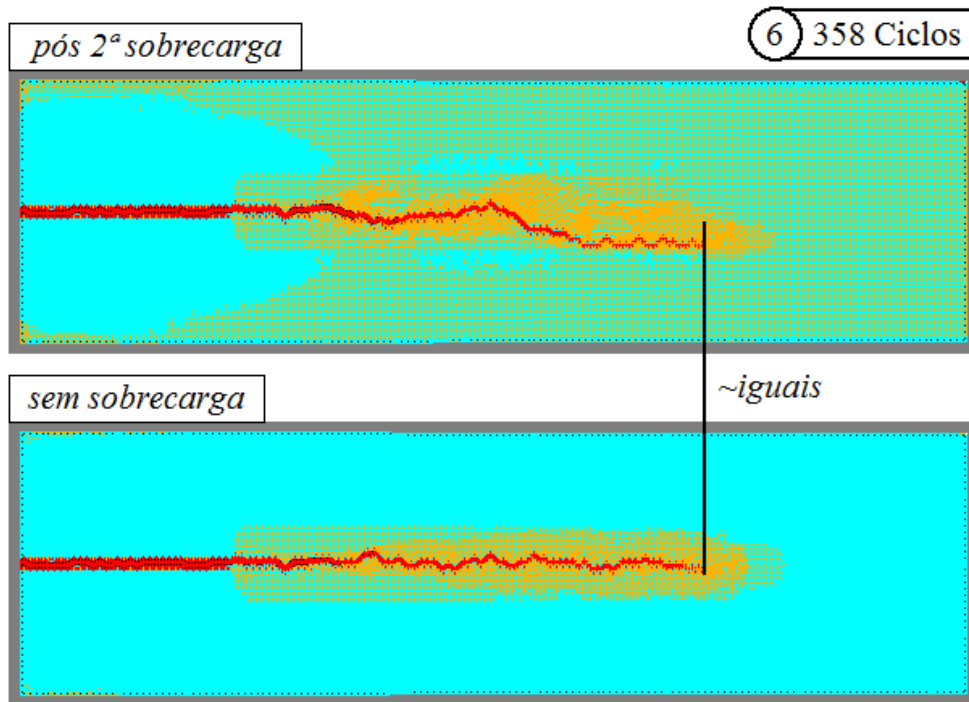


Figura 4.33 - Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 6 (ver Figura 4.28).

Na Figura 4.34, visualiza-se a comparação das propagações no instante 7, indicado na Figura 4.28. Neste momento, a trinca no modelo sem sobrecargas ultrapassa a do modelo sobrecarregado em cerca de 22mm, tornando clara a diferença nas velocidades de propagação.

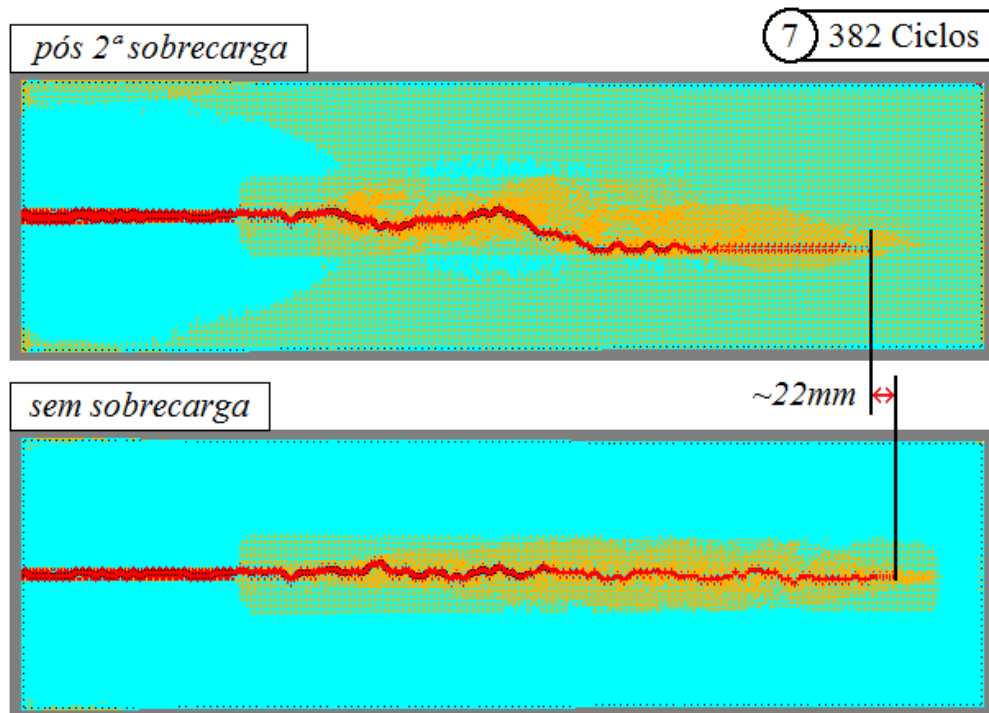


Figura 4.34 - Comparação das propagações com e sem sobrecarga, no instante 7 (ver Figura 4.28).

Da análise do processo simulado é possível observar que:

- Os eventos de sobrecarga provocam rápido crescimento do dano, associado ao rápido avanço da trinca.

- Em decorrência das sobrecargas, porém, o dano se difunde mais amplamente na geometria, deixando de estar concentrado na ponta da trinca e desacelerando a velocidade de propagação da fissura. Cabe agora verificar o aspecto das curvas a versus N , que relacionam o tamanho da trinca ao número de ciclos de carga transcorridos, o que se realiza a seguir.

Na Seção 3.3, apresenta-se a metodologia de medição da velocidade de propagação das fissuras, baseada na hipótese de que a trinca e a região danificada que a precede avançam através do modelo na mesma velocidade. Na atual Seção, onde se estuda o efeito de sobrecargas na propagação, não é possível trabalhar com esta hipótese, pois os eventos de sobrecarga estendem a região danificada até os limites do modelo, muito além da zona onde há barras rompidas de fato. Assim, para obter as curvas a versus N , registra-se as primeiras barras a romperem em suas respectivas coordenadas x , e não mais as primeiras barras a

tornarem-se danificadas. Na Figura 3.6, se observa as diferenças entre estes dois métodos de medição.

Para obter as curvas a versus N e verificar as diversas configurações onde se percebe o avanço da fissura nos modelos aqui estudados, utiliza-se gráficos tridimensionais contendo as coordenadas x e z do centro de cada barra e o instante em que cada barra atinge a deformação ε_r , assim rompendo. Salienta-se que nas ilustrações apresentadas destes gráficos, somente duas dimensões são visíveis. Na Figura 4.35, verifica-se o gráfico gerado para o caso sem sobrecargas. Na vista de topo, em (a), a área do gráfico tem as exatas dimensões da placa, sendo que a fileira de pontos azuis representa a pré trinca, formada por elementos rompidos no instante zero da simulação. A escala de cores indica o número de ciclos transcorridos até a ruptura de cada elemento. Na vista frontal do gráfico, em (b), apresenta-se os instantes de ruptura a partir dos 240 ciclos, quando começa a propagação subcrítica.

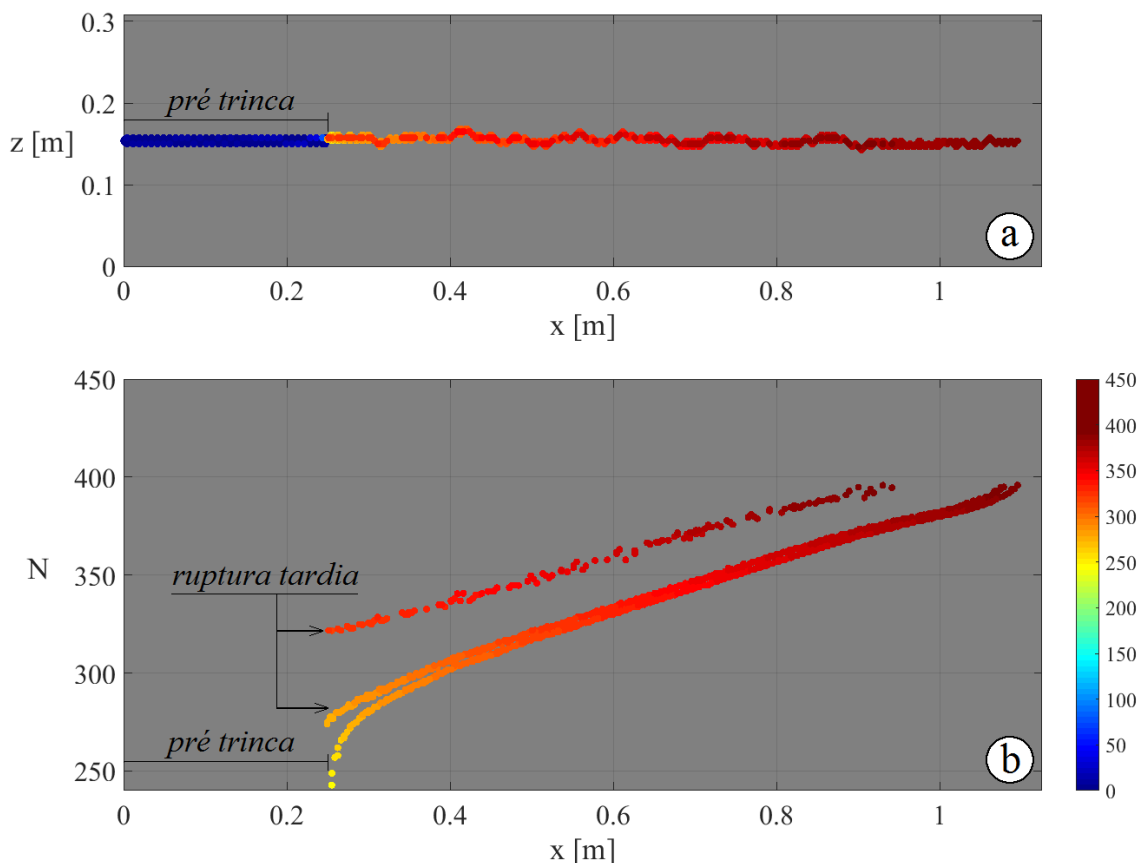


Figura 4.35 – Vistas de topo (a) e frontal (b) do gráfico que registra as coordenadas x e z versus o instante de ruptura de cada barra, expresso em número de ciclos, no caso sem sobrecargas.

Na Figura 4.35b, visualiza-se fileiras de pontos deslocadas para cima, correspondentes a elementos onde a ruptura ocorre tardiamente. Se deve considerar que no modelo utilizado a fissura pode se propagar sem que todos os elementos localizados na ponta da trinca rompam sucessivamente, deixando para trás alguns elementos ainda não rompidos que se esgotarão posteriormente, na medida em que a trinca cresce.

Na Figura 4.36, visualiza-se o gráfico gerado para o caso com sobrecargas. Na vista frontal, em (b), estão indicados os instantes de aplicação das duas sobrecargas, onde se verifica ocorrer a ruptura imediata de múltiplas barras, o que é compatível com o sensível acréscimo do dano e o rápido avanço da trinca analisados anteriormente. Na vista de topo, em (a), a fileira de pontos azuis, correspondentes à pré trinca, está parcialmente encoberta por pontos amarelos que representam barras rompidas no instante de aplicação da primeira sobrecarga.

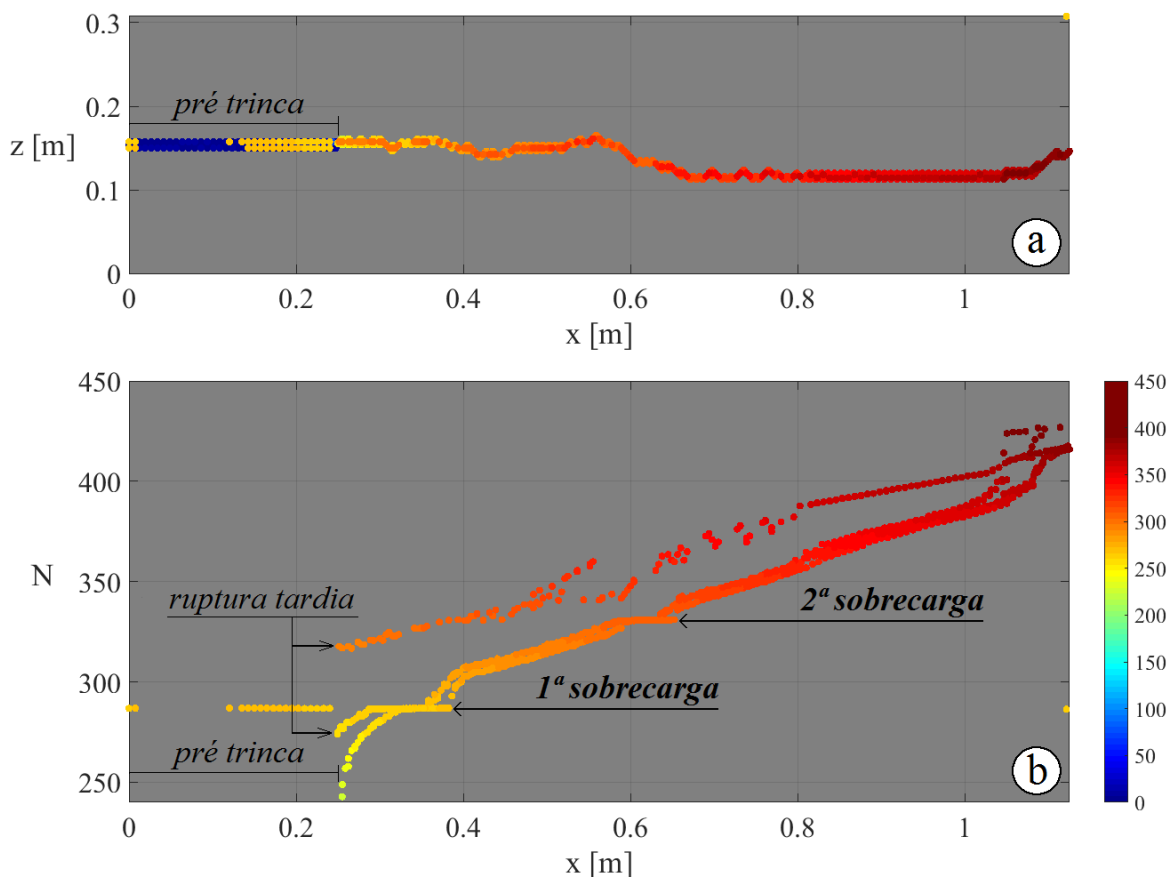


Figura 4.36 - Vistas de topo (a) e frontal (b) do gráfico que registra as coordenadas x e z versus o instante de ruptura de cada barra, expresso em número de ciclos, no caso com sobrecargas.

Nos gráficos da Figura 4.35 e da Figura 4.36, os pontos mais baixos correspondem às primeiras barras a romper em suas respectivas coordenadas x . Capturando estes pontos e unindo-os com segmentos de reta, é possível delinear as curvas a versus N obtidas para os dois modelos. Neste processo, se opta por capturar pontos até o limite dentro do qual o ritmo de ruptura dos elementos está acelerando, até cerca de 390 ciclos. A desaceleração do ritmo de ruptura dos elementos, que ocorre na eminência da fratura, é uma característica de funcionamento do modelo e foge ao interesse da análise.

Na Figura 4.37, visualiza-se a sobreposição das curvas a versus N obtidas para o caso com sobrecargas, em azul, e sem sobrecargas, em vermelho. A comparação das duas curvas torna claro o efeito dos eventos de sobrecarga nas propagações simuladas. No momento da aplicação, as sobrecargas fazem a trinca avançar rapidamente, logo após, porém, retardam significativamente a velocidade de propagação por algum tempo, gerando os “degraus” visíveis na curva azul.

