

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

ANÁLISE DO PROCESSO DE DANO EM MATERIAL QUASE-FRÁGIL ATRAVÉS  
DA SIMULAÇÃO DE UM MODELO DE BARRAS

por

Gabriel Birck

Dissertação para obtenção do Título de  
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Fevereiro de 2016.

ANÁLISE DO PROCESSO DE DANO EM MATERIAL QUASE-FRÁGIL ATRAVÉS  
DA SIMULAÇÃO DE UM MODELO DE BARRAS

por

Gabriel Birck

Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Corpo Docente do Programa de Pós-Graduação em 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

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Mecânica dos Sólidos

Orientador: Prof. Dr. Ignacio Iturrioz

Aprovada por:

Prof. Dr. Luis Eduardo Kostaski ..... PPENG / UNIPAMPA

Prof. Dr. Jorge Daniel Riera ..... PPGEC / UFRGS

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler ..... PROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Luiz Alberto Oliveira Rocha  
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 25 de Fevereiro de 2016.

## AGRADECIMENTOS

Agradeço, inicialmente, ao Prof. Ignacio Iturrioz pela orientação e pelo apoio em todas as etapas deste trabalho.

Aos membros da banca de avaliação, Professores Kostaski, Riera e Jakson, pelo tempo dedicado na avaliação deste trabalho e pelas suas contribuições.

A CAPES pelo auxílio financeiro durante o período do mestrado.

Aos colegas e professores do Grupo de Mecânica Aplicada (GMAp) que de alguma forma contribuíram para a realização deste trabalho.

Aos meus pais, Erni e Rose, que sempre me apoiaram em todas as minhas decisões. Ao meu irmão Guilherme e cunhada Camila, por trazerem mais alegria ao mundo com a chegada do Vicente.

## RESUMO

Diversos materiais de interesse tecnológico podem ser considerados como materiais heterogêneos, onde sua natureza aleatória deve ser considerada para representar corretamente o comportamento não-linear. A avaliação quantitativa do dano em materiais sujeitos a estados de tensão ou deformação tem grande importância devido ao caráter crítico desse fenômeno, que pode crescer de forma abrupta e resultar em uma falha catastrófica da estrutura. Em estudos anteriores, Carpinteri e seus colaboradores apresentaram diferentes aspectos relacionados à caracterização do dano em materiais heterogêneos. Três desses aspectos são discutidos neste trabalho: (i) a proposta do número de fragilidade como medida da fragilidade da estrutura em análise; (ii) a evolução da dimensão fractal em que o processo de dano é desenvolvido; (iii) e os índices globais obtidos pela análise de Emissão Acústica (EA). Neste trabalho, uma versão do método dos elementos discretos formado por barras é utilizada para explorar esses aspectos. Espécimes de material quase-frágil são simulados e, quando possível, os resultados numéricos são comparados com resultados experimentais. Além disso, a discussão dos resultados obtidos é realizada visando compreender o comportamento desse tipo de material, como por exemplo, o fato de que estruturas com diferentes dimensões, porém com o mesmo número de fragilidade, têm comportamentos similares. Ademais, o método numérico empregado é apresentado como uma ferramenta viável para complementar a informação obtida em ensaios experimentais na avaliação do processo de dano. Pelo sinal de EA obtido através do método numérico empregado, obtiveram-se parâmetros para a classificação do tipo de falha e para o cálculo do tensor momento, onde comparando os resultados obtidos pelo modelo numérico e pela EA se observam comportamentos coerentes.

Palavras-chave: Materiais Heterogêneos, Método dos Elementos Discretos formado por Barras, Emissão Acústica, Processo de Dano, Efeito Escala.

## ABSTRACT

Several materials with technological interest can be considered as heterogeneous materials, where their random nature must be accounted to correctly represent the nonlinear behavior. The quantitative evaluation of damage in materials subjected to stress or strain states have great importance due to the critical nature of this phenomenon, which abruptly can rise to catastrophic failure. In previous studies, Carpinteri and his coworkers have presented different aspects of the damage process characterization in heterogeneous materials. Three of these aspects are discussed in this work: (i) the brittleness number proposal to measure the brittleness level of the analyzed structure, (ii) the relationship of the fractal dimension in which the damage process is developed, (iii) and the global indexes obtained by the Acoustic Emission (AE) analysis. In the present work, a version of discrete element method formed by bars is used to explore these concepts. A set of quasi-brittle material specimen is simulated and, when possible, the numerical results are compared with experimental ones. Moreover, a discussion of the obtained results is carried out aiming to understand the behavior of this kind of material, for instance, the fact that structures with different dimensions, but with the same brittleness number, have similar behavior. In addition, the numerical method is presented as a viable tool to complement information from experimental test on the damage process. From the AE signal obtained by the numerical method, parameters to classify the type of crack and for calculating the moment tensor were obtained, where consistent behaviors are observed by comparing the results of the numerical model and the AE.

Keywords: Heterogeneous Materials, Lattice Discrete Element Method, Acoustic Emission, Damage Process, Size Effect.

## ÍNDICE

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1	Objetivos . . . . .	2
1.2	Organização do Trabalho . . . . .	3
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO</b>	<b>4</b>
2.1	Técnica de Emissão Acústica . . . . .	4
2.1.1	Vantagens e Desvantagens . . . . .	5
2.1.2	Campos de Aplicação . . . . .	7
2.1.3	Histórico . . . . .	8
2.1.4	Ondas Elásticas . . . . .	10
2.1.5	Parâmetros dos sinais de EA . . . . .	11
2.1.6	Mecanismos de Fonte . . . . .	12
2.1.7	Classificação da falha . . . . .	13
2.1.8	Valor- $b$ . . . . .	15
2.1.9	Tensor Momento . . . . .	17
2.1.10	Técnica de Localização . . . . .	26
2.2	Conceito do Número de Fragilidade . . . . .	29
2.3	Teoria da distância crítica . . . . .	30
2.4	Revisão do Estado da Arte . . . . .	32
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA</b>	<b>37</b>
3.1	Método dos Elementos Discretos formado por Barras . . . . .	37
3.1.1	Modelo não linear para dano anisotrópico . . . . .	39
3.1.2	Distribuição aleatória dos parâmetros do material . . . . .	45
3.1.3	Perturbações geométricas no arranjo do modelo . . . . .	46
3.2	TEA aplicada em resultados do LDEM . . . . .	46
<b>4</b>	<b>IMPLEMENTAÇÕES E APLICAÇÕES</b>	<b>48</b>
4.1	Conceito do número de fragilidade no contexto do LDEM . . . . .	48

4.2	Relação do valor- $b$ com a evolução do processo de dano . . . . .	55
4.3	Avaliação do dano pelo tensor momento . . . . .	64
4.3.1	Aplicação I . . . . .	64
4.3.2	Aplicação II . . . . .	70
4.3.3	Aplicação III . . . . .	74
4.4	Discussões dos resultados . . . . .	78
<b>5</b>	<b>CONSIDERAÇÕES FINAIS</b>	<b>82</b>
5.1	Conclusões . . . . .	82
5.2	Sugestões para trabalhos futuros . . . . .	83
	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>85</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Exemplo de sinal de emissão contínua comparado ao sinal de estouro (adaptado de Grosse e Ohtsu, 2008). . . . .	6
Figura 2.2	Típico sistema de detecção de EA (adaptado de Aggelis et al., 2013). . .	7
Figura 2.3	Número de eventos acumulados de EA durante o carregamento, mostrando o efeito Kaiser (BCB) e o efeito de <i>Felicity</i> (DEF) (adaptado de Hellier, 2001). . . . .	9
Figura 2.4	Características do sinal de EA (adaptado de Aggelis et al., 2013). . . .	12
Figura 2.5	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). . . . .	12
Figura 2.6	Representação dos padrões de irradiação e de onda: de uma abertura de trinca à esquerda e à direita do cisalhamento da trinca orientada verticalmente. . . . .	14
Figura 2.7	Típica forma de onda de EA dependendo do modo de fratura: (a) Trativo e (b) Cisalhamento (adaptado de Aggelis, 2011). . . . .	15
Figura 2.8	Classificação do dano por parâmetros de EA: (a) classificação convencional (adaptado de Grosse e Ohtsu, 2008) e (b) experimental realizada por Ohtsu et al., 2007. . . . .	15
Figura 2.9	Esquema da evolução do valor- <i>b</i> em um teste experimental realizado por Carpinteri et al., 2009c. . . . .	16
Figura 2.10	Elementos do tensor momento (adaptado de Jian-po et al., 2015). . . .	19
Figura 2.11	Abertura da trinca (à esquerda) e representação dos elementos do tensor momento (à direita) (adaptado de Ohno et al., 2007). . . . .	20
Figura 2.12	Cisalhamento da trinca (à esquerda) e representação dos elementos do tensor momento (à direita) (adaptado de Ohno et al., 2007). . . . .	20
Figura 2.13	Formato do sinal de EA (adaptado de Ohno et al., 2007). . . . .	22
Figura 2.14	Decomposição dos autovalores de $M_{pq}$ (adaptado de Ohno et al., 2007). . .	23
Figura 2.15	Relação entre razão X e ângulo da trinca. . . . .	25

Figura 2.16	Parâmetros de direção e distância entre fonte e sensor (adaptado de Ohno e Ohtsu, 2010). . . . .	29
Figura 3.1	Estratégia de discretização empregada no LDEM: (a) módulo cúbico básico e (b) prisma formado usando vários módulos cúbico básicos. . .	37
Figura 3.2	Modelo constitutivo bilinear com dano do material. . . . .	40
Figura 3.3	Representação do sensor em um sólido para o modelo em LDEM. . . .	47
Figura 4.1	Configuração final obtida durante as simulações. As condições de contorno são apresentadas na primeira figura. Em vermelho são representadas as barras rompidas, em laranja os elementos com dano parcial e em cinza os componentes não danificados. . . . .	50
Figura 4.2	Resultados da simulação no LDEM de um teste de carregamento uniaxial, onde $\alpha = (d_{eq1}/d_{eqi})^{0.5}$ . . . . .	50
Figura 4.3	Energia elástica (à esquerda) e energia dissipada pelo dano (à direita) representadas para os três casos analisados. Os valores são normalizados para facilitar a comparação. . . . .	51
Figura 4.4	Configuração dos espécimes e curvas força-deformação medidas por Van Vliet e Van Mier, 2000 em amostras de arenito. . . . .	52
Figura 4.5	Curvas de força-deslocamento medidas por Carpinteri e Ferro, 1998 em amostras de concreto. . . . .	53
Figura 4.6	Função $\eta(d/R)$ . Observe que a condição $\eta(d/R) = \pi$ ocorre quando $d/R = 0,83$ , e neste caso, quando $s = 2$ . . . . .	55
Figura 4.7	Representação das condições de contorno para o modelo com (R) e sem (L) restrição lateral. . . . .	55
Figura 4.8	Curva tensão-deformação global para os três espécimes analisados: (a) com restrições laterais nas extremidades e (b) sem restrições laterais nas extremidades. . . . .	56
Figura 4.9	Curvas para o espécime 60L: (a) balanço de energia durante o processo de dano e (b) energia dissipada para barras orientadas na mesma direção de carregamento (PBar) e normal à direção de carga (NBar). . .	58

Figura 4.10	Ilustração do processo de dano em materiais quase-frágeis sob compressão uniaxial: (a) fissuras aparecem na direção de carregamento, (b) auto-organização e propagação em ângulo, onde o processo de dissipação por deslizamento começa a ser dominante. (c) Resultados experimentais para o caso sem restrição lateral em ambas extremidades.	58
Figura 4.11	Configuração final para os modelos 90L (a, b e c) e 90R (d e e). Em (a) e (d), ilustra-se as condições de contorno para cada simulação. Em (f), apresenta-se resultado experimental com restrição lateral nas extremidades.	59
Figura 4.12	Comparação experimental e numérica da: (a) amplitude $A$ vs. tempo $t$ e da (b) amplitude $A$ vs. frequência $f$ (fonte: Iturrioz et al., 2014a).	60
Figura 4.13	Resultados para o espécime de tamanho 60 mm com e sem restrições laterais: (a) número de eventos de EA vs. tempo normalizado e (b) $m = \log_{10} A$ vs. tempo normalizado.	61
Figura 4.14	Resultados em termos do valor- $b$ : (a) obtido no intervalo de $[0,4; 0,7]$ do tempo normalizado para o teste 60L; (b) típico resultado experimental obtido em um teste de compressão uniaxial por Carpinteri et al., 2009a.	61
Figura 4.15	(a) Evolução do valor- $b$ durante o processo de dano; (b) Os intervalos e a distribuição espacial das barras que produzem os eventos EA durante a simulação de processo de dano; (c) Resultados experimentais obtidos por Carpinteri et al., 2011 em espécimes similares.	63
Figura 4.16	Representação do cubo simulado com a posição dos sensores e a direção da barra debilitada (em vermelho).	66
Figura 4.17	Energias vs. tempo para o caso de tração na direção de $z$ . No detalhe, a variação de energia cinética e dano após a ruptura da barra debilitada.	66
Figura 4.18	Amplitude do primeiro movimento para sensores localizados no mesmo plano para o carregamento na direção $x$ .	68
Figura 4.19	Classificação do dano pelos parâmetros AF e RA para a aplicação I e aplicação II (corte) obtido pelos sensores 1, 5 e 12.	69
Figura 4.20	Análise através de seis sensores: (a) S1 ao S6 e (b) S1 ao S3 e S5 ao S7.	70
Figura 4.21	Representação do carregamento cisalhante no cubo de concreto.	71

Figura 4.22	Amplitude do primeiro movimento para pares de sensores localizados no mesmo plano. Em verde é a linha limite. . . . .	72
Figura 4.23	Representação do cubo com carregamento de corte simples. No detalhe a barra debilitada. . . . .	73
Figura 4.24	Representação da falha e da direção do movimento pela resposta obtida do SiGMA. . . . .	74
Figura 4.25	Representação esquemática da viga e condições de contorno. . . . .	75
Figura 4.26	Representação esquemática do ensaio de três pontos da discretizada simulada no LDEM. . . . .	75
Figura 4.27	Valor- $b$ para três períodos, analisado a partir do sensor E2. . . . .	76
Figura 4.28	Gráfico da distribuição instantâneo e acumulada de eventos de EA e da força versus tempo. . . . .	76
Figura 4.29	Distribuição do dano para os três períodos de análise do valor- $b$ . . . . .	77
Figura 4.30	Classificação dos eventos de EA através dos parâmetros de EA. . . . .	77
Figura 5.1	Força versus deslocamento para o ensaio de três pontos em uma viga: experimental obtido por Carpinteri et al., 2016 e numérico pelo LDEM (considerando carregamento monotônico). . . . .	84

## LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1	Dados de entrada do modelo e os parâmetros internos calculados. $f_{max}^n$ representa o pico de força da barra que é atingido quando a deformação da barra é igual a $\varepsilon_p$ . . . . .	49
Tabela 4.2	Resultados obtidos em teste de tensão uniaxial por Van Vliet e Van Mier, 2000. . . . .	52
Tabela 4.3	Resultados obtidos no teste de tração uniaxial de concreto por Carpinteri e Ferro, 1998. . . . .	53
Tabela 4.4	Parâmetros adotados nas simulações do LDEM. . . . .	56
Tabela 4.5	Parâmetros adotados nas simulações do LDEM. . . . .	65
Tabela 4.6	Posição e direção dos sensores. . . . .	65
Tabela 4.7	Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA através de 12 sensores. . . . .	67
Tabela 4.8	Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA através de 8 sensores. . . . .	68
Tabela 4.9	Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA para aplicação II com todos os sensores. . . . .	72
Tabela 4.10	Parâmetros adotados nas simulações do LDEM. . . . .	73
Tabela 4.11	Resultados do procedimento SiGMA para cisalhamento simples. . . . .	74
Tabela 4.12	Posição e direção dos sensores. . . . .	75
Tabela 4.13	Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA para simulação de três pontos em uma viga de concreto. . . . .	78
Tabela 4.14	Tensor momento normalizado para cada evento. . . . .	79

## LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

AF	Frequência média ( <i>Average Frequency</i> )
ASME	<i>The American Society of Mechanical Engineers</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CAPES	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
EA	Emissão Acústica
END	Ensaio Não Destrutivo
GR	Gutenberg-Richter
LDEM	<i>Lattice Discrete Element Method</i>
MELF	Mecânica Elástica Linear da Fratura
PROMECA	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
RA	<i>Rise Angle</i>
RT	Tempo de subida ( <i>Rise Time</i> )
SIGMA	<i>Simplified Green's function for Moment tensor Analysis</i>
TDC	Teoria da Distância Crítica
TEA	Técnica de Emissão Acústica

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Amplitude do sinal de EA, $m/s^2$ ou V
$A_d$	Área da seção transversal da barra diagonal, $m^2$
$A_d^f$	Área de fratura equivalente de barras diagonais, $m^2$
$A_l$	Área da seção transversal da barra longitudinal, $m^2$
$A_l^f$	Área de fratura equivalente de barras longitudinais, $m^2$
$AF$	Frequência média, Hz
$b$	Expoente da lei de Gutenberg-Richter (valor- $b$ ), adimensional
$b_k$	Movimento da trinca, adimensional
$\tilde{C}$	Matriz de amortecimento, Ns/m
$C$	Tensor constitutivo do material, $N/m^2$
$C_s$	Coefficiente de calibração do sensor, Vm
$CV(\bullet)$	Coefficiente de variação, adimensional
$c_A$	Parâmetro de equivalência entre $\Gamma$ e $\Gamma_{LDEM}$ , adimensional
$D$	Distância entre fonte e sensor, m
$\mathcal{D}$	Dimensão fractal, adimensional
$d$	Tamanho de fissura crítica, m
$d_{eq}$	Comprimento característico do material, m
$d_{eqi}$	$d_{eq}$ para o teste $i$ , m
$E$	Módulo de elasticidade do material, $N/m^2$
$E_d^A, E_l^A$	Rigidez do elemento diagonal e longitudinal, respectivamente, $N/m^2$
$N(\geq A)$	Número de eventos de EA com amplitude $\geq A$ , adimensional
$E_n$	Autovalores do momento tensor, Nm
$e_n$	Autovetores associados aos autovalores $E_n$ , adimensional
$F$	Força, N
$F(G_f)$	Função probabilidade de Weibull acumulada de $G_f$ , adimensional
$f$	Frequência, Hz
$f_{max}^n$	Força do elemento quando a deformação da barra é igual a $\varepsilon_p$ , N
$\mathcal{F}$	Superfície da trinca, $m^2$
$\tilde{F}$	Vetor de forças nodais internas, N

<b>G</b>	Matriz das derivadas do tempo pela posição, s/m
$G_c$	Energia específica de fratura do material, N/m
$G_{ij}$	Função tensorial de Green, adimensional
$G_f$	Energia específica de fratura, N/m
$K$	Fator de intensidade de tensões, $\text{Nm}^{-3/2}$
$K_c$	Tenacidade do material, $\text{Nm}^{-3/2}$
$K_r$	Coeficiente que relaciona $\varepsilon_r$ e $\varepsilon_p$ , adimensional
$L$	Comprimento característico do material, m
$L_c$	Comprimento da aresta do módulo cúbico básico, m
$L_{corr}$	Comprimento de correlação do campo aleatório de $G_f$ , m
$L_{cr}$	Comprimento do elemento crítico, m
$L_d$	Comprimento da barra diagonal, m
<b>l</b>	Versor de direção do movimento da trinca, adimensional
<b><math>\tilde{\mathbf{M}}</math></b>	Matriz massa, kg
$M_{pq}$	Tensor momento, Nm
$m$	Amplitude de EA em escala logarítmica, i.e., $m = \log_{10} A$ , $\text{m/s}^2$ ou V
$m_{centro}$	Massa do nó central do módulo básico, kg
$m_{modulo}$	Massa do módulo cúbico básico, kg
$N$	Número instantâneo de eventos de EA, adimensional
$N_{acum}$	Número acumulado de eventos de EA, adimensional
<b>n</b>	Versor normal à trinca, adimensional
<b><math>\tilde{\mathbf{P}}(t)</math></b>	Vetor de forças nodais externas, N
$R$	Dimensão característica da estrutura, m
$RA$	Valor RA, s/V ou $\text{s}/(\text{m/s}^2)$
$R_e$	Coeficiente de reflexão, adimensional
$r$	Distância da ponta da trinca, m
<b>r</b>	Vetor direção entre fonte e sensor, adimensional
$s$	Número de fragilidade, adimensional
$T_{ik}$	Função tensorial de Green do segundo tipo, adimensional
$t$	Tempo, s
<b>t</b>	Versor de direção do sensor, adimensional
$t_0$	Tempo de início ou de origem, s

$t_{\sigma max}$	Tempo em que ocorre a máxima tensão, s
$U_{dano}$	Energia de dano obtida pelo LDEM, Nm
$U_{el}$	Energia de deformação elástica obtida pelo LDEM, Nm
$u_i(x_i, t)$	Movimento da onda para a posição $\mathbf{x}$ e tempo $t$ , m
$v_p$	Velocidade da onda-P, m/s
$v_s$	Velocidade da onda-S, m/s
$X$	Razão de cisalhamento, adimensional
$\mathbf{x}$	Vetor de coordenadas do sensor ou vetor posição, m
$x, y, z$	Coordenadas cartesianas, m
$x_0$	Coordenada x da fonte, m
$x_n, y_n, z_n$	Coordenadas nodais, m
$\dot{\mathbf{x}}(t)$	Vetor de velocidades nodais, m/s
$\ddot{\mathbf{x}}(t)$	Vetor de acelerações nodais, m/s <sup>2</sup>
$Y$	Função da geometria e da distribuição de carga, adimensional
$Y$	Componente da parcela desviadora dos autovalores de $M_{pq}$ , adimensional
$\mathbf{y}$	Vetor de coordenadas da fonte, m
$y_0$	Coordenada y da fonte, m
$Z$	Componente da parcela hidrostática dos autovalores de $M_{pq}$ , adimensional
$z_0$	Coordenada z da fonte, m
$\alpha$	Parâmetro para relacionar $d_{eq}$ entre testes, adimensional
$\beta$	Parâmetro de escala da função exponencial de Weibull tipo 2, adimensional
$\Gamma$	Energia dissipada pela fratura em um cubo sólido, J
$\Gamma_{LDEM}$	Energia dissipada pela fratura de um cubo em duas partes no LDEM, J
$\Gamma(\bullet)$	Função Gama, adimensional
$\gamma$	Parâmetro de forma da função exponencial de Weibull tipo 2, adimensional
$\Delta\bullet$	Incremento da medida $\bullet$ , m ou s
$\Delta K_{th}$	Limite da propagação por fadiga, Nm <sup>-3/2</sup>
$\Delta V$	Volume da trinca, m <sup>3</sup>
$\Delta\mathbf{x}$	Vetor de correção da posição, m
$\Delta\sigma_o$	Limite de tensão em fadiga, N/m <sup>2</sup>
$\delta$	Resíduo, s
$\varepsilon_p$	Deformação de falha crítica, adimensional

$\varepsilon_r$	Deformação limite, adimensional
$\zeta$	Constante de Gutenberg-Richter, adimensional
$\eta$	Coefficiente que permite relacionar barras longitudinais e diagonais, adimensional
$\eta(d/R)$	Função das dimensões do material e da estrutura, adimensional
$\Lambda$	Área da fratura atual, $m^2$
$\lambda$	Primeira constante de Lamé, $N/m^2$
$\rho$	Densidade do material, $kg/m^3$
$\mu$	Segunda constante de Lamé ou módulo de cisalhamento, $N/m^2$
$\mu(\bullet)$	Valor médio da variável $(\bullet)$ , mesma dimensão de $(\bullet)$
$\nu$	Coefficiente de Poisson, adimensional
$\xi_x, \xi_y, \xi_z$	Número aleatório com distribuição normal, adimensional
$\sigma_o$	Tensão característica utilizada no TDC, $N/m^2$
$\sigma_p$	Tensão de cedência ou tensão de fratura em materiais frágeis, $N/m^2$
$\Phi$	Coefficiente que permite relacionar barras longitudinais e diagonais, adimensional

## 1. INTRODUÇÃO

Materiais heterogêneos são comumente utilizados em aplicações de engenharia, como por exemplo, alguns polímeros, compósitos, vidros e concreto. O dano nesse tipo de material é frequentemente devido a mais de uma fissura. Estudos da interação entre microfissuras em diferentes níveis de escala têm uma grande importância para compreender e simular a ruptura nesse tipo de material.

A contribuição de cada trinca individualmente na resposta estrutural e, principalmente, na falha estrutural, não pode ser analisada por métodos convencionais da mecânica dos sólidos [Krajcinovic, 1996]. Métodos que permitem naturalmente representar a descontinuidade constituem uma alternativa para esse tipo de material, no qual o efeito escala, o dano anisotrópico e a associação de defeitos normalmente ocorre. Dentre esses métodos pode-se incluir uma versão dos métodos dos elementos discretos formado por barras, utilizado neste trabalho.

Conceitos e modelos para analisar esse tipo de material foram desenvolvidos em diversos trabalhos de Alberto Carpinteri, tais como a definição do número de fragilidade [Carpinteri, 1981; Carpinteri et al., 2003; Cornetti et al., 2013], a evolução da dimensão fractal da área fraturada [Carpinteri, 1994; Carpinteri et al., 2009a; Turcotte et al., 2003] e trabalhos que relacionam as informações obtidas em ensaios de Emissão Acústica com a evolução do processo de dano [Carpinteri et al., 2016; Lacidogna et al., 2013; Carpinteri et al., 2008].

Um método não destrutivo promissor para a avaliação do processo de dano nesse tipo de material é a Técnica de Emissão Acústica (TEA). Fisicamente, a Emissão Acústica (EA) é um fenômeno causado pela alteração estrutural em um sólido, em que ondas elásticas transientes são geradas devido à rápida liberação de energia de deformação elástica. As ondas de EA, cuja frequência varia de alguns kHz à MHz, propagam no material até a superfície da estrutura onde são detectadas por sensores que convertem a energia de deformação em sinal elétrico [Shiotani et al., 1994; Kurz et al., 2006; Carpinteri e Ferro, 1998]. Tradicionalmente em testes de EA, um número de parâmetros são obtidos e a partir desses, as condições de dano e localização das fontes de EA na estrutura podem ser determinadas, como apresentado em Carpinteri et al., 2009a.

Dentre os métodos numéricos aplicados atualmente, existem aqueles que são ca-

pazes de simular a EA. Esses métodos foram introduzidos nos anos 60 e não utilizam equações diferenciais ou integrais para descrever o modelo a ser estudado no domínio do espaço. Diferentes elementos foram introduzidos para analisar esse tipo de material, por exemplo, barras ou partículas. Esses métodos são chamados por Munjiza, 2009 de "*Computational Mechanics of Discontinua*". O método numérico utilizado neste trabalho, denominado de Método dos Elementos Discretos formados por barras (LDEM), pertence a esse grupo de métodos. Foi originalmente proposto por Riera, 1984 e empregado em diversos trabalhos da análise do dano e efeito escala, como exemplo, Rios e Riera, 2004 e Riera e Iturrioz, 2007. Além da utilização desse método em conjunto com a Técnica de Emissão Acústica (TEA) como apresentados em Iturrioz et al., 2013 e Iturrioz et al., 2014a.

Neste trabalho, diferentes simulações utilizando o LDEM são realizadas para estudar o processo de dano em materiais heterogêneos abordando o conceito do número de fragilidade e a Técnica de Emissão Acústica.

## 1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho consiste em estudar o processo de dano em materiais quase-frágeis utilizando o métodos dos elementos discretos formado por barras.