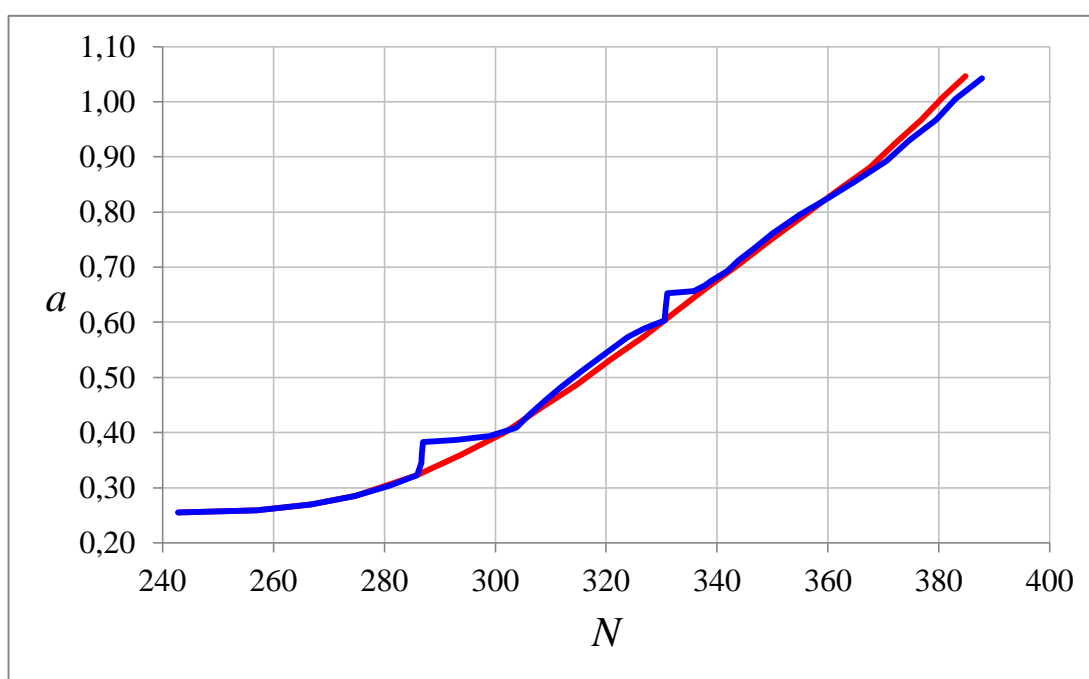


Figura 4.37 – Sobreposição das curvas a versus N obtidas para o caso com sobrecargas (azul) e sem sobrecargas (vermelho).

Com base nos resultados apresentados neste capítulo, se observa que os eventos de sobrecarga produzem uma vida em fadiga mais longa do se obtém com carregamento de amplitude constante. Esta diferença, porém, é pequena, pois o retardo da velocidade de propagação da trinca é precedido por um rápido avanço da mesma, de forma que o avanço e o retardo ficam próximos de anular o efeito um do outro na vida em fadiga do modelo. Assim, as propriedades do modelo com a lei constitutiva híbrida, embora capazes de simular forças residuais compressivas, não são adequadas para capturar efeitos de fechamento de trinca intensos ao ponto de gerar aumento significativo na vida em fadiga do componente, nos conformes do exemplo ilustrado na curva genérica da Figura 2.2.

A metodologia de análise apresentada neste capítulo, para os resultados obtidos com a lei constitutiva híbrida, também foi aplicada à resultados obtidos com a lei constitutiva original. A análise destes resultados está registrada no Apêndice A e demonstra que, com a lei constitutiva original, as sobrecargas também provocam os efeitos de avanço da trinca seguido de retardo na velocidade de propagação. Com a lei constitutiva original, porém, o comprimento da trinca no caso sobrecarregado é sempre maior do que no caso sem sobrecargas, diferente do que se observa com a lei constitutiva híbrida, onde as sobrecargas chegam a gerar um pequeno acréscimo na vida em fadiga do modelo. Assim, conclui-se que as forças residuais compressivas geradas pela lei constitutiva híbrida contribuem para que os eventos de sobrecarga prolonguem a vida em fadiga do modelo, por mais sutil que este efeito seja.

Na Figura 4.27, verifica-se que na lei constitutiva híbrida a dissipação energética dos elementos também se dá pelo efeito de decréscimo da rigidez, porém, como predomina o efeito de deformação residual, o comportamento da lei constitutiva híbrida é razoavelmente mais próximo da lei de rigidez constante do que da lei original. Desse modo, nesta aplicação, considera-se suficiente a comparação entre os comportamentos obtidos com a lei constitutiva híbrida e com a lei constitutiva original, dado o contraste entre as duas.

4.4 Aplicação 4

Nesta Seção, apresenta-se os estudos de fadiga multiaxial realizados através do DEM. Na Seção 4.4.1, analisa-se os efeitos de diferentes estados de tensão, em fadiga multiaxial

proporcional, na orientação dos planos danificados que se desenvolvem nos modelos, segundo a metodologia apresentada na Seção 3.4. Na Seção 4.4.2, num primeiro momento, analisa-se os efeitos de fadiga multiaxial não proporcional na orientação dos planos danificados em um modelo carregado com componentes de tensão defasados 90° . Num segundo momento, utiliza-se a lei constitutiva híbrida, apresentada na Seção 3.2, para comparar o desempenho em fadiga e os níveis de dissipação energética de dois modelos, sendo um submetido a carregamento proporcional e o outro a carregamento não proporcional defasado 90° .

4.4.1 Estudos com Carregamentos Multiaxiais Proporcionais

Para estudar os efeitos de fadiga multiaxial proporcional na anisotropia do dano, utiliza-se modelos de placa quadrados, em estado plano de deformações, submetidos a carregamentos simultâneos de tração e cisalhamento. A magnitude das componentes de tensão oscila entre zero e o valor máximo, de forma que o sentido das cargas não se inverte. Variando a proporção tração/cisalhamento, aplica-se cinco carregamentos distintos para verificar a influência do estado de tensões na orientação dos planos danificados

Na Figura 4.38(a), visualiza-se a geometria do modelo e o carregamento aplicado, na Figura 4.38(b), observa-se os vetores de força aplicados aos nós centrais das células cúbicas, sendo F_C a força de corte e F_T a força de tração. Nas margens delimitadas pelos retângulos verdes, na Figura 4.38(b), os elementos tiveram sua deformação crítica (ϵ_p) aumentada dez vezes em relação ao valor original. Essa margem de barras mais resistentes tem quatro células cúbicas de espessura, e seu objetivo é evitar a possível ruptura de elementos na região onde se aplica a tração.

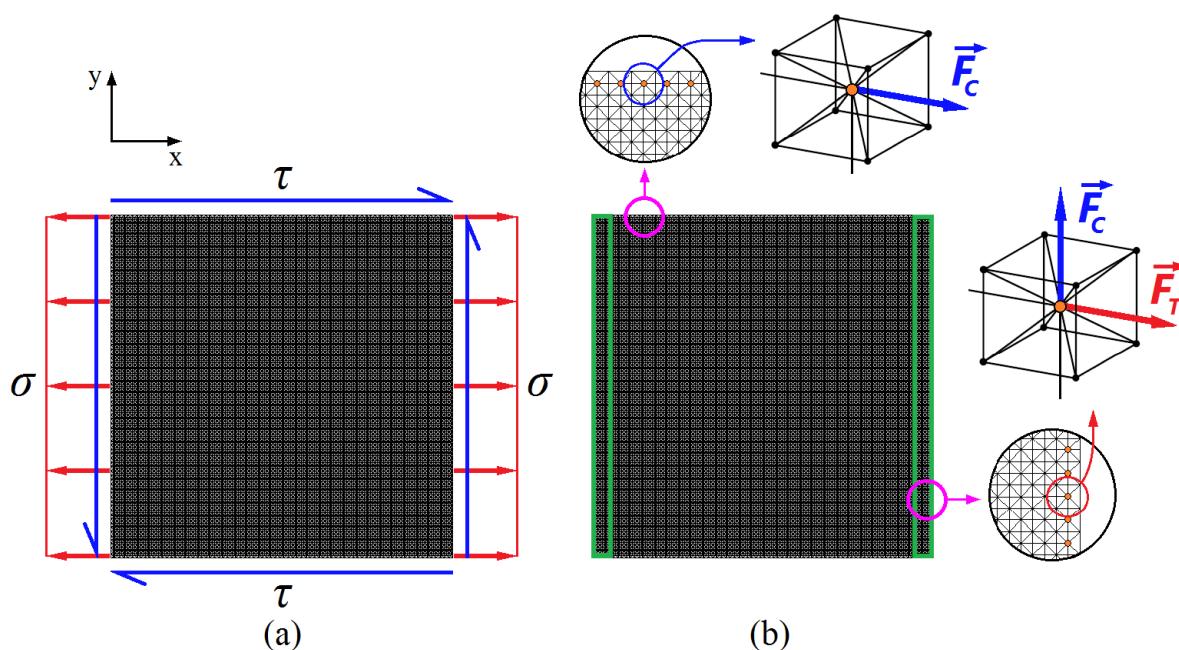


Figura 4.38 – Condições de contorno do modelo utilizado para estudo de fadiga multiaxial, onde nas faixas compreendidas pelos retângulos verdes o valor de deformação ϵ_p dos elementos é multiplicada por dez.

Em todas as simulações de fadiga multiaxial realizadas neste trabalho, a tenacidade do material, G_f , foi considerada como um campo aleatório com valor médio definido na Tabela 4.4, com distribuição estatística de Weibull e coeficiente de variação de 70%. Conforme verificado na Aplicação 2, esta variabilidade agrega ao comportamento do modelo características de materiais heterogêneos. Outras propriedades do material simulado podem ser verificadas na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 – Demais propriedades relevantes do modelo utilizado.

L (ver Figura 2.15)	0.0075m
Número de módulos na direção x	79
Número de módulos na direção y	79
Número de módulos na direção z	1
Coefficiente de Poisson [ν]	0.25
Massa específica [ρ]	2400 kg/m ³
Módulo de Young [E]	35 GPa
Energia específica de fratura [G_f]	16000 N/m
Deformação crítica de falha [ϵ_p]	8.28×10^{-4}
Deformação de ruptura [ϵ_r]	5.00×10^{-2}
Coefficiente de Variação de G_f	70%

Conforme mencionado anteriormente, são simuladas cinco proporções diferentes entre tração e cisalhamento, com o objetivo de verificar a influência do estado de tensões na orientação dos planos danificados, calculada conforme a metodologia apresentada na Seção 3.4. Simbolizando tração por σ e cisalhamento por τ , de acordo com a Figura 4.38, os carregamentos simulados são:

- 1) $\tau = 0$ (tração pura)
- 2) $\sigma = 2\tau$
- 3) $\sigma = \tau$
- 4) $\sigma = \tau/2$
- 5) $\sigma = 0$ (cisalhamento puro)

Segundo o funcionamento da Equação 3.3, os casos de tração pura e cisalhamento puro devem orientar os planos danificados com inclinações próximas a 90° e 45° , respectivamente. Casos intermediários devem ilustrar a transição entre estes dois valores.

Para analisar o desenvolvimento dos planos danificados, se verifica como sua inclinação varia no tempo. Na Figura 4.39, ilustra-se a variação de θ no tempo para o caso de tração pura, com o tempo expresso em número de ciclos de carga transcorridos, representados por N. No gráfico da Figura 4.39, o valor de θ inicia em 90° e, por efeito dos sucessivos ciclos de carga que geram os “degraus” na curva, aproxima-se de um valor ligeiramente superior,

estabilizando-se em 90.09° , compatível com o dano predominante na direção x (ver Figura 3.7).

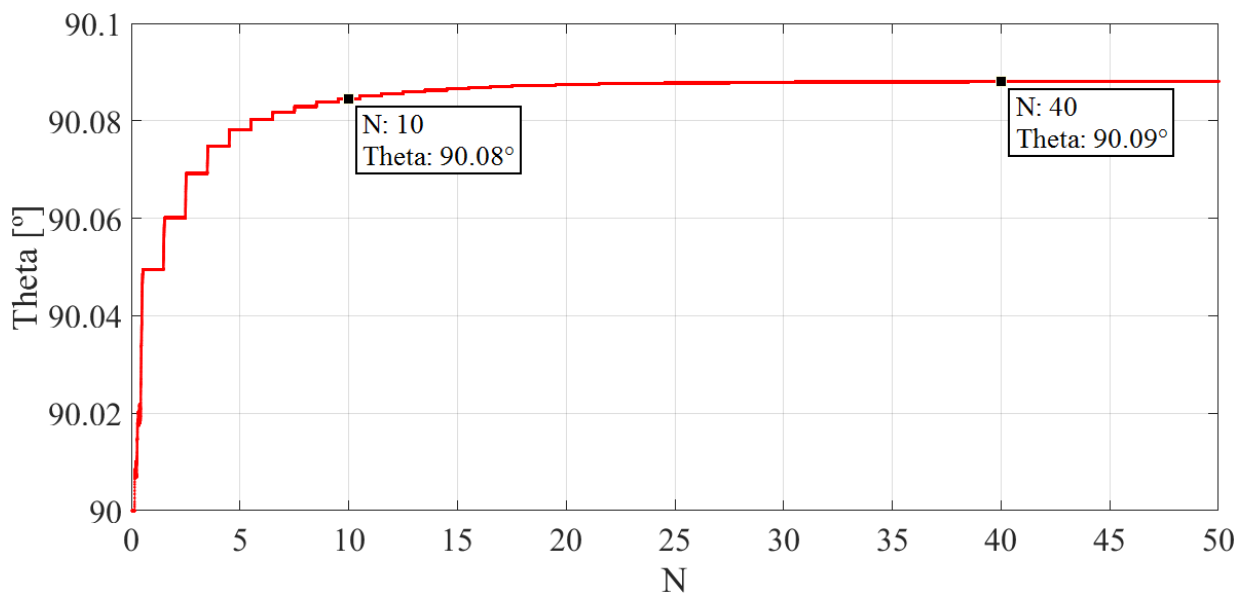


Figura 4.39 – Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso de tração pura.

Na Figura 4.40, ilustra-se a variação do ângulo de inclinação dos planos danificados através do tempo para o caso de cisalhamento puro ($\sigma = 0$), onde o detalhe à direita exibe os instantes iniciais da simulação de forma ampliada, permitindo visualizar a rápida estabilização de θ . No gráfico da Figura 4.40, novamente o ângulo θ inicia em 90° , isto se repete com os demais estados de tensão.

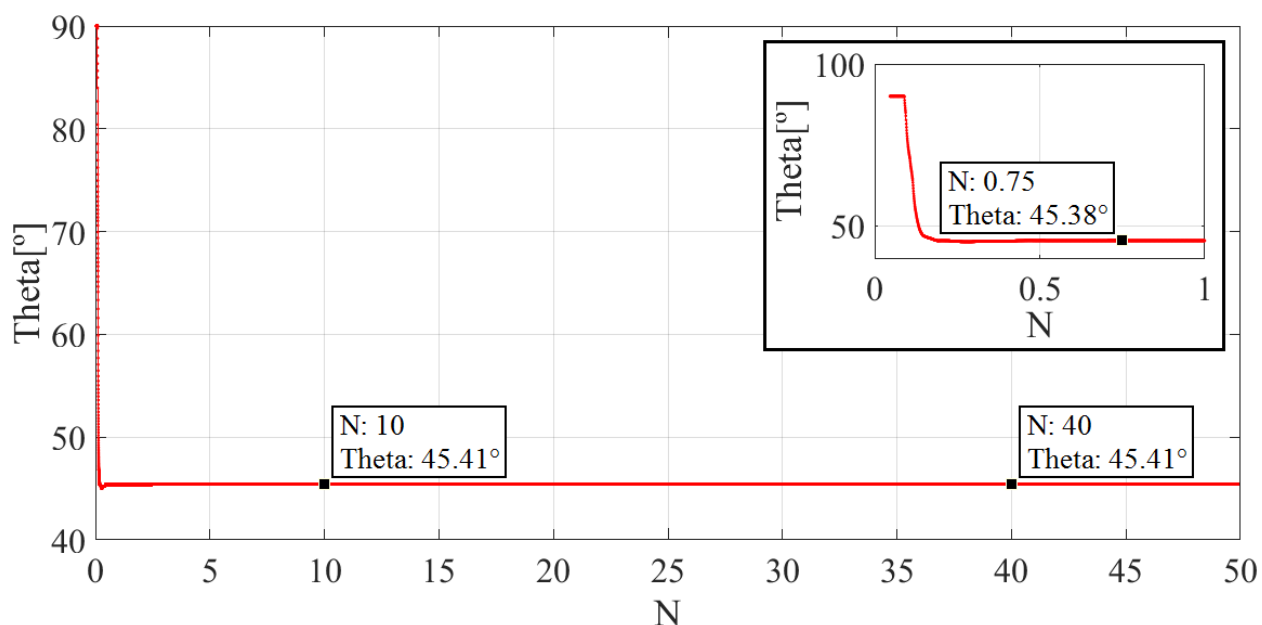


Figura 4.40 – Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso de cisalhamento puro.

Na Figura 4.41, ilustra-se a variação no tempo do ângulo de inclinação dos planos danificados, θ , para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$). No gráfico da Figura 4.41, θ novamente inicia em 90° e decai rapidamente, oscilando até a metade do primeiro ciclo, quando atinge o valor de 67.19° . Com sucessivos ciclos de carga, o ângulo aumenta até atingir 67.55° , onde se estabiliza.

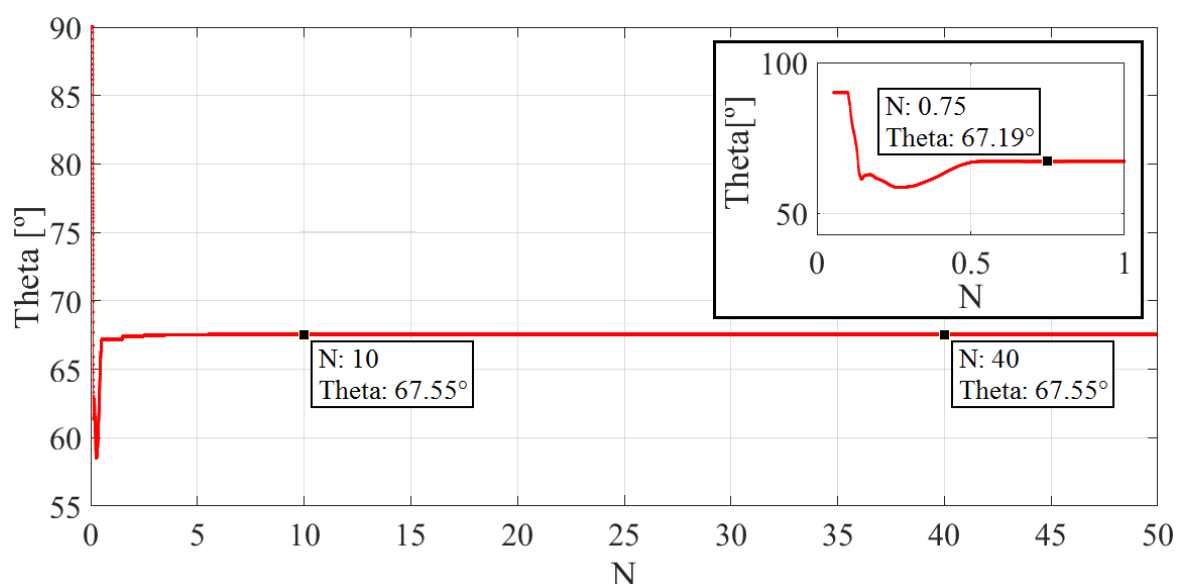


Figura 4.41 – Variação do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, através do tempo, para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$).

Como a tenacidade à fratura do material é distribuída conforme campo aleatório (ver Capítulo 4, Seção 2.4.3), se realizara três simulações para verificar a influência da aleatoriedade na orientação dos planos danificados. Na Tabela 4.5, apresenta-se os valores de inclinação dos planos danificados obtidos para os cinco carregamentos simulados, sendo três destes multiaxiais e proporcionais. Os cinco ângulos θ resultantes são verificados para três simulações diferentes, totalizando quinze resultados.

Tabela 4.5 – Ângulos de inclinação dos planos danificados hipotéticos, θ , resultantes para cinco estados de tensão e três campos aleatórios distintos.

Campo Aleatório	$\tau = 0$	$\sigma = 2\tau$	$\sigma = \tau$	$\sigma = \tau/2$	$\sigma = 0$
A	90.09°	79.31°	67.55°	56.38°	45.41°
B	89.99°	79.13	67.40°	56.07°	45.24°
C	90.04°	79.12°	67.06°	56.46°	45.26°

Segundo a metodologia de cálculo da inclinação dos planos danificados, apresentada na Seção 3.4, a Equação 3.3 se baseia na dissipação energética de conjuntos de elementos orientados em diferentes direções para estabelecer uma relação lógica entre a anisotropia do dano e um valor de inclinação, θ . A Equação 3.3 contempla as condições de que esta

inclinação seja igual a 90° quando o dano for causado por tração pura na direção x , e igual a 45° quando este for causado por cisalhamento puro no plano xy .

Com base na lógica da Equação 3.3 se afirma que, para os estados de tensão estudados nesta aplicação, o ângulo de inclinação dos planos danificados, calculado durante o desenvolvimento estável do dano, descreve mais fielmente o estado de tensões no modelo do que a orientação da fissura que termina nucleando nos estágios finais do processo de dano. Para ilustrar este fato, utiliza-se gráficos que registram as coordenadas x e y do centro de cada barra e o seu nível de dano. Estes gráficos geram superfícies onde o nível de dissipação energética é sinalizado em escala de cores, o que possibilita visualizar a difusão e a intensidade do dano na geometria. Ilustra-se aqui os casos de tração pura ($\tau = 0$), corte puro ($\sigma = 0$) e o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$), sendo que os estados de tensão contrastantes auxiliam na interpretação dos resultados.

Na Figura 4.42, ilustra-se o gráfico gerado para o caso de tração pura ($\tau = 0$), onde a escala de cores sinaliza o nível de dissipação energética em cada elemento do modelo. Analisando a Figura 4.42, observa-se pequenas aglomerações de barras mais intensamente danificadas, visualizadas na forma de pontos mais claros que se alinham em diferentes direções. Embora a heterogeneidade do material confira ao alinhamento desses pontos um aspecto tortuoso, parece haver uma tendência à verticalização desses alinhamentos de pontos correspondentes aos elementos mais danificados, orientando-os, ainda que tortuosamente, em direção normal à direção da tração aplicada neste caso. Na Figura 4.42, uma seta indica a aglomeração de elementos danificados que dá origem à descontinuidade, formando uma fissura inclinada em aproximadamente 135° . Durante a propagação crítica da fissura nucleada, esta tende a verticalizar-se, tornando-se normal à direção de aplicação da carga, conforme observado no detalhe à direita da Figura 4.42, onde se visualiza a forma fraturada do modelo. Cabe observar que, embora o cálculo do ângulo de inclinação dos planos danificados, para o caso de tração pura, se baseie na dissipação energética para obter o valor próximo a 90° , o aspecto final da fratura é suscetível à heterogeneidade do material, e pode não representar claramente a direção das cargas que produziram a falha.

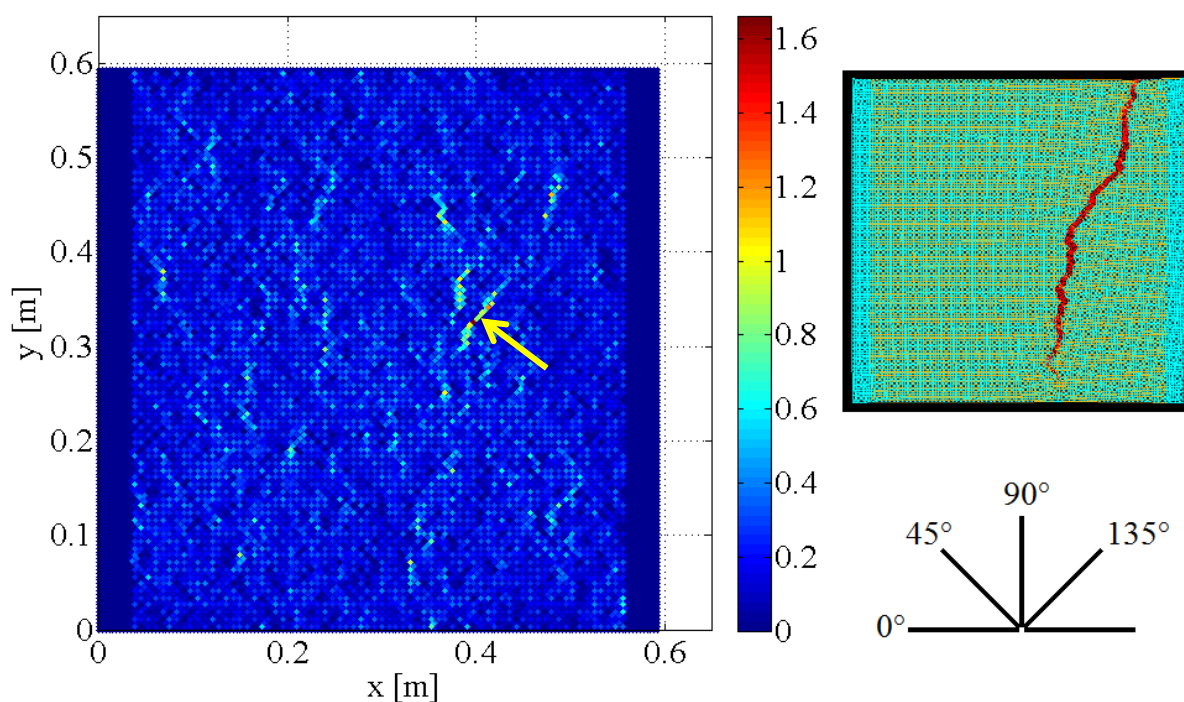


Figura 4.42 - Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, sinalizado por escala de cores (esquerda) e orientação da fratura durante propagação crítica (direita) para o caso de tração pura ($\tau = 0$).

Na Figura 4.43, ilustra-se o gráfico gerado para o caso de cisalhamento puro ($\sigma = 0$). Neste caso, observa-se uma aglomeração de barras mais intensamente danificadas formando uma faixa que passa pelo centro da placa, com inclinação aproximada de 45° . Esta região está delimitada na Figura 4.43 pelas curvas tracejadas para facilitar sua visualização. Existem também regiões danificadas menores junto às extremidades superior direita e inferior esquerda da placa, estas estão associadas às condições de contorno do modelo e fogem ao interesse da análise.

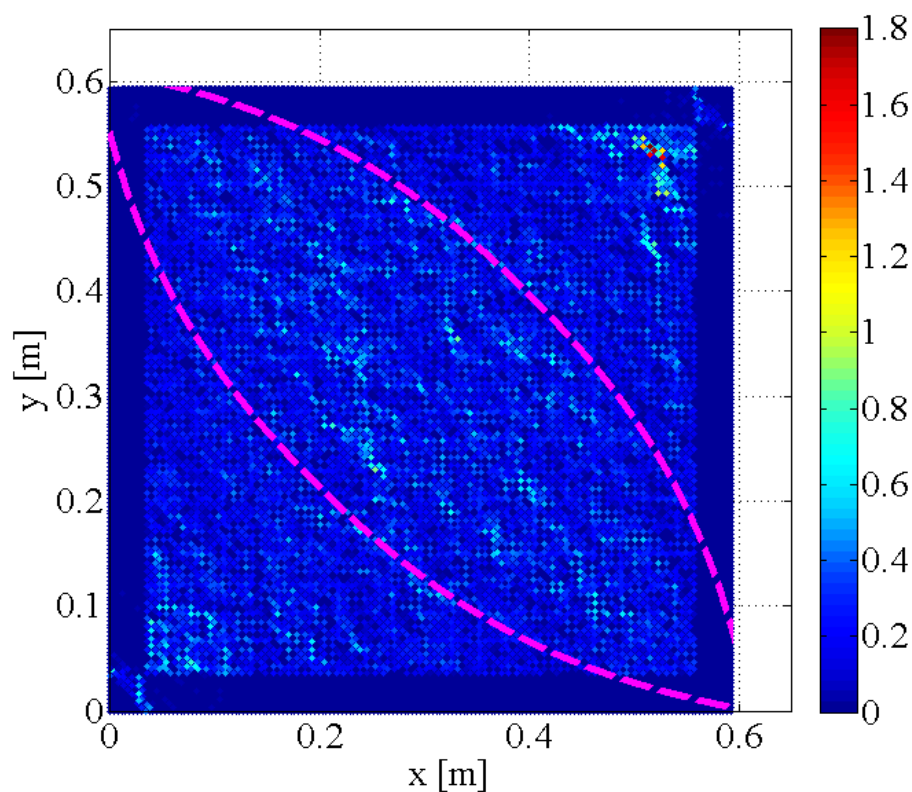


Figura 4.43 - Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, indicado por escala de cores, para o caso de cisalhamento puro ($\sigma = 0$), onde se delimita com as curvas tracejadas a região de dissipação energética mais intensa.

Na Figura 4.44, ilustra-se o gráfico gerado para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$), onde se observa a mescla de características verificadas nos gráficos da Figura 4.42 e da Figura 4.43. Não obstante, o ângulo de inclinação dos planos danificados neste caso, de 67.55° , indica haver dissipação energética em quantidades semelhantes na direção x e na direção perpendicular ao plano inclinado 45° (ver Figura 3.7). Dessa forma, o aspecto do gráfico indica compatibilidade com esta composição.

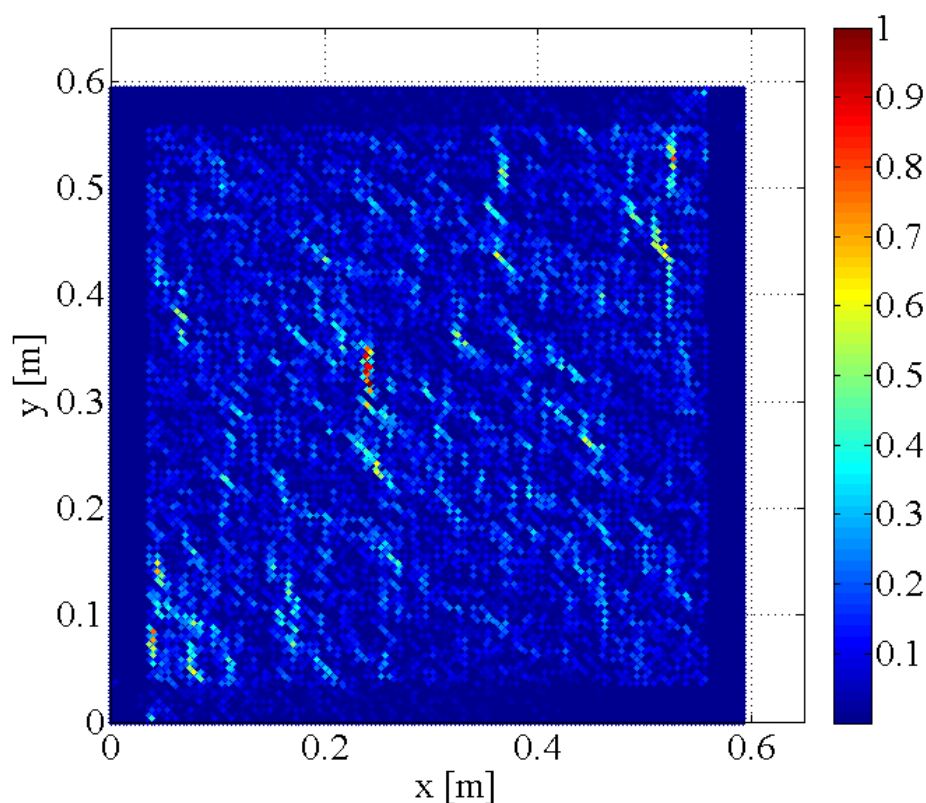


Figura 4.44 - Nível de dissipação energética em cada elemento do modelo, indicado por escala de cores, para o caso multiaxial proporcional ($\sigma = \tau$).

4.4.2 Estudos com Carregamentos Multiaxiais Não Proporcionais

Nesta Seção, se estuda a influência do carregamento cíclico não proporcional na orientação dos planos danificados. Analisa-se, também, os efeitos da proporcionalidade e não proporcionalidade no desenvolvimento do dano e na vida em fadiga do material, utilizando para tal a lei constitutiva híbrida, apresentada na Seção 3.2.

Para verificar o efeito da não proporcionalidade na orientação dos planos danificados, trabalha-se com carregamento multiaxial onde os componentes de tensão oscilam defasados 90° . As tensões de tração e cisalhamento têm a mesma amplitude ($\sigma = \tau$), como no caso multiaxial apresentado na Seção anterior. A oscilação dos vetores de força aplicados a um nó através do tempo é verificada na Figura 4.45, sendo que a localização dos nós submetidos a este carregamento está ilustrada na Figura 4.38(b).