Os objetivos específicos são:

- Explorar a relação do número de fragilidade proposto por Carpinteri, 1981 e a lei constitutiva empregada no método dos elementos discretos formado por barras utilizado neste trabalho;
- Avaliar índices calculados a partir da informação fornecida por ensaios de Emissão Acústica empregando o método dos elementos discretos formado por barras utilizado neste trabalho, entre eles:
  - Avaliar a relação do valor- $b$  com a evolução e a distribuição do processo de dano em material heterogêneo;
  - Avaliar a localização da ruptura e o modo de falha que produz uma determinada emissão;
  - Calcular o tensor momento ( $M_{pq}$ ) proposto por Ohtsu, 1991 e avaliar sua relação com um evento de Emissão Acústica.

## 1.2 Organização do Trabalho

O presente trabalho está organizado da seguinte maneira: após a presente introdução, no capítulo 2, apresenta-se a fundamentação teórica de temas utilizados no transcurso do trabalho, um breve histórico sobre a Técnica de Emissão Acústica, suas vantagens e desvantagens e a definição dos parâmetros utilizados na avaliação e caracterização do dano, relacionados com as medições de Emissão Acústica. Além disso, nesse capítulo, são discutidos o conceito do número de fragilidade proposto por Carpinteri, 1981 e o comprimento característico do material definido por Taylor, 2007. Finalmente, uma breve revisão bibliográfica é apresentada com foco na Técnica de Emissão Acústica e no método dos elementos discretos empregado neste trabalho.

O método dos elementos discretos formado por barras, chamado de LDEM, é discutido no capítulo 3. Inicialmente, o método de discretização e o sistema de equações são abordados. A seguir, o modelo constitutivo empregado é descrito. Por fim, a forma com que os resultados de Emissão Acústica são obtidas por simulações do LDEM é apresentada.

O capítulo 4 apresenta casos de estudos em que foram utilizados o LDEM como ferramenta de análise. Inicialmente, o conceito do número de fragilidade ( $s$ ) é abordado no contexto do LDEM. Isso é realizado através de três conjuntos de simulações empregando diferentes valores de  $s$ . Após, a evolução do dano em estruturas é avaliada através de uma análise estatística da distribuição de amplitude dos sinais de Emissão Acústica. Em seguida, o dano é caracterizado através da análise simplificada do tensor momento proposto por Ohtsu, 1991. Por fim, discussões dos resultados são realizadas.

Finalmente, no capítulo 5, são apresentadas as considerações finais do trabalho, além de sugestões para trabalhos futuros.

## 2. FUNDAMENTAÇÃO

Neste capítulo, conceitos básicos relacionados à Técnica de Emissão Acústica (TEA) são tratados, além de parâmetros para a avaliação do dano para diversas estruturas. Como pontos principais para essa avaliação se pode citar: o valor- $b$  utilizado no monitoramento de estruturas, permitindo monitorar o processo de dano; a técnica do primeiro movimento e a análise da forma da onda para a classificação do modo de falha; e a caracterização do dano quanto à orientação e a classificação do modo de falha através do cálculo do tensor momento.

Além disso, é apresentado o conceito do número de fragilidade proposto por Carpinteri, 1981, que é relatado como uma medida da fragilidade da estrutura. E ainda, Taylor, 2007 propôs um comprimento característico do material que, em conjunto com parâmetros de mecânica da fratura, permite definir a forma na qual o material se rompe.

Por fim, é apresentada uma revisão do estado da arte para pontos abordados neste trabalho, como a utilização da TEA na avaliação do dano e a aplicação do método dos elementos discretos formados por barras (LDEM - descrito no próximo capítulo) para materiais heterogêneos e quase-frágeis, além de trabalhos que abordaram ambas as metodologias.

### 2.1 Técnica de Emissão Acústica

A Técnica de Emissão Acústica (TEA) é um método de ensaio não destrutivo (END), ou seja, o ensaio é realizado em condições de serviço, apenas impondo um incremento de força ou pressão, sem levar o equipamento à falha total [ASME-BPVC-SectionV, 2010]. Seu princípio é baseado em um conceito físico simples: "escutar sons" provocados pelo crescimento de uma trinca, descontinuidade ou defeito, como, por exemplo, os sons e estalos que um galho de uma árvore emite antes de se quebrar. Neste caso, é possível estimar quando o galho irá quebrar através da amplitude e frequência desses sons [Shull, 2002]. 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 TEA faz o uso do fato 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 [Shiotani et al., 1994; Ohtsu, 1996; Colombo et al., 2003; Rao e Lakshmi, 2005]. A Emissão Acústica é definida como a energia elástica liberada a partir de materiais que estão submetidos a deformação [Miller e Hill, 2005], ou ainda, como apresentada em ASTM-E1316, 2015, pode ser definida como: as ondas elásticas transientes que são geradas pela rápida liberação de energia a partir de uma fonte localizada no interior do material.

A principal diferença entre a Técnica de Emissão Acústica e outros métodos de END é que a EA é um método de ensaio passivo, isto é, o sinal é gerado pela nucleação e pelo crescimento de algum defeito interno ao material, enquanto que para técnicas ativas são necessárias fontes excitadoras externas (emissão artificial). Porém, essa técnica também pode ser utilizada até o colapso total da estrutura, sendo então, considerado um ensaio destrutivo [Grosse e Ohtsu, 2008]. Com isso, a TEA pode ser muito útil na detecção prematura de falhas e trincas, evitando que a estrutura venha a falhar completamente.

Os sinais de EA podem ter características significativamente diferentes devido ao tipo de fonte. Por exemplo, emissões produzidas pelo corte de um metal ou o atrito em um rolamento resultam em um sinal de EA contínuo, como apresentado no gráfico inferior da Figura 2.1, com características muito diferentes quando comparado ao estouro provocado pela liberação espontânea de energia durante a abertura de uma trinca, como apresentado no topo da Figura 2.1 [Miller e McIntire, 1987]. EAs contínuas são normalmente utilizadas no monitoramento de máquinas em funcionamento, embora seja muitas vezes difícil de localizar a fonte de emissão [Grosse e Ohtsu, 2008].

### 2.1.1 Vantagens e Desvantagens

Como todos os END, a TEA tem suas vantagens e limitações. Como vantagem, pode-se citar que:

- o ensaio de EA pode ser executado no ambiente de trabalho da estrutura, sem a necessidade de parada do equipamento durante o ensaio;
- é utilizada para a análise de uma vasta área ou volume do equipamento, sendo assim, uma análise global da estrutura;
- os sensores são fixos na face do espécime durante o teste, sem a necessidade de

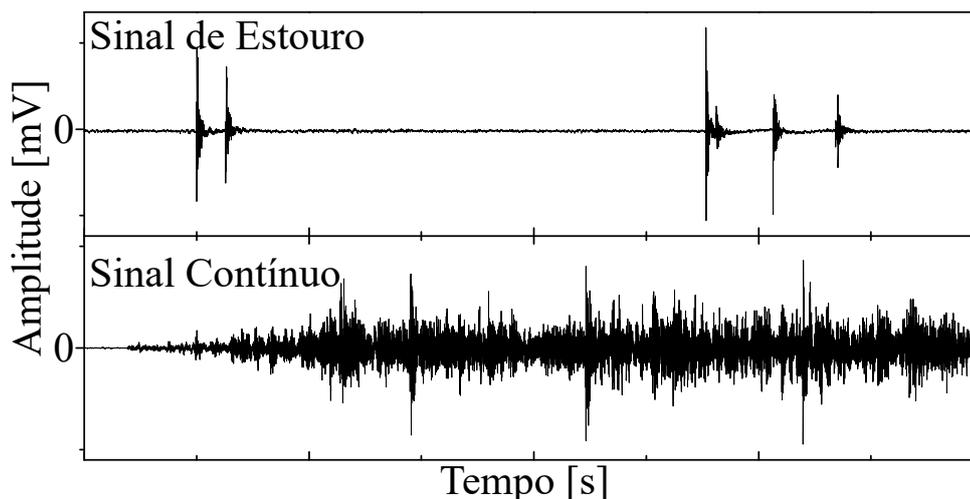


Figura 2.1 – Exemplo de sinal de emissão contínua comparado ao sinal de estouro (adaptado de Grosse e Ohtsu, 2008).

move-os para escanear ponto-a-ponto a estrutura;

- pode ser utilizada como monitor da estrutura, enquanto o equipamento está em operação, para a prevenção de uma falha catastrófica do equipamento.

Além de que, este método só é capaz de detectar a formação de novas fissuras e a progressão de fendas existentes ou processos de fricção [Grosse e Ohtsu, 2008; Shull, 2002; Hellier, 2001].

Por outro lado, mesmo que se tenham amostras de mesma forma, tamanho, propriedades e carregamento, é quase impossível reproduzir o sinal de EA. Isto é devido à heterogeneidade presente em todos os materiais, resultando somente em sinais similares. Esta é uma razão pela qual é útil comparar a resposta dos sinais de EA com outros métodos de ensaio, como, por ultra-som, raios-X ou inspeção visual. Além disso, sinais de EA de materiais utilizados usualmente na construção (concreto, madeira, metais, pedras e compósitos) são geralmente de baixas amplitudes e elevadas frequências, tipicamente na faixa de kHz a MHz [Carpinteri e Lacidogna, 2008; Carpinteri et al., 2009a; Joshi et al., 2012], sendo assim necessário sensores de elevada sensibilidade, que, por sua vez, são sujeitos ao ruído do ambiente. Para isso, é necessária a aplicação de métodos de amplificação do sinal e de filtragem deste ruído, além de requerer um sofisticado processamento de dados [Grosse e Ohtsu, 2008; Shull, 2002; Ohtsu, 2015]. Um típico sistema de detecção de EA é apresentado na Figura 2.2.

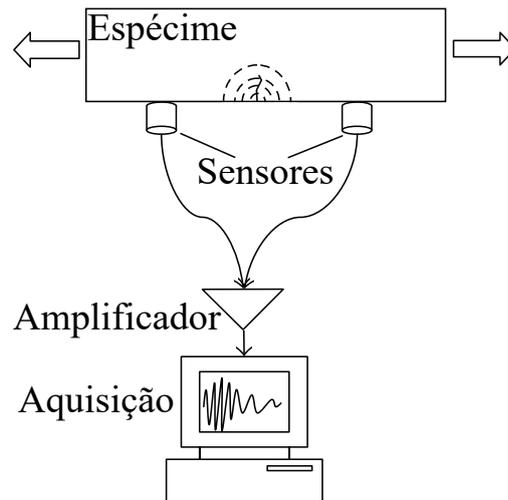


Figura 2.2 – Típico sistema de detecção de EA (adaptado de Aggelis et al., 2013).

### 2.1.2 Campos de Aplicação

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. A seguir, destacam-se algumas das áreas de aplicação do ensaio de EA:

- Indústria petroquímica;
- Setor nuclear;
- Soldagem;
- Engenharia civil;
- Materiais compósitos;
- Indústria aeroespacial;
- Engenharia biomédica;
- Monitoramento de processos de fabricação;
- Sismologia, etc.

Exemplos de aplicações nessas áreas são comentadas em Miller e McIntire, 1987; Soares, 2008; Grosse e Ohtsu, 2008; Shull, 2002 e Aggelis et al., 2013.

### 2.1.3 Histórico

A Emissão Acústica provavelmente é a mais antiga técnica de END e existe desde os primórdios da história do homem, uma vez que, ouvir sons audíveis proveniente de fraturas é a forma mais simples de END. Alguns exemplos de EA são: um galho se quebrando, explosões de rochas, a transformação de martensita no aço, entre outros [Shull, 2002; Hellier, 2001].

O estudo da Emissão Acústica (EA), como conhecido atualmente, iniciou entre os anos 30 e 50 [Shull, 2002] com a utilização de transdutores (sensores) que convertem a energia das oscilações (ondas) em tensão elétrica. O primeiro artigo científico sobre EA foi publicado 1934 por Fuyuhiko Kishinouye, no qual foi estudado a EA em um espécime de madeira sob flexão. Em 1936, Friedrich Föster e Erich Scheil analisaram o fenômeno de EA no estudo da transformação martensítica em um espécime de níquel-aço. No campo geológico, Leonard A. Obert estudou a atividade micro-sísmica em rochas, fenômeno idêntico ao de EA. Em 1945, ele esclareceu que a atividade micro-sísmica poderia ser detectada por experimentos controlados em rochas [Grosse e Ohtsu, 2008; Miller e Hill, 2005].

Uma das publicações mais famosas, e usualmente referida como o início da história da EA, é a dissertação de Joseph Kaiser, 1950. Testes foram realizados em amostras metálicas sob tração, registrando os sinais de EA. Esse trabalho demonstrou que a EA é um fenômeno irreversível, atualmente chamado de efeito Kaiser (*Kaiser effect*) [Shull, 2002; Grosse e Ohtsu, 2008]. O efeito Kaiser descreve o fenômeno que um material emite ondas de EA somente após que a carga anteriormente aplicada é ultrapassada, i.e., eventos de EA são gerados quando o objeto é carregado (segmento AB da Figura 2.3) e quando a carga é removida e reaplicada (segmento BCB da Figura 2.3) pouco ou nenhum evento de EA será gravado antes que o nível de carga máxima anterior aplicada seja alcançado (ponto B da Figura 2.3). Acima do valor máximo anterior, os danos existentes podem se propagar ou novos danos podem ser gerados, produzindo sinais de EA (segmento BD da Figura 2.3) [Grosse e Ohtsu, 2008; Shull, 2002; Hufenbach et al., 2006; Sikorski, 2012]. Kaiser também propôs a distinção entre o sinal contínuo e de estouro anteriormente apresentado na Figura 2.1 [Miller e Hill, 2005].

Entretanto, o efeito de Kaiser somente é observado no estado estável (intacto) dos materiais, principalmente em metais [Hufenbach et al., 2006]. Com a progressão

da instabilidade interna, o efeito Kaiser gradualmente desaparece. Como resultado, a atividade EA começa a ser observada antes mesmo que o carregamento máximo anterior aplicado seja atingido (ponto F da Figura 2.3). Essa constatação foi realizada por Timothy J. Fowler em 1986, em estudos do dano em estruturas de tanques, no qual chamou esse efeito de *Felicity* [Grosse e Ohtsu, 2008]. Então, o efeito *Felicity* é o aparecimento de EAs significativas a um nível de carga abaixo do máximo nível anterior aplicado, por exemplo, como observado em materiais compósitos [Hufenbach et al., 2006; Sikorski, 2012].

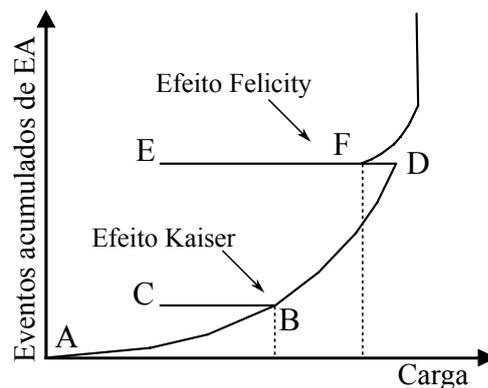


Figura 2.3 – Número de eventos acumulados de EA durante o carregamento, mostrando o efeito Kaiser (BCB) e o efeito de *Felicity* (DEF) (adaptado de Hellier, 2001).

Entre os anos de 1950 e 1970, diversos estudos foram realizados sobre a EA, entretanto sem um grupo de estudo centralizado, especialmente no estudo do concreto [Miller e Hill, 2005]. Em 1959, H. Ruesch, 1959 estudou a EA durante a aplicação de cargas compressivas em um corpo de prova de concreto. Esse é um estudo pioneiro do efeito Kaiser em materiais de engenharia [Grosse e Ohtsu, 2008]. Somente após os anos 70 que consideráveis avanços foram alcançados no estudo da EA, em decorrência de melhorias significativas nos equipamentos de medição e gravação [Shull, 2002].

Desde então, foram desenvolvidos procedimentos e dispositivos para a avaliação da EA [Drouillard, 1996], além de grupos de pesquisas, jornais, conferências e simpósios. Nesse contexto, pode-se citar: *Acoustic Emission Working Group*, criado em 1967 nos Estados Unidos da América; em 1972 na Europa o *European Working Group on Acoustic Emission* (EWGAE); em 1974 no campo da geologia, *Conferences on Acoustic Emission/-Microseismic Activity in Geologic Structures and Materials*; em 1980 no Japão o *Japanese Society for Nondestructive Inspection* (JSNDI); em 1982 a publicação da revista *Journal of Acoustic Emission* [Grosse e Ohtsu, 2008]. E finalmente com a publicação do guia

*Nondestructive Testing Handbook, Vol. 5: Acoustic Emission Testing* em 1987 [Miller e McIntire, 1987] e a certificação de inspetores, a TEA demonstrou que estava madura e com aceitação na indústria, especialmente na indústria de aviação, nuclear, petróleo e civil [Miller e Hill, 2005], para ser utilizada como END no monitoramento e na localização de falhas.

#### 2.1.4 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:

$$v_p = \sqrt{\frac{E(1 - \nu)}{\rho(1 + \nu)(1 - 2\nu)}}, \quad (2.1)$$

$$v_s = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1 + \nu)}}, \quad (2.2)$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade (Pa),  $\nu$  é o coeficiente de Poisson e  $\rho$  é a densidade 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, são elas 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.

### 2.1.5 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., 2009a.

Cada evento de EA é caracterizado principalmente pela sua máxima amplitude, mas também por outros parâmetros apresentados na Figura 2.4 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 2.4, 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 2.4, nove vezes o sinal ultrapassou o limite.
- 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.

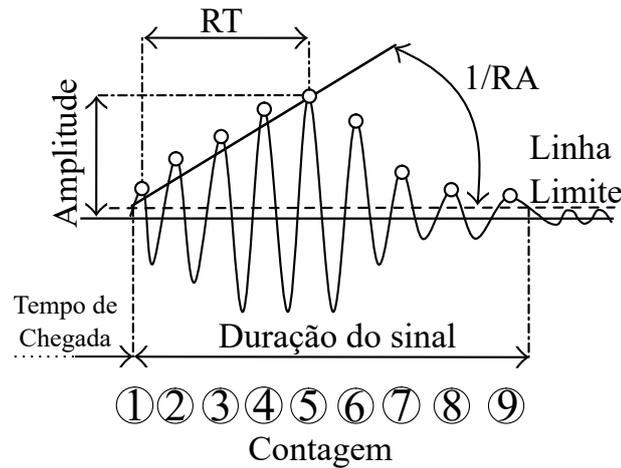


Figura 2.4 – Características do sinal de EA (adaptado de Aggelis et al., 2013).

### 2.1.6 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 2.5. 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].

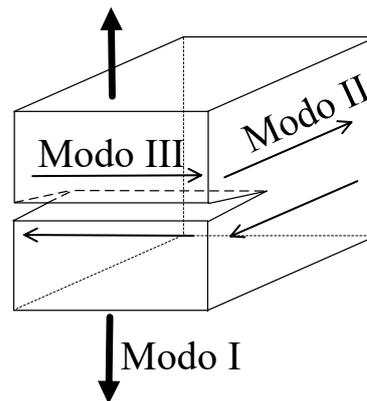


Figura 2.5 – Definição dos modos de carregamento aplicado a uma trinca: modo I (tração), modo II (cisalhamento no plano) e modo III (cisalhamento fora do plano) (adaptado de Taylor, 2007).

O modo I, de abertura de trinca, ocorre devido ao carregamento em tração pro-

vocando 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 mesma [Anderson, 1994; Taylor, 2007].

### **2.1.7 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 inversão do tensor momento [Grosse e Ohtsu, 2008]. As duas primeiras maneiras são apresentadas a seguir e a técnica do tensor momento na seção 2.1.9.

#### **Técnica do Primeiro Movimento**

Essa técnica consiste em analisar as polaridades dos impulsos da onda-P que chegam a cada sensor. Segundo Grosse e Ohtsu, 2008, o sentido de polaridade da onda em torno da fonte é determinada pelo padrão de irradiação da fonte. Utilizando a distribuição das polaridades, é possível estimar a orientação dos planos nodais (onde nenhum deslocamento acontece), e assim, o mecanismo de propagação. No caso da abertura da trinca (modo I), polaridades positivas do início da onda-P seriam medidas em todos os sensores, apresentado na Figura 2.6 à direita. No cisalhamento da trinca (modo II), a polaridade de início da onda mudaria de positivo (deflexão ascendente na forma da onda) para negativo (descendente) de acordo com a posição do sensor em relação à fonte e aos planos de cisalhamento, como mostrado na Figura 2.6 à esquerda.

Assume-se também que os sensores tenham sido devidamente calibrados, de modo que um desvio positivo do sinal indica um movimento para longe da fonte (isto é, de compressão). Além de que, a posição dos sensores deve estar distribuída de forma que a trinca esteja entre eles.

Para caracterizar de forma única o mecanismo de falha seria necessária uma boa distribuição de sensores sobre todos os ângulos com respeito ao plano de falha, ou seja, um mínimo de vinte e três sensores [Lockner et al., 1991]. Para um conjunto menor de sensores, a inversão do tensor momento é mais adequada para estimar os mecanismos de

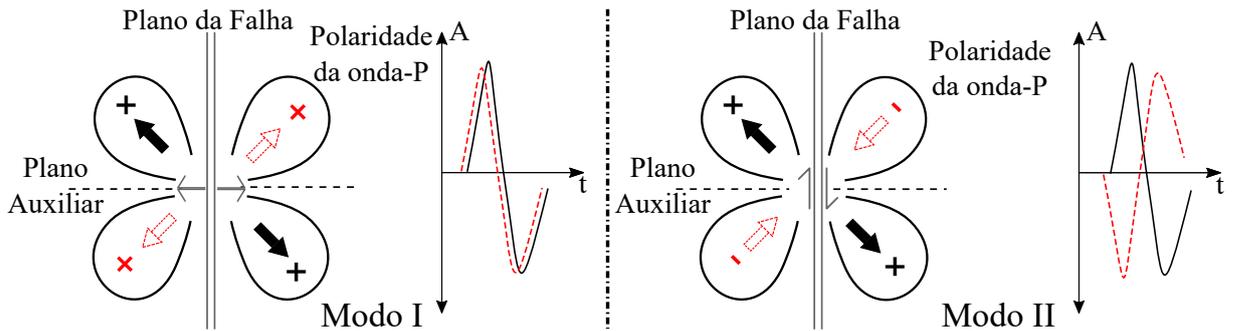


Figura 2.6 – Representação dos padrões de irradiação e de onda: de uma abertura de trinca à esquerda e à direita do cisalhamento da trinca orientada verticalmente.

falha. Infelizmente, não é possível quantificar o desvio e nem a direção de deslocamento da falha com a técnica do primeiro movimento [Grosse e Ohtsu, 2008].

### Análise da forma da onda

O formato da onda do sinal de EA é reportado como sendo uma característica do modo de falha [Aggelis, 2011], como apresentado na Figura 2.7. Evento de EA devido ao cisalhamento, Figura 2.7 (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 2.7 (a). Essa informação é capturada através do valor RA, no qual está relacionado com o 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, 2010b], como apresentado na Figura 2.8 (a).

Uma razão apropriada entre a escala da abscissa e da ordenada deve ser determinada dependendo do material e estrutura. Na Figura 2.8 (b), a escala igual a 10 é definida, mas esse é apenas um valor sugerido [RILEM, 2010b]. 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 2.8 (b), esse efeito não apresenta significativa influência no resultado da classificação [RILEM, 2010b].

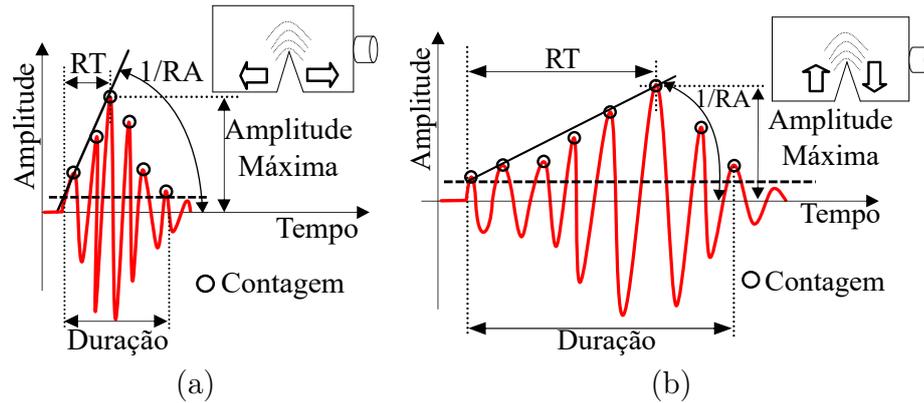


Figura 2.7 – Típica forma de onda de EA dependendo do modo de fratura: (a) Trativo e (b) Cisalhamento (adaptado de Aggelis, 2011).

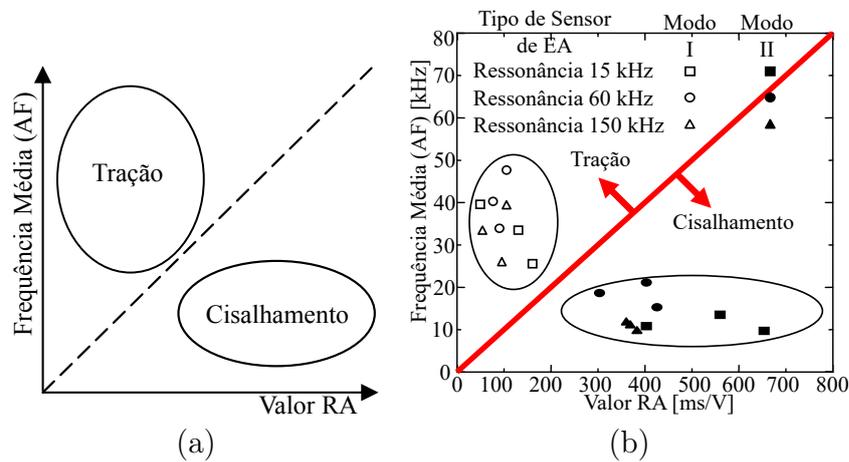


Figura 2.8 – Classificação do dano por parâmetros de EA: (a) classificação convencional (adaptado de Grosse e Ohtsu, 2008) e (b) experimental realizada por Ohtsu et al., 2007.

### 2.1.8 Valor- $b$

Realizando medições de EA, um critério de avaliação de danos eficaz é fornecida pela análise estatística da distribuição de amplitude dos sinais de EA gerados por microfissuras crescentes. As amplitudes de tais sinais são distribuídos aproximadamente com a lei de Gutenberg-Richter (GR) [Shiotani et al., 1994; Rao e Lakshmi, 2005; Carpinteri et al., 2009c],

$$N(\geq A) \propto A^{-b}, \quad (2.3)$$

onde  $A$  é a amplitude,  $N$  é o número de sinais de EA com amplitude  $\geq A$  e o expoente  $b$  da lei de GR é chamado de valor- $b$ .

O valor- $b$  muda com diferentes estágios do crescimento do dano. Inicialmente, o microfissuramento dominante gera um grande número de eventos de EA de baixa amplitude. A subsequente macrofissura gera menos eventos de EA, porém com maiores amplitudes. Como resultado, o valor- $b$  progressivamente diminui seu valor enquanto o dano na estrutura aumenta. Essa observação é o fundamento da chamada "Análise do valor- $b$ ", utilizada na avaliação da evolução do dano [Colombo et al., 2003; Carpinteri et al., 2009b].

Esse estudo teve início no âmbito da geofísica. Nesse caso, é comum reescrever a Equação 2.3 como:

$$\log N(\geq A) = \zeta - bm, \quad (2.4)$$

onde a magnitude ( $m$ ) representa o logaritmo da amplitude do evento de EA, i.e.,  $m = \log_{10} A$ , e  $\zeta$  e  $b$  (valor- $b$ ) são constantes positivas que variam de região para região geográfica [Carpinteri et al., 2008]. A evolução do valor- $b$  é apresentada na Figura 2.9, no qual, se ilustra a redução do valor- $b$  com o passar do tempo, indicando que uma falha eminente se aproxima. Nesta mesma figura, é mostrado que valor- $b$  é o coeficiente angular da reta de tendência dos resultados em termos do logaritmo do número de eventos de Emissão Acústica maiores ou iguais a  $A$  ( $\log(N(\geq A))$ ) vs. o logaritmo da sua amplitude ( $A$ ).

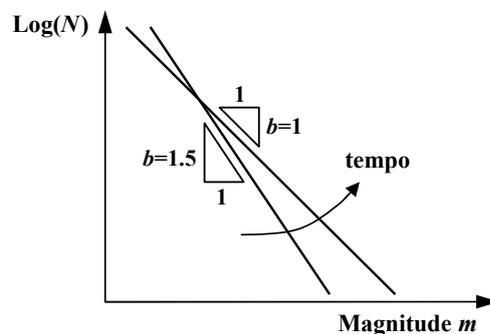


Figura 2.9 – Esquema da evolução do valor- $b$  em um teste experimental realizado por Carpinteri et al., 2009c.

Por outro lado, o processo de dano também é caracterizada por uma progressiva

localização identificada através da dimensão fractal  $\mathcal{D}$  do domínio danificado. Pode ser provado que  $2b = \mathcal{D}$  [Aki, 1967; Carpinteri, 1994; Turcotte et al., 2003]. Portanto, determinando o valor- $b$ , se torna possível identificar as modalidades de liberação de energia no elemento estrutural durante o processo de monitoramento de EA. O caso teórico extremo previsto é de  $\mathcal{D} = 3,0$ , que corresponde a  $b = 1,5$ , um estado crítico em que a liberação de energia ocorre através de pequenos defeitos distribuídos por todo o volume. Para  $\mathcal{D} = 2,0$ , que corresponde a  $b = 1,0$ , a energia é liberada a partir de uma superfície de fratura (uma única trinca). No primeiro caso, dano difuso é observado, enquanto que no último caso, duas fendas dimensionais são formadas levando à separação da amostra estrutural [Carpinteri et al., 2009a,b, 2011].

### 2.1.9 Tensor Momento

Na teoria generalizada de EA [Aki e Richards, 2002], ondas de EA são ondas elásticas geradas pelo movimento dinâmico da falha (trinca) no interior do material. Como as ondas de EA são geradas por microfissuras, o movimento da onda  $u_i(\mathbf{x}, t)$  para a posição  $\mathbf{x}$  e tempo  $t$  pode ser representada por [Ohtsu, 1991],

$$u_i(x_i, t) = \int_{\mathcal{F}} T_{ik}(x_i, x'_k, t) * b_k(x_i, x'_k) dS, \quad (2.5)$$

onde  $T_{ik}$  é a função tensorial de Green de segunda espécie, que está associada a uma tensão que permite calcular o vetor de deslocamento  $u_i$  num ponto do espaço de coordenada espacial  $x_i$  no instante de tempo  $t$  quando acontece no ponto  $x'_k$  na direção  $k$  um deslocamento prescrito unitário. O operador  $(*)$  representa a função de convolução,  $\mathcal{F}$  é a superfície da trinca, domínio de integração, e o vetor de Burger  $b_k$  caracteriza a direção e a magnitude do deslocamento prescrito. Maiores informações sobre a base teórica que permite escrever a Equação (2.5) são apresentadas em Aki e Richards, 2002 e Grosse e Ohtsu, 2008.

No caso de elasticidade isotrópica, pode-se escrever,

$$T_{ik} = \lambda G_{ij,j} n_k + \mu G_{ik,j} n_j + \mu G_{ij,k} n_j, \quad (2.6)$$

onde  $\lambda$  e  $\mu$  são as constantes de Lamé,  $G_{ij}$  é a função de Green e  $n_k$  é o versor normal à

trinca [Farid Uddin e Ohtsu, 2002]. A Equação (2.6) permite vincular a função de Green de segunda espécie  $T_{ik}$ , associada a uma tensão, com a função de Green propriamente dita associada a um deslocamento unitário no ponto material de coordenada espacial  $x_i$ , quando se aplica uma tensão unitária no ponto  $x'_k$ , no instante de tempo  $t$  na direção  $k$ . A vírgula na notação indicial utilizada na Equação (2.6) indica a derivação espacial.

Substituindo a Equação (2.6) na Equação (2.5) e introduzindo o tensor momento ( $M_{pq}$ ),  $u_i(\mathbf{x}, t)$  pode ser reescrita como [Ohtsu, 1991],

$$u_i(x_i, t) = \int_F T_{ik}(x_i, x'_k, t) * b_k(x', x) dS = G_{ip,q}(x_i, x'_k, t) M_{pq} * S(t), \quad (2.7)$$

onde  $G_{ip,q}(x_i, x'_k, t)$  são as derivadas espaciais da função de Green e  $S(t)$  representa a cinética da fonte (função fonte-tempo). A solução inversa da Equação (2.7), obtida pelo procedimento de desconvolução, contém duas informações: a cinética da fonte, determinada pela função fonte-tempo ( $S(t)$ ), e a cinemática representada pelo tensor momento ( $M_{pq}$ ). A fim de realizar a desconvolução e para determinar o tensor momento, as derivadas espaciais das funções de Green ou os campos de deslocamento das funções de Green, devido aos modelos de força equivalente, são inerentemente necessárias [Ohno et al., 2007]. Soluções numéricas para o campo de deslocamento são obtidas pelo método de diferenças finitas e pelo método dos elementos finitos, porém, demandam de um grande processamento e não são aplicáveis para o processamento de um grande número de eventos de EA [Ohtsu et al., 2005]. Por isso, Ohtsu, 1991 desenvolveu um procedimento simplificado para a determinação do tensor momento, baseado no movimento da onda-P em um campo distante, chamado SiGMA (*Simplified Green's function for Moment tensor Analysis*).

Matematicamente, o tensor momento da Equação (2.7) é definido como o produto de constantes elásticas, do versor de direção  $\mathbf{l}$  do movimento da trinca (falha) e do versor normal  $\mathbf{n}$  à superfície da trinca [Ohno et al., 2007], dado por,

$$M_{pq} = C_{pqkl} l_k n_l \Delta V, \quad (2.8)$$

onde  $C_{pqkl}$  é a matriz constitutiva do material [ $N/m^2$ ] e  $\Delta V$  é o volume da trinca [ $m^3$ ]. Como a unidade física do tensor momento ( $M_{pq}$ ) é [ $Nm$ ], essa é a razão pela qual o tensor momento tem esse nome. O tensor momento é um tensor simétrico de segunda ordem e

é comparado com o tensor de tensão em elasticidade, no qual, os elementos da diagonal representam os componentes normais e os elementos fora da diagonal representam as componentes tangenciais ou cisalhantes, como mostrado na Figura 2.10.

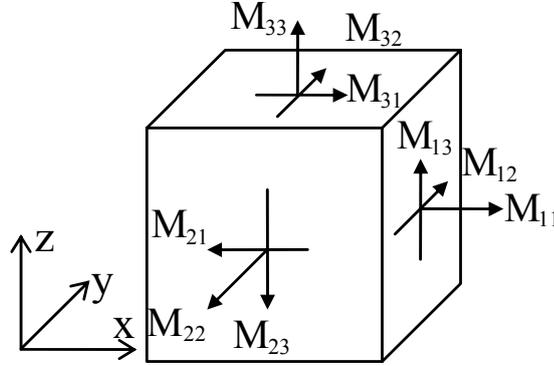


Figura 2.10 – Elementos do tensor momento (adaptado de Jian-po et al., 2015).

Para um material isotrópico, a Equação (2.8) pode ser reescrita como na Equação (2.9) [Ohtsu et al., 2005],

$$M_{pq} = (\lambda l_k n_k \delta_{pq} + \mu l_p n_q + \mu l_q n_p) \Delta V, \quad (2.9)$$

onde  $\lambda$  e  $\mu$  são as constantes de Lamé e  $\delta_{pq}$  é o delta de Kronecker.

No caso de uma abertura de trinca (Modo I) na direção  $z$  e com a trinca paralela ao plano  $xy$ , ou seja, o versor normal  $\mathbf{n}=(0,0,1)$  e o versor de direção do movimento  $\mathbf{l}=(0,0,1)$  (Figura 2.11 à esquerda) e substituindo na Equação (2.9), o tensor momento se torna,

$$M_{pq} = \begin{bmatrix} \lambda & 0 & 0 \\ 0 & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & \lambda + 2\mu \end{bmatrix} \Delta V, \quad (2.10)$$

onde somente elementos na diagonal são obtidos, representados na Figura 2.11 à esquerda.

No caso de cisalhamento da trinca paralela ao plano  $xy$ ,  $\mathbf{n}=(0,0,1)$ , e com movimento na direção  $y$   $\mathbf{l}=(0,1,0)$  e após substituir na Equação (2.9), o tensor momento se torna,

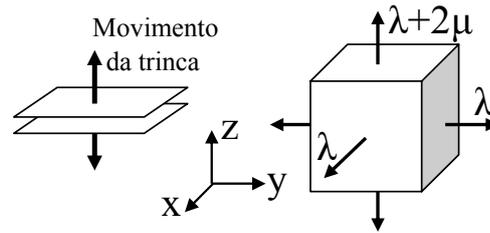


Figura 2.11 – Abertura da trinca (à esquerda) e representação dos elementos do tensor momento (à direita) (adaptado de Ohno et al., 2007).

$$M_{pq} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \mu \\ 0 & \mu & 0 \end{bmatrix} \Delta V. \quad (2.11)$$

Nesse caso, somente fora da diagonal as componentes são diferentes de zero, ou seja, em  $M_{23}$ . Na Figura 2.12 estão representados o modelo de deslocamento e os elementos do tensor momento.

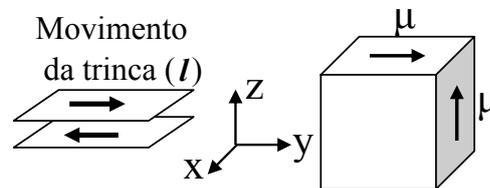


Figura 2.12 – Cisalhamento da trinca (à esquerda) e representação dos elementos do tensor momento (à direita) (adaptado de Ohno et al., 2007).

## SIGMA

Considerando somente o movimento da onda-P em um campo distante da função de Green para um espaço infinito e considerando o efeito da reflexão da superfície, a amplitude do primeiro movimento ( $A(\mathbf{x})$ ) é derivada da Equação (2.7).

A razão da amplitude do primeiro movimento (onda-P) entre um meio espaço e um espaço infinito é equivalente ao coeficiente de reflexão  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r})$ , apresentado na Equação (2.12),

$$R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r}) = \frac{2k^2 a [k^2 - 2(1 - a^2)]}{[k^2 - 2(1 - a^2)]^2 + 4a(1 - a^2) \sqrt{k^2 - 1 + a^2}}, \quad (2.12)$$

onde  $\mathbf{t}$  é o versor de orientação da sensibilidade do sensor,  $\mathbf{r}$  é o vetor direção do sensor à fonte,  $a$  é o produto escalar entre os vetores  $\mathbf{r}$  e  $\mathbf{t}$  e  $k = v_p/v_s$ , sendo que  $v_p$  e  $v_s$  é a velocidade da onda-P e onda-S, respectivamente. No caso em que a onda-P incide verticalmente à superfície,  $a = 1$ , e  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r}) = 2$ .

Negligenciando a função tempo da Equação (2.7) e considerando o coeficiente de reflexão  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r})$ , apresentado na Equação (2.12), a amplitude do primeiro movimento,  $A(\mathbf{x})$ , é representada por [Ohtsu, 1991, 1995, 2000; Ohtsu et al., 1991, 2005; Ohno et al., 2007; Shigeishi e Ohtsu, 1999; Grosse e Ohtsu, 2008],

$$A(x_p) = C_s \frac{R_e(t_p, r_p)}{D} r_p r_q M_{pq}, \quad (2.13)$$

onde  $A(\mathbf{x})$  é a amplitude do primeiro movimento na observação  $\mathbf{x}$ ,  $C_s$  é a constante de calibração do sensor obtida pelo teste da quebra da ponta de grafite [RILEM, 2010a; ASTM-E1106-12, 2012; Grosse e Ohtsu, 2008],  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r})$  é o coeficiente de reflexão, devido ao versor de orientação da sensibilidade do sensor ( $\mathbf{t}$ ) e do vetor direção do sensor à fonte ( $\mathbf{r}$ ), e  $D$  é a distância entre a fonte e o sensor.

A Equação (2.13) conduz a uma série de equações algébricas, nas quais as componentes do tensor momento  $M_{pq}$  são as incógnitas. No procedimento de SiGMA, dois parâmetros do sinal de EA são necessários, sendo eles, a amplitude do primeiro movimento ( $A$ ) e o tempo de início do evento ( $t$ ), representados na Figura 2.13, respectivamente pelos pontos P2 e P1. A Equação (2.13) pode ser apresentada como:

$$A(x_p) = C_s \frac{R_e(t_p, r_p)}{D} \begin{bmatrix} r_1 & r_2 & r_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{13} \\ M_{21} & M_{22} & M_{23} \\ M_{31} & M_{23} & M_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} r_1 \\ r_2 \\ r_3 \end{bmatrix}. \quad (2.14)$$

Como o tensor momento é um tensor simétrico de segunda ordem, o número de componentes independentes são 6:  $M_{11}$ ,  $M_{12}$ ,  $M_{13}$ ,  $M_{22}$ ,  $M_{23}$  e  $M_{33}$ . Assim, o sistema pode ser resolvido com a determinação do primeiro movimento de pelo menos 6 sensores.

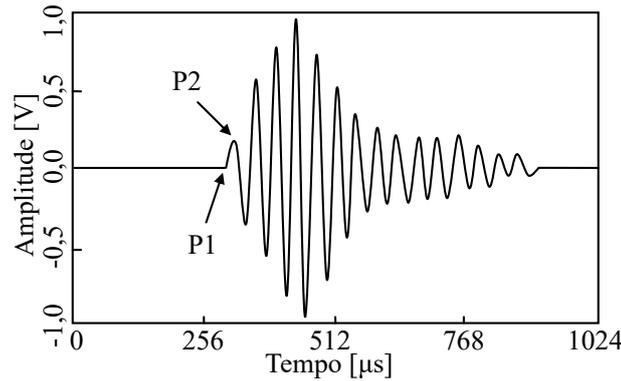


Figura 2.13 – Formato do sinal de EA (adaptado de Ohno et al., 2007).

Escrevendo o tensor momento na notação de Voigt e utilizando 6 sensores, tem-se um sistema linear de equações como apresentado na Equação (2.15),

$$\begin{bmatrix} A_1 \\ A_2 \\ A_3 \\ A_4 \\ A_5 \\ A_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{1,1}^2 & C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{2,1}^2 & C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{3,1}^2 & C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{1,1} r_{2,1} & C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{1,1} r_{3,1} & C_{s1} \frac{R_{e1}}{D_1} r_{2,1} r_{3,1} \\ C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{1,2}^2 & C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{2,2}^2 & C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{3,2}^2 & C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{1,2} r_{2,2} & C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{1,2} r_{3,2} & C_{s2} \frac{R_{e2}}{D_2} r_{2,2} r_{3,2} \\ C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{1,3}^2 & C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{2,3}^2 & C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{3,3}^2 & C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{1,3} r_{2,3} & C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{1,3} r_{3,3} & C_{s3} \frac{R_{e3}}{D_3} r_{2,3} r_{3,3} \\ C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{1,4}^2 & C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{2,4}^2 & C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{3,4}^2 & C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{1,4} r_{2,4} & C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{1,4} r_{3,4} & C_{s4} \frac{R_{e4}}{D_4} r_{2,4} r_{3,4} \\ C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{1,5}^2 & C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{2,5}^2 & C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{3,5}^2 & C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{1,5} r_{2,5} & C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{1,5} r_{3,5} & C_{s5} \frac{R_{e5}}{D_5} r_{2,5} r_{3,5} \\ C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{1,6}^2 & C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{2,6}^2 & C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{3,6}^2 & C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{1,6} r_{2,6} & C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{1,6} r_{3,6} & C_{s6} \frac{R_{e6}}{D_6} r_{2,6} r_{3,6} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{11} \\ M_{22} \\ M_{33} \\ 2M_{12} \\ 2M_{13} \\ 2M_{23} \end{bmatrix}, \quad (2.15)$$

onde  $A_i$  representa a amplitude do primeiro movimento,  $R_{ei}$  o coeficiente de reflexão,  $D_i$  a distância entre sensor e fonte e  $r_{1,i}$ ,  $r_{2,i}$  e  $r_{3,i}$  o vetor direção ( $\mathbf{r}$ ) para o sensor  $i$ . Para resolver a Equação (2.15), a distância  $D_i$ , o vetor direção  $\mathbf{r}$ , o coeficiente  $C_{si}$  e o coeficiente de reflexão  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r})$  são necessários. Esses dois últimos foram apresentados anteriormente, no qual  $R_e(\mathbf{t}, \mathbf{r})$  é determinada pela Equação (2.12) e o coeficiente de calibração  $C_s$  para cada sensor é obtido pelo teste da quebra da ponta de grafite, também conhecido como fonte de Hsu-Nielsen [RILEM, 2010a]. A distância  $D$  e o vetor direção  $\mathbf{r}$  entre a fonte e o sensor são obtidos pela localização da fonte (falha), apresentado na Seção 2.1.10.

## Classificação e Orientação

Pela análise dos autovalores e autovetores associados do tensor momento ( $M_{pq}$ ) é possível realizar a classificação da trinca (modo de falha), a direção de movimento da falha ( $\mathbf{l}$ ) e a direção normal à trinca ( $\mathbf{n}$ ) [Ohtsu, 1991].

A classificação da ruptura em Modo I (abertura) ou em Modo II (cisalhamento) é

realizada por uma decomposição dos autovalores do tensor  $M_{pq}$ , desenvolvida por Ohtsu, 1991. Em geral, o movimento da superfície de uma trinca consiste em movimento de deslizamento (componentes de cisalhamento) e de abertura da trinca (componentes trativos) [Ohno et al., 2007]. Então, é assumido que os autovalores do tensor momento são decompostos em componentes de cisalhamento (X) e de tração, sendo esse último, dividido em parcela desviadora (Y) e hidrostática (Z), como representado na Figura 2.14.

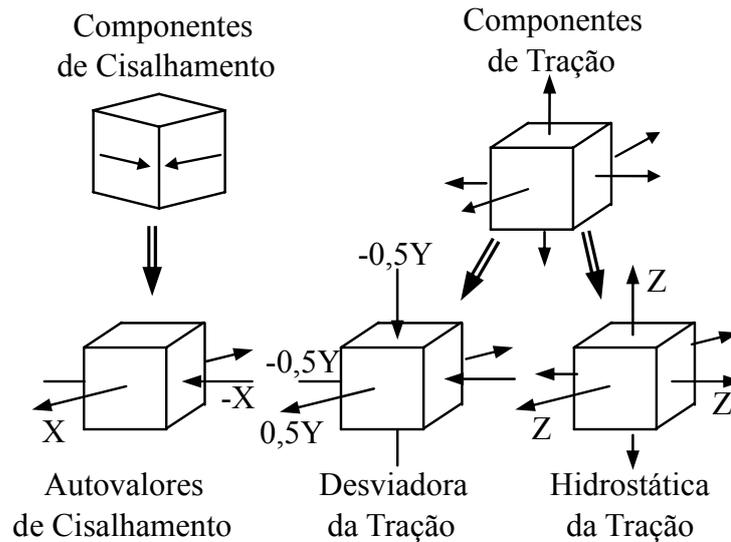


Figura 2.14 – Decomposição dos autovalores de  $M_{pq}$  (adaptado de Ohno et al., 2007).

Os três autovalores obtidos da Equação (2.11) para o caso de cisalhamento puro são  $-\mu\Delta V$ ,  $0$  e  $\mu\Delta V$ . Definindo o máximo valor como razão  $X$ , ou também chamado de razão de cisalhamento, tem-se que os autovalores são representados como  $-X$ ,  $0$  e  $X$ , veja Figura 2.14. Para o caso de tração pura, os três autovalores da Equação (2.10) são a própria diagonal, i.e.,  $\lambda\Delta V$ ,  $\lambda\Delta V$  e  $(\lambda + 2\mu)\Delta V$ . Dessa forma é útil decompor a Equação (2.10) em uma parcela desviadora e em uma parcela volumétrica (isotrópica), i.e.,  $M_{pq} = D_{pq} + \frac{1}{3}M_{ii}\mathbf{I}$ , onde  $D_{pq}$  é a parcela desviadora [Spencer, 1980]. Assim, as componentes dos autovalores são decompostas como,

$$\begin{bmatrix} \lambda \Delta V \\ \lambda \Delta V \\ (\lambda + 2\mu) \Delta V \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{2}{3}\mu \Delta V \\ -\frac{2}{3}\mu \Delta V \\ \frac{4}{3}\mu \Delta V \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \left(\lambda + \frac{2}{3}\mu\right) \Delta V \\ \left(\lambda + \frac{2}{3}\mu\right) \Delta V \\ \left(\lambda + \frac{2}{3}\mu\right) \Delta V \end{bmatrix}. \quad (2.16)$$

Definindo como razão  $Y$  a máxima componente da parcela desviadora e como razão  $Z$  a máxima componente da parcela hidrostática, tem-se que, os três autovalores da Equação (2.10) podem ser escritos como,  $-Y/2 + Z$ ,  $-Y/2 + Z$  e  $Y + Z$  [Ohtsu, 2000]. É assumido que os eixos principais do caso cisalhante são os mesmos para o caso de tração. Assim, os autovalores do tensor momento para um caso geral são representados pela combinação do caso de cisalhamento e de tração, representados na Figura 2.14 [Grosse e Ohtsu, 2008]. A seguinte decomposição é obtida a partir das razões de  $X$ ,  $Y$  e  $Z$ ,

$$\begin{aligned} \frac{\text{máximo autovalor}}{\text{máximo autovalor}} &= X + Y + Z = 1, \\ \frac{\text{máximo autovalor}}{\text{autovalor intermediário}} &= -\frac{Y}{2} + Z, \\ \frac{\text{máximo autovalor}}{\text{mínimo autovalor}} &= -X - \frac{Y}{2} + Z. \end{aligned} \quad (2.17)$$

Deve ser salientado que a razão  $X$  pode ser maior que 1,0, isso ocorre no caso que ambos  $Y$  e  $Z$  são negativos [Suaris e van Mier, 1995]. Isso ocorre somente no caso em que o produto escalar entre  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  ( $l_k n_k$ ) é negativo, devido a que os autovalores são determinados a partir de um tensor momento relativo [Ohno et al., 2007].

As razões  $X$ ,  $Y$  e  $Z$  podem ser determinadas para um material isotrópico como,

$$\begin{aligned} X &= \frac{1 - 2\nu - (1 - 2\nu) l_k n_k}{1 - 2\nu + l_k n_k}, \\ Y &= \frac{4(1 - 2\nu) l_k n_k}{3(1 - 2\nu) + 3l_k n_k}, \\ Z &= \frac{2(1 + \nu) l_k n_k}{3(1 - 2\nu) + 3l_k n_k}, \end{aligned} \quad (2.18)$$

onde  $\nu$  é o coeficiente de Poisson e  $l_k n_k$  corresponde ao cosseno do ângulo entre  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$ ,

dado por:

$$l_k n_k = \frac{E_1 + E_2 + E_3}{E_1 - E_3}, \quad (E_1 > E_2 > E_3) \quad (2.19)$$

onde  $E_n$  são os autovalores do tensor momento [Shigeishi e Ohtsu, 1999; Suaris e van Mier, 1995; Ouyang et al., 1991].

O procedimento para a classificação da falha a partir do ângulo entre os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  em modo I (ângulo próximo de  $0^\circ$ ) ou modo II (ângulo próximo de  $90^\circ$ ) não apresenta resultados satisfatórios [Suaris e van Mier, 1995]. Isso ocorre devido a relação entre o ângulo e a razão cisalhante  $X$  que é não linear [Ohtsu, 1995]. Assim, o procedimento SiGMA realiza a classificação do modo de falha pela razão cisalhante  $X$ , i.e.,  $X < 40\%$  são classificadas em trincas de tração,  $X > 60\%$  em trincas cisalhantes e entre  $40\%$  e  $60\%$  como modo misto de falha. Na Figura 2.15 é mostrada a relação entre a razão de cisalhamento  $X$  para  $\nu = 0,25$  e  $1 - \cos(\hat{\text{ângulo entre}} \mathbf{l} \text{ e } \mathbf{n})$  e a área de classificação da falha de acordo com Ohtsu, 1991.

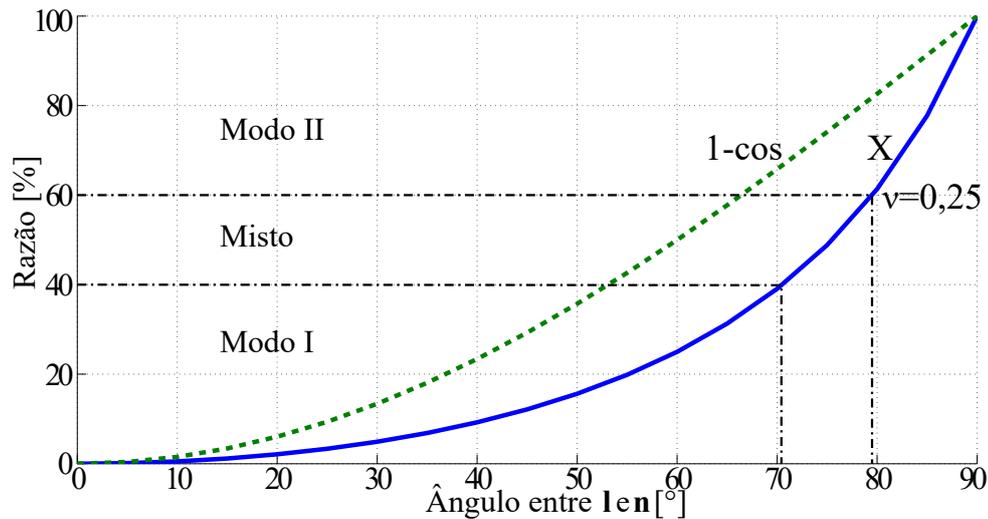


Figura 2.15 – Relação entre razão  $X$  e ângulo da trinca.