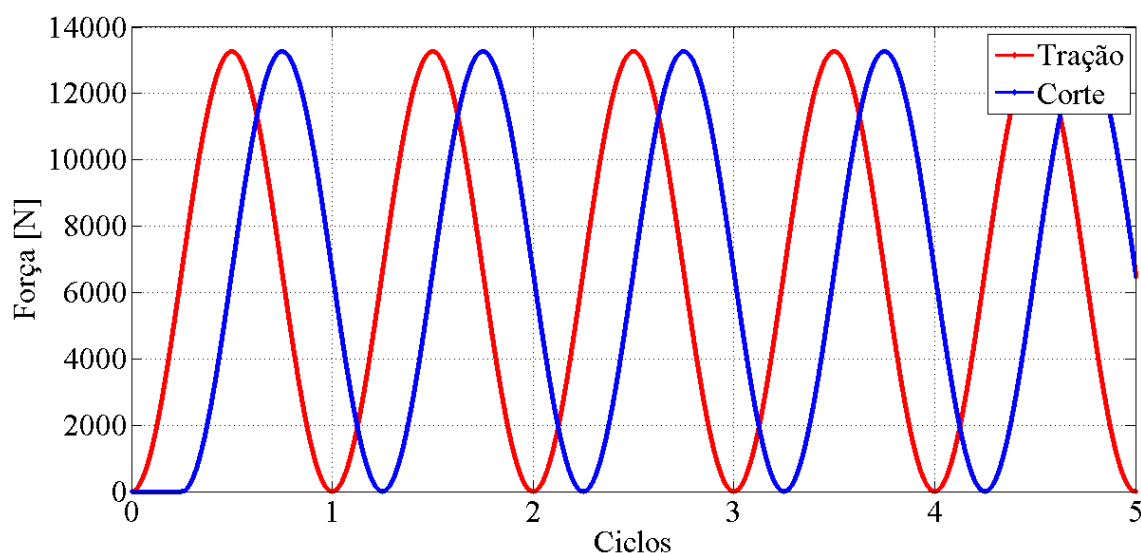


Figura 4.45 – Oscilação dos vetores de força defasados 90°, aplicados a um dos nós carregados para simulação de carregamento multiaxial não proporcional.

A variação do ângulo dos planos danificados através do tempo, para o caso multiaxial não proporcional, é ilustrada na Figura 4.46, onde se verifica que a defasagem do carregamento gera oscilações no ângulo θ , calculado através da Equação 3.3. Estas oscilações, indicadas pelos ressaltos periódicos na curva, acompanham a direção da tensão equivalente agindo no modelo, e são características de carregamentos multiaxiais não proporcionais. Conforme o dano evolui, a taxa de dissipação energética decresce, o que diminui a amplitude das oscilações de θ . No vigésimo quinto ciclo de carregamento, o valor de θ já é estável em 69.45°.

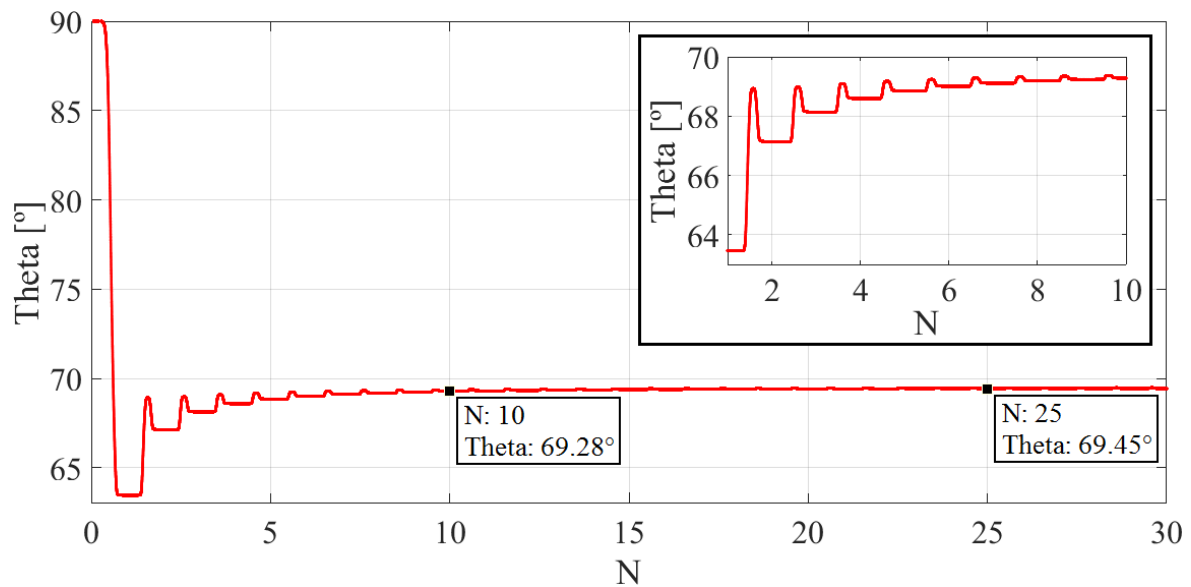


Figura 4.46 - Oscilações do ângulo de inclinação dos planos danificados hipotéticos, θ , para carregamento multiaxial não proporcional defasado 90° .

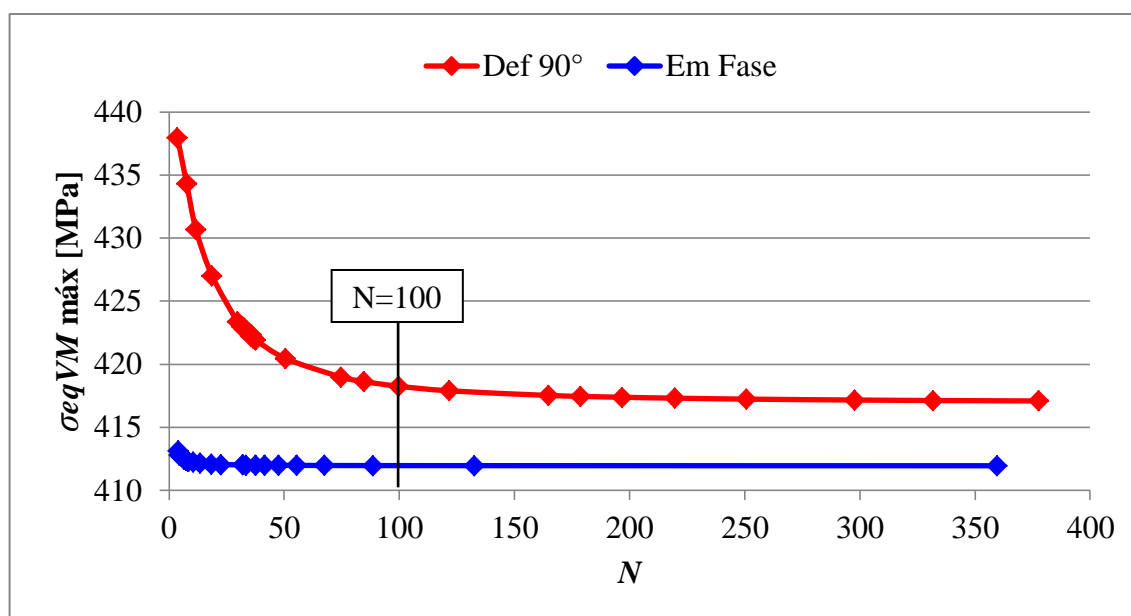
Prosseguindo o estudo de fadiga multiaxial através do DEM, utiliza-se a lei constitutiva híbrida, com deformação residual e rigidez variável, apresentada na Seção 3.2, para comparar o desempenho em fadiga e os níveis de dissipação energética de dois modelos, sendo um submetido a carregamento multiaxial proporcional e o outro a carregamento multiaxial não proporcional, com defasagem de 90° . A configuração dos modelos analisados permanece a mesma descrita na Figura 4.38 e utilizada ao longo da Seção 4.4.1 e da atual Seção, sendo placas em estado plano de deformação, carregadas por tensões de tração e cisalhamento. Salienta-se que, nos estudos a seguir, a razão entre as magnitudes das componentes de tração e cisalhamento é sempre unitária ($\sigma/\tau = 1$).

Para comparar a magnitude dos carregamentos do caso proporcional com o caso não proporcional, o estado de tensões nas duas configurações é reduzido a uma tensão equivalente de von Mises, calculada através da Equação 4.3:

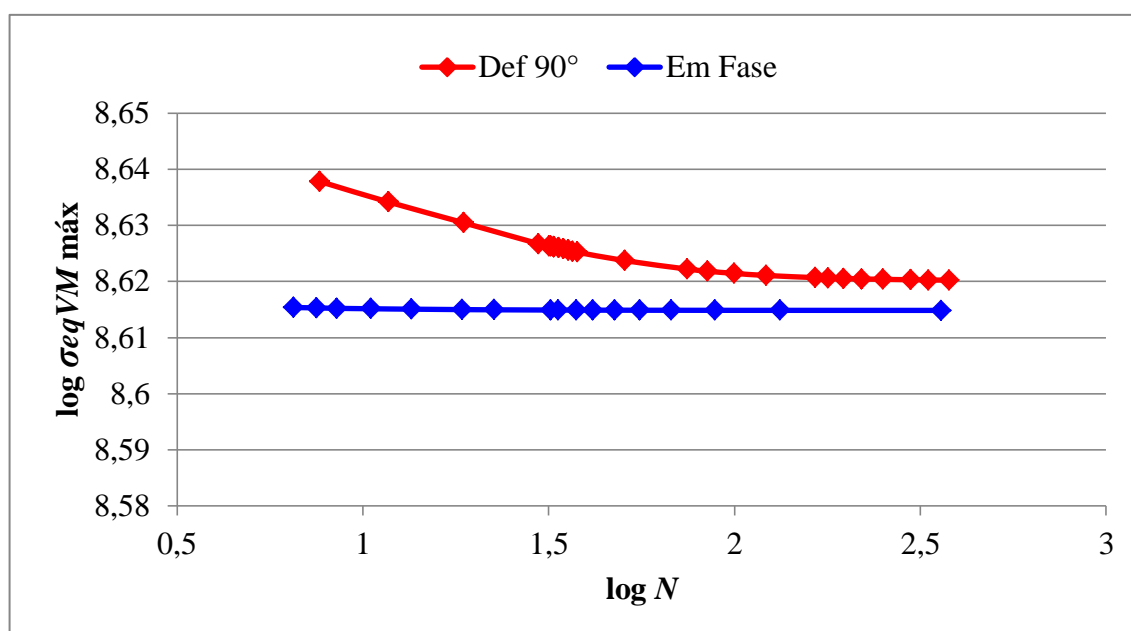
$$\sigma_{eqVM} = \sqrt{(\sigma_{xx}^2 + 3\tau_{xy}^2)} \quad (4.3)$$

Onde σ_{eqVM} é a tensão equivalente atuando no modelo, σ_{xx} é o componente de tração aplicada na direção x e τ_{xy} o componente de cisalhamento que atua no plano xy, conforme esquematizado na Figura 4.38.

Como a tensão equivalente de von Mises (σ_{eqVM}) varia ciclicamente com as componentes de tração e cisalhamento, para gerar as curvas de vida em fadiga multiaxial dos modelos no caso proporcional e não proporcional, se opta por representar a magnitude da carga através do nível máximo que σ_{eqVM} atinge em cada caso. Posteriormente, demonstra-se que o valor médio de σ_{eqVM} difere do caso proporcional para o não proporcional, o que torna inadequado comparar a amplitude da tensão equivalente de von Mises: $\Delta\sigma_{eqVM} = (\sigma_{eqVM\ máx} - \sigma_{eqVM\ mín})/2$ que ocorre em cada caso de carregamento. Na Figura 4.47(a), ilustra-se as curvas de vida em fadiga obtidas com carregamento proporcional (em fase) e não proporcional (defasado 90°), onde a curva vermelha corresponde a caso não proporcional, e a curva azul ao caso proporcional. No gráfico da Figura 4.47(a), está demarcado o ponto correspondente a 100 ciclos de vida em fadiga em ambas as curvas. Posteriormente, se realiza uma comparação entre as dissipações energéticas de dano geradas pelos dois tipos de carregamento para essa durabilidade em fadiga. Na Figura 4.47(b), as curvas de vida em fadiga correspondentes às duas condições de carregamento são visualizadas em escala bi logarítmica.



(a)



(b)

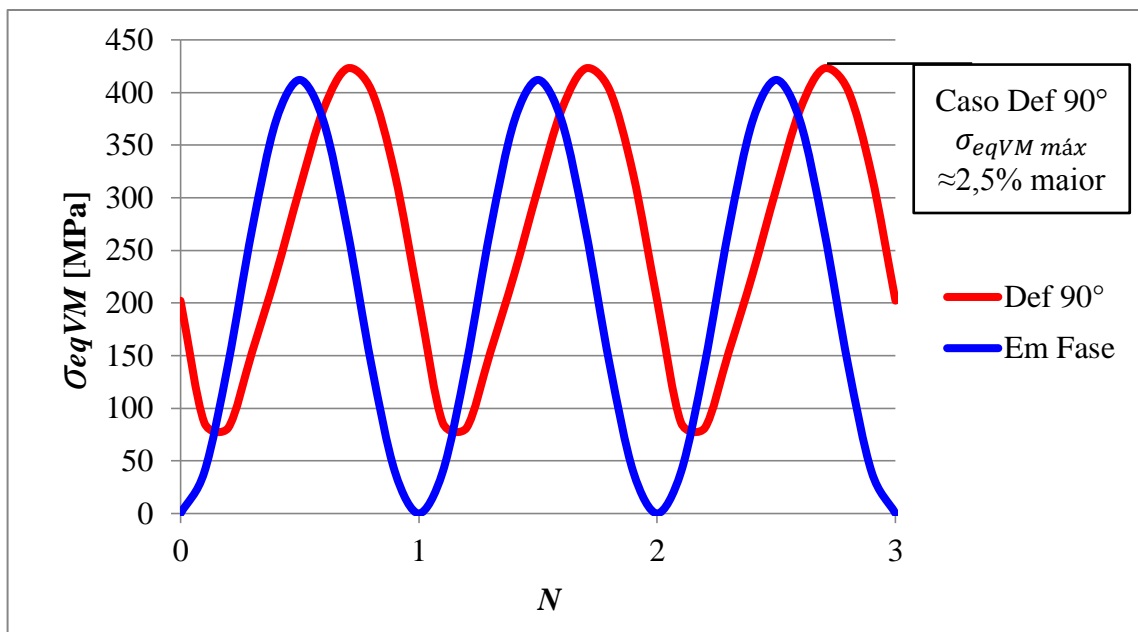
Figura 4.47 – Em (a) se visualiza as curvas de vida em fadiga dos modelos obtidas com carregamento proporcional (azul) e não proporcional (vermelha); em (b) as mesmas curvas são visualizadas em escala bi logarítmica. Estas curvas relacionam o nível máximo da tensão equivalente de von Mises (σ_{eqVM}) ao número de ciclos transcorridos até a fratura dos modelos.

A partir dos gráficos exibidos na Figura 4.47, conclui-se que o carregamento não proporcional é menos severo para o material simulado, demandando níveis maiores de tensão equivalente para igualar a vida em fadiga que se atinge no caso proporcional. Observa-se também que, para durabilidades inferiores a 100 ciclos, a vida em fadiga do material é menos sensível à variação do nível de σ_{eqVM} no caso não proporcional, e mais sensível no caso proporcional, sendo este um sintoma da menor severidade do carregamento defasado 90°. Assim, verifica-se que as propriedades constitutivas do modelo interagem com o carregamento multiaxial não proporcional de forma que este se torna menos severo para o material simulado do que o carregamento proporcional.

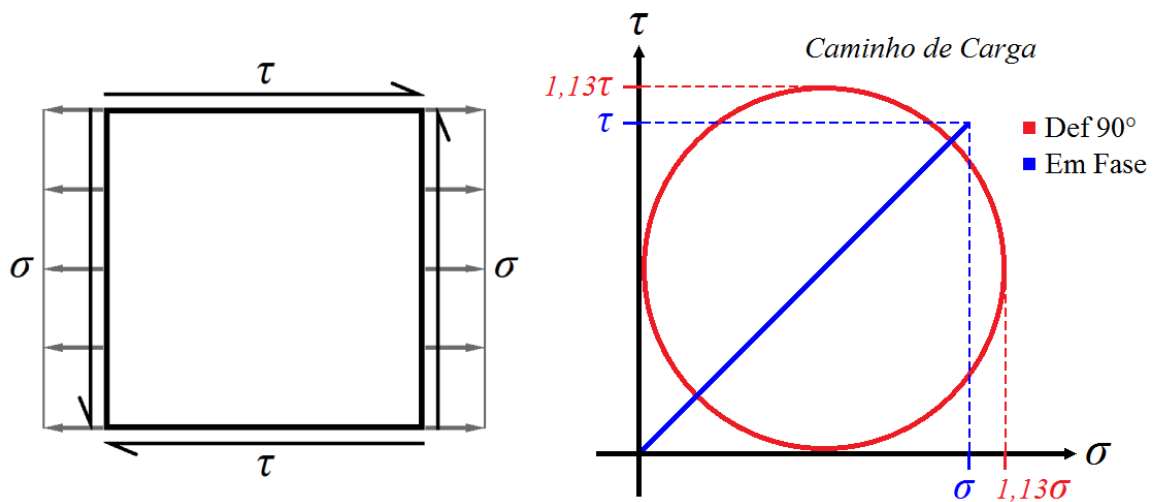
Observadas as diferenças na vida em fadiga provocadas pelos carregamentos multiaxiais em fase e defasado 90°, surge o interesse de se comparar a dissipação energética provocada pelas duas configurações de carga. Para que estas duas condições de carregamento, com desempenhos em fadiga distintos, possam ter suas dissipações energéticas diretamente comparadas, adota-se como critério de equivalência o número de ciclos transcorridos até a fratura. Assim, realiza-se a comparação nos seguintes termos:

- Nas duas configurações de carga, a ruptura ocorre em $N=100$ ciclos;
- Para a vida em fadiga fixada, no modelo com carregamento defasado 90°, a amplitude das componentes de tração e cisalhamento necessita ser aproximadamente 13% maior do que no caso proporcional para igualar sua durabilidade em fadiga;
- Para a vida em fadiga fixada, o valor máximo da tensão equivalente de von Mises, σ_{eqVM} , resulta aproximadamente 2,5% maior para o caso defasado 90° do que para o caso em fase, o que se deve ao aumento da magnitude dos componentes de tensão.