A partir da análise dos autovetores do tensor momento, três autovetores ( $\mathbf{e}_1$ ,  $\mathbf{e}_2$  e  $\mathbf{e}_3$ ) são determinados e então os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$ , que são intercambiáveis, são recuperados [Ohtsu et al., 2005]. Pela análise dos autovetores, tem-se,

$$\begin{aligned}
\mathbf{e}_1 &= \mathbf{l} + \mathbf{n}, \\
\mathbf{e}_2 &= \mathbf{l} \times \mathbf{n}, \\
\mathbf{e}_3 &= \mathbf{l} - \mathbf{n},
\end{aligned}
\tag{2.20}$$

onde  $\times$  denota o produto vetorial. Os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  são paralelos para o caso de abertura de trinca, assim o vetor  $\mathbf{e}_1$  pode indicar a direção de abertura da trinca. Enquanto com a soma  $\mathbf{e}_1 + \mathbf{e}_3$  e diferença  $\mathbf{e}_1 - \mathbf{e}_3$  se recuperam os dois versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  para a trinca cisalhante. Assim, os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  são recuperados pela seguinte expressão [Farid Uddin et al., 2004; Shigeishi e Ohtsu, 2001; Farid Uddin e Ohtsu, 2007],

$$\begin{aligned}
\mathbf{l} &= \left[ \sqrt{2 + 2l_k n_k} \mathbf{e}_1 + \sqrt{2 - 2l_k n_k} \mathbf{e}_3 \right] / 2, \\
\mathbf{n} &= \left[ \sqrt{2 + 2l_k n_k} \mathbf{e}_1 - \sqrt{2 - 2l_k n_k} \mathbf{e}_3 \right] / 2.
\end{aligned}
\tag{2.21}$$

### 2.1.10 Técnica de Localização

Métodos de análise quantitativa em EA requerem técnicas de localização que permitam encontrar a fonte do evento de EA. Há diversas técnicas de localização que dependem da resolução que se busca (1D, 2D ou 3D), do objeto em análise, da solução requerida e da forma do objeto. Entretanto, independente do tipo de localização, em todas as técnicas são necessárias as coordenadas dos sensores e da velocidade da onda-P ( $v_p$ ). Os métodos de localização de fontes de EA foram desenvolvidos no âmbito da sismologia, no qual a fonte de EA são terremotos [Grosse e Ohtsu, 2008; Aki e Richards, 2002].

Ge, 2003a divide as técnicas de localização em duas abordagens: (i) *Sensor Tri-axial*, no qual utiliza a amplitude e o tempo de chegada (ou tempo de início, P1 na Figura 2.13) do evento em cada sensor para determinar a distância e direção entre o sensor e a fonte; (ii) *Tempo de chegada*, que utiliza apenas o tempo de chegada para determinar a localização da fonte. Essa segunda abordagem é a mais utilizada, já que, o tempo de chegada é considerado muito mais estável do que a informação da amplitude. Ge, 2003a ainda subdivide a abordagem do *tempo de chegada* em dois métodos: a de localização de zona e a de ponto. No primeiro método, um número menor de sensores são necessários e se determina uma área da provável da localização da fonte (localização unidimensional - 1D). Enquanto no segundo método, são obtidas as coordenadas da fonte

(localização bi e tridimensional).

Pela segunda abordagem, a localização da fonte é determinada a partir da diferença do tempo da chegada da onda elástica, emitida pela fonte, recebida em cada sensor. Na forma geral, a localização é definida pelo tempo de origem ( $t_0$ , início da ruptura) e pelas coordenadas da fonte ( $x_0, y_0, z_0$ ), i.e., busca-se determinar quatro incógnitas da fonte:  $x_0, y_0, z_0$  e  $t_0$ . O tempo de chegada da onda de EA em cada sensor é definido como o tempo de início da onda-P (a primeira a chegar, P1 na Figura 2.13), e para defini-lo existem métodos automáticos. Esses métodos são muito úteis quando há uma grande quantidade de dados a analisar, porém, são mais propensos a erros [Grosse e Ohtsu, 2008]. Estudos e aplicações desses métodos automáticos podem ser encontrados em: Landis et al., 1991; Grosse et al., 2004; Kurz et al., 2005; Lokajíček e Klíma, 2006; Simons et al., 2006; Hafez et al., 2010; Carpinteri et al., 2012.

Uma vez que a velocidade da onda é conhecida, os tempos de chegada da onda-P em cada sensor são determinados e as posições dos sensores são conhecidas, consegue-se determinar a localização e tempo de origem da fonte [Ouyang et al., 1991]. A seguir, é apresentado um método de localização tridimensional, i.e., determina-se as coordenadas  $x_0, y_0$  e  $z_0$  da fonte, além do tempo de origem  $t_0$ , que foi empregado neste trabalho.

### Localização Iterativa

A técnica padrão para a solução da localização tridimensional (3D) é linearizar o problema. As equações utilizadas na solução são baseadas na suposição de que o material é homogêneo e isotrópico e que a fonte de EA se assemelha a uma fonte pontual.

Essa técnica de localização 3D requer pelo menos quatro sensores, i.e., pelo menos quatro equações para encontrar as quatro incógnitas ( $x_0, y_0, z_0$  e  $t_0$ ). A abordagem mais comum para encontrar a fonte é utilizar um algoritmo iterativo, no qual a linearização do problema é necessária. Para isso, uma primeira estimativa da localização da fonte deve ser feita, sendo essa relativamente próxima a fonte real [Grosse e Ohtsu, 2008]. Essa primeira estimativa pode ser o centro do espécime, caso ele seja pequeno, ou para espécimes maiores a localização do sensor que primeiro recebeu o sinal de EA pode ser uma alternativa [Ge, 2003b; Grosse e Ohtsu, 2008].

O tempo de viagem para localização 3D pode ser calculada através de,

$$t_i = \frac{\sqrt{(x - x_i)^2 + (y - y_i)^2 + (z - z_i)^2}}{v_p} + t_0, \quad (2.22)$$

onde  $\mathbf{y} = (x, y, z)$  são as coordenadas da fonte (primeira estimativa),  $\mathbf{x} = (x_i, y_i, z_i)$  são as coordenadas do sensor  $i$ ,  $v_p$  é a velocidade da onda-P no material e  $t_i$  é o tempo calculado da chegada do sinal no sensor. Como o tempo do início do evento é calculado pela primeira estimativa da localização da fonte, ele difere do tempo medido. Então, uma correção ( $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta z$ ,  $\Delta t$ ) da primeira estimativa deve ser realizada visando minimizar o resíduo ( $\delta$ ),

$$\delta_i = t_i^0 - t_i^c, \quad (2.23)$$

onde  $t_i^0$  é o tempo medido em cada sensor e  $t_i^c$  é o tempo calculado para cada sensor. Caso sejam necessárias pequenas correções, a Equação (2.22) pode ser aproximada pelo primeiro termo da série de Taylor, e a Equação (2.23) pode ser reescrita como,

$$\delta_i = \frac{\partial t}{\partial x_i} \Delta x + \frac{\partial t}{\partial y_i} \Delta y + \frac{\partial t}{\partial z_i} \Delta z + \Delta t. \quad (2.24)$$

Na forma matricial, essa equação é escrita como,

$$\delta = \mathbf{G} \Delta \mathbf{x}, \quad (2.25)$$

onde  $\mathbf{G}$  é a matriz das derivadas e  $\Delta \mathbf{x}$  é o vetor de correção. Devido ao termo de correção do tempo, a última coluna da matriz é sempre igual a 1. A derivada parcial de um dos componentes da Equação (2.22) é,

$$\frac{\partial t_i}{\partial x} = \frac{x - x_i}{v_p} \frac{1}{\sqrt{(x - x_i)^2 + (y - y_i)^2 + (z - z_i)^2}}. \quad (2.26)$$

Para calcular o vetor correção, a Equação (2.25) é resolvida via inversão de matriz, por exemplo, por mínimos quadrados ou calculando a inversa da matriz generalizada de Moore-Penrose [Ouyang et al., 1991; Grosse e Ohtsu, 2008],

$$\Delta \mathbf{x} = (\mathbf{G}^T \mathbf{G})^{-1} \mathbf{G}^T \delta. \quad (2.27)$$

Se mais que quatro sensores são utilizados, esse procedimento é repetido e o vetor de correção é minimizado iterativamente. Um critério de convergência pode ser definido para terminar o processo iterativo quando uma particular precisão for alcançada.

A precisão da localização depende de muitos fatores como o arranjo dos sensores, a cobertura em todo o volume do espécime, a homogeneidade do material, o acoplamento dos sensores com o espécime, a variação da velocidade de propagação da onda devido ao número de agregados no interior do material, entre outros [Saliba et al., 2015]. Para melhorar a precisão da localização da fonte de EA, um filtro [RILEM, 2010a] pode ser aplicado para melhorar a captura do tempo de início do evento [Landis et al., 1991; Ouyang et al., 1991].

Após realizado a localização da fonte de EA ( $\mathbf{y}$ ), determina-se o vetor de direção ( $\mathbf{r}$ ) e a distância ( $R$ ) entre a fonte e o sensor ( $\mathbf{y}$ ), no qual são calculados por  $\mathbf{r} = \mathbf{y} - \mathbf{x}$  e  $D = |\mathbf{y} - \mathbf{x}|$ . Essas informações são ilustradas na Figura 2.16, onde  $\mathbf{t}$  é o versor de direção do sensor.

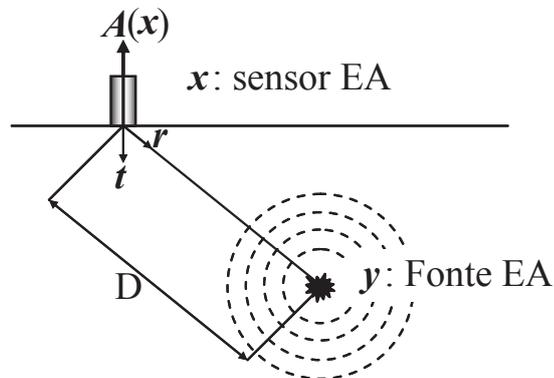


Figura 2.16 – Parâmetros de direção e distância entre fonte e sensor (adaptado de Ohno e Ohtsu, 2010).

## 2.2 Conceito do Número de Fragilidade

Sabe-se que a fragilidade estrutural está relacionada com a suscetibilidade de fraturas se propagarem na condição instável. A fragilidade estrutural pode ser medida

usando a tenacidade do material e a sua interação com os mecanismos de colapso plástico. Esse comportamento também pode ser levado em conta considerando um parâmetro de tensão crítica. Um outro aspecto que desempenha um papel muito importante é a dimensão característica da estrutura. Carpinteri, 1981 propôs um parâmetro adimensional que permite medir a fragilidade estrutural, considerando os aspectos definidos a seguir,

$$s = \frac{K_c}{\sigma_p R^{1/2}}, \quad (2.28)$$

onde  $K_c$  representa a tenacidade do material em termos do fator de intensidade de tensões,  $\sigma_p$  representa a tensão última vinculada a um colapso dúctil e  $R$  é uma dimensão característica da estrutura. Um número de fragilidade ( $s$ ) baixo indica um comportamento frágil da estrutura. Isso significa que estruturas muito grandes ( $\approx 10^1\text{m}$ ), mesmo construídas de materiais intrinsecamente dúcteis como o aço (embarcações, centrais nucleares, estruturas off-shore), podem se comportar com fragilidade similar a estruturas de menores dimensões ( $\approx 10^{-1}\text{m}$ ) construídas com materiais intrinsecamente frágeis como o vidro ou acrílico [Carpinteri, 1983]. Dessa forma, o número de fragilidade permite medir a fragilidade de estruturas levando em conta como a sua dimensão influi no comportamento.

Esse número foi utilizado em diversas publicações nas últimas três décadas nos mais diversos campos da engenharia, por exemplo, pode-se citar uma das suas aplicações no campo biomecânico apresentado em Gao, 2006.

### 2.3 Teoria da distância crítica

Trabalhos modernos da mecânica da fratura propõem introduzir no modelo teórico um comprimento característico. Alguns modelos utilizam comprimentos físicos relacionados com a microestrutura do material, tais como o tamanho de grão ou espaçamento da inclusão. Em outras abordagens, utiliza-se a região plastificada na frente da fissura, proposto no método de Dugdale, ou o tamanho da abertura da ponta da fissura apresentado no método do "*Crack Opening Displacement*" proposto por Wells, ambas teorias são apresentadas em livros clássicos da mecânica da fratura como Anderson, 2005.

A teoria da distância crítica (TDC), apresentada por Taylor, 2008, é outra alternativa nesta direção. O TDC se baseia no pressuposto de que todos os processos físicos que conduzem a iniciação e o crescimento de uma trinca dependem dos campos inteiros de

tensão elástica linear. Para um dado material, o tamanho de tal campo é assumido como sendo constante e que se aplica de forma independente da característica do concentrador de tensões, bem como a complexidade do campo de tensões [Taylor, 2007, 2008; Susmel, 2008].

A fratura de materiais frágeis irá ocorrer quando o fator de intensidade de tensões ( $K$ ) for igual a tenacidade do material ( $K_c$ ), então da mecânica clássica da fratura [Anderson, 2005], tem-se:

$$\sigma_p = \frac{K_c}{\sqrt{\pi d}}, \quad (2.29)$$

$\sigma_p$  é a tensão de fratura, i.e., a tensão nominal que causa fratura frágil em um corpo com falha, e  $d$  é o comprimento da fissura.

A tensão de abertura de trinca, ou seja, a tensão de tração normal à trinca na mesma direção que a tensão aplicada no corpo, perto da ponta da trinca pode ser escrita em função da distância  $r$ , para  $r \ll d$ , como:

$$\sigma(r) = \sigma \sqrt{\frac{d}{2r}}. \quad (2.30)$$

Ainda pela TDC, escrita na sua forma mais simples, pode-se afirmar que a falha irá ocorrer quando a tensão a uma distância  $L/2$  da raiz do entalhe for igual a  $\sigma_o$ , i.e.,

$$\sigma\left(\frac{L}{2}\right) = \sigma_o. \quad (2.31)$$

Combinando as Equações (2.29), (2.30) e (2.31), obtém-se a distância crítica como:

$$L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_c}{\sigma_o} \right)^2. \quad (2.32)$$

Essa expressão relaciona a tenacidade do material com duas constantes de material do TDC.  $L$  é por sua vez é uma propriedade que varia para diferentes materiais e diferentes carregamentos.  $\sigma_o$  é relatado como sendo a tensão última de tração para materiais frágeis.

A Expressão (2.32) pode ser escrita em função de termos do processo de fadiga como,

$$L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th}}{\Delta \sigma_o} \right)^2, \quad (2.33)$$

onde  $\Delta K_{th}$  é o limite da propagação por fadiga e  $\Delta \sigma_o$  é o limite de tensão em fadiga.

Maiores informações sobre o comprimento característico, sobre TDC, além de aplicações da teoria podem ser encontradas em artigos de Taylor, 1999, 2005; Susmel, 2008 e Araújo et al., 2008, além do livro de Taylor, 2007 com explicações mais abrangentes.

## 2.4 Revisão do Estado da Arte

Nesta seção são apresentados trabalhos realizados por diversos pesquisadores na avaliação do dano. Inicialmente, apresentam-se trabalhos que abordam a Técnica de Emissão Acústica (TEA). Em seguida, trabalhos que abordam o efeito escala são discutidos. Após, trabalhos realizados através de simulações pelo método dos elementos discretos formado por barras (LDEM) são apresentados. E por fim, trabalhos que envolvem ambas as abordagens, i.e., TEA e LDEM, são apresentados.

A Técnica de Emissão Acústica (TEA), método promissor para a avaliação não destrutiva do processo de dano, tem sido aplicada em diversos estudos na caracterização de materiais e estruturas, especialmente de concreto [Ohtsu, 1996; Soulioti et al., 2009]. Alguns desses trabalhos são apresentados a seguir.

Estudos do crescimento do dano, avaliado pela análise estatística da distribuição de amplitude dos sinais de EA, são encontrados em diversos trabalhos, como em: Colombo et al., 2003, avaliou o dano em vigas bi-apoiadas de concreto reforçado sob carregamento cíclico a partir da análise do valor- $b$ , demonstrando que a análise do valor- $b$  é uma boa técnica para a avaliação da evolução da fratura; Carpinteri et al., 2008, 2009a,c analisou o decaimento do valor- $b$  com o crescimento da trinca e o relaciona com a dimensão fractal ( $\mathcal{D}$ ) através de testes experimentais de concreto até a falha do espécime, demonstrando a relação  $2b = \mathcal{D}$ ; Shiotani et al., 2007 estudou a evolução do dano pelo valor- $b$  em um pilar de uma ponte de uma estrada de ferro devido a um terremoto, mostrando que mesmo com poucos sensores de EA é possível avaliar o grau de dano da estrutura.

Comparações de análises estatísticas de EA entre resultados numéricos e experi-

mentais são também efetuadas, como pode ser visto em Carpinteri et al., 2013, onde são comparados os resultados de EA obtidos pelo ensaio experimental de três pontos de uma viga de concreto e pela análise numérica obtida através do método de partículas (*Distinct Element Method*), mostrando uma boa concordância de resultados quanto à análise estatística.

A classificação do tipo de falha também é estudada, principalmente analisada pela forma da onda, ou seja, pelos parâmetros de frequência média (AF) e valor RA. Elfergani et al., 2013 analisou o dano devido à corrosão em estruturas de concreto, indicando que a TEA é capaz de detectar esse tipo de dano, além de conseguir distinguir em trincas com movimento de abertura ou corte. Em Aggelis et al., 2013, o estudo do dano acumulado é realizado em compósitos de matriz cerâmica vítrea sob carregamento cíclico utilizando a TEA. Nesse trabalho são utilizados parâmetros como a duração do evento, o valor RA, a frequência e a energia para analisar o dano devido ao carregamento cíclico aplicado. Em Soulioti et al., 2009 a influência no processo de dano e na atividade de EA devido à inserção de fibras de aço no concreto em espécimes sob flexão de quatro pontos é estudada. Obteve-se que a atividade de EA é proporcional ao conteúdo de fibras e que o modo de falha muda para cisalhamento quando o conteúdo de fibra aumenta.

A simplificação para o cálculo do tensor momento, proposto por Ohtsu, 1991, diversos estudos realizados por ele e pelos seus colaboradores nos últimos anos. Em trabalhos de Ohtsu et al., 2007, 2011 são avaliadas as emissões acústica emitidas por processo de fratura em ensaios de compressão e pelo processo de corrosão em concreto reforçado. As EAs capturadas foram analisadas, localizadas e classificadas quanto ao tipo de falha, ao nível de dano na estrutura e a orientação da falha a partir do procedimento SiGMA. O trabalho de 2007 é a base dos resultados para as recomendações RILEM, 2010a,b,c.

Em Ohtsu e Kawasaki, 2010, Ohtsu e Farid Uddin, 2008 e Farid Uddin et al., 2004, foram realizados estudos de acumulação e coalescência de micro-fissuras, e iniciação e crescimento de fissuras, ou seja, estudos na meso e macroescala. Foram realizados testes experimentais e numéricos. No primeiro trabalho foi analisado o processo de fratura pelo "Teste Brasileiro", onde um espécime cilíndrico é comprimido, e o processo de corrosão em espécimes de concreto. Ambos os processos foram avaliados pela TEA. No segundo e terceiro trabalho, mecanismos de indução por corrosão de trincas são analisados pela

EA e pelo método de elementos de contorno. Em ambos os trabalhos os eventos de EA, devido a iniciação e crescimento de trincas, são avaliados pelo SiGMA e comparados com os testes experimentais. Outros trabalhos também aplicam a análise através do SiGMA e pelos demais parâmetros de EA em espécimes de concreto reforçado, como em Ohno et al., 2007 e Ohno e Ohtsu, 2010.

Suaris e van Mier, 1995 realizaram estudos da caracterização da fonte de EA em um espécime de concreto sob carregamento biaxial. Nesse trabalho, obteve-se que o modo de falha predominantemente é o modo I, mesmo que o carregamento seja cisalhamento puro. Jian-po et al., 2015 realizaram a análise do tensor momento em EA para um espécime de granito com um furo circular no centro do espécime sujeito a compressão uniaxial. Nesse trabalho, obteve-se que mais de 40% dos eventos foram classificados como modo II e mais de 30% como modo I.

O efeito escala também foi estudado em trabalhos como de Carpinteri e Ferro, 1998, que analisou o efeito escala em espécimes de concreto sob tração e os avaliou quanto a carga aplicada e energia específica considerando a normalização dos resultados pela dimensão. Van Vliet e Van Mier, 2000 estudaram o efeito escala em espécimes de concreto e rocha, avaliando a curva de carregamento e a energia específica de fratura entre os espécimes.

O método dos elementos discretos tem sido utilizado com sucesso para representar fratura e fragmentação de estruturas. Essencialmente, esses métodos são baseados em pontos que possuem massas associadas e funções de interação que relacionam as massas vizinhas. Também é possível considerar a interação entre os nós utilizando barras que possuem rigidezes que são equivalentes à rigidez do sólido que se deseja representar. Para simular o comportamento à fratura, alguma lei de dano é introduzida na forma em que as barras são unidas. Como referências de trabalhos nessa área, pode-se citar Rinaldi, 2011, Liu e Liu, 2003 e Silling, 2000.

O modelo dos elementos discretos formado por barras utilizado neste trabalho para realizar as simulações, chamado de LDEM, foi proposto originalmente por Riera, 1984, onde fez um estudo para determinar a resposta dinâmica de placas e cascas sob carga de impacto, quando a falha ocorre por corte ou tração, o que é geralmente o caso em estruturas de concreto. As propriedades equivalentes desenvolvidas para um modelo regular de treliças, proposto por Nayfeh e Hefzy, 1978, foram utilizadas para determi-

nar em forma explícita a rigidez equivalente das barras. A metodologia do LDEM foi empregada em diversos trabalhos. Alguns desses são apresentados a seguir:

- Riera e Iturrioz, 1995, 1998 modelaram placas e cascas sujeitas a carregamento impulsivo. No trabalho de Riera e Iturrioz, 1995, o LDEM foi usado para determinar a resposta dinâmica de placas e cascas, comparando as respostas com resultados experimentais para certificar a precisão e a confiabilidade do método. No trabalho de Riera e Iturrioz, 1998, estruturas de concreto armado para contenção de plantas nucleares foram analisadas com o LDEM, e tanto o efeito do escoamento do aço quanto o efeito da fratura do concreto foram levados em conta.
- Dalguer et al., 2001, 2003 realizou análises de sismos. No trabalho de Dalguer et al., 2001, um modelo de elementos discretos de duas dimensões foi usado para simular o terremoto que aconteceu em Chi-Chi, Taiwan, em 1999. No trabalho de Dalguer et al., 2003, foi simulada a geração de trincas em modo I através da propagação de rupturas cisalhantes em um terremoto.
- Nos trabalhos de Rios e Riera, 2004, Miguel et al., 2008, Riera e Iturrioz, 2007, Iturrioz et al., 2009, 2011 e Kosteski et al., 2010a o efeito escala foi estudado. Em Rios e Riera, 2004, foram incorporadas as duas maiores causas do efeito de escala nas análises do LDEM, a saber, o caráter não homogêneo dos materiais e a ocorrência de fraturas, e os resultados foram comparados com observações experimentais. Em Riera e Iturrioz, 2007, o efeito de escala foi analisado em estruturas de concreto e rocha. Em Miguel et al., 2008, foram realizadas análises em espécimes de concreto e rocha, considerando o efeito de escala e o efeito da taxa de deformação. As respostas obtidas foram comparadas com resultados experimentais encontrados na literatura. Em Iturrioz et al., 2009, as respostas dinâmicas de placas de vários tamanhos que sofrem fratura sob a ação de carregamentos estáticos e dinâmicos foram estudadas. Em Kosteski et al., 2010a, as respostas do LDEM foram avaliadas, abordando o tema do efeito de escala e da localização de tensão. Em Iturrioz et al., 2011, o efeito escala foi estudado em placas de concreto submetidos a compressão com e sem atrito na borda da placa.
- Kosteski et al., 2008, 2010b, 2011, 2012 abordou o cálculo de parâmetros estáticos e dinâmicos de fratura no LDEM e simulações do crescimento de trincas. Ele

trabalhou no desenvolvimento do LDEM adicionando novas funcionalidades para a análise de fratura e dano, como, por exemplo, uma lei constitutiva elasto-plástica (trilinear). A propagação de trincas em sólidos também foi estudada.

- Riera et al., 2011 estudou a aplicação de altas taxas de deformação em espécimes de concreto, nos quais carregamento trativo com valores crescentes da taxa de deformação foram aplicados, além da simulação no LDEM de uma barra de Hopkinson modificada com o objectivo de examinar maiores taxas de deformação.
- No trabalho de Miguel et al., 2010, foram analisados problemas de independência de malha, no LDEM, em simulações de fratura dinâmica em materiais frágeis, além do efeito escala.
- Em Iturrioz et al., 2014b, pequenas perturbações foram introduzidas na malha do LDEM, permitindo melhorar significativamente a capacidade de previsão de dano no modelo. Essas imperfeições na malha são aplicadas também no estudo realizado por Riera et al., 2014a do chamado "Teste Brasileiro", amplamente utilizado para determinar a resistência à tração de rochas e concreto.
- Rodrigues et al., 2016 analisou três clássicos índices de danos em materiais quase-frágeis utilizando o LDEM para as simulações.

O LDEM também foi empregado para simular teste de EA, no qual se pode citar os trabalhos de Iturrioz et al., 2013, 2014a, onde foram comparados os resultados numéricos, obtidos pelo LDEM, e experimentais de espécimes de concreto. Foram obtidos e comparados parâmetros de EA como: o número de eventos, a variação da lei de Gutenberg-Richter, a variação de frequência e a relação entre a energia liberada e a amplitude do sinal. Em Puglia, 2014 é apresentado também o estudo da variação da lei de Gutenberg-Richter em ensaio de EA realizado através do LDEM.

Os trabalhos apresentados utilizando essa versão do método dos elementos discretos apresentaram resultados coerentes em suas análises e assim, justifica a sua utilização neste trabalho.

### 3. METODOLOGIA

Este capítulo trata do método dos elementos discretos formado por barras (LDEM) utilizado neste trabalho. Inicialmente, a discretização e o modelo constitutivo empregado em cada barra e seus parâmetros, além da condição de estabilidade de integração são apresentados. A seguir, um comprimento característico do material ( $d_{eq}$ ) para o LDEM é definido. A aleatoriedade do material e a perturbação geométrica no arranjo do modelo são sucintamente contextualizadas para o LDEM. Além disso, a forma na qual os resultados de EA são obtidos a partir do LDEM são apresentadas. Esses resultados são utilizados para a avaliação e para o monitoramento do dano em espécimes de material quase-frágil, apresentado no próximo capítulo.

#### 3.1 Método dos Elementos Discretos formado por Barras

O método de discretização empregado no presente trabalho representa o meio contínuo através de um arranjo espacial periódico de barras com a massa concentrada nos nós e é chamado de Método dos Elementos Discretos formado por Barras (LDEM - *Lattice Discrete Element Method*). A estratégia de discretização, apresentada na Figura 3.1, segue Nayfeh e Hefzy, 1978, no qual utiliza um módulo cúbico básico formado por 20 barras e 9 nós. Cada nó possui três graus de liberdade, que são as três componentes do vetor de deslocamentos global. Na Figura 3.1,  $L_c$  corresponde ao comprimento da aresta do módulo cúbico básico.

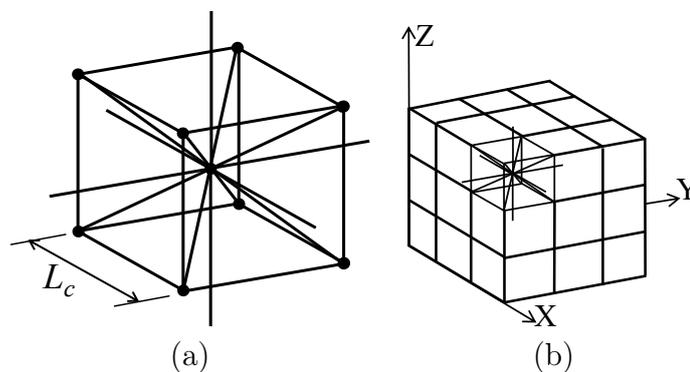


Figura 3.1 – Estratégia de discretização empregada no LDEM: (a) módulo cúbico básico e (b) prisma formado usando vários módulos cúbico básicos.

A massa concentrada nos nós é especificada de tal maneira que a soma das massas

nodais representa a massa total do módulo,  $m_{\text{modulo}} = \rho L_c^3$ . Desse modo, a metade da massa do módulo é atribuído ao nó do centro do módulo,  $m_{\text{centro}} = 0.5\rho L_c^3$ , enquanto a outra metade da massa é distribuída igualmente entre os oito nós dos vértices. É importante notar que, uma vez que os módulos vizinhos compartilham os seus nós dos vértices, esses nós levam em conta a contribuição de vários módulos depois da montagem completa do modelo.

No caso de um material elástico isotrópico, a rigidez axial equivalente por unidade de comprimento dos elementos longitudinais (localizado ao longo das arestas do módulo e aqueles conectando os nós no centro dos módulos) é dado por:

$$E_l^A = A_l E = \Phi E L_c^2, \quad (3.1)$$

onde  $A_l$  é a área da seção transversal do elemento e  $E$  é o módulo de elasticidade do sólido discretizado. A função  $\Phi = (9 + 8\eta)/(18 + 24\eta)$ , onde  $\eta = 9\nu/(4 - 8\nu)$ , leva em conta o efeito do coeficiente de Poisson  $\nu$  [Nayfeh e Hefzy, 1978; Dalguer et al., 2001]. De forma similar, a rigidez para elementos da diagonal com área  $A_d$  é,

$$E_d^A = A_d E = \frac{2}{\sqrt{3}} \eta \Phi E L_c^2. \quad (3.2)$$

O coeficiente  $2/\sqrt{3}$  na Equação (3.2) considera a diferença de tamanho entre os elementos longitudinais e diagonais, i.e.,  $L_d = (2/\sqrt{3}) L_c$ .

É importante ressaltar que para  $\nu = 0,25$ , a correspondência entre o sólido discreto equivalente e o meio contínuo isotrópico é completa. Por outro lado, discrepâncias aparecem em termos cisalhantes para valores de  $\nu \neq 0,25$ . Essas discrepâncias são pequenas e podem ser negligenciadas na faixa de  $0,20 \leq \nu \leq 0,30$ . Para valores fora desse intervalo, uma diferente matriz de elementos para o módulo básico deve ser utilizada (veja Nayfeh e Hefzy, 1978). Observe que esse modelo de barras não pode representar exatamente o meio contínuo isotrópico localmente. Também, pode-se argumentar que não existe localmente um meio isotrópico perfeito em aplicações práticas de engenharia. Isotropia em sólidos é uma propriedade do volume que reflete a distribuição aleatória do constituinte. Um estudo detalhado sobre o efeito do Poisson no modelo do LDEM pode ser encontrado em Rinaldi et al., 2008.

A segunda lei de Newton é aplicada para cada nó a fim de se obter o sistema de equações,

$$\tilde{\mathbf{M}}\ddot{\mathbf{x}}(t) + \tilde{\mathbf{C}}\dot{\mathbf{x}}(t) + \tilde{\mathbf{F}}(t) - \tilde{\mathbf{P}}(t) = \mathbf{0}, \quad (3.3)$$

onde os vetores  $\ddot{\mathbf{x}}(t)$  e  $\dot{\mathbf{x}}(t)$  representam respectivamente as acelerações e velocidades nodais;  $\tilde{\mathbf{M}}$  e  $\tilde{\mathbf{C}}$  são as matrizes de massa e amortecimento, respectivamente; os vetores  $\tilde{\mathbf{F}}(t)$  e  $\tilde{\mathbf{P}}(t)$  representam, respectivamente, as forças nodais internas e externas. Desde que  $\tilde{\mathbf{M}}$  e  $\tilde{\mathbf{C}}$  são diagonais, as equações não são acopladas e podem ser facilmente integradas no domínio do tempo utilizando um método de diferença finita explícita.

É importante notar que, como as coordenadas nodais são atualizadas a cada incremento de tempo, grandes deslocamentos são contabilizados de forma natural e eficiente pois o modelo mantém a objetividade com deslocamento finito. Ao mesmo tempo, o LDEM tem uma capacidade natural para modelar falhas que podem ser introduzidas como características pré-existentes ou como efeito irreversível da nucleação e propagação da trinca. Nucleação e propagação de trincas exigem modelos constitutivos não lineares para danos materiais a fim de permitir que os elementos possam romper quando atingem um estado crítico. Os detalhes sobre a formulação e implementação desses modelos constitutivos não lineares são apresentadas na próxima seção.

A estabilidade do método de integração é assegurada limitando o incremento de tempo [Bathe, 1996]. O LDEM empregado neste trabalho possui as diagonais como os elementos críticos, ou seja, aqueles que requerem o menor incremento de tempo para assegurar a estabilidade no processo de integração. Assim, considerando a relação entre o comprimento dos dois tipos de barras, a limitação do incremento de tempo ( $\Delta t$ ) é dada por [Kosteski, 2012],

$$\Delta t \leq \frac{0,6L_c}{v_p}, \quad (3.4)$$

onde  $v_p$  é a velocidade de propagação da onda-P no material, dada pela Equação (2.1).

### 3.1.1 Modelo não linear para dano anisotrópico

Rocha et al., 1991, e mais recentemente Kosteski et al., 2011, introduziram mo-

delos constitutivos não lineares para considerar a redução da capacidade do elemento de suportar carga devido aos efeitos irreversíveis da nucleação e propagação de trincas. O modelo bilinear para materiais quase-frágeis proposto por Rocha et al., 1991, baseado no modelo de Hillerborg, 1978, é utilizado neste trabalho e será brevemente apresentado a seguir.

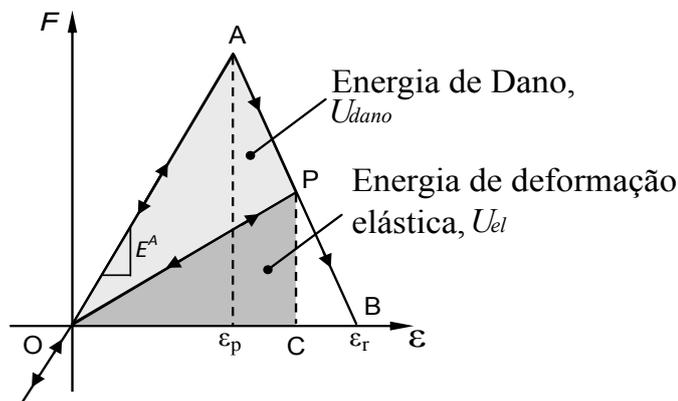


Figura 3.2 – Modelo constitutivo bilinear com dano do material.

A área sob a curva de força versus deformação (a área do triângulo OAB na Figura 3.2) é a densidade de energia necessária para fraturar a área de influência do elemento. Assim, para um dado ponto P na curva força versus deformação, a área do triângulo OPC representa a densidade de energia elástica reversível armazenada no elemento, enquanto a área do triângulo OAP é a densidade de energia dissipada pelo dano. Uma vez que a densidade de energia dissipada se iguale à energia de fratura, o elemento falha e perde a sua capacidade de suportar carga. Por outro lado, no caso de cargas de compressão, o material se comporta de forma elástica linear. Assim, a falha sob carga de compressão é induzida por tração indireta. Essa suposição é razoável para materiais quase-frágeis para os quais a resistência máxima à compressão é geralmente cerca de cinco a dez vezes maior do que à tração (Kupfer e Gerstle, 1973).

Os parâmetros do modelo constitutivo da Figura 3.2 são (veja Rocha et al., 1991):

- *Força, F*: força axial do elemento em função da deformação axial  $\varepsilon$  do elemento.
- *Rigidez do elemento,  $E_i^A$* : dependendo se o elemento longitudinal ou diagonal é considerado,  $E_d^A$  ou  $E_l^A$  é adotado, veja Equações (3.1) e (3.2).
- *Comprimento,  $L_c$* : comprimento da aresta de um módulo cúbico básico do LDEM (veja Figura 3.1).

- *Energia específica de fratura*,  $G_f$ : energia de fratura por unidade de área, que é coincidente com a energia de fratura do material,  $G_c$ .
- *Área de fratura equivalente*,  $A_i^f$ : onde  $i$  pode ser  $l$  ou  $d$  dependendo se é considerado o elemento longitudinal ou diagonal, respectivamente. Esse parâmetro reforça a condição de que a energia dissipada pela fratura no meio contínuo é equivalente à da sua representação discreta. A energia dissipada pela fratura de uma amostra de tamanho  $L_c \times L_c \times L_c$  devido a uma fissura paralela a uma de suas face é dada por,

$$\Gamma = G_f \Lambda = G_f L_c^2. \quad (3.5)$$

A energia dissipada por um módulo no LDEM de dimensão  $L_c \times L_c \times L_c$ , quando fraturado em duas partes, é constituído pelas contribuições de cinco elementos longitudinais (quatro da aresta e um interno) e quatro elementos diagonais. Assim, a energia dissipada pela fratura de um módulo do LDEM é [Kosteski et al., 2010a],

$$\Gamma_{LDEM} = G_f c_A \left[ (4) (0.25) + 1 + 4 \left( \frac{2}{\sqrt{3}} \eta \right) \right] L_c^2, \quad (3.6)$$

onde o primeiro termo entre parênteses considera os quatro elementos das arestas, o segundo termo considera o elemento longitudinal interno e o terceiro termo representa a contribuição dos quatro elementos diagonais. O fator  $2\sqrt{3}\eta$  no terceiro termo é a razão entre a rigidez da barra diagonal e longitudinal, ou seja, é a razão entre as Expressões (3.1) e (3.2). O coeficiente  $c_A$  é um parâmetro de escala utilizado para estabelecer a equivalência entre  $\Gamma$  e  $\Gamma_{LDEM}$ , dada pelas Equações (3.5) e (3.6), respectivamente. No caso de  $\nu = 0,25$  ser adotado, essa equivalência resulta em:

$$G_f L_c^2 \cong G_f \left( \frac{22}{3} c_A \right) L_c^2, \quad (3.7)$$

de onde o valor  $c_A \cong 3/22$  é obtido.

Finalmente, as áreas de fratura equivalente dos elementos diagonais e longitudinais são, respectivamente:

$$A_d^f = \frac{4}{22} L_c^2, \quad (3.8)$$

e,

$$A_l^f = \frac{3}{22}L_c^2. \quad (3.9)$$

- *Deformação de falha crítica,  $\varepsilon_p$* : é definida como a máxima deformação antes do início do dano, como mostrado na Figura 3.2.  $\varepsilon_p$  é um micro-parâmetro, i.e., um parâmetro que governa a lei constitutiva ao nível da barra. Módulo de elasticidade  $E$ , o fator intensidade de tensões  $K_c$  e a deformação crítica  $\varepsilon_p$  são relacionados com a expressão clássica da mecânica da fratura [Kanninen e Popelar, 1985] dada por:

$$K_c = \sigma_p Y \sqrt{\pi d} = E \varepsilon_p Y \sqrt{\pi d}, \quad (3.10)$$

no qual  $Y$  é uma parâmetro que leva em conta a influência das condições de contorno e da orientação da fissura crítica de tamanho  $d$ . 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:

$$\sqrt{G_f E} = E \varepsilon_p Y \sqrt{\pi d}. \quad (3.11)$$

A fim de simplificar a Equação (3.11), um comprimento característico do material  $d_{eq}$  é definido como:

$$d_{eq} = d \pi Y^2. \quad (3.12)$$

Substituindo a Equação (3.11) na Equação (3.12), obtém-se:

$$d_{eq} = \frac{G_f}{\varepsilon_p^2 E}. \quad (3.13)$$

A Equação (3.13) 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 plasti-

ficada na ponta da fissura no modelo de Dugdale). Sobre esse t3pico, pode-se consultar livros cl3ssicos de mec4nica da fratura como Kanninen e Popelar, 1985. A rela73o entre  $d_{eq}$  e o conceito de tamanho cr3tico introduzido por Taylor, 2007, apresentado na se73o 2.3, 3 e evidente. Isolando a deforma73o de falha cr3tica na Express3o (3.13), pode-se obter:

$$\varepsilon_p = \sqrt{\frac{G_f}{d_{eq}E}}. \quad (3.14)$$

O n3mero de fragilidade, proposto por Carpinteri, 1981 como uma medida do grau de ductilidade da estrutura pode ser reescrito utilizando as Equa73es (3.10), (3.11) e (3.14), no contexto da formula73o do LDEM, como apresentado na equa73o abaixo.

$$s = \sqrt{\frac{d_{eq}}{R}}. \quad (3.15)$$

Note que  $s$  n3o apenas considera as propriedades do material ( $K_c$  and  $\sigma_p$ ), mas tamb3m o tamanho da estrutura, representado pelo comprimento caracter3stico  $R$ . Como mostra a Equa73o (3.15), o n3mero de fragilidade ( $s$ ) pode ser definido como a raiz quadrada da raz3o entre o comprimento caracter3stico do material ( $d_{eq}$ ) e o comprimento caracter3stico da estrutura ( $R$ ). Fica claro ent3o, que o comportamento da estrutura ser3 fr3gil\* se  $s \rightarrow 0$ , ou seja,  $d_{eq} < R$ , ou d3ctil se  $s \rightarrow \infty$ , isto 3, se  $d_{eq} > R$ . Cabe salientar que, na defini73o de  $d_{eq}$  est3 embutida a geometria e as condi73es de contorno da fissura. Na Se73o 4.1 s3o apresentadas algumas considera73es adicionais.

Para compreender o significado do comprimento caracter3stico  $d_{eq}$ , pode-se considerar que, se durante o processo de dano em uma estrutura formada por um material caracterizado por um determinado valor de  $d_{eq}$  formar um defeito de dimens3o  $a_{eq}$  ( $a_{eq} = Y^2\pi a$ ) maior ou igual ao valor de  $d_{eq}$ , isto implicaria que o defeito propagaria de forma inst3vel<sup>†</sup>, quando a tens3o de tra73o sob a fissura for  $\sigma_p = E\varepsilon_p$ . Por3m, para que isso aconte73a, a dimens3o caracter3stica da estrutura  $R$  deveria ser maior que o tamanho do defeito, ou seja,  $R > a_{eq}$ , isto 3,  $R > d_{eq}$ . Desta forma, a propaga73o de forma inst3vel da fissura ter3 espa73o f3sico para ocorrer.

---

\*Se a tens3o m3xima for menor ou igual que a tens3o de ruptura, o sistema se comporta de forma el3stica at3 a ruptura e a fratura 3 chamada de "fr3gil". Caso contr3rio, o sistema rompe no regime pl3stico e a fratura 3 chamada de "d3ctil" [Herrmann e Roux, 1990].

<sup>†</sup>O comportamento mec4nico 3 inst3vel devido a r3pida e incontrol3vel propaga73o da trinca [Carpinteri, 1989].

- *Deformação limite*,  $\varepsilon_r$ : é o valor de deformação para o qual os elementos perdem a sua capacidade de suportar carga (ponto B na Figura 3.2). A deformação limite é expressa em termos da deformação crítica:

$$\varepsilon_r = K_r \varepsilon_p, \quad (3.16)$$

onde,

$$K_r = \left( \frac{G_f}{E \varepsilon_p^2} \right) \left( \frac{A_i^f}{A_i} \right) \left( \frac{2}{L_i} \right) = (d_{eq}) \left( \frac{A_i^f}{A_i} \right) \left( \frac{2}{L_i} \right). \quad (3.17)$$

É importante notar que, para garantir a estabilidade do método, a condição  $K_r \geq 1$  deve ser satisfeita [Riera e Rocha, 1991; Iturrioz et al., 2014b]. Essa condição é imposta usando a restrição  $L_i \leq L_{cr}$  no comprimento do elemento com:

$$L_{cr} = 2 \left( \frac{G_f}{E \varepsilon_p^2} \right) \left( \frac{A_i^f}{A_i} \right) = 2 (d_{eq}) \left( \frac{A_i^f}{A_i} \right), \quad (3.18)$$

para ambos elementos, longitudinais,  $i = l$ , e diagonais,  $i = d$ . Os valores para a área da seção transversal do elemento,  $A_i$ , são apresentados nas Equações (3.1) e (3.2), e a área de fratura equivalente,  $A_i^f$ , é apresentada nas Equações (3.8) e (3.9). Onde,  $(A_d^f/A_d) = \sqrt{3}/(11\eta\Phi)$  e  $(A_l^f/A_l) = 3/(22\Phi)$  e no caso de um meio contínuo isotrópico com  $\nu = 0,25$ , isto é,  $\Phi = 0,4$  e  $\eta = 1,125$ , resulta em  $(A_d^f/A_d) \approx (A_l^f/A_l) \approx 0,34$ . Portanto, a condição de estabilidade pode ser reescrita como  $L_i \leq 0,68 d_{eq}$ .

Note também que, em contraste com a prática habitual em elementos finitos, a relação constitutiva no LDEM não é somente função das propriedades do material. A relação constitutiva do elemento apresentada na Figura 3.2 é definida em termos de parâmetros que dependem das propriedades do material ( $\varepsilon_p$ ,  $E$ ,  $d_{eq}$  e  $G_f$ ), da discretização do modelo ( $L_c$ ,  $A_i^f$ ) ou de ambos ( $E_i^A$  e  $\varepsilon_r$ ). Por essa razão, quando o nível de discretização é alterado, a lei constitutiva uniaxial utilizada em cada barra deve ser modificada.

Uma segunda característica interessante do método é que, embora utilize uma lei de dano escalar para descrever o comportamento uniaxial dos elementos, o modelo global leva em conta o dano anisotrópico, devido ao fato de que os elementos são orientados em

diferentes direções espaciais [Riera et al., 2011].

### 3.1.2 Distribuição aleatória dos parâmetros do material

Iturrioz et al., 2009, 2011 e Miguel et al., 2010 modelaram a aleatoriedade do material considerando  $G_f$  como um campo aleatório com uma função densidade de Weibull do tipo III caracterizado por uma média de  $\mu(G_f)$  e um coeficiente de variação  $CV(G_f)$ . A função de probabilidade acumulada é dada por,

$$F(G_f) = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{G_f}{\beta} \right)^\gamma \right], \quad (3.19)$$

onde  $\beta$  e  $\gamma$  são parâmetros de escala e forma, respectivamente. O valor médio  $\mu(G_f)$  e o desvio-padrão  $CV(G_f)$  são dados por:

$$\mu(G_f) = \beta [\Gamma(1 + 1/\gamma)], \quad (3.20)$$

$$CV(G_f) = \beta [\Gamma(1 + 2/\gamma) - \Gamma^2(1 + 1/\gamma)]^{1/2}, \quad (3.21)$$

onde  $\Gamma$  é a função Gama dada por  $\Gamma(x) = \int_0^\infty t^{x-1} e^{-t} dt$ . Para gerar os valores pseudoaleatórios de  $G_f$ , a seguinte expressão é utilizada:

$$G_f = \beta [-\ln(1 - u)]^{1/\gamma}, \quad (3.22)$$

onde  $u$  é um número aleatório com distribuição uniforme de probabilidade no intervalo  $[0,1]$ .

Também é necessário considerar a função de correlação espacial ( $L_{corr}$ ) da função aleatória de  $G_f$  [Iturrioz et al., 2014b]. Na presente versão do LDEM, a função de correlação é considerada constante, o que significa que o intervalo de comprimento da correlação  $L_{corr} = 2L_c$ . Maiores informações sobre esse assunto podem ser encontradas em Iturrioz et al., 2009; Miguel et al., 2010 e Kostaski, 2012.

### 3.1.3 Perturbações geométricas no arranjo do modelo

A introdução de pequenas perturbações geométricas no arranjo cúbico, gerado por pequenos deslocamentos iniciais de pontos nodais, também deve resultar em pequenas mudanças na rigidez dos elementos. Porém, assume-se que os coeficientes de rigidez do modelo LDEM permanecem inalterados devido a pequenas perturbações da malha. Além disso, a resposta linear do modelo deve permanecer inalterada dentro da gama de interesse [Iturrioz et al., 2014b; Riera et al., 2014a]. Basicamente, é assumido que os nós do modelo perturbado são deslocados da sua posição em um arranjo cúbico perfeito, definido pelas coordenadas nodais  $(x_n, y_n, z_n)$ , como indicado na equação abaixo:

$$(x_n + \xi_x(L_c), y_n + \xi_y(L_c), z_n + \xi_z(L_c)), \quad (3.23)$$

onde  $\xi_x$ ,  $\xi_y$  e  $\xi_z$  são números aleatórios com distribuição normal, com média zero e coeficiente de variação  $CVp$ .  $L_c$  indica o comprimento dos elementos longitudinais no módulo cúbico básico. O valor  $CVp$  que melhor se adapta aos resultados experimentais foi determinado por análise numérica [Iturrioz et al., 2014b; Riera et al., 2014b] sendo igual a 2,5%. A introdução desse tipo de perturbação na malha é fundamental para melhorar o desempenho do modelo em amostras modeladas submetidas à compressão. Em Iturrioz et al., 2013, 2014b mais detalhes sobre a perturbação da malha são apresentados.

## 3.2 TEA aplicada em resultados do LDEM

A análise de EA é realizada a partir do pós-processamento dos resultados obtidos pelas simulações do LDEM. Das acelerações nodais de determinados nós, definidos aqui como sensores, obtêm-se 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 modelo sólido e com a mesma direção do sensor (direção  $y$  na Fig 3.3). É importante notar que, em geral, um sensor real de EA tem como saída um sinal de tensão elétrica [V], já no LDEM 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., 2013, 2014a.

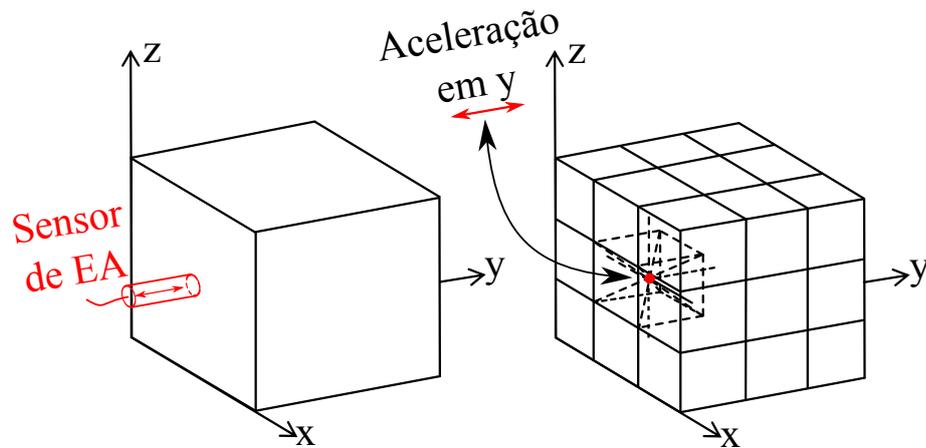


Figura 3.3 – Representação do sensor em um sólido para o modelo em LDEM.

Com os resultados obtidos por simulação do LDEM são utilizadas as definições e os parâmetros definidos no capítulo 2. Entretanto, algumas unidades físicas diferem quanto às apresentadas anteriormente, porém essas diferenças não modificam a forma da análise e de avaliação do resultado, como exemplo se pode citar, o caso do valor RA, no qual em análises experimentais se obtém em  $[s/V]$  e pela análise das simulações se obtém em  $[s/(m/s^2)]$ .

Como se assume que os sensores tenham sido devidamente calibrados de forma que um desvio positivo do sinal indique um movimento no sentido de afastar-se da fonte, então, o sinal de EA obtido pelo LDEM é corrigido quanto ao sinal para aqueles sensores localizados no sentido negativo dos eixos cartesianos. Os sensores são orientados de forma que o vetor direção do sensor ( $\mathbf{t}$ ) seja normal à superfície em que se encontram. Na análise do sinal de EA, obtido pelas simulações no LDEM, nenhum filtro externo é aplicado.

A aplicação de força ou deslocamento prescrito em modelos do LDEM sempre é imposta sobre os nós centrais dos primeiros módulos cúbicos pertencentes à face de aplicação do carregamento. O controle da condição quase-estática da simulação é realizado através do balanço energético do modelo, item abordado no próximo capítulo.

## 4. IMPLEMENTAÇÕES E APLICAÇÕES

Neste capítulo, simulações utilizando o método numérico descrito na seção 3.1 são apresentadas e discutidas. Primeiramente, apresenta-se o conceito do número de fragilidade no contexto do LDEM e sua relação com o comprimento característico  $d_{eq}$  definido na formulação do LDEM. Posteriormente, duas aplicações da Técnica de Emissão Acústica (TEA) em conjunto com LDEM são discutidos: (i) a relação do valor- $b$  com a evolução do processo de dano e (ii) o tensor momento no contexto do LDEM. Por fim, uma discussão geral é realizada.

### 4.1 Conceito do número de fragilidade no contexto do LDEM

Buscando explorar a relação entre o número de fragilidade  $s$ , proposto por Carpinteri, 1981, e o modelo dos elementos discretos aqui apresentado, três análises com diferentes números de fragilidade ( $s$ ) foram realizadas utilizando o LDEM. Essas simulações tem o objetivo de verificar que mantendo o mesmo número de fragilidade, para todas as configurações, a forma da resposta global, ou seja, a curva global tensão por deformação, é similar.

Cubos são simulados aplicando um deslocamento prescrito uniaxial a baixa velocidade na direção  $z$ . Isto é, o deslocamento prescrito aplicado não induz efeitos dinâmicos durante a simulação.

Cada caso de estudo ( $s = 0, 4, 2$  e  $7$ ) possui 5 parâmetros distintos, isto é, (i) a energia específica de fratura  $G_f$ , (ii) o módulo de elasticidade  $E$ , (iii) a discretização do modelo, (iv) o comprimento característico  $d_{eq}$  e (v) o tamanho do espécime  $R$ . Os dois primeiros são mantidos constantes enquanto os três últimos são modificados, realizando quatro simulações para cada caso de estudo.

Os dados de entrada utilizados em todos os casos ( $G_f = 50$  N/m,  $E = 35$  GPa,  $CV(G_f) = 50\%$  e  $CV(p) = 2,5\%$ ) podem ser observados na Tabela 4.1.

Na Figura 4.1, a configuração final de cada teste juntamente com as condições de contorno são apresentadas. A malha não é perturbada próxima à fronteira buscando minimizar as perturbações ocorridas quando o deslocamento prescrito é aplicado.

Um comportamento frágil é esperado para  $s = 0, 4$ . Esse comportamento pode ser visto na Figura 4.1, na qual existe uma predominância de barras rompidas na região

Tabela 4.1 – Dados de entrada do modelo e os parâmetros internos calculados.  $f_{max}^n$  representa o pico de força da barra que é atingido quando a deformação da barra é igual a  $\varepsilon_p$ .

s	Teste	$d_{eq}$ [m]	$R$ [m]	$L_c$ [m]	$R_i/R_4$	$\alpha$	$K_r$	$\varepsilon_p$	$f_{max}^n$ [N]
0,4	1	0,90	6,00	0,25	10,000	1,00	2,45	3,982E-05	34.842
	2	3,60E-2	0,24	0,01	400,00	5,00	2,45	1,991E-04	278,7
	3	9,01E-3	0,06	0,0025	100,00	10,00	2,45	3,982E-04	34,842
	4	9,01E-5	6,0E-04	2,5E-05	1,00	100,00	2,45	3,982E-03	0,0348
2,0	1	23,44	6,00	0,25	10,000	1,00	63,75	7,807E-06	6.831
	2	0,94	0,24	0,01	400,00	5,00	63,75	3,904E-05	54,6
	3	0,23	0,06	0,0025	100,00	10,00	63,75	7,807E-05	6,8
	4	2,34E-3	6,0E-04	2,5E-05	1,00	100,00	63,75	7,807E-04	6,8E-3
7,0	1	275,78	6,00	0,25	10,000	1,00	750,11	2,276E-06	2.415
	2	11,07	0,24	0,01	400,00	5,00	750,11	1,136E-05	15,9
	3	2,76	0,06	0,0025	100,00	10,00	750,11	2,276E-05	2,0
	4	2,76E-2	6,0E-04	2,5E-05	1,00	100,00	750,11	2,276E-04	2,0E-3

onde as microfissuras são formadas. Poucos elementos danificados são encontrados na configuração final. Quando o parâmetro  $s$  cresce, a quantidade de barras danificadas também cresce, indicando que o comportamento global do modelo pode ser considerado dúctil.