Na Figura 4.48(a), o gráfico ilustra a variação no tempo da tensão equivalente de von Mises para carregamento em fase (curva azul) e defasado 90° (curva vermelha), de modo que ambas as configurações atingem 100 ciclos de vida em fadiga. Na Figura 4.48(b), visualiza-se o caminho de carga para o caso em fase (azul) e defasado 90° (vermelho), onde se ilustra o acréscimo de 13% na magnitude das componentes de tensão do caso não proporcional, que é necessário para que o carregamento defasado 90° possa igualar a vida em fadiga que se obtém com carregamento em fase, de 100 ciclos.



(a)



(b)

Figura 4.48 – Em (a) ilustra-se as curvas de variação no tempo da tensão equivalente de von Mises (σ_{eqVM}) para carregamento multiaxial proporcional (curva azul) e não proporcional (curva vermelha); Em (b), ilustra-se o caminho de carga para carregamento em fase e defasado 90° e o acréscimo na magnitude das componentes de tensão do caso não proporcional, necessário para igualar a vida em fadiga nos dois casos.

Como visualizado na Figura 4.48(a), o valor médio da tensão equivalente de von Mises difere do caso proporcional para o não proporcional. Isto torna inadequado, para este

caso, comparar curvas de vida em fadiga geradas com a amplitude da tensão equivalente de von Mises: $\Delta\sigma_{eqVM} = (\sigma_{eqVM\ máx} - \sigma_{eqVM\ mín})/2$, semelhante ao que se realiza na Aplicação 2. Assim, para gerar as curvas de vida em fadiga visualizadas na Figura 4.47, utiliza-se como medida de tensão o valor máximo de σ_{eqVM} , comparando o nível máximo da sollicitação mecânica ao longo da vida em fadiga produzida pelos dois tipos de carregamento.

A comparação entre as dissipações energéticas devidas ao dano nos dois casos de carga é realizada com base em gráficos de três eixos, semelhantes aos apresentados na Figura 4.42, Figura 4.43 e Figura 4.44, contendo pontos cujas coordenadas x e y correspondem ao centroide de cada barra e cuja 3ª dimensão (sinalizada em escala de cores), indica o nível de energia dissipada na respectiva barra. Da maneira como estes gráficos estão ilustrados aqui, visualiza-se somente duas dimensões, correspondentes à altura e largura do modelo de placa no plano xy. A terceira dimensão, perpendicular ao plano xy, é representada pela escala de cores. Os múltiplos pontos, correspondentes a cada elemento do modelo, formam uma superfície e a distribuição das cores no mapa permite visualizar a distribuição do dano e sua intensidade

Para gerar os gráficos da Figura 4.49(a) e Figura 4.49(b), o nível de dissipação energética das barras foi tomado em $N=99$, quando o dano global se encontra desenvolvido e progredindo a pequenos incrementos, de forma estável. Em ambos os modelos, a fratura ocorre em $N=100$, com a propagação instável de uma fissura nucleada, seguindo o comportamento de material heterogêneo apresentado na Aplicação 2. As regiões delimitadas pelos contornos tracejados nos gráficos da Figura 4.49 serão analisadas posteriormente.

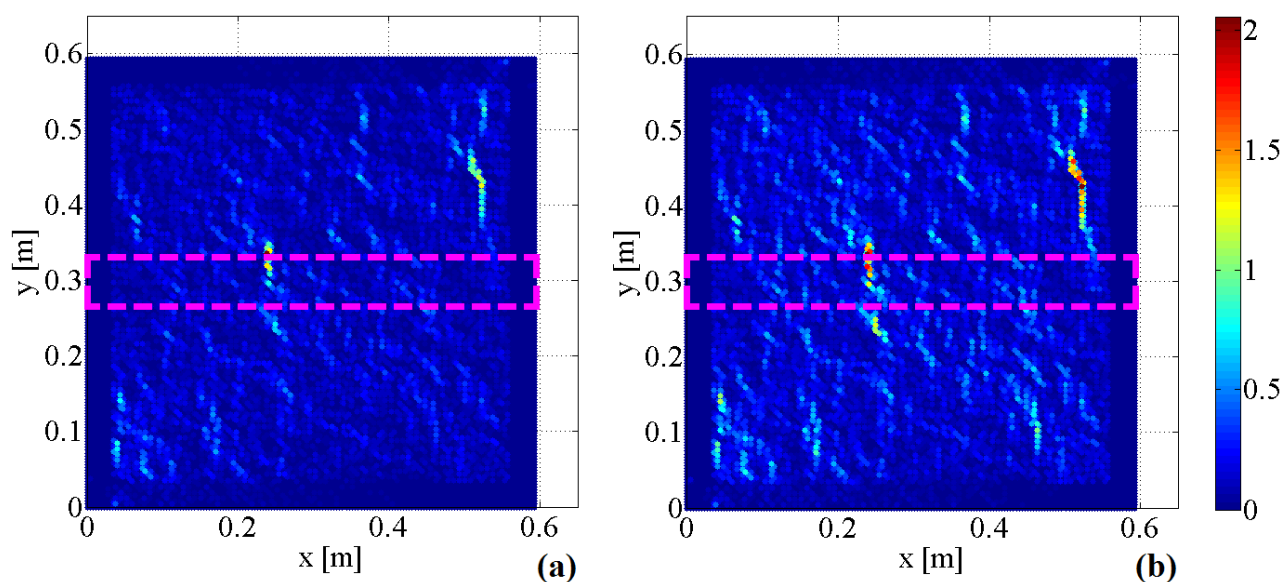


Figura 4.49 - Nível de dissipação energética de cada elemento do modelo, representado em escala de cores, para o caso de carregamento proporcional (a) e não proporcional defasado 90° (b) para modelos com vida em fadiga idêntica, no ciclo $N=99$.

Com os mesmos gráficos de ilustrados na Figura 4.49, se realiza a comparação do dano produzido pelas duas condições de carregamento em outros termos. Primeiro, seleciona-se uma “fatia” das placas como amostra do seu estado de dissipação energética. Esta fatia está indicada pelos retângulos tracejados na Figura 4.49(a) e na Figura 4.49(b), com 10% da altura total da placa e localizada em seu centro, estendendo-se ao longo do eixo x . Enquanto os gráficos na Figura 4.49 são visualizados no plano xy , as fatias tomadas como amostra são visualizadas no plano xz , lembrando que a altura dos pontos no eixo z corresponde ao nível de dissipação energética em cada barra do modelo. No plano xz , os pontos correspondentes às barras mais intensamente danificadas ao longo da fatia descrevem um perfil irregular, que é contornado utilizando segmentos de reta, conforme ilustrado na Figura 4.50 para o caso não proporcional. Na Figura 4.50 visualiza-se, nas extremidades do gráfico, regiões onde o nível de energia dissipada é praticamente nulo. Estas regiões correspondem às margens reforçadas do modelo, cujo objetivo é evitar a possível ruptura de elementos onde se aplica a tração (ver Figura 4.38).

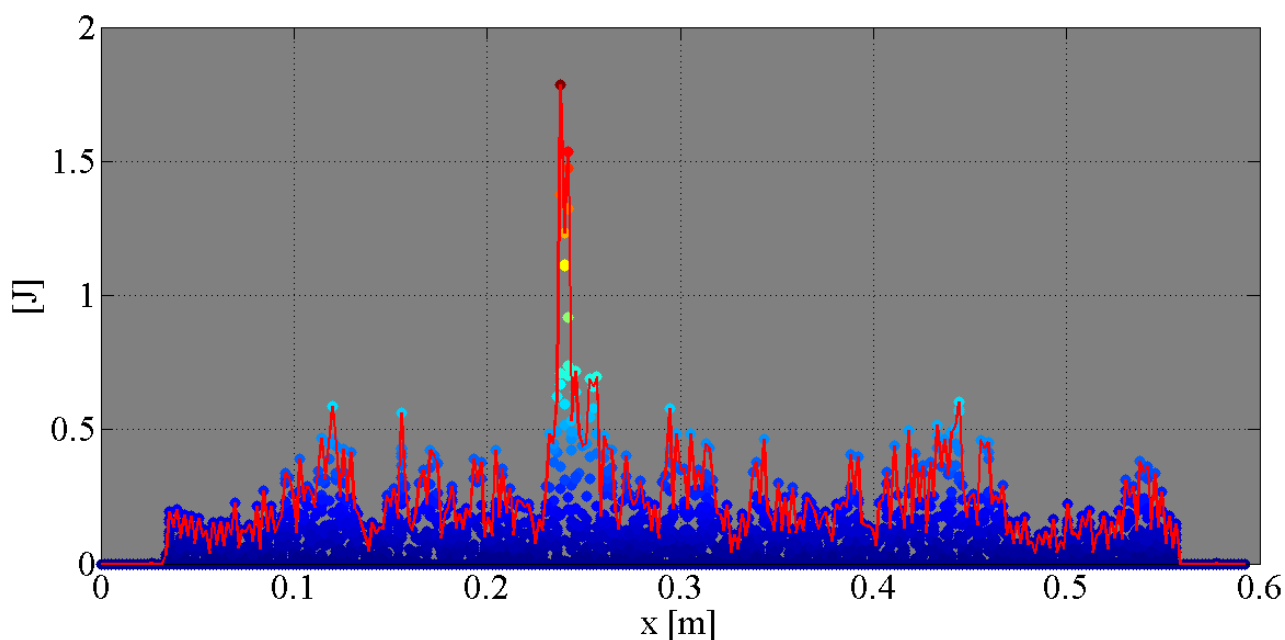


Figura 4.50 - Nível de dissipação energética das barras contidas na “fatia” de amostra indicada na Figura 4.49(b), formando um perfil irregular delineado por segmentos de reta (carregamento não proporcional).

No gráfico da Figura 4.50, os pontos mais altos, nas suas respectivas coordenadas x , são conectados por linhas retas com o objetivo de gerar uma curva que facilite a visualização da forma como a dissipação energética está distribuída ao longo da fatia de amostra. Também se facilita a comparação entre a dissipação energética provocada pelos dois casos de carga quando se sobrepõe as curvas geradas para cada caso. Tal sobreposição das curvas é visualizada na Figura 4.51, onde o perfil delineado em azul corresponde à condição de carregamento proporcional (Figura 4.49(a)), enquanto o perfil delineado em vermelho corresponde à condição não proporcional (Figura 4.49(b)). Na Figura 4.51, não são visíveis as regiões onde a dissipação energética é nula.

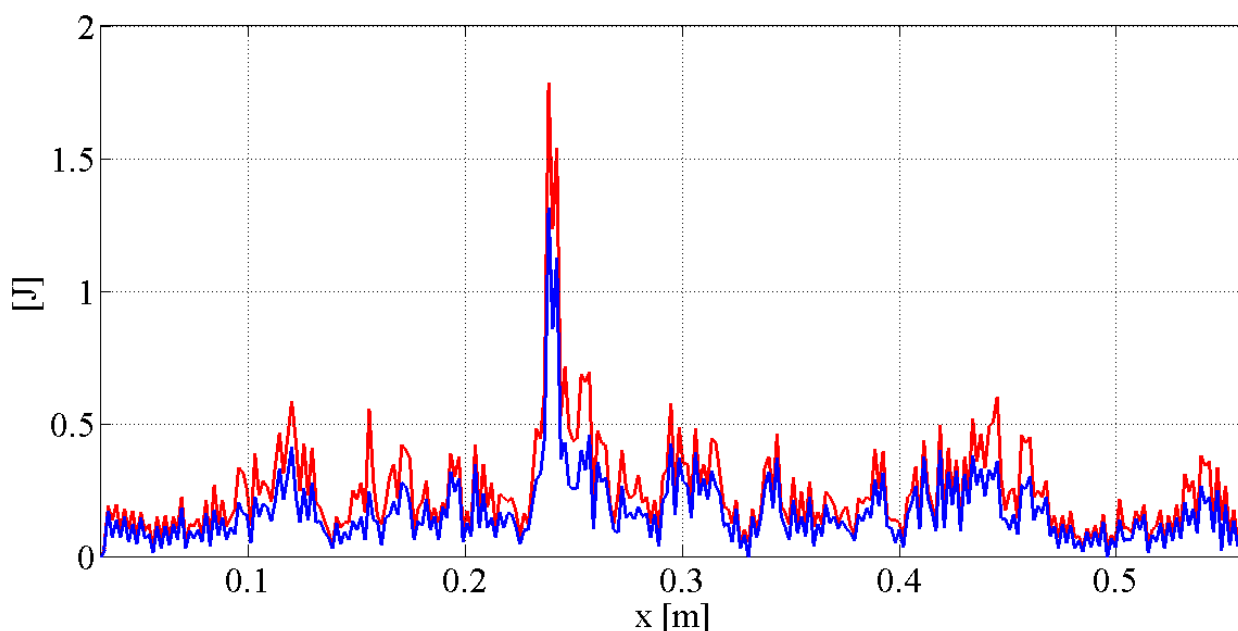


Figura 4.51 - Sobreposição dos perfis de dissipação energética nas fatias de amostra do caso de carga proporcional (azul) e não proporcional (vermelho).

As curvas ilustradas na Figura 4.51 são a representação gráfica aproximada do nível de dissipação energética ao longo da fatia de amostra, para as duas condições de carga. Como os modelos analisados diferem apenas no carregamento, sendo ademais idênticos, as curvas ilustradas na Figura 4.51 têm forma semelhante, com todos os picos e vales alinhados nas mesmas coordenadas x . O carregamento não proporcional, porém, gera uma dissipação energética mais intensa, e é possível obter uma noção quantitativa dessa diferença a partir da razão entre às áreas sob cada curva. A área sob a curva vermelha (caso não proporcional) é 45% maior que a área sob a curva azul (caso proporcional). E ao comparar o nível global de dissipação energética entre os dois modelos, no momento ilustrado na Figura 4.49 ($N=99$), verifica-se que a energia total dissipada no caso não proporcional é aproximadamente 43% maior que no caso proporcional.

Considerando que a vida em fadiga atingida sob as duas condições de carregamento é idêntica, e que as dissipações energéticas são medidas em $N=99$ para ambos os casos, pode parecer contra intuitivo que se obtenha uma dissipação energética cerca de 43% com carregamento não proporcional. Porém, ao considerar que para igualar a vida em fadiga do caso proporcional, é necessário aumentar a magnitude das componentes de tensão do caso não proporcional em aproximadamente 13%, é possível concluir que a defasagem do

carregamento altera a relação entre a dissipação energética e vida em fadiga do modelo. Vale lembrar que a defasagem em 90° das componentes de tensão provoca a rotação das direções principais. Esta rotação, associada ao aumento da magnitude das componentes de tensão, possibilita que ocorra dissipação energética mais intensa através da geometria do que se verifica com carregamento em fase, onde a direção das tensões principais é fixa.

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho, explora-se as potencialidades do DEM na simulação de diversos fenômenos de fadiga em materiais quase frágeis heterogêneos. Na Aplicação 1, estuda-se a propagação subcrítica de trincas e sua interação com duas leis constitutivas distintas. Na lei constitutiva original, os elementos dissipam energia com o decréscimo de sua rigidez, e na lei constitutiva de rigidez constante, a dissipação energética se dá por meio da deformação residual. Com respeito à Aplicação 1, conclui-se:

- Na simulação da propagação subcrítica, verifica-se o comportamento previsto na lei de Paris com as duas leis constitutivas. Como o crescimento da trinca provoca a aceleração da propagação e o aumento do fator de intensidade de tensões, a detecção do comportamento previsto por Paris é coerente e indica que o método utilizado é aplicável ao estudo deste tipo de fenômeno.