Na Figura 4.2, os resultados globais em termos da tensão e da deformação normalizadas são apresentados. Observa-se que os eixos da Figura 4.2 foram normalizados utilizando o parâmetro  $\alpha = (d_{eq1}/d_{eqi})^{0.5}$ , onde  $d_{eq1}$  é o valor de  $d_{eq}$  para o teste 1 e  $d_{eqi}$  é o valor de  $d_{eq}$  para o teste  $i$ , permitindo uma melhor comparação das respostas. Pela figura, pode-se observar que:

- (i) Os 4 testes para o mesmo valor de  $s$  apresentam curvas normalizadas de tensão global versus deformação global similares, isto é, se os parâmetros de entrada mudam, mas o número  $s$  é mantido constante, a forma da curva de tensão-deformação é semelhante.
- (ii) As curvas para  $s = 0, 4$  apresentam claramente um comportamento frágil. Por outro lado, quando  $s = 7$ , o comportamento do modelo é claramente dúctil. A transição do comportamento frágil para dúctil ocorre aproximadamente quando  $s = 2$ . Preliminarmente, considera-se que para  $s = 2$  é o valor de transição entre comportamento

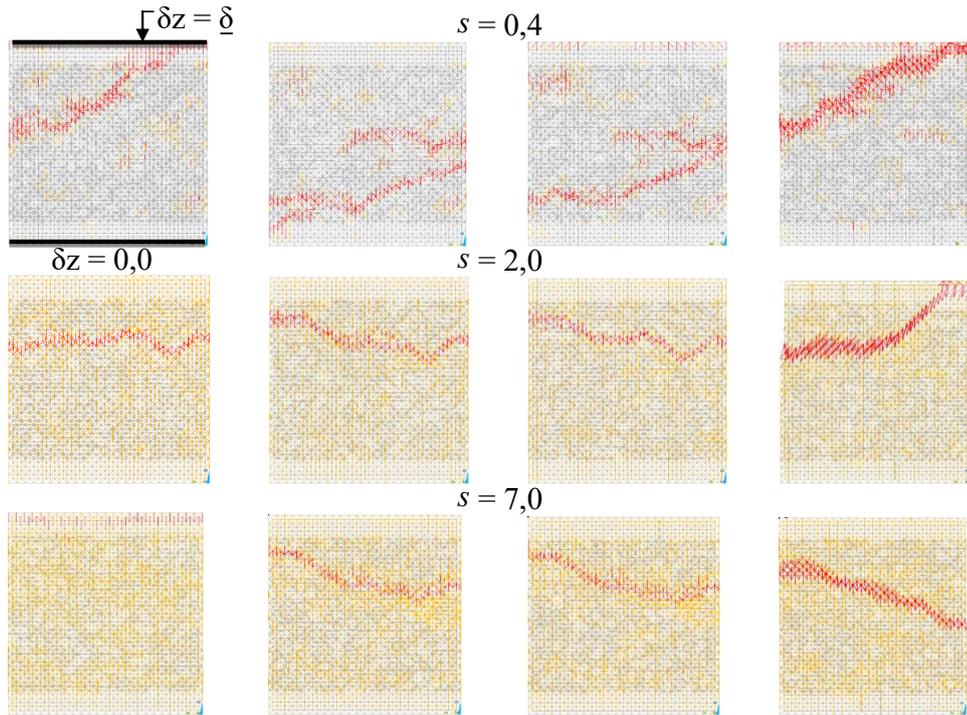


Figura 4.1 – Configuração final obtida durante as simulações. As condições de contorno são apresentadas na primeira figura. Em vermelho são representadas as barras rompidas, em laranja os elementos com dano parcial e em cinza os componentes não danificados.

frágil ( $s < 2$ ) e o comportamento dúctil ( $s > 2$ ).

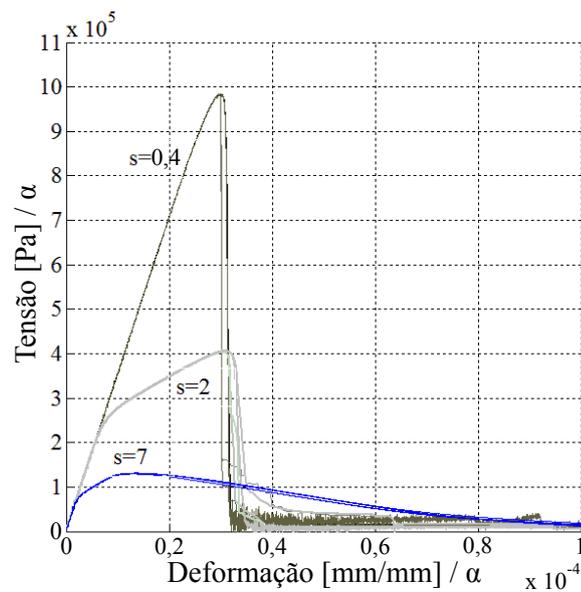


Figura 4.2 – Resultados da simulação no LDEM de um teste de carregamento uniaxial, onde  $\alpha = (d_{eq1}/d_{eqi})^{0,5}$ .

Na Figura 4.3, o balanço de energia vs. deformação para as três simulações típicas são apresentadas. A curva para  $s = 0,4$  representa o comportamento tipicamente frágil, a curva para  $s = 2$  representa a transição do comportamento frágil-dúctil, e a curva  $s = 7$  representa o comportamento dúctil. Os resultados apresentados são coerentes com os da Figura 4.2, uma vez que, em modelos frágeis a energia dissipada aumenta em forma abrupta, mostrando a situação instável quando o corpo entra em colapso. No modelo dúctil não aparece um instante muito claro de ruptura, ou seja, a energia dissipada é distribuída durante todo o processo de dano.

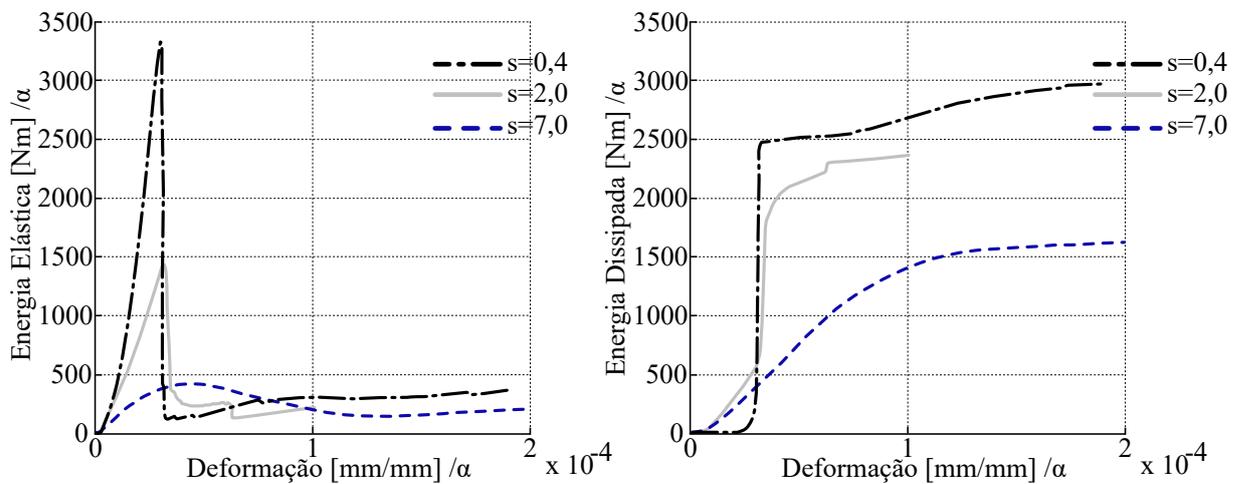


Figura 4.3 – Energia elástica (à esquerda) e energia dissipada pelo dano (à direita) representadas para os três casos analisados. Os valores são normalizados para facilitar a comparação.

Os resultados experimentais de ensaio de tração uniaxial em amostras de materiais quase-frágeis permitiram verificar que  $s = 2$  é o valor da transição do comportamento dúctil-frágil, como mostrado a seguir. Van Vliet e Van Mier, 2000 realizaram testes em rochas de arenito de diferentes tamanhos. As amostras foram ensaiadas com carregamento de tensão trativa uniaxial. O formato das amostras e os resultados globais obtidos durante o experimento são apresentados na Figura 4.4. As informações obtidas durante os testes como: o módulo de elasticidade  $E$ , a tenacidade  $G_f$ , a tensão limite  $\sigma_p$  e o comprimento característico  $R$  são sintetizadas na Tabela 4.2. Ao introduzir esses valores na Equação (2.28), o valor de  $s$  é calculado e mostrado na mesma tabela. Os experimentos realizados por Carpinteri e Ferro, 1998, utilizando espécimes de concreto com diferentes tamanhos são apresentados a seguir. As configurações dos espécimes e as curvas globais

obtidas são mostradas na Figura 4.5. Os resultados obtidos em termos de  $E$ ,  $G_f$ ,  $\sigma_p$ ,  $R$  e os correspondentes valores de  $s$  são apresentados na Tabela 4.3.

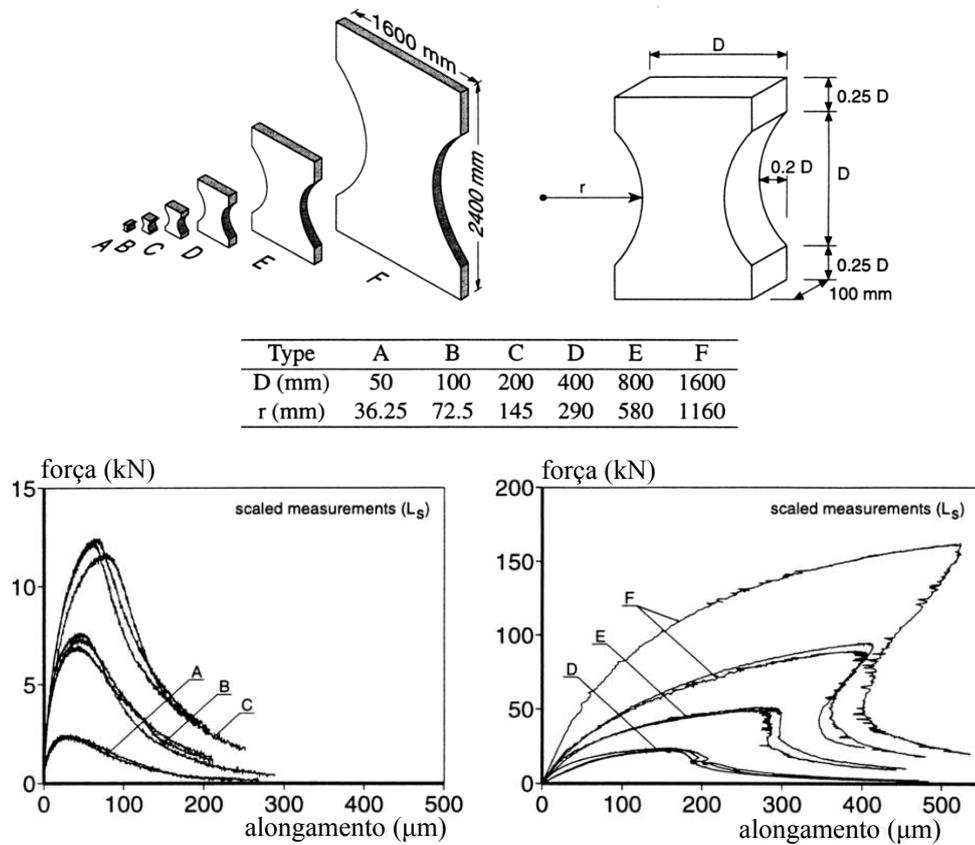


Figura 4.4 – Configuração dos espécimes e curvas força-deformação medidas por Van Vliet e Van Mier, 2000 em amostras de arenito.

Tabela 4.2 – Resultados obtidos em teste de tensão uniaxial por Van Vliet e Van Mier, 2000.

Espécime	$R$ [mm]	$G_f$ [N/m]	$\sigma_p$	$s$
A	50	76,7	0,82	5,29
B	100	111,3	1,22	3,03
C	200	93,8	1,01	2,38
D	400	135,1	0,96	2,12
E	800	143,3	1,04	1,42
F	1600	93,2	0,96	0,88

$$E=12,3\text{GPa.}$$

Para os experimentos de Van Vliet e Van Mier, 2000, apresentados na Figura 4.4, pode-se observar que para o espécime D ( $s = 2,12$ ) uma sensível mudança no compor-

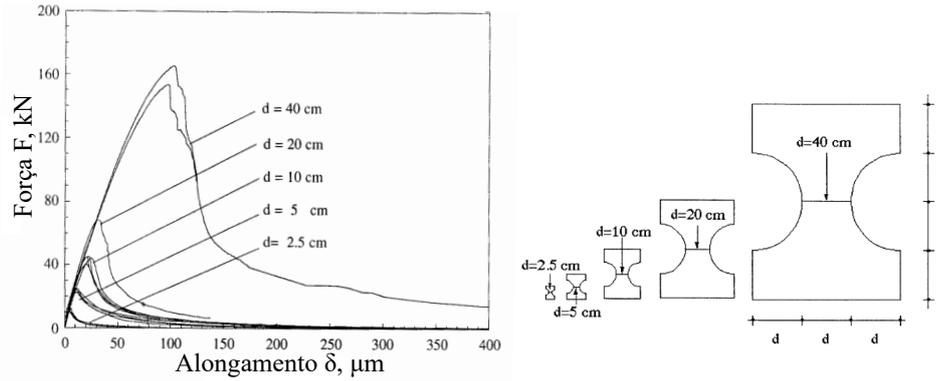


Figura 4.5 – Curvas de força-deslocamento medidas por Carpinteri e Ferro, 1998 em amostras de concreto.

Tabela 4.3 – Resultados obtidos no teste de tração uniaxial de concreto por Carpinteri e Ferro, 1998.

Espécime	$R$ [mm]	$G_f$ [N/m]	$\sigma_p$	$s$
1	25	147	4,79	3,00
2	50	257	4,56	2,94
3	100	236	4,37	2,079
4	200	158	3,80	1,86
5	400	286	3,72	1,34

$$E=35\text{GPa.}$$

tamento ocorre quando  $s \cong 2$ . Para valores de  $s$  inferiores a 2, espécime E( $s = 1,42$ ) e F( $s = 0,88$ ), a resposta global é de comportamento frágil. Finalmente, para valores de  $s$  maiores que 2, uma resposta de comportamento dúctil, A( $s = 5,29$ ), B( $s = 3,03$ ) and C( $s = 2,38$ ), é claramente observada.

Há tendências semelhantes para os resultados obtidos por Carpinteri e Ferro, 1998. O espécime com comprimento característico  $R$  de 10 mm é considerado, onde a transição entre o comportamento dúctil-frágil ocorre em  $s = 2,079$ . Além disso, para valores de  $s$  maiores que 2, espécime 1( $s = 3$ ) e espécime 2( $s = 2,94$ ), um comportamento dúctil ocorre, enquanto para valores de  $s$  menores que 2, espécime 4 ( $s = 1,86$ ) e espécime 5 ( $s = 1,34$ ), um comportamento tipicamente frágil é obtido.

A partir dos resultados obtidos, se tem o objetivo de explorar o significado do  $d_{eq}$ , para isso considera-se que o número de fragilidade  $s = 2$  indica a transição entre o comportamento frágil para dúctil. Dessa forma, combinando com as Expressões (3.12) e

(3.15) para  $s = 2$ , é possível escrever:

$$d = \frac{4R^2}{\pi Y^2}, \quad (4.1)$$

e assumindo para o cálculo de  $Y$  a existência de uma trinca em forma circular (*penny shape*) em um corpo com tamanho finito, isto é [Anderson, 2005]:

$$Y = \frac{2}{\pi} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi d}{2R}\right)}. \quad (4.2)$$

Substituindo a Equação (3.12) e a Equação (4.2) na expressão de  $s$  dada pela Equação (3.15) obtém-se:

$$s = \sqrt{\frac{\pi d}{R}} \frac{2}{\pi} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi d}{2R}\right)}, \quad (4.3)$$

e considerando  $s = 2$ , obtém-se:

$$\eta\left(\frac{d}{R}\right) = \left[\frac{d}{R} \sec\left(\frac{\pi d}{2R}\right)\right] = \pi. \quad (4.4)$$

Na Figura 4.6, a função  $\eta(d/R)$  é apresentada e é indicado quando o valor característico determinado pela Equação (4.4) é atingido. Nessa figura, pode-se observar que para valores de  $d/R$  maiores que 0,83, um comportamento dúctil é esperado, e para valores de  $d/R$  menores que 0,83 um comportamento frágil ocorre. Deve-se ressaltar que  $R$  é o tamanho característico da estrutura e  $d$  é um comprimento característico do material (veja a Equação (3.10) e a Equação (3.11)), e se assume que  $Y$  é dada pela Equação (4.2). Portanto, se há uma trinca na estrutura com um tamanho igual a  $d$ , essa fratura irá indicar uma situação crítica pela teoria da mecânica da fratura (veja Equação (3.10)). Porém, a Equação (3.10) é válida se  $d < 0,83R$ . Caso contrário, não é possível ter um comportamento frágil, pois não tem espaço físico para que a fissura se propague na estrutura. Note que essa relação também depende do tipo de sollicitação que é aplicada sobre a estrutura. Em outras palavras, há uma dependência entre o comprimento característico da estrutura  $R$  e o tipo de comportamento esperado (dúctil ou frágil).

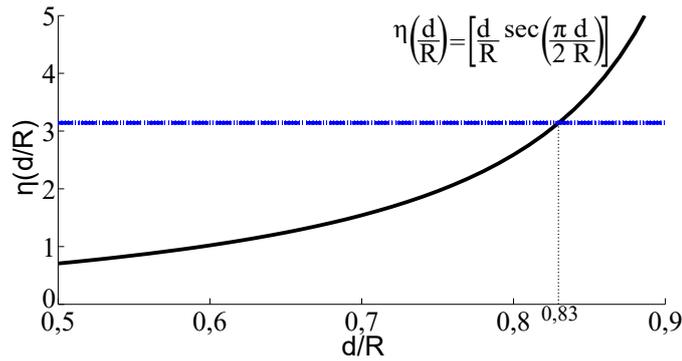


Figura 4.6 – Função  $\eta(d/R)$ . Observe que a condição  $\eta(d/R) = \pi$  ocorre quando  $d/R = 0,83$ , e neste caso, quando  $s = 2$ .

## 4.2 Relação do valor- $b$ com a evolução do processo de dano

- Descrição do Modelo:

Na presente aplicação, três cubos de concreto padrão (material quase-frágil) com diferentes tamanhos (30, 60 e 90 mm) são simulados. Os espécimes são submetidos à compressão uniaxial, impondo um deslocamento prescrito na direção  $z$  com velocidade de aplicação baixa, ou seja, o deslocamento prescrito não induz efeitos dinâmicos durante a simulação. Dois conjuntos de simulações são efetuados com (R) e sem (L) restrição lateral em ambas as extremidades (veja Figura 4.7). Na Tabela 4.4, os dados de entrada para as simulações são apresentados. Para todos os modelos, o mesmo nível de discretização é utilizado, isto é, o comprimento do módulo cúbico básico ( $L_c$ ) é 0,0025 m. Portanto, os três modelos com comprimento de 30 mm, 60 mm e 90 mm são construídos com  $12 \times 12 \times 12$ ,  $24 \times 24 \times 24$  e  $36 \times 36 \times 36$  módulos cúbicos, respectivamente.

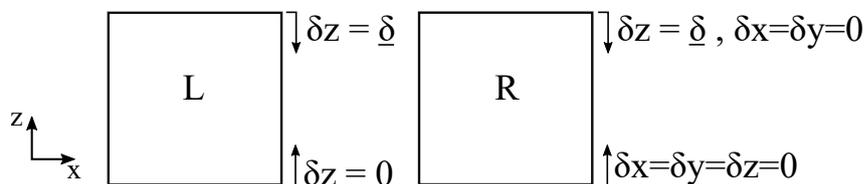


Figura 4.7 – Representação das condições de contorno para o modelo com (R) e sem (L) restrição lateral.

A tenacidade do material é definida como um campo aleatório, caracterizado pelo valor médio  $\mu_{G_f}$  e pelo coeficiente de variação  $CV(G_f)$ , apresentados na Tabela 4.4, considerando a distribuição estatística de Weibull definida como  $F(G_f) = 1 - e^{-(G_f/\beta)^\gamma}$ ,

Tabela 4.4 – Parâmetros adotados nas simulações do LDEM.

$\mu_{G_f}$	$CV(G_f)$	$CV_p$	$E$	$d_{eq}$	$\rho$	$\nu$	$L_c$	$L_{corr}$
50 N/m	50%	2,5%	35 GPa	0,0096 m	2400 kg/m <sup>3</sup>	0,25	0,0025 m	2xLc

onde  $\beta$  e  $\gamma$  dependem de  $\mu_{G_f}$  e  $CV(G_f)$ . Esse campo aleatório também é influenciado pelo comprimento de correlação ( $L_{corr}$ ), que é assumido ser igual a  $2 \times L_c$ . O módulo cúbico tem um campo aleatório de imperfeição, utilizando a distribuição normal de média zero e coeficiente de variação  $CV_p=2,5\%$  de  $L_c$ .

Os outros parâmetros que definem o modelo são determinísticos: a densidade ( $\rho$ ), o módulo de elasticidade ( $E$ ), o coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) e o comprimento característico do material  $d_{eq}$ . Observe que,  $d_{eq}$ ,  $E$ ,  $G_f$  e a deformação crítica,  $\varepsilon_p$  estão vinculadas pela Equação (3.13).

- Resultados Gerais:

Os resultados gerais são apresentados a seguir. Na Figura 4.8, os resultados para tensão global vs. deformação global são apresentados para ambas as restrições de contorno, com (R) e sem (L) restrições laterais. Esses resultados são válidos até o pico da curva de tensão-deformação global.

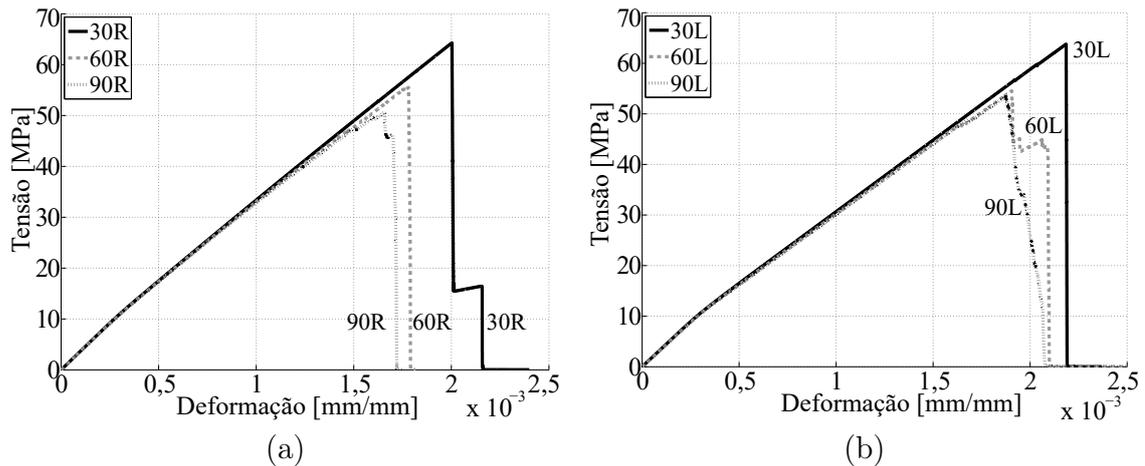


Figura 4.8 – Curva tensão-deformação global para os três espécimes analisados: (a) com restrições laterais nas extremidades e (b) sem restrições laterais nas extremidades.

Pela Figura 4.8, se verifica que a tensão de ruptura diminui quando o tamanho do corpo aumenta. Esses resultados caracterizam o efeito escala, que é evidente em estruturas

construídas com materiais quase-frágeis, como destacado por Rios e Riera, 2004.

O balanço de energia vs. deformação global da estrutura para o caso 60L (tamanho de 60 mm sem restrição lateral) é apresentada na Figura 4.9(a). Nessa figura, pode-se observar que uma pequena quantidade de energia é dissipada (em azul) por danos antes de atingir o pico de carga.

Na Figura 4.9(b), a energia dissipada por barras orientadas na mesma direção da carga (linha vermelha) e normal à direção de carga (linha preta) é representada graficamente. Barras que são perpendiculares a direção de carregamento (NBar) dissipam energia durante todo o processo de dano. Essa dissipação é relacionada com o primeiro comportamento típico do processo de dano para espécimes quase-frágeis submetidos a compressão uniaxial, isto é, várias microfissuras são distribuídas em todo o domínio devido à tensão de tração indireta (veja Figura 4.10a). Observe na Figura 4.9(b) que há duas curvas para NBar pois há barras na direção  $x$  e  $y$ . Próxima a ser atingida a carga de ruptura, a energia dissipada pelas barras alinhada com a carga (PBar) começa a aumentar quando o modo de fratura II aparece e o atrito se torna a principal fonte de dissipação de energia (Figura 4.10(b) ilustra essa situação).

A presente versão do LDEM não consegue capturar a energia dissipada devido ao atrito. Portanto, simulação numérica de espécimes submetidos à compressão uniaxial somente tem sentido físico até atingir o pico de carga. No entanto, processos de dano por cisalhamento devido à flexão e tração uniaxial podem ser representados pelo LDEM (pré e pós pico de carga) utilizando os mesmos dados de entrada.

Na Figura 4.9(a) e Figura 4.9(b), apresentam-se a tensão global vs. deformação global (fora de escala em cinza claro) e a zona onde os resultados do LDEM não possuem sentido físico (área sombreada).

Comparações entre resultados experimentais e numéricos para espécimes de concreto são apresentados em Iturrioz et al., 2014b, 2013, Rios e Riera, 2004 e Miguel et al., 2008.

Nas Figuras 4.10(a) e (b) dois típicos estágios de dano para materiais quase-frágeis submetidos à compressão uniaxial, como descrito por Gross e Seelig, 2011, são descritos. Inicialmente, uma distribuição global de fissuras na mesma direção de excitação aparece devido a tensão de tração induzida indiretamente pela compressão uniaxial. No segundo estágio, fraturas diagonais aparecem e a energia dissipada pelo atrito entre as fendas

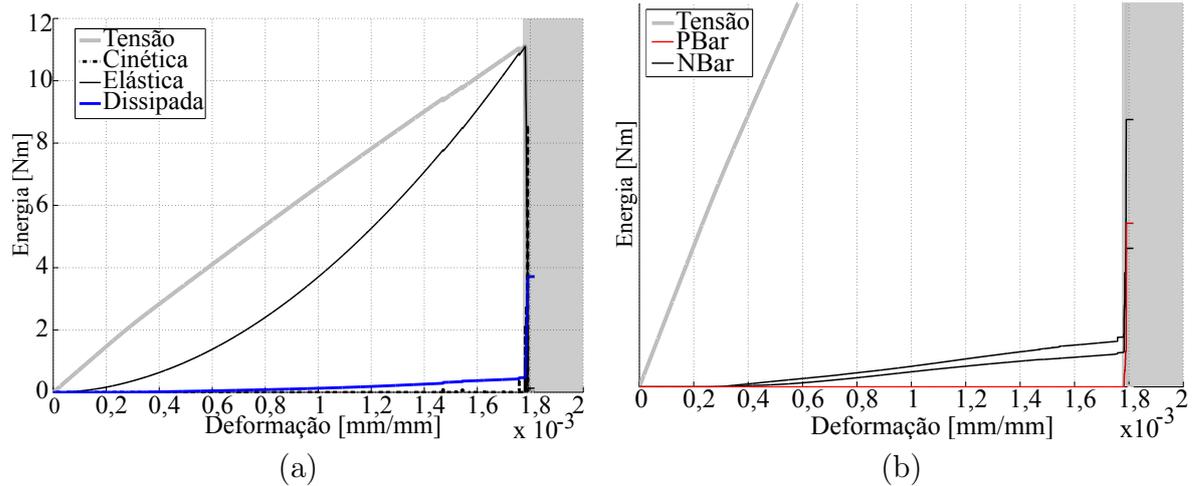


Figura 4.9 – Curvas para o espécime 60L: (a) balanço de energia durante o processo de dano e (b) energia dissipada para barras orientadas na mesma direção de carregamento (PBar) e normal à direção de carga (NBar).

inclinadas se torna importante.



Figura 4.10 – Ilustração do processo de dano em materiais quase-frágeis sob compressão uniaxial: (a) fissuras aparecem na direção de carregamento, (b) auto-organização e propagação em ângulo, onde o processo de dissipação por deslizamento começa a ser dominante. (c) Resultados experimentais para o caso sem restrição lateral em ambas extremidades.

As configurações finais para o espécime de tamanho 90 mm sem restrição lateral (90L) nas extremidades são apresentadas na Figura 4.11(a), Figura 4.11(b) e Figura 4.11(c). Pode-se comparar essas soluções com a configuração final experimental de um espécime similar apresentado na Figura 4.10(c). Na Figura 4.11(d) e Figura 4.11(e), duas vistas para o caso com restrição lateral nas extremidades (90R) são apresentadas.

Na Figura 4.11(f), duas configurações experimentais de espécimes similares com

restrição lateral nas extremidades são apresentadas para comparação. Na Figura 4.11, barras rompidas, danificadas e não danificadas são apresentadas em vermelho, laranja e cinza, respectivamente.

Comparando os resultados experimentais e numéricos, pode-se notar que os resultados são coerentes, isto é, os mesmos mecanismos de fratura final claramente aparecem.

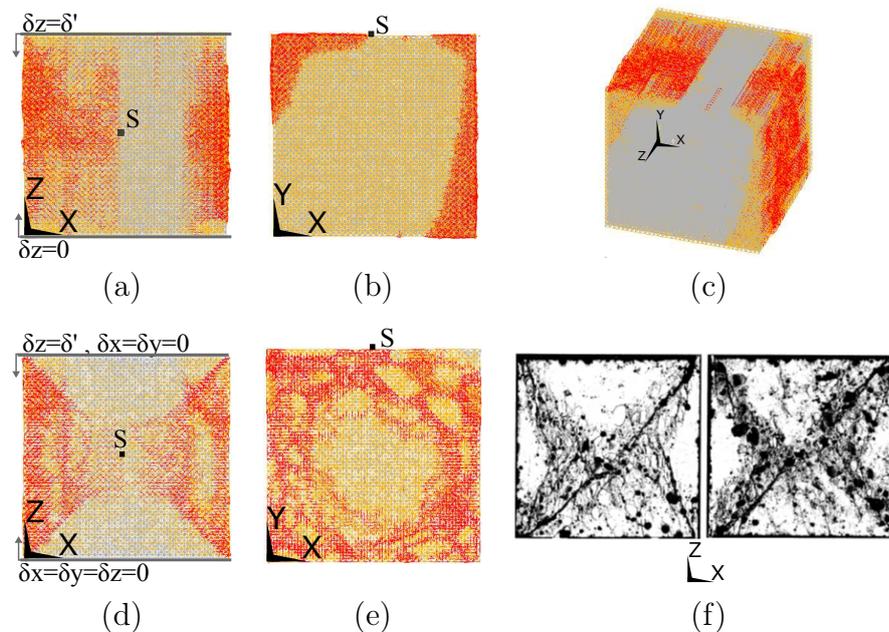


Figura 4.11 – Configuração final para os modelos 90L (a, b e c) e 90R (d e e). Em (a) e (d), ilustra-se as condições de contorno para cada simulação. Em (f), apresenta-se resultado experimental com restrição lateral nas extremidades.

- Resultados de EA:

Resultados obtidos pela Técnica de Emissão Acústica são apresentados a seguir. Na Figura 4.11(a) e na Figura 4.11(d), as posições (S) na superfície do espécime onde as acelerações são registradas (simulando um sensor de EA) são indicadas. As acelerações são medidas na direção perpendicular da superfície onde se encontra o sensor.

A comparação da amplitude ( $A$ ) do evento de EA entre resultados experimentais e numéricos obtido pelo LDEM no domínio do tempo ( $t$ ) e da frequência ( $f$ ) pode ser encontrada em Iturrioz et al., 2014a, como apresentado na Figura 4.12. Observar-se nessa figura que a forma dos resultados no domínio do tempo e da frequência são semelhantes.

Na Figura 4.13(a), o número acumulado ( $N_{acum}$ ) e o número instantâneo ( $N$ ) de eventos de EA pelo tempo normalizado são apresentados. Na Figura 4.13(b), o logaritmo

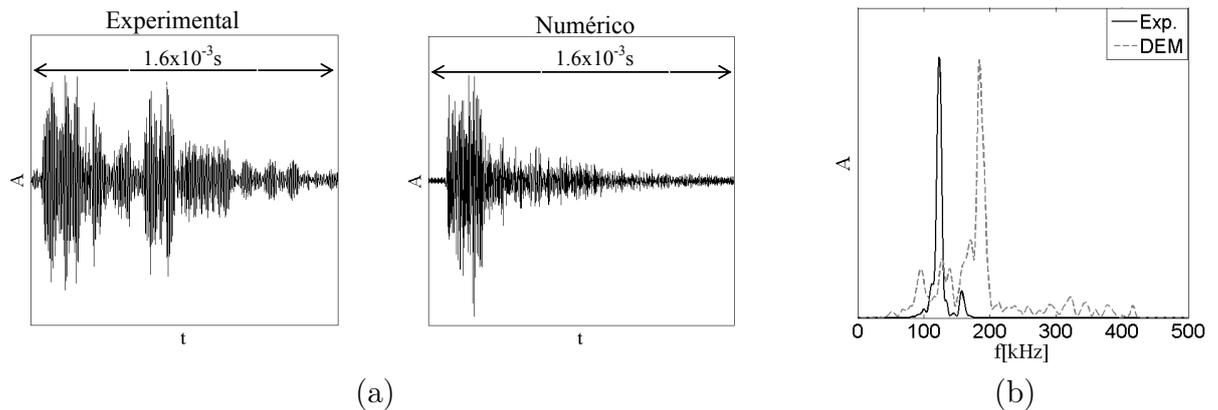


Figura 4.12 – Comparação experimental e numérica da: (a) amplitude  $A$  vs. tempo  $t$  e da (b) amplitude  $A$  vs. frequência  $f$  (fonte: Iturrioz et al., 2014a).

da amplitude de EA pelo tempo normalizado é apresentado. Comparação entre os casos sem (60L) e com restrição lateral (60R) nas extremidades são apresentadas em ambas as figuras. Para o caso 60L, pode-se observar que não há eventos de EA entre 0,3 e 0,7 do tempo normalizado. Em ambos os casos, ocorre uma grande quantidade de eventos de EA de baixa amplitude no início e, então, o número e a amplitude dos eventos de EA aumentam no fim da simulação. A curva de tensão, fora de escala, é mostrada nessas figuras.

O valor- $b$ , que é o coeficiente angular da relação entre  $\log(N_{acum} < m)$  e  $m = \log_{10} A$ , é avaliado para o espécime 60L através da Figura 4.14(a) para a fase inicial do processo de dano. Pode-se notar que essa curva apresenta um comportamento linear. Além disso, na Figura 4.14(b), um resultado típico obtido em teste experimental por Carpinteri et al., 2009a,c é apresentado, onde o valor- $b$  se encontra usualmente no intervalo  $[1; 1,5]$ .

Finalmente, na Figura 4.15(a), apresenta-se a variação do valor- $b$  durante todo a simulação para o espécime 60L (curva com marcador quadrado) e para o espécime 60R (curva com marcador circular). E na Figura 4.15(b), a distribuição espacial de fontes de eventos EA em diferentes intervalos de tempo durante o processo de dano é apresentado.

É interessante comparar diferentes regiões da Figura 4.15(a) com a posição da fonte de EA durante a simulação na Figura 4.15(b). O vínculo entre essas duas figuras é evidente ao final da simulação para o espécime 60L, no intervalo  $[0,80; 0,95]$  do tempo normalizado. Pode-se observar que um baixo valor- $b$  (Figura 4.15a) nesse intervalo está

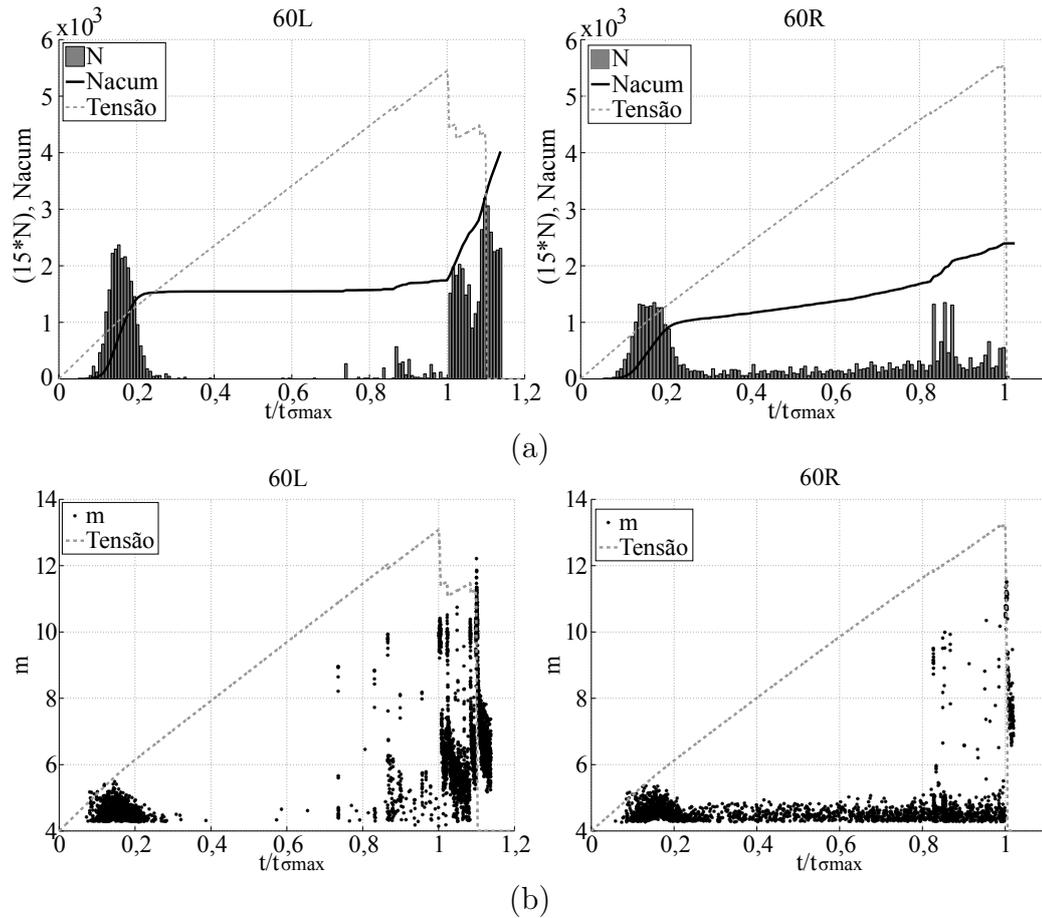


Figura 4.13 – Resultados para o espécime de tamanho 60 mm com e sem restrições laterais: (a) número de eventos de EA vs. tempo normalizado e (b)  $m = \log_{10} A$  vs. tempo normalizado.

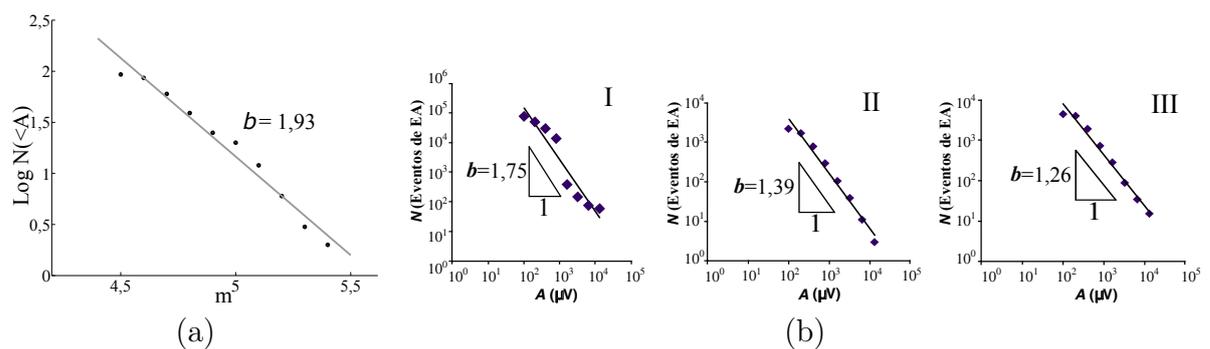


Figura 4.14 – Resultados em termos do valor- $b$ : (a) obtido no intervalo de  $[0,4; 0,7]$  do tempo normalizado para o teste 60L; (b) típico resultado experimental obtido em um teste de compressão uniaxial por Carpinteri et al., 2009a.

relacionado com a localização de onde os eventos de EA são emitidos (Figura 4.15b). No intervalo  $[0,82; 0,85]$  do tempo normalizado para o espécime 60R ocorre uma situação similar.

Na Figura 4.15(c), três curvas experimentais para ensaios de compressão uniaxial realizado por Carpinteri et al., 2011 são apresentadas. Como indicado na Seção 2.1.8, é possível relacionar a dimensão da distribuição da fratura  $\mathcal{D}$  com o coeficiente  $b$ , ou seja,  $\mathcal{D} = 2b$ .

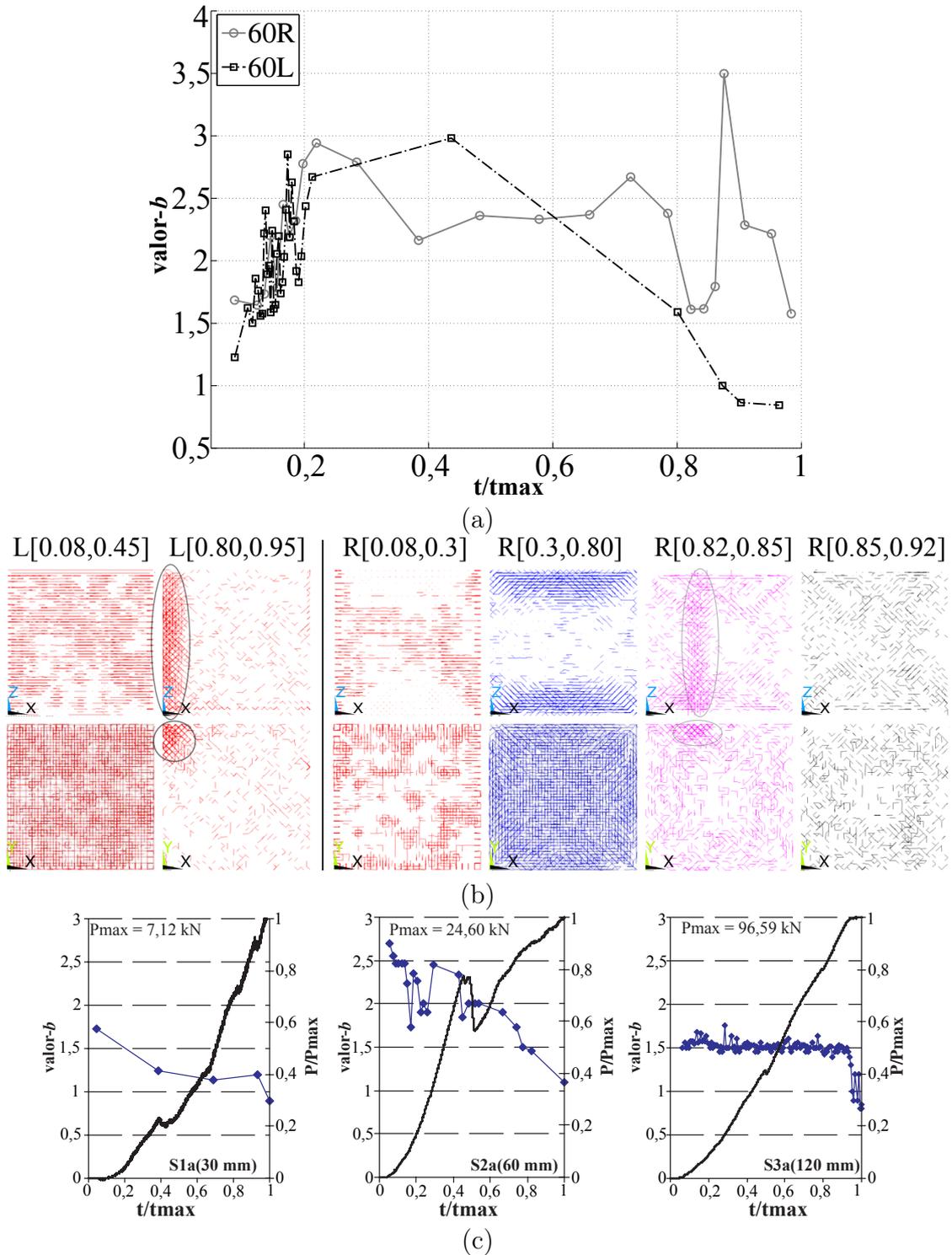


Figura 4.15 – (a) Evolução do valor- $b$  durante o processo de dano; (b) Os intervalos e a distribuição espacial das barras que produzem os eventos EA durante a simulação de processo de dano; (c) Resultados experimentais obtidos por Carpinteri et al., 2011 em espécimes similares.

### 4.3 Avaliação do dano pelo tensor momento

Nesta seção, apresenta-se três aplicações simuladas no LDEM para a avaliação do dano pela EA através do procedimento SiGMA, proposto por Ohtsu, 1991. Nas duas primeiras aplicações, um cubo de concreto com uma barra central debilitada com diferentes carregamentos é avaliado. No terceiro caso, analisa-se uma viga com fenda central em um teste de três pontos. Em cada análise são realizadas as respectivas discussões dos resultados.

Em todas as avaliações pelo procedimento SiGMA, o processo de localização do evento de EA é aquele apresentado na seção 2.1.10. O critério de parada considera como limite a norma de  $\Delta \mathbf{x}$  menor que  $10^{-12}$  ou um número máximo de 3000 iterações. Além de considerar que, os coeficientes de calibração ( $C_s$ ) de cada sensor são unitários.

O material empregado é o concreto que, apesar de ser heterogêneo, admite a hipótese de que para a propagação das ondas elásticas em seu meio pode ser considerado como material homogêneo. Isso ocorre porque as propriedades do material em elastodinâmica são fundamentalmente dependente das dimensões características dos materiais. A heterogeneidade dinâmica depende estreitamente da relação entre as dimensões características e os comprimentos de onda que se propagam. De acordo com a teoria de dispersão da onda, no caso em que os comprimentos de onda são mais longos do que os tamanhos de inclusões heterogêneas, o efeito da heterogeneidade é inconsequente [Ohtsu, 2015]. No caso de ondas de EA em concreto, as velocidades de ondas elásticas são maiores do que 1000 m/s. Como a frequência varia em cerca de 100 kHz, isso corresponde ao caso em que o comprimento de onda são maiores do que alguns centímetros. Consequentemente, como o concreto consiste em agregados com cerca de 10 mm de diâmetro, geralmente é referido como razoavelmente homogêneo [Ohtsu, 2015; Ohno e Ohtsu, 2010].

#### 4.3.1 Aplicação I

Um cubo de concreto com tamanho de 0,1 m  $\times$  0,1 m  $\times$  0,1 m, com módulo de elasticidade ( $E$ ) de 32 GPa, coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) de 0,25, densidade ( $\rho$ ) de 2400 kg/m<sup>3</sup> e energia específica de fratura ( $G_f$ ) de 70 N/m sob ação de carregamento trativo é analisado.

Para essa análise, um modelo numérico no LDEM é empregado, isto é, um cubo com vinte e cinco módulos cúbicos de comprimento básico ( $L_c$ ) igual a quatro milímetros,

gerando um prisma cúbico de  $0,1 \text{ m} \times 0,1 \text{ m} \times 0,1 \text{ m}$  de concreto é simulado no LDEM. Três casos de carregamento de tração são aplicados separadamente. Um caso com carregamento de tração nas faces do plano  $xy$  na direção  $z$ , outro nas faces do plano  $xz$  com direção  $y$ , e por último nas faces do plano  $yz$  com direção  $x$ . Nos três casos, uma única barra paralela à direção de carregamento é debilitada. Para debilitar a barra se reduz o valor da deformação de falha crítica ( $\varepsilon_p$ ) para dez por cento do valor original.

Os resultados obtidos na simulação são avaliados com a Técnica de Emissão Acústica (TEA). O evento de EA capturado é devido ao rompimento da barra debilitada. Doze acelerações são gravadas, sendo duas por face, simulando doze sensores de EA. As acelerações capturadas são da direção normal à face em que se encontram. Na Tabela 4.5, apresentam-se os parâmetros adotados nas simulações do LDEM. Na Figura 4.16, os doze sensores (S), a barra debilitada (em destaque em vermelho) e a direção de carregamento, para o caso da direção  $z$ , são representados. Na Tabela 4.6, a localização e a direção da aceleração capturada para cada sensor são apresentadas.

Tabela 4.5 – Parâmetros adotados nas simulações do LDEM.

$G_f$	$CV(G_f)$	$E$	$d_{eq}$	$\rho$	$\nu$	$L_c$	$CV_p$
70 N/m	5%	32 GPa	0,02 m	2400 kg/m <sup>3</sup>	0,25	0,004 m	0%

Tabela 4.6 – Posição e direção dos sensores.

Sensor	x [m]	y [m]	z [m]	Direção da Aceleração
S1	0,050	0,050	0,002	z
S2	0,050	0,074	0,002	z
S3	0,050	0,050	0,098	z
S4	0,050	0,074	0,098	z
S5	0,002	0,050	0,050	x
S6	0,002	0,050	0,074	x
S7	0,098	0,050	0,050	x
S8	0,098	0,050	0,074	x
S9	0,050	0,002	0,050	y
S10	0,050	0,002	0,074	y
S11	0,050	0,098	0,050	y
S12	0,050	0,098	0,074	y

Em todas as simulações, o efeito da inércia pode ser negligenciado mantendo,

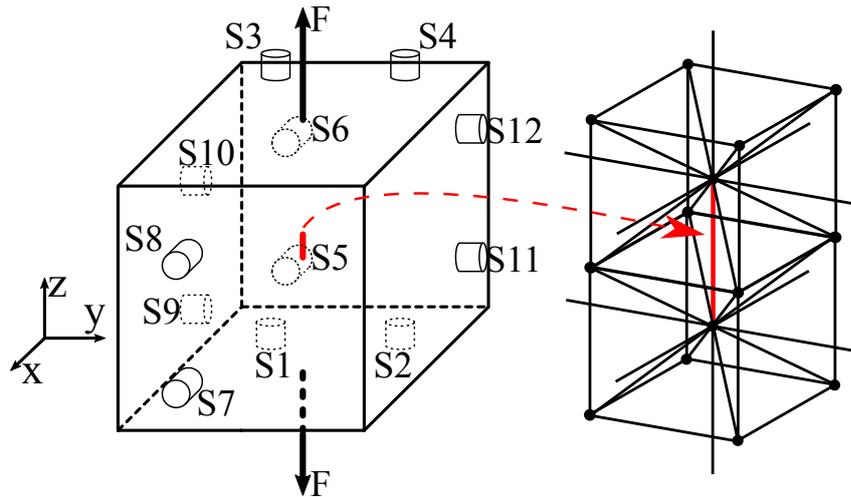


Figura 4.16 – Representação do cubo simulado com a posição dos sensores e a direção da barra debilitada (em vermelho).

desta forma, a condição de simulação quase-estática. Isso ocorre devido ao fato que a energia cinética é muito menor que as demais energias, conforme pode ser observado na Figura 4.17.

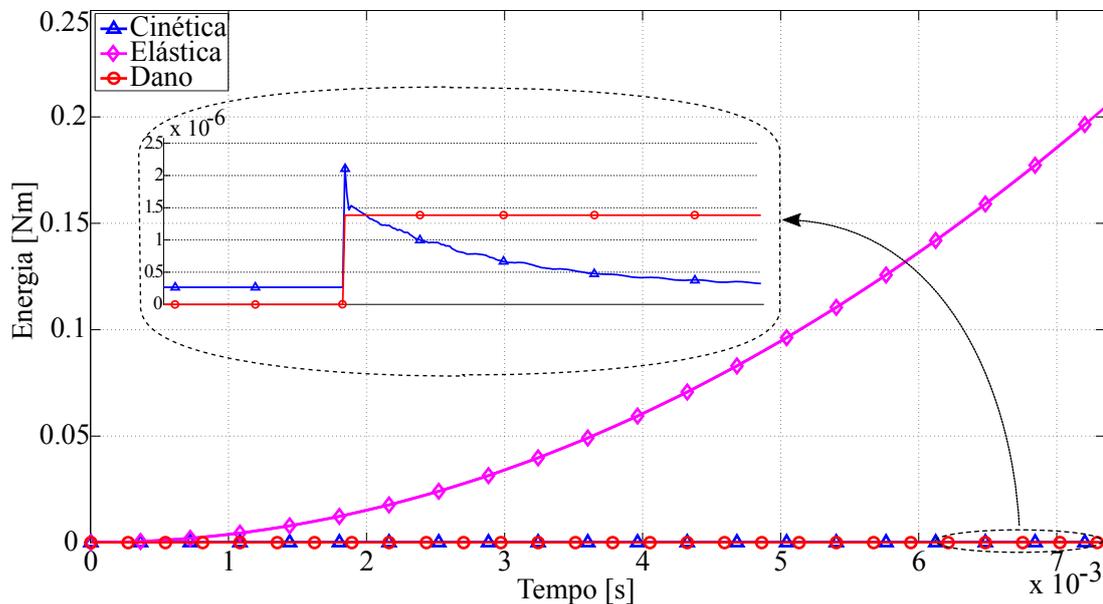


Figura 4.17 – Energias vs. tempo para o caso de tração na direção de z. No detalhe, a variação de energia cinética e dano após a ruptura da barra debilitada.

A análise do tensor momento ( $M_{pq}$ ) é realizada através do procedimento SiGMA proposto por Ohtsu, 1991, conforme descrito na seção 2.1.9. Os coeficientes de calibração do sensor ( $C_s$ ) são considerados unitários para cada sensor. Para definir o tempo de

início do evento e a amplitude do primeiro movimento, utiliza-se um patamar de corte de amplitude  $0,01 \text{ m/s}^2$  para todos os casos. O tempo de início do evento é o tempo no qual o sinal ultrapassa esse patamar. Por sua vez, a amplitude é obtida pelo próximo pico após o sinal cruzar o patamar.