- O efeito de deformação residual simulado pela lei de rigidez constante é capaz de gerar forças residuais compressivas nos elementos danificados do modelo. Isto enseja investigar a possibilidade de se capturar efeitos de fechamento de trinca, associados à compressão residual na ponta da trinca, através do método utilizado.

Na Aplicação 2, estuda-se o desenvolvimento do dano em material heterogêneo, simulando emissões acústicas para caracterizar o modo de falha, e verificando a vida em fadiga do modelo com a lei constitutiva original e a lei de rigidez constante. Com respeito à Aplicação 2, conclui-se:

- A ampla difusão do dano no modelo, a taxa de dissipação energética pequena e estável, seguida da nucleação e propagação crítica do defeito, são qualitativamente concordantes com as características de falha em materiais quase frágeis heterogêneos descritas na bibliografia e revisadas na Seção 2.2.1.

- O aspecto dos eventos de Emissão Acústica observados é concordante com o que a bibliografia prevê para o modo de falha simulado, induzido por tração.

- As curvas de vida em fadiga obtidas com as duas leis constitutivas apresentam duas regiões distintas e com inclinações bem definidas. Apesar da vida em fadiga reduzida que se atinge com o material simulado, o fato de as curvas de vida em fadiga obtidas apresentarem

duas regiões distintas, análogas a dois regimes de fadiga diferentes, indica a potencialidade do método em simular fenômenos desta natureza, uma vez que se adapte no modelo as propriedades de um material real.

Na Aplicação 3, analisa-se o efeito de sobrecargas durante carregamento cíclico na velocidade de propagação subcrítica da trinca. Nesta aplicação, se apresenta resultados obtidos com a lei constitutiva híbrida, sendo que resultados obtidos com a lei constitutiva original são apresentados no Apêndice A. Realiza-se uma comparação das respostas às sobrecargas obtidas com as duas leis. Com respeito à Aplicação 3, conclui-se:

- Com a lei constitutiva híbrida, os eventos de sobrecarga induzem o avanço imediato da trinca, seguido de significativo retardo na velocidade de propagação. Os efeitos do avanço e do retardo na vida em fadiga do modelo ficam próximos de se anular mutuamente, mas os eventos de sobrecarga ainda provocam um pequeno aumento na vida em fadiga do modelo, em relação à vida obtida com carregamento de amplitude constante.

- Com a lei constitutiva original, as sobrecargas também provocam o avanço imediato da trinca, seguido de retardo na velocidade de propagação. Com esta lei, porém, o efeito de avanço da trinca é mais intenso que o retardo subsequente, de modo que no caso sobrecarregado, a trinca se mantém mais longa do que no caso sem sobrecargas durante toda a simulação, indicando que as sobrecargas diminuem a vida em fadiga do modelo.

- Comparando as respostas das propagações obtidas com a lei constitutiva híbrida e com a lei original às sobrecargas, e considerando que na lei original não existem forças residuais de qualquer espécie, conclui-se que as forças residuais compressivas geradas pela lei híbrida contribuem para que os eventos de sobrecarga prolonguem a vida em fadiga do modelo, em relação à vida obtida com carregamento de amplitude constante, ainda que este prolongamento seja pequeno.

- Ainda que com a lei constitutiva híbrida as sobrecargas sejam capazes de gerar um pequeno aumento na vida em fadiga do material, e que, baseado na comparação com a lei original, este aumento esteja associado à incidência de forças residuais compressivas, observa-se que as propriedades constitutivas do modelo não são adequadas à simulação de efeitos de fechamento de trinca mais intensos, associados à compressão residual, que estendam a vida em fadiga do material mais significativamente.

Na Aplicação 4, se propõe uma metodologia baseada na dissipação energética de grupos de elementos orientados em diferentes direções para calcular a inclinação de planos danificados hipotéticos, acompanhando a influência de diferentes condições de carregamento na orientação destes planos danificados. Logo após, estuda-se a influência de carregamentos multiaxiais proporcionais e não proporcionais na vida em fadiga do modelo, analisando também diferenças na dissipação energética global. Com respeito à Aplicação 4, conclui-se:

- Através da metodologia que se propõe para verificar a orientação dos planos danificados, observa-se que os diferentes estados de tensão aplicados influenciam na distribuição da dissipação energética global entre os quatro grupos de elementos analisados, sendo este efeito verificável através dos valores de inclinação dos planos danificados hipotéticos. Adicionalmente, verifica-se que o carregamento multiaxial não proporcional defasado 90° provoca a variação cíclica da inclinação dos planos danificados, refletindo a rotação da direção das tensões principais no modelo. Assim, conclui-se que o modelo é sensível aos efeitos da multiaxialidade do carregamento.

- Sob condições de fadiga multiaxial, o carregamento não proporcional defasado 90° é menos severo para a vida em fadiga do material do que o carregamento proporcional, sendo que a defasagem das componentes de tensão (tração e corte) torna necessário aumentar sua magnitude em cerca de 13% para igualar a vida em fadiga que se atinge com carregamento proporcional, para o caso estudado. Assim, conclui-se que as propriedades constitutivas do material simulado não produzem efeitos capazes de assemelhar ou aumentar a severidade do carregamento não proporcional em relação ao proporcional.

- Ao comparar a dissipação energética em dois modelos que apresentam a mesma durabilidade em fadiga, um sob carregamento proporcional e outro sob carregamento não proporcional defasado 90° , verifica-se que a dissipação energética global é cerca de 43% maior no caso não proporcional. Considerando que a defasagem das componentes de tensão em 90° torna necessário aumentar sua magnitude em cerca de 13% para igualar a vida em fadiga que se atinge com carregamento em fase, e considerando que o carregamento não proporcional provoca a variação cíclica da orientação dos planos danificados no modelo, conclui-se que a não proporcionalidade do carregamento altera a relação entre dissipação energética e vida em fadiga do modelo estudado.

Os mecanismos de degradação mecânica do DEM constituem uma base lógica capaz de modelar diversos fenômenos de fadiga observáveis em materiais reais. O uso da ferramenta neste sentido ainda é incipiente, sendo que muito se pode avançar na simulação das características de materiais e fenômenos específicos. Não obstante, o Método de Elementos Discretos demonstrou-se promissor na modelagem de fenômenos naturais envolvendo a transição do contínuo ao descontínuo.

Se considera que o maior aporte desta tese tem sido explorar as possibilidades do método dos elementos discretos proposto em modelar fenômenos mecânicos relacionados com fadiga dos materiais, sem introduzir leis empíricas no modelo que regulem como o material deve se degradar.

5.1 Sujeções para Trabalhos Futuros

Os resultados obtidos até agora evidenciam as potencialidades de pesquisa a serem exploradas na aplicação do DEM à modelagem de fenômenos de fadiga. Dentre as possibilidades para expansão dos estudos aqui apresentados, se pode citar:

- Aprofundar a utilização da técnica de Emissão Acústica na previsão do modo de falha sob diferentes condições de carregamento;
- Aplicar as metodologias desenvolvidas simulando materiais reais;
- Utilizando análise global/local, simular mecanismos de fadiga reais que aconteçam em escalas dimensionais inferiores, vendo como estes mecanismos podem ser homogeneizados para trabalhar na macroescala;
- Estudar a interação do efeito de fadiga com comportamento viscoelástico do material, a interação com o efeito de inércia, a interação com outros mecanismos de “closure” na propagação subcrítica de fissuras nucleadas também pode ser estudada.
- Estudar se o método captura o comportamento de fissuras curtas, que é um campo aberto para pesquisa dentro da mecânica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aggelis, D. G. “Classification of cracking mode in concrete by acoustic emission parameters”, **Mechanics Research Communications**, vol. 38(3), p. 153–157, 2011.

Almeida, C. D., Moresco, R. L. e Bittencourt, E., 2018. “Dynamic Effects on Fatigue Crack Growth”. In: **MECOM 2018 - XII Congreso Argentino de Mecánica Computacional**, Tucumán, Argentina.

Anderson, T. L. “**Fracture Mechanics – Fundamentals and Applications**”, Department of Mechanical Engineering, Texas A&M University, USA, 2004.

ASME-BPVC-SectionV. “**ASME Boiler and Pressure Vessel Code**”, The American Society of Mechanical Engineers, New York, 2010.

Ayatollahi, M. R., Aliha, M. R. M. e Hassani, M. M. “Mixed mode brittle fracture in PMMA – An experimental study using SCB specimens”, **Materials Science and Engineering A** 417: 348–356, 2006.

Basquin, O. H. “**Proceedings of the ASTM**” 10 (1910) 625–630.

Birck, G., Iturrioz, I., Lacidogna, G. e Carpinteri, A., 2016. “Damage process in heterogeneous materials analyzed by a lattice model simulation”. **Engineering Failure Analysis** 70, 157 – 176. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2016.08.004.

Birck, G., Riera, J. D. e Iturrioz, I., 2018. “Numerical DEM simulation of AE in plate fracture and analogy with the frequency of seismic events in scrs”. **Engineering Failure Analysis** 93, 214 – 223. doi: 10.1016/j.engfailanal.2018.06.024.

Bruneau, M., Potel, C. “**Materials and acoustics handbook**”. John Wiley & Sons, 2013.

Budynas, R.; Nisbett, K. “**Shigley’s Mechanical Engineering Design**”, McGraw-Hill Education, 2014.

Carpinteri, A., Lacidogna, G. e Invernizzi, S. “Particle simulation of AE statistics and fracture in concrete TPB test”, In: **Proceedings of the 13th International Conference of Fracture**, Beijing, China, 2013.

Carpinteri, A., Lacidogna, G. e Niccolini, G. “Fractal analysis of damage detected in concrete structural elements under loading”, **Chaos, Solitons & Fractals**, vol.42 (4), p. 2047–2056, 2009a.

Carpinteri, A., Lacidogna, G., Niccolini, G. e Puzzi, S. “Critical defect size distributions in concrete structures detected by the acoustic emission technique”, **Meccanica**, vol.43 (3), p. 349–363, 2008.

Cayro, E. E. P., Bittencourt, E., 2017. “Quasi-Fragile Material Rupture in Static Loading and in Fatigue Considering Scale Changes”. In: **XXXVIII Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering**, Florianópolis.

Coffin, L. F., 1954. “**The problem of thermal stress fatigue in austenitic steels at elevated temperatures**”. Technical Report No 165, pp. 31, ASTM STP (Special Technical Publications).

Colombo, I. S., Main, I. e Forde, M. “Assessing damage of reinforced concrete beam using "b-value"analysis of acoustic emission signals”, **Journal of materials in civil engineering**, vol.15 (3), p. 280–286, 2003.

Dalguer, L. A., Irikura, K. e Riera, J. D. “Simulation of tensile crack generation by three-dimensional dynamic shear rupture propagation during an earthquake”, **J Geophys Res.** 108 (B3) (2003) 2144.

Dalguer, L. A., Irikura, K., Riera, J. D. e Chiu, H. C. “The importance of the dynamic source effects on strong ground motion during the 1999 Chi-Chi Taiwan, earthquake: Brief interpretation of the damage distribution on buildings”, **Bull Seismol SocAm.**91(2001)1112–1127.

Elfergani, H. A., Pullin, R. e Holford, K. M. “Damage assessment of corrosion in prestressed concrete by acoustic emission”, **Construction and Building Materials**, vol.40, p. 925–933, 2013.

Eliás, J., Le, J-L. “Modeling of mode-I fatigue crack growth in quasibrittle structures under cyclic compression”. **Engineering Fracture Mechanics** 96 (2012) 26–36.

Eliás, J., Stang, H., “Lattice modeling of aggregate interlocking in concrete”. **Int J Frac** 2012; 175 (1): 1–11

Fatemi, A., (s.d.). “**Multiaxial Stresses**”. http://www.efatigue.com/training/Chapter_10.pdf. Universidade de Toledo. Notas de Aula, Acesso em: 01-01-2019.

Gdoutos, E. E. “**Fracture Mechanics, An Introduction**”, Springer, Xanthi, Grécia, 2005.

Grosse, C. U., Ohtsu, M. “**Acoustic Emission Testing**”. Springer Berlin Heidelberg, 2008.

Hahn, M., Bouriga, M. e Kröplin, B. H. “Life time prediction of metallic materials with the Discrete-Element-Method”. **Computational Materials Science** 71 (2013) 146-156.

Hansen, A. “Failure processes in elastic fiber bundles”, **Reviews of Modern Physics**, 2010.

Hellier, C. J. “**Handbook of Nondestructive Evaluation**”. McGraw-Hill Education, 2001.

Herrmann, H., Roux, S. “Statistical Models for the Fracture of Disordered Media”, **Elsevier Science Publishers B. V.**, Amsterdam, 1990.

Hufenbach, W., Richter, H., Langkamp, A. e Böhm, R. “Application of Acoustic Emission analysis for damage investigations in fibre and textile reinforced composites”, **The e-Journal of Nondestructive Testing**, vol.11, 2006.

Iturrioz, I., Birck, G. e Riera, J. D. “Numerical DEM simulation of the evolution of damage and AE preceding failure of structural components”. **Engineering Fracture Mechanics**, 2018.

Iturrioz, I., Lacidogna, G. e Carpinteri, A. “Acoustic emission detection in concrete specimens: Experimental analysis and lattice model simulations”, **International Journal of Damage Mechanics**, vol.23 (3), p. 327–358, 2014.

Iturrioz, I., Lacidogna, G. e Carpinteri, A. “Experimental analysis and truss-like discrete element model simulation of concrete specimens under uniaxial compression”, **Engineering Fracture Mechanics**, vol. 110, p. 81–98, 2013b.

Iturrioz, I., Miguel, L. F. F. e Riera, J. D. “Dynamic fracture analysis of concrete or rock plates by means of the discrete element method”, **Latin American Journal of Solids and Structures** 6 (2009), 229–245.

Iturrioz, I., Riera, J. D. e Miguel, L. F. F. “Introduction of imperfections in the cubic mesh of the Discrete Element Method”, **22th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 22)**, San Francisco, USA, 2013a.

Jivkov, A. P., Yates, J. R. “Elastic behaviour of a regular lattice for meso-scale modelling of solids”. **International Journal of Solids and Structures** 49 (2012), 3089 – 3099.

Kanazawa, K., Miller, K. J. e Brow, M. W. “Cyclic Deformation of Cr-Mo-V Steel Under Out-of-Phase Loads”, **Fatigue of Engineering Materials and Structures**, Vol. 2, p. 217-222, 1979.

Kanninen M. F., Popelar, C. H. “**Advanced Fracture Mechanics**”, Oxford University, New York, 1985.

Kosteski, L. E., Barrios, R. e Iturrioz, I. “Crack propagation in elastic solids using the truss-like discrete element method”. **Int J Fract**, 2012b.

Kosteski, L. E., Iturrioz, I., Cisilino, A. P., D’ambra, R. B., Pettarin, V., Fasce, L. e Frontini, P. “A lattice discrete element method to model the falling-weight impact test of PMMA specimens”. **International Journal of Impact Engineering** 87 (2016), 120 – 131.

Kosteski, L. E., Riera, J. D., Iturrioz, I., Singh, R. K. e Kant, T. “Analysis of reinforced concrete plates subjected to impact employing the truss-like discrete element method”. **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures** 38 (2014), 276–289.

Kosteski, L., Iturrioz, I., Batista, R. G. e Cisilino, A.P. “The truss-like discrete element method in fracture and damage mechanics”. **Engineering Computations** 28 (2011), 765–787.

Kosteski, L., Soares, F. S. e Iturrioz, I. “Applications of lattice method in the simulation of crack path in heterogeneous materials”. **Frattura ed Integrità Strutturale**, 34 (2015) 226-236.

Kosteski, L. E. “**Aplicação do método dos elementos discretos formado por barras no estudo do colapso de estruturas**”, Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2012a.

Krajcinovic, D. “**Damage Mechanics**”, Elsevier, Amsterdam, 1996.

Lee, Y., Tjhung, T. e Jordan, A. “A life prediction model for welded joints under multiaxial variable amplitude loading histories”, **International Journal of Fatigue**, v. 28, p. 540-546, 2005.

Li, H., Chandra, N. “Analysis of crack growth and crack-tip plasticity in ductile materials using cohesive zone models”. **International Journal of Plasticity** 19 (2003) 849–882.

Manson, S. S. “Behavior of materials under conditions of thermal stress”. In: **Heat Transfer Symposium**, (pp. 9-75). University of Michigan. Engineering Research Institute, 1953.

Mastilovic, S., Rinaldi, A. “**Two-Dimensional Discrete Damage Models: Discrete Element Methods, Particle Models, and Fractal Theories**”. Springer New York, New York, NY. pp. 273–303, 2015.

Meggiolaro, M. A., Castro, J. T. P. “Evaluation of multiaxial stress-strain models and fatigue life prediction methods under proportional loading”. **Mechanics of Solids in Brazil**, Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, 2009.

Miguel, L. F. F., Riera, J. D. e Iturrioz, I. “Influence of size on the constitutive equations of concrete or rock dowels”, **Int J Numer Anal Meth Geomech** 32 (15) (2008) 1857–2188.

Miller, R. K., Hill, E. v. K. “**Acoustic Emission Testing**”, volume 6 of Nondestructive testing handbook, American Society for Nondestructive Testing, Columbus, OH, 3rd edition, 2005.

Miller, R., McIntire, P. “**Acoustic Emission Testing**”. volume 5 of Nondestructive testing handbook, American Society for Nondestructive Testing, 2nd edition, 1987.

Moresco, R. L., Almeida, C. D. e Bittencourt, E. “Uma Análise de Efeitos de Restrição no Crescimento de Trincas por Fadiga Sobre Modo Misto”. In: **MECOM 2018 - XII Congreso Argentino de Mecánica Computacional**, Tucumán, Argentina, 2018.

Moresco, R. L., Bittencourt, E. e Fornel, G. F., 2017. “A Computational Model for the Fatigue Study: Effects of overload, mean stress and plasticity on propagation”. In: **XXXVIII**

Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, 2017, Florianopolis.

Moura Branco, C. “**Fadiga de Estruturas Soldadas**”, Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, Portugal, 1986.

Nagy, E., Landis, E. N. e Davids, W. G. “Acoustic emission measurements and lattice simulations of microfracture events in spruce”. **Holzforschung** 64 (2010), 455–461.

Norton, Robert L. “**Machine Design –An Integrated Approach**”, Prentice Hall, 1998.

Ohno, K., Ohtsu, M. “Crack classification in concrete based on acoustic emission”, **Construction and Building Materials**, vol.24 (12), p. 2339–2346, 2010.

Ohtsu, M. “The history and development of acoustic emission in concrete engineering”, **Magazine of Concrete Research**, vol. 48(177), p. 321–330, 1996.

Paggi, M. “Fatigue of quasi-brittle materials: a unified interpretation of microstructural size, crack size and size-scale effects”, **Convegno Nazionale IGF XX**, Torino 24-26, 2009.

Paris, Pauls C., Gomez, M. P. e Anderson, W. E. “A Rational Analytic Theory of Fatigue”, **The Trend in Engineering**, 13(1): p. 9-14, 1961.

Pastoukhov, V. A., Voorwald, H. J. C. “**Introdução à mecânica da integridade estrutural**”, Editora da Universidade Estadual Paulista, São Paulo, 1995.

Rao, M., Lakshmi, K. P. “Analysis of b-value and improved b-value of acoustic emissions accompanying rock fracture”, **Current Science**, vol.89 (9), p. 1577–1582, 2005.

Riera, J. D., “Local effects in impact problems on concrete structures”, **Proceedings Conference on Structural Analysis and Design of Nuclear Power Plants**, Vol. 3, CDU 264.04:621.311.2:621.039, Porto Alegre, RS, Brasil, 1984.

Riera, J. D., Iturrioz, I. “Discrete element dynamic-response of elastoplastic shells subjected to impulsive loading”, **Communications in Numerical Methods in Engineering**, Wiley & Sons, U. K, v. 11, p. 417-426, 1995.

Riera, J. D., Iturrioz, I. “Discrete element model for evaluating impact and impulsive response of reinforced concrete plates and shells subjected to impulsive loading”, **Nuclear Engineering and Design** 179 (1998) 135–144.

Riera, J. D., Miguel, L. F. F. e Iturrioz, I. “Strength of brittle materials under high strain rates in DEM simulations”, **Computer Modeling in Engineering & Sciences** vol.82 (2011) 113–136.

Riera, J. D., Miguel, L. F. F. e Iturrioz, I. “Study of Imperfections in the Cubic Mesh of the Truss-Like Discrete Element Method (DEM)”, **International Journal of Damage Mechanics**, 2014, Vol. 23(6) 819–838.

Riera, J. D., Rocha, M. M. “A note on the velocity of crack propagation in tensile rupture”, **Revista Brasileira de Ciências Mecânicas - RBCM**, VII (3), 217-240, 1991.

Rilem, T. C. “Recommendation of RILEM TC 212-ACD: acoustic emission and related NDE techniques for crack detection and damage evaluation in concrete: Test method for classification of active cracks in concrete structures by acoustic emission”, **Materials and Structures**, vol.43 (9), p. 1187–1189, 2010.

Rinaldi, A. “Advances In Statistical Damage Mechanics: New Modelling Strategies”, in: **Damage Mechanics and Micromechanics of Localized Fracture Phenomena in Inelastic Solids**, Springer, 2011, CISM Course Series.

Rinaldi, A., Peralta, P., Krajcinovic, D. e Lai, Y.-C. “Prediction of scatter in fatigue properties using discrete damage mechanics”. Elsevier, **International Journal of Fatigue** 28 (2006) 1069–1080.

Rios, R. D., Riera, J. D. “Size effects in the analysis of reinforced concrete structures”. **Engineering Structures** 26 (2004), 1115 – 1125.

Rocha, M. M. “**Ruptura e Efeitos de Escala em Materiais não Homogêneos**”, Tese (Maestria), CPGEC, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, Brazil, 1989.

Rocha, M. M., Riera, J. D. e Krutzik, N. J. “Extension of a model that aptly describes fracture of plain concrete to the impact analysis of reinforced concrete”, **International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 11)**, Trans. Vol. J., Tokyo, Japan, 1991.

Roe, K., Siegmund, T. “An irreversible cohesive zone model for interface fatigue crack growth simulation”. **Engineering fracture mechanics**, v. 70, n. 2, p. 209-232, 2003.

Rose, J. “**Ultrasonic Waves in Solid Media**”. Cambridge University Press, 2004.

Sagar, R. V., Prasad, B. K. R. “Modelling heterogeneity of concrete using 2D lattice network for concrete fracture and comparison with AE study”. Vol. 34, Part 6, December 2009, pp. 865–886. © **Indian Academy of Sciences**.

Schijve, J. “**Fatigue of Structures and Materials**” second Ed. Springer Verlag. 2008.

Schlangen, E., van Mier, J. G. M. “Crack propagation in sandstone: Combined experimental and numerical approach”, **Rock Mech and Rock Eng** 28 (2) (1995) 93–110.

Schnaid, F., Spinelli, L. d. F., Iturrioz, I. e Rocha, M. M. “Fracture mechanics in ground improvement design”. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Ground Improvement** 8 (2004), 7–15.

Seelig, T. “**Fracture Mechanics: With an Introduction to Micromechanics**”, Mechanical Engineering Series, Springer, 2006.

Shigley, Joseph Edward, “**Elementos de Máquinas**”, Livros Técnicos e Científicos, 1984.

Shiotani, T., Aggelis, D. G. “Evaluation of repair effect for deteriorated concrete piers of intake dam using AE activity”, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 25, p. 69–80, 2007.

Shiotani, T., Fujii, K., Aoki, T. e Amou, K. “Evaluation of progressive failure using AE sources and improved b-value on slope model tests”, **Progress in Acoustic Emission**, vol.7 (7), p. 529–534, 1994.

Shull, P. J. “**Nondestructive evaluation: theory, techniques, and applications**”, CRC press, 2002.

Siegmund, Thomas, “**Fatigue Failure and Irreversible Cohesive Zone Models**”, School of Mechanical Engineering, Purdue University, Indiana, USA, 2007.

Soares, F. S., 2014. “**Caracterização de Vida em Fadiga Pelo Método de Elementos Discretos**”. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul (UFRGS), Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica (PROMEC), Porto Alegre, 2014.

Soares, F. S., Iturrioz, I., 2016. “Simulação da propagação subcrítica de fissuras em materiais quase frágeis aplicando uma versão do método de elementos discretos formados por barras”. **Rev. int. métodos numér. cálc. diseño ing.** 2016;32(3):153–162.

Socie, D. F., Marquis, G. B. “**Multiaxial Fatigue**”, Society of Automotive Engineers, Inc., ISBN 0-7680-0453-5, USA, 2000.

Sonsino, C. M. “Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses”. **International Journal of Fatigue** 17 (1995), 55–70.

Soulioti, D., Barkoula, N., Paipetis, A., Matikas, T., Shiotani, T. e Aggelis, D. “Acoustic emission behavior of steel fibre reinforced concrete under bending”, **Construction and Building Materials**, vol.23 (12), p. 3532–3536, 2009.

Susmel, L. “**Multiaxial notch fatigue – From nominal to local stress/strain quantities**”, CRC Press, EUA, 2009.

Takahashi, B. X. “**Metodologia Moderna para Análise de Fadiga Baseada em Elementos Finitos de Componentes Sujeitos a Fadiga Uni e Multiaxial**”, Dissertação de mestrado, Universidade de São Paulo, 2014.

Taylor, D. “**The Theory of Critical Distances - A New Perspective in Fracture Mechanics**”, ELSEVIER, Grã Bretanha, 2007.

Wang, B., Siegmund, T. “A computational analysis of size effects in fatigue failure”. **Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering**, v. 14, n. 4, p. 775, 2006.

Wöhler, A. “**Zeitschrift für Bauwesen**” 10 (1860) 583–616.

Xu, Y., Yuan, H. “Computational analysis of mixed-mode fatigue crack growth in quasi-brittle materials using extended finite element methods”. **Engineering Fracture Mechanics** 76 (2009) 165–181, 2009a.

Xu, Y.; Yuan, H. “On damage accumulations in the cyclic cohesive zone model for XFEM analysis of mixed-mode fatigue crack growth”. **Computational Materials Science**, v. 46, n. 3, p. 579-585, 2009b.

Zhou, J., Huang, H. Z., Li, H. “A Novel Energy-Critical Multiaxial Fatigue Life Prediction for Low Cycle Fatigue under Mixed-Mode Loading”, **Metals** 2018, 8, 1066.

APÊNDICE A - Simulação de sobrecargas com a lei constitutiva original

Neste apêndice, apresenta-se os resultados da simulação de sobrecargas durante propagação subcrítica utilizando a relação constitutiva original, apresentada na Seção 2.4.2. Iniciando pela análise energética, visualiza-se no gráfico da Figura A.1 a sobreposição das curvas de energia dissipada para o modelo sem sobrecargas (curva azul) e com duas sobrecargas (curva vermelha). Nesta Figura, estão indicados seis instantes para análise posterior, indica-se ainda o momento de ruptura dos modelos, com as letras “R”, e a extensão do período de nucleação, que se estende até os 245 ciclos, no instante 1.

Do ponto de vista energético, como verificado nos instantes 3 e 5 da Figura A.1, as sobrecargas geram avanço imediato do dano, seguido de déficit na taxa de dissipação energética, de forma muito similar ao que ocorre utilizando a lei constitutiva híbrida, conforme apresentado na Seção 4.3. O segundo evento de sobrecarga ocorre 40 ciclos após o primeiro, e da mesma forma que na Seção 4.3, as sobrecargas elevam a magnitude da tensão em 310%.

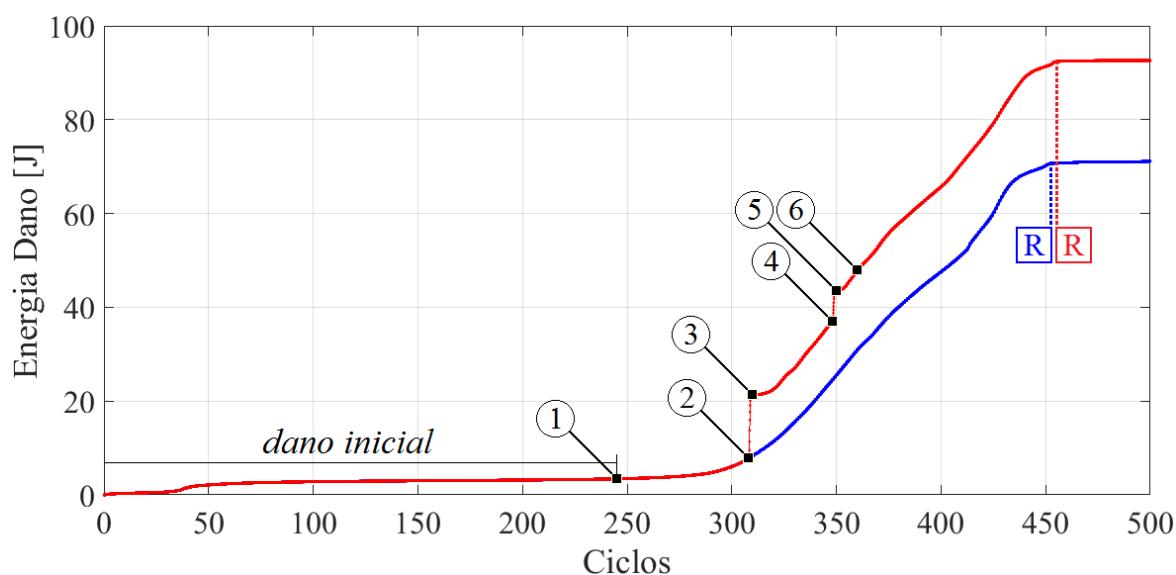


Figura A.1 – Sobreposição das curvas de dissipação energética para um caso com sobrecarga (vermelho) e sem sobrecarga (azul), onde se indica seis instantes para análise posterior e os instantes de ruptura (R).

Para visualizar os instantes indicados nas curvas de dissipação energética da Figura A.1, utiliza-se gráficos contendo as coordenadas x e z do ponto central de cada barra versus o instante no tempo em que o elemento rompe. Nesses gráficos, observa-se as dimensões exatas do modelo no plano xz , com o instante de ruptura das barras sinalizado em escala de cores, sendo que o tempo é representado pelo número de ciclos de carga transcorridos, N . Na Figura A. 2, estão ilustrados o instante 1, quando o período de nucleação se conclui, e o instante 2, quando a propagação já é plena.

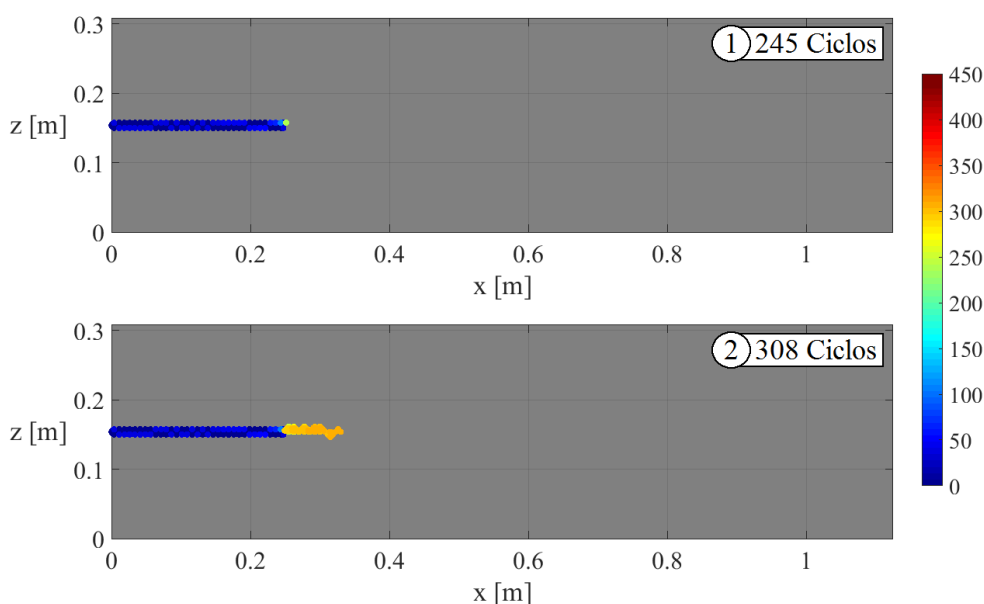


Figura A. 2 – Ilustração das barras rompidas no instante 1 (cima) e 2 (baixo) indicados nas curvas da Figura A.1, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Na Figura A. 3, visualiza-se a comparação das propagações no instante 3, indicado na Figura A.1. Verifica-se que o primeiro evento de sobrecarga gera a ruptura imediata de múltiplos elementos, provocando o rápido avanço da fissura que se torna cerca de 41mm mais longa que no caso sem sobrecarga. Na Figura A. 3, a barra amarela marca o comprimento da trinca mais longa dentre os dois modelos, sendo visível em ambos para facilitar a comparação de comprimentos.

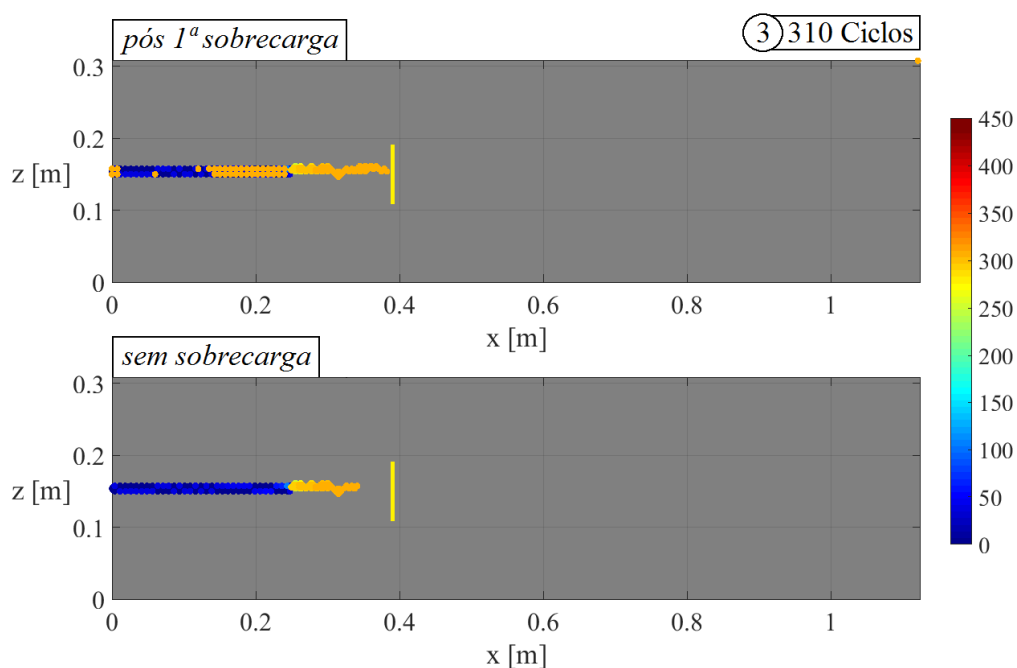


Figura A. 3 – Comparação das propagações no instante 3, indicado na Figura A.1, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Na Figura A. 4, visualiza-se a comparação das propagações no instante 4, indicado na Figura A.1. Neste instante, torna-se perceptível o retardo da velocidade de propagação da trinca no modelo sobrecarregado. A diferença de comprimento entre as fissuras, que no instante 3 era de 41mm, se reduz no instante 4 para cerca de 22mm.

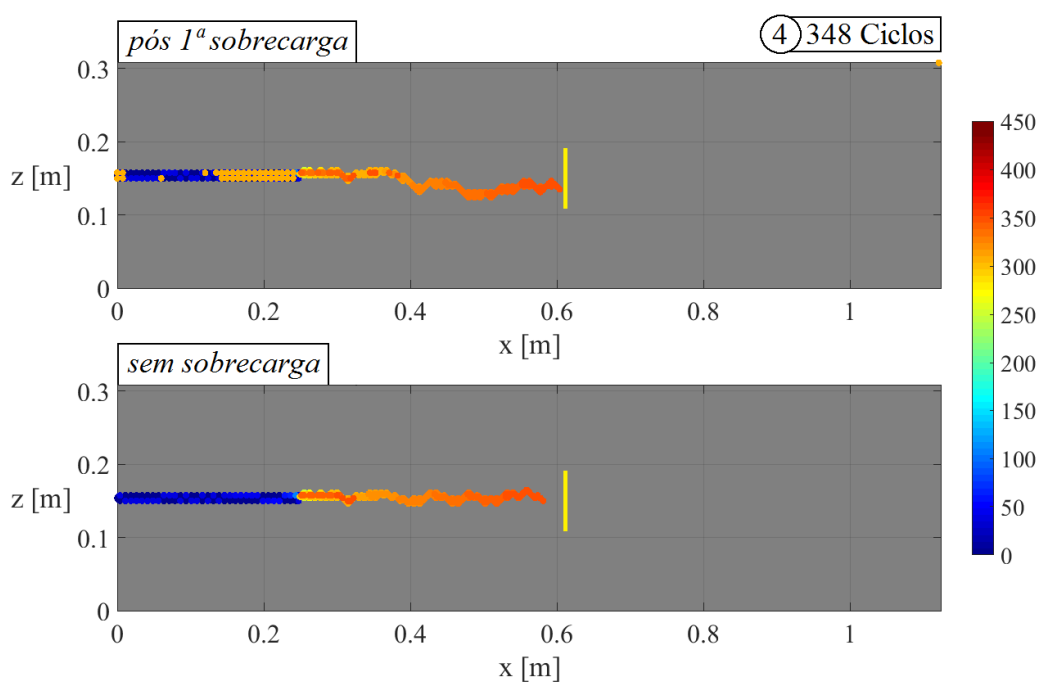


Figura A. 4 – Comparação das propagações no instante 4, indicado na Figura A.1, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Na Figura A. 5, ilustra-se a comparação entre as propagações no instante 5, imediatamente após o segundo evento de sobrecarga. Neste instante, a fissura no modelo sobrecarregado torna a avançar rapidamente, tornando-se cerca de 56mm mais longa que no modelo sem sobrecarga.

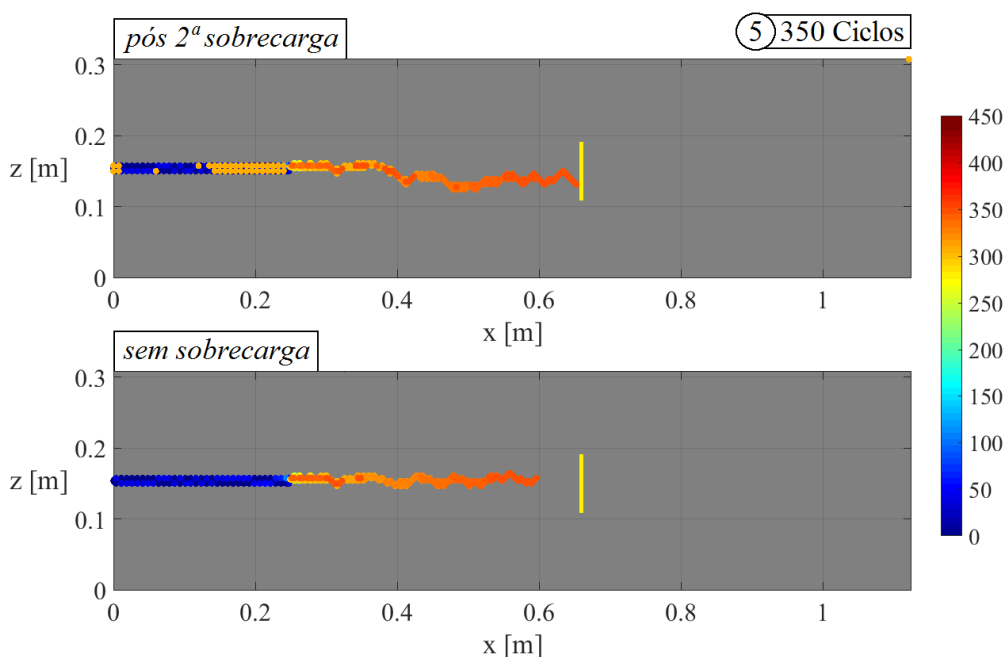


Figura A. 5 - Comparação das propagações no instante 5, indicado na Figura A.1, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Na Figura A. 6, visualiza-se a comparação das propagações no instante 6, indicado na Figura A.1. Este é o último instante válido na análise da propagação subcrítica em modo I, pois a trinca está prestes a se bifurcar em ambos os modelos. No instante 6, o retardo na velocidade de propagação se faz notar novamente, reduzindo a diferença de comprimento das fissuras, que no instante 5 era de 56mm, para cerca de 34mm.

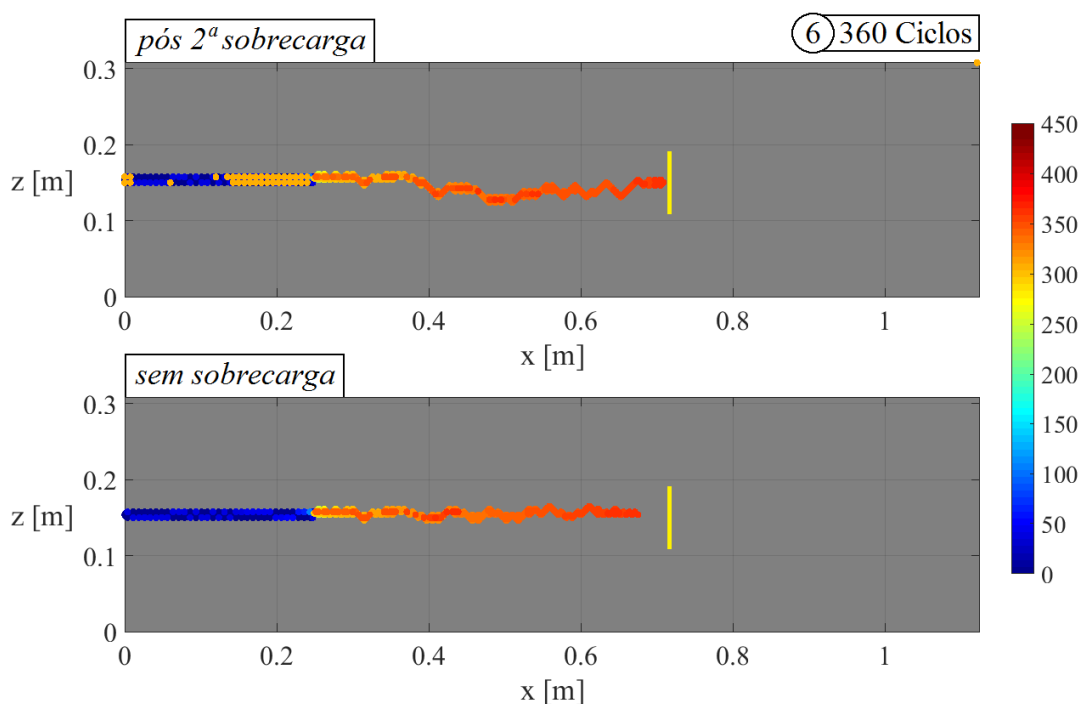


Figura A. 6 - Comparação das propagações no instante 6, indicado na Figura A.1, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Após o instante 6, a trinca se bifurca nos dois modelos analisados. A bifurcação é visualizada claramente na configuração fraturada dos modelos, ilustrada na Figura A. 7. Na medida em que a capacidade de dissipação energética dos modelos se reduz com a evolução do dano, é possível que a bifurcação da trinca ocorra para atender às taxas de dissipação da energia potencial imprimida pelo carregamento.

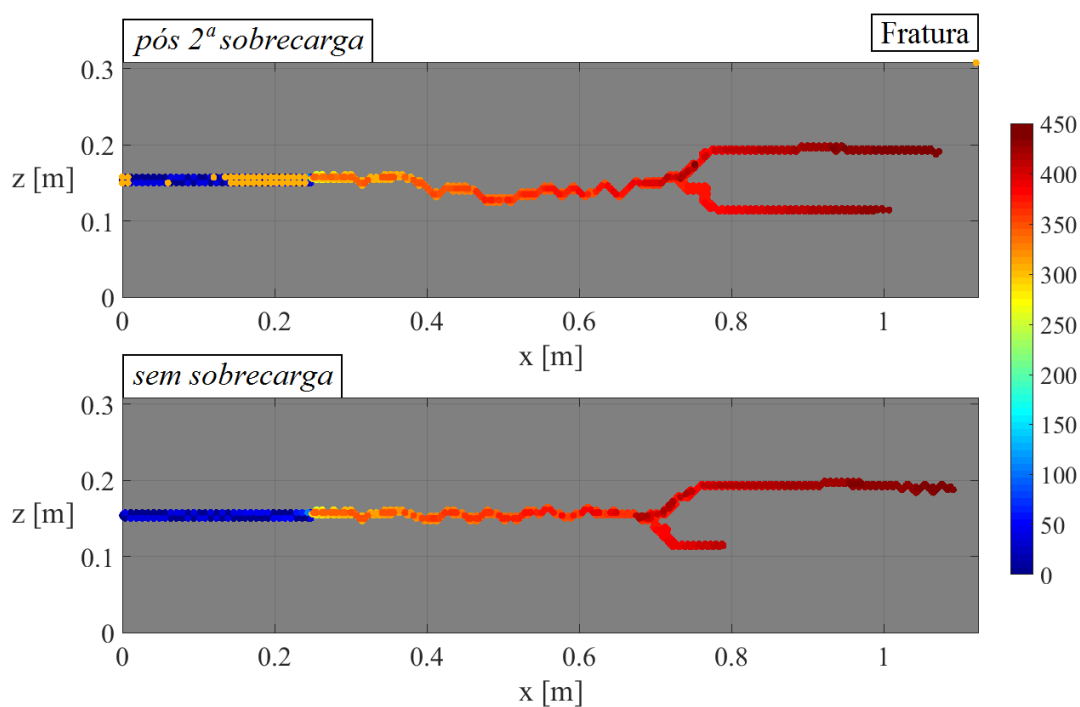


Figura A. 7 – Comparação das formas fraturadas nos dois modelos, onde as barras são representadas por pontos e a escala de cores indica o ciclo de carga em que cada barra se rompe.

Utilizando as mesmas técnicas descritas na Seção 4.3, se obtém as curvas a versus N para os modelos aqui analisados, onde a degradação dos elementos é governada pela lei constitutiva original, apresentada na Seção 2.4.2. Na Figura A.8, visualiza-se a curva a versus N para modelo com sobrecargas (em azul) e para modelo sem sobrecargas (em vermelho). Com a lei constitutiva original, as sobrecargas também provocam o avanço imediato da trinca, seguido de retardo na velocidade de propagação. Com esta lei, porém, o efeito de avanço da trinca é mais intenso que o retardo subsequente, de modo que no caso sobrecarregado, a trinca se mantém mais longa do que no caso sem sobrecargas durante toda a simulação, indicando que as sobrecargas diminuem a vida em fadiga do modelo. Adicionalmente, a bifurcação da trinca reduz a amplitude da análise, o que não é interessante.

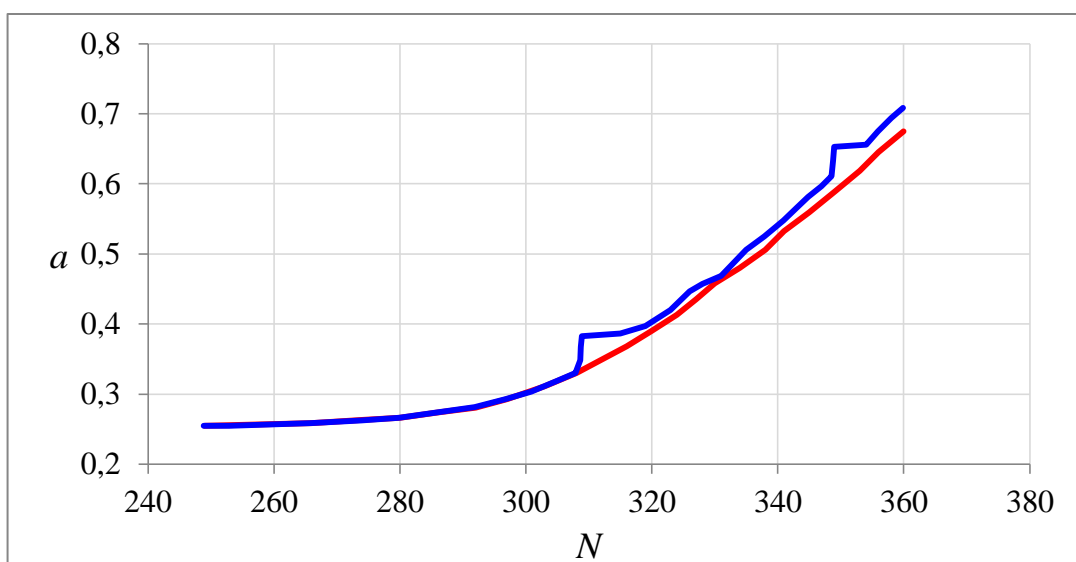


Figura A.8 – Sobreposição das curvas a versus N obtidas para o caso com sobrecargas (azul) e sem sobrecargas (vermelho), onde se utiliza a lei constitutiva original.