A seguir, os resultados obtidos através do procedimento SiGMA são apresentados para cada uma das direções de carregamento:  $x$ ,  $y$  e  $z$ . Na Tabela 4.7, os resultados da análise utilizando os 12 sensores, tanto para o cálculo da localização da fonte como do tensor momento, são apresentados. O tensor momento  $M_{pq}$  e, conseqüentemente, o modo de falha e as direções são determinados considerando apenas 8 sensores, a fim de excluir os sensores orientados na mesma direção do carregamento. Em razão de que, os nós que capturam as acelerações (sensores) são os mesmos nós nos quais são aplicadas as forças, ou seja, para a análise do carregamento na direção de  $z$ , excluem-se do cálculo de  $M_{pq}$  os quatro primeiros sensores. Na Tabela 4.8, os resultados utilizando 8 sensores são apresentados. Nessas tabelas, o tensor momento é apresentado em forma normalizada, ou seja, cada componente ( $m$ ) da matriz é dividida pelo maior componente dessa matriz. A classificação da falha é realizada pela razão de cisalhamento ( $X$ ), isto é, para  $X < 40 \%$  é considerado modo I. A direção normal à trinca e a direção de abertura (deslocamento) da trinca para o caso de Modo I é dado pela autovetor ( $e_1$ ) associado ao maior autovalor, i.e.,  $e_1 = \mathbf{1} + \mathbf{n}$  [Ohtsu, 1991].

Tabela 4.7 – Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA através de 12 sensores.

Carregamento em:	x	y	z
$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})}$	$\begin{bmatrix} 1,00 & -0,28 & -0,05 \\ -0,28 & -0,16 & 0,02 \\ -0,05 & 0,02 & -0,16 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -0,17 & 0,11 & 0,004 \\ 0,11 & 1,00 & -0,05 \\ 0,004 & -0,05 & -0,09 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -0,11 & -0,63 & -0,003 \\ -0,63 & -0,11 & -0,06 \\ -0,003 & -0,06 & 1,00 \end{bmatrix}$
Classificação	Modo I, X= 3,78 %	Modo I, X= 5,15 %	Modo I, X= 29,84 %
Orientação	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,97 \\ 0,22 \\ 0,04 \end{bmatrix}$	$e_1 = \begin{bmatrix} -0,097 \\ -0,994 \\ 0,046 \end{bmatrix}$	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,038 \\ -0,072 \\ 0,996 \end{bmatrix}$

Deve-se ressaltar que, caso fosse aplicado deslocamento prescrito ao invés de força nos nós que são compartilhados como sensores e como carregamento, isso resultaria em acelerações, na direção do deslocamento, iguais a zero.

Na Figura 4.18, a polaridade do início da onda de EA para pares de sensores situados no mesmo plano e entre a barra debilitada é apresentada.

Tabela 4.8 – Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA através de 8 sensores.

Carregamento em:	x	y	z
$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})}$	$\begin{bmatrix} 1,00 & -0,0001 & -0,001 \\ -0,0001 & -0,002 & 0 \\ -0,001 & 0 & -0,002 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -0,09 & 0,02 & 0,011 \\ 0,02 & 1,00 & -0,008 \\ 0,011 & -0,008 & -0,09 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -0,10 & -0,87 & -0,004 \\ -0,87 & -0,10 & -0,01 \\ -0,004 & -0,01 & 1,00 \end{bmatrix}$
Classificação	Modo I, X= 0,002 %	Modo I, X= 1,35 %	Modo I, X= 9,28 %
Orientação	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,999 \\ 0 \\ 0,001 \end{bmatrix}$	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,018 \\ -0,999 \\ 0,0078 \end{bmatrix}$	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,032 \\ -0,036 \\ 0,999 \end{bmatrix}$

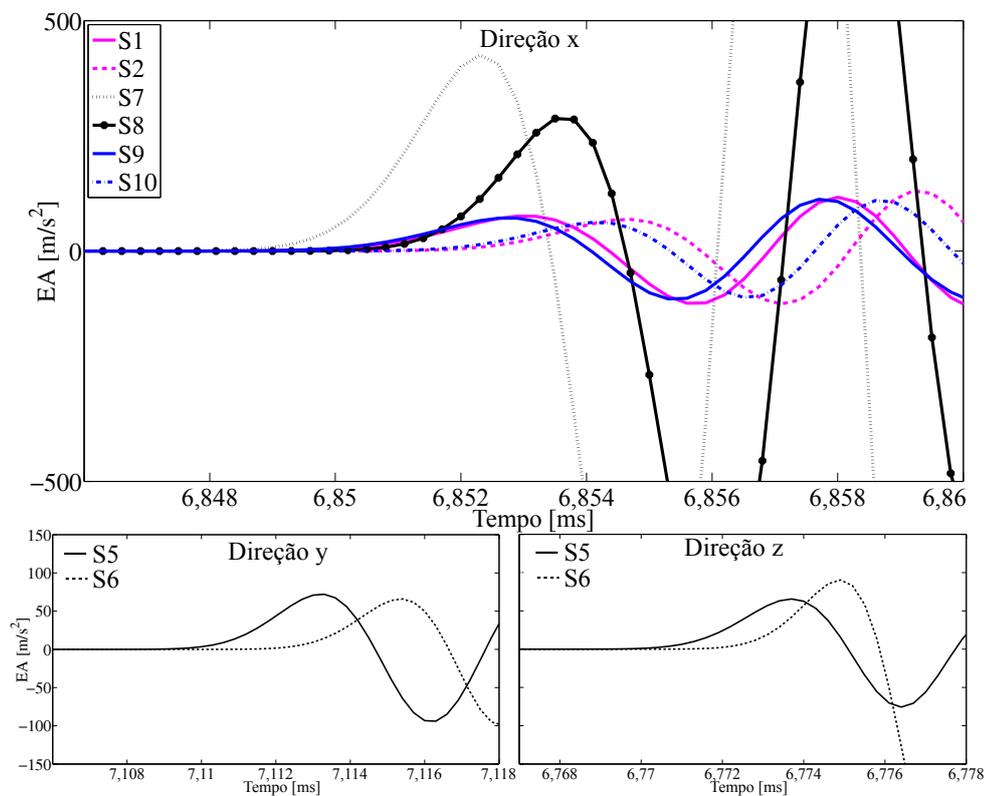


Figura 4.18 – Amplitude do primeiro movimento para sensores localizados no mesmo plano para o carregamento na direção x.

Pela técnica do primeiro movimento, esse comportamento no qual os pares de sensores apresentam a mesma polaridade é indicativo de que o modo de falha é de abertura da trinca, ou seja, modo I. Porém, deve-se ressaltar que pode ocorrer alteração na polaridade do início da onda de EA caso o patamar de corte seja demasiadamente elevado.

Na Figura 4.19, a classificação do dano obtida pelos parâmetros de frequência média (AF) e pelo ângulo de subida (RA) para a tração nas três direções, obtido através de três sensores (S1, S5 e S12), é apresentada. Pelo gráfico, percebe-se que baixos valores

de RA são obtidos para cada direção.

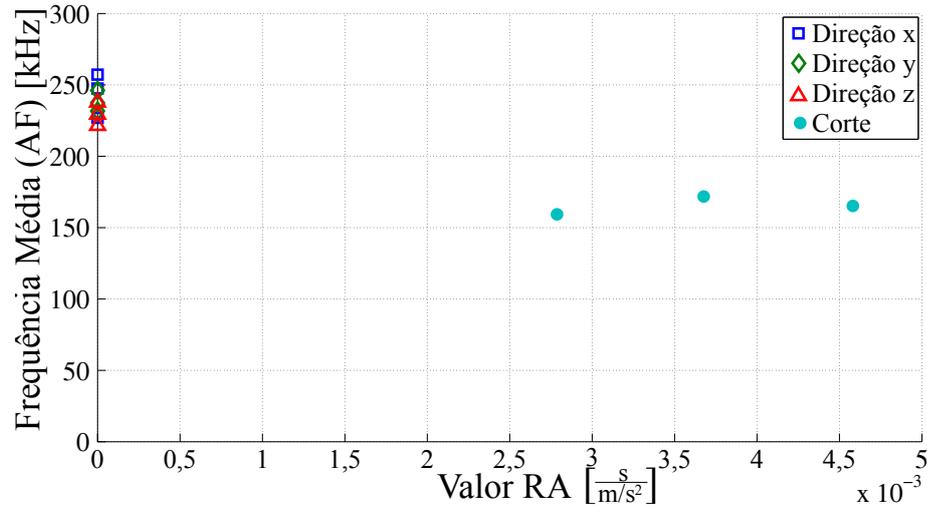


Figura 4.19 – Classificação do dano pelos parâmetros AF e RA para a aplicação I e aplicação II (corte) obtido pelos sensores 1, 5 e 12.

Pelos resultados obtidos na análise do tensor momento, apresentados na Tabela 4.7 e na Tabela 4.8 para cada carregamento, nota-se que o maior valor do tensor momento ocorre na diagonal principal e na componente correspondente à mesma direção do carregamento. Ou seja, em  $M_{11}$  para o carregamento na direção  $x$ ,  $M_{22}$  para o carregamento na direção  $y$  e  $M_{33}$  para o carregamento na direção  $z$ . A orientação da falha, isto é, a direção de movimento ( $\mathbf{l}$ ) e a normal ( $\mathbf{n}$ ) à falha, para todos os casos ocorre na mesma direção de carregamento e na mesma orientação da barra debilitada. Em todos os casos, obteve-se uma razão de cisalhamento ( $X$ ), mesmo que baixa, indicando que há um ângulo entre os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$ . Entretanto, como o evento é classificado em modo I, a orientação da falha é dada pela soma de  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$ , ou seja, o primeiro autovetor ( $e_1$ ). Portanto, a partir da análise da amplitude do primeiro movimento (Figura 2.6), da análise dos parâmetros AF e RA (Figura 4.19), e pelo próprio modelo de carregamento empregado, conclui-se que o modo de falha do evento de EA é o modo de abertura (modo I). Além disso, para todos os casos simulados, a direção de movimento e a direção normal à falha (normal à seção da barra) possuem a mesma direção do carregamento e da orientação da barra. Isso é condizente com o que se esperava do modelo.

Comparando a Tabela 4.7 e a Tabela 4.8, nota-se que a razão de cisalhamento ( $X$ ) diminuiu com a retirada dos sensores localizados nos mesmos nós onde estão aplicadas as forças. Entretanto, o modo e a orientação da falha não se alteram de forma significativa.

Então, não há grandes problemas, para o caso de força aplicada, ao considerar os sensores localizados nos mesmos nós onde as forças são aplicadas no cálculo do tensor momento.

Erros inerentes ao processo estão presentes e a estimativa deles pela análise do tensor momento é bastante difícil [Ouyang et al., 1991; Landis et al., 1991; Grosse e Ohtsu, 2008]. Os erros variam desde a determinação do tempo inicial do evento, do processo de localização robusto implementado, da consideração de que o material é homogêneo, entre outros. Além disso, um ponto que deve ser considerado é o arranjo de sensores sob o espécime, o qual se recomenda uma distribuição espacial sob todo o espécime [RILEM, 2010a; Grosse e Ohtsu, 2008].

A alteração do resultado é claramente notada quando se modifica quais os sensores são utilizados na obtenção de  $M_{pq}$ . Como por exemplo, no teste com carregamento na direção  $y$ , utilizando-se os sensores 1 ao 6 (Figura 4.20a), seis sensores - o mínimo requerido, obtém-se como resposta modo II e razão de cisalhamento  $X=84,53\%$ . Quando, os sensores de 1 ao 3 e 5 ao 7 (Figura 4.20b) são utilizados, o modo se altera para modo I com  $X=2,33\%$ . Essa pequena mudança de posição de apenas um sensor já altera o modo de falha devido ao fato de que a distribuição dos sensores na primeira análise não é favorável. Por outro lado, utilizando um sensor por face, como recomendado, o resultado é de modo I com  $X=6,21\%$ . Portanto, recomenda-se que o arranjo de sensores cubra todo o espécime, de forma a ter um arranjo "esférico" de sensores.

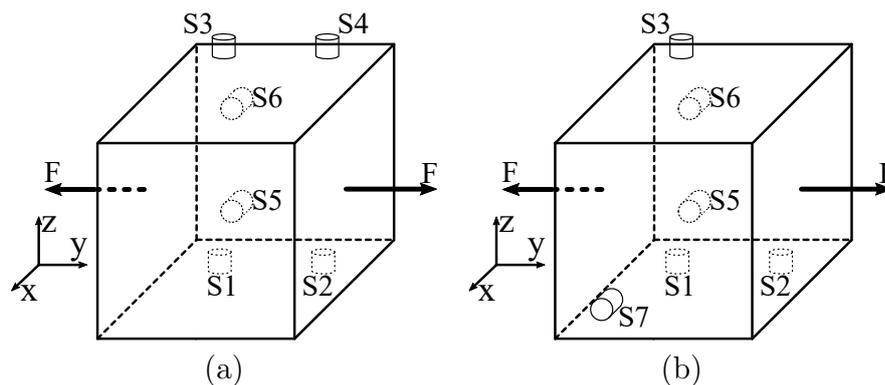


Figura 4.20 – Análise através de seis sensores: (a) S1 ao S6 e (b) S1 ao S3 e S5 ao S7.

### 4.3.2 Aplicação II

Na segunda aplicação, considera-se um cubo com as mesmas dimensões e material que a aplicação anterior, porém com carregamento de cisalhamento. Afim de se obter um

tensor de tensão ou deformação, se o material fosse isotrópico e homogêneo, como:

$$\begin{bmatrix} 0 & \beta & 0 \\ \beta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (4.5)$$

onde  $\beta$  é um parâmetro de carregamento.

Para isso, um modelo com os mesmos parâmetros e sensores que a aplicação anterior (Tabela 4.5 e Tabela 4.6) e condição de carregamento conforme representado na Figura 4.21 é simulado no LDEM. Uma barra diagonal de um elemento cúbico localizado aproximadamente ao centro do cubo é debilitada, como representado no detalhe em vermelho na Figura 4.21.

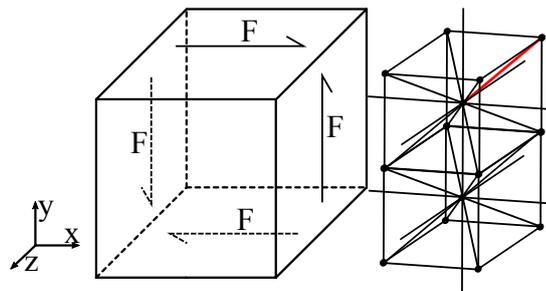


Figura 4.21 – Representação do carregamento cisalhante no cubo de concreto.

As análises são realizadas com todos os sensores tanto para o cálculo de  $M_{pq}$  como para a localização. Para a análise do evento de EA, utiliza-se como limiar (linha limite) a amplitude de  $0,0018 \text{ m/s}^2$ . Na Tabela 4.9, os resultados da análise pelo procedimento SiGMA são apresentados. O tensor momento é apresentado na forma normalizada, a classificação do evento para razão de cisalhamento (X) maior que 60% é definida como modo II e a orientação da falha é dada pela normal à falha  $\mathbf{n}$  e pela sua direção de movimento  $\mathbf{l}$ . Lembrando que, pelo procedimento SiGMA, os versores  $\mathbf{l}$  e  $\mathbf{n}$  podem ser intercambiáveis.

O tensor momento, mostrado na Tabela 4.9, apresenta fora da diagonal principal as maiores componentes para o caso de carregamento cisalhante. E pela orientação, tem-se o movimento da trinca no plano  $xy$  e a normal à trinca saindo do plano. Isso corresponde a posição das maiores componentes em  $M_{pq}$ , isto é, em  $xz$  para componente  $M_{13}$  e  $yz$  para componente  $M_{23}$ .

Tabela 4.9 – Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA para aplicação II com todos os sensores.

$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})}$	Classificação	Orientação
$\begin{bmatrix} 0,38 & -0,01 & 0,86 \\ -0,01 & 0,37 & 1,00 \\ 0,86 & 1,00 & 0,32 \end{bmatrix}$	Modo II X=90,16% ângulo entre $\mathbf{l}$ e $\mathbf{n}$ : 87,88°	$\mathbf{l} = \begin{bmatrix} 0,65 \\ 0,76 \\ 0,02 \end{bmatrix}$ e $\mathbf{n} = \begin{bmatrix} 0,004 \\ 0,009 \\ 0,999 \end{bmatrix}$

Na Figura 4.22, a amplitude do primeiro movimento para três pares de sensores, situados cada par no mesmo plano, são apresentadas. Pelo gráfico, pode-se verificar que as amplitudes para os sensores 1, 5 e 9 apresentam polaridades positivas. Para os sensores 2, 6 e 10, as polaridades do primeiro movimento são negativas. Esse comportamento de polaridades inversas é característico para o modo de falha de cisalhamento, ou seja, modo II. Nessa figura, a linha horizontal em verde é o limiar (linha limite) utilizado, no caso de amplitude igual a 0,0018 m/s<sup>2</sup>.

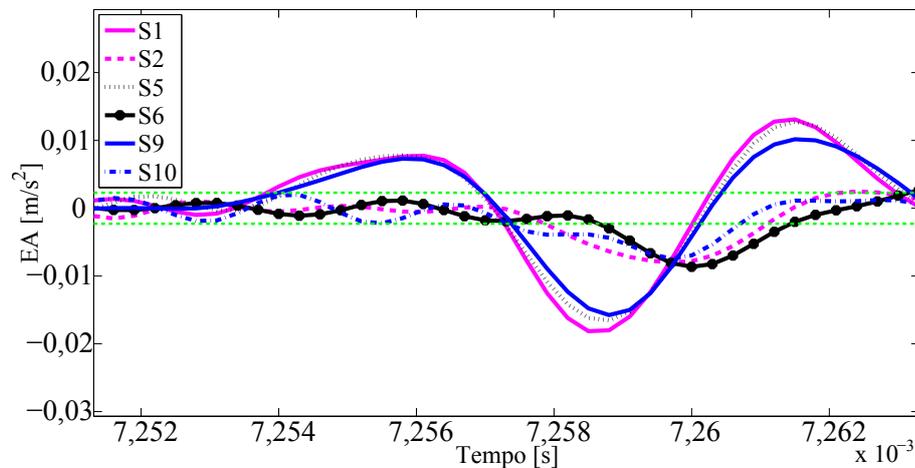


Figura 4.22 – Amplitude do primeiro movimento para pares de sensores localizados no mesmo plano. Em verde é a linha limite.

Na Figura 4.19, a classificação do dano obtida pelos parâmetros de frequência média (AF) e pelo ângulo de subida (RA) é apresentada. Comparando os resultados com a aplicação I se pode verificar que, para essa aplicação, valores maiores de RA são obtidos. Esse comportamento é característico do modo II de falha. Então, pelas Figuras 4.19 e 4.22 em conjunto com a análise do tensor momento se pode verificar que o movimento é de cisalhamento sobre a falha (barra), o mesmo que é imposto sobre o modelo. Logo, é

possível obter resultados de cisalhamento através da simulação de um modelo com carregamento de corte no LDEM e da análise do tensor momento pela TEA. Essa afirmação era antes dúbia, uma vez que, o LDEM utilizado possui um modelo constitutivo bilinear, ou seja, as barras sempre rompem por tração ou tração induzida. Por isso, havia dúvida se a análise do tensor momento, a partir de um modelo no LDEM, seria capaz de verificar o cisalhamento ou apenas a tração da barra. Porém, essa abordagem se mostrou capaz de verificar também o movimento de cisalhamento no sólido.

Uma segunda simulação no LDEM para um cubo de concreto de dimensões 50 mm  $\times$  50 mm  $\times$  50 mm é realizada, com o propósito de verificar a orientação da falha obtida pelo SiGMA. Porém, nesse caso apenas um carregamento perpendicular à barra debilitada é aplicado. As propriedades do material e os parâmetros adotados na simulação são apresentados na Tabela 4.10. Na Figura 4.23, o carregamento aplicado sob o cubo e a barra debilitada são representados.

Tabela 4.10 – Parâmetros adotados nas simulações do LDEM.

$G_f$	$E$	$d_{eq}$	$\rho$	$\nu$	$L_c$
70 N/m	32 GPa	0,11 m	2400 kg/m <sup>3</sup>	0,25	0,0025 m

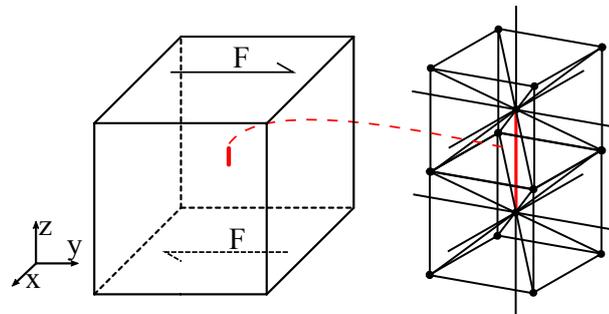


Figura 4.23 – Representação do cubo com carregamento de corte simples. No detalhe a barra debilitada.

Na Tabela 4.11, os resultados obtidos através do procedimento SiGMA são apresentados. Pela análise do tensor momento, obteve-se que o modo de falha é devido ao cisalhamento. Na Figura 4.24, a orientação do movimento e a superfície da falha são mostradas.

A partir da orientação obtida pelo SiGMA, apresentada na Tabela 4.11, e com o auxílio da Figura 4.24, pode-se observar que a falha ocorre próximo aos 45°. Além disso,

Tabela 4.11 – Resultados do procedimento SiGMA para cisalhamento simples.

$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})}$	Classificação	Orientação
$\begin{bmatrix} 0,14 & 0,009 & -0,001 \\ 0,009 & -0,95 & 0,013 \\ -0,001 & 0,013 & 1,00 \end{bmatrix}$	Modo II X=70,54% ângulo entre $\mathbf{l}$ e $\mathbf{n}$ : 82,98°	$\mathbf{l} = \begin{bmatrix} -0,007 \\ 0,753 \\ 0,657 \end{bmatrix} \text{ e } \mathbf{n} = \begin{bmatrix} 0,005 \\ -0,744 \\ 0,667 \end{bmatrix}$

Figura 4.24 – Representação da falha e da direção do movimento pela resposta obtida do SiGMA.

a orientação da falha está coerente com as condições de carregamento e orientação da barra.

### 4.3.3 Aplicação III

Nessa aplicação, uma viga de concreto com um entalhe no centro é analisada através do teste de três pontos. A geometria e as dimensões são apresentadas na Figura 4.25. O material utilizado é o concreto com módulo de elasticidade ( $E$ ) de 35 GPa, coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) de 0,25, densidade ( $\rho$ ) de 2400 kg/m<sup>3</sup> e energia específica de fratura ( $G_f$ ) de 70 N/m. O carregamento aplicado é de deslocamento prescrito linear na face superior da viga (veja Figura 4.25).

Para simular a estrutura de concreto, modela-se uma viga de 168 × 20 × 20 módulos cúbicos de comprimento básico ( $L_c$ ) igual a 5 mm. O entalhe é obtido pela redução da resistência das barras localizadas na região do entalhe. A discretização e as barras debilitadas são apresentadas na Figura 4.26. Na mesma figura, as condições de

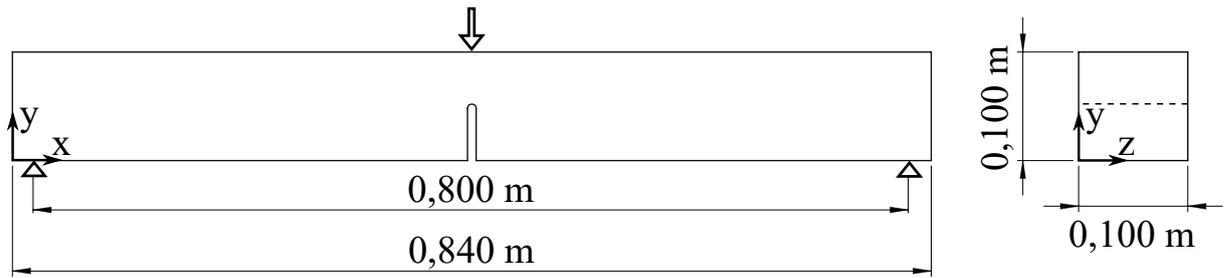


Figura 4.25 – Representação esquemática da viga e condições de contorno.

contorno são mostradas, i.e., a condição de deslocamento zero na direção  $y$  para os apoios e de deslocamento prescrito linear sobre a viga.

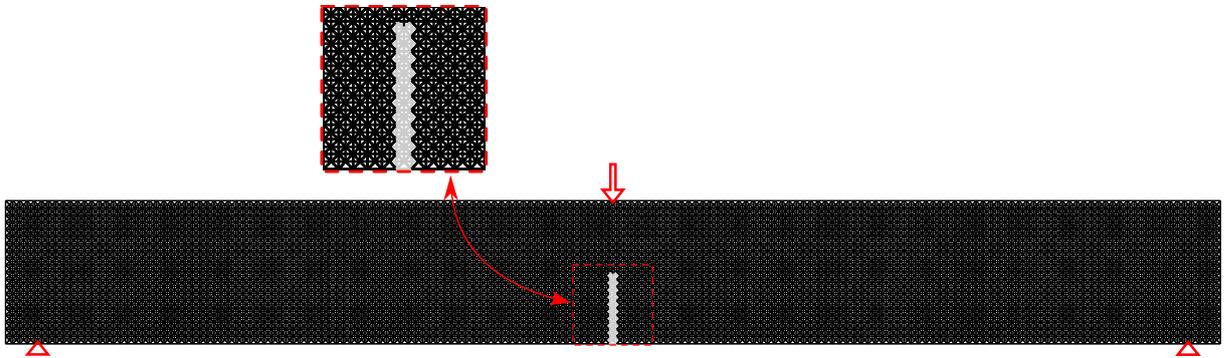


Figura 4.26 – Representação esquemática do ensaio de três pontos da discretizada simulada no LDEM.

Para a análise de EA, utilizam-se doze sensores, ou seja, doze pontos de controle são utilizados para gravar a aceleração em cada direção. Na tabela 4.12, as coordenadas e a direção de sensibilidade de cada sensor são apresentadas.

Tabela 4.12 – Posição e direção dos sensores.

Sensor	x [m]	y [m]	z [m]	Direção	Sensor	x [m]	y [m]	z [m]	Direção
A1	0,1025	0,0525	0,0025	z	D1	0,2475	0,0975	0,0775	y
A2	0,7425	0,0525	0,0025	z	D2	0,6525	0,0975	0,0375	y
B1	0,1025	0,0275	0,0975	z	E1	0,0025	0,0275	0,0475	x
B2	0,7425	0,0275	0,0975	z	E2	0,0025	0,0775	0,0475	x
C1	0,2475	0,0025	0,0475	y	F1	0,8425	0,0225	0,0775	x
C2	0,5975	0,0025	0,0475	y	F2	0,8425	0,0825	0,0775	x

Inicialmente, a análise estatística da distribuição de amplitudes através da análise do valor- $b$  é realizada. Assim, pode-se avaliar a evolução do dano na estrutura. Essa

análise é apresentada na Figura 4.27 para três períodos de tempo: 0 a 0,45 s; 0,45 s a 0,60 s e 0,60 s a 0,84 s, respectivamente, período I, II e III. Na Figura 4.28, apresenta-se o número de eventos de EA instantâneo e acumulado, o gráfico da força resultante obtida nos apoios e os três períodos utilizados para a análise do valor- $b$ .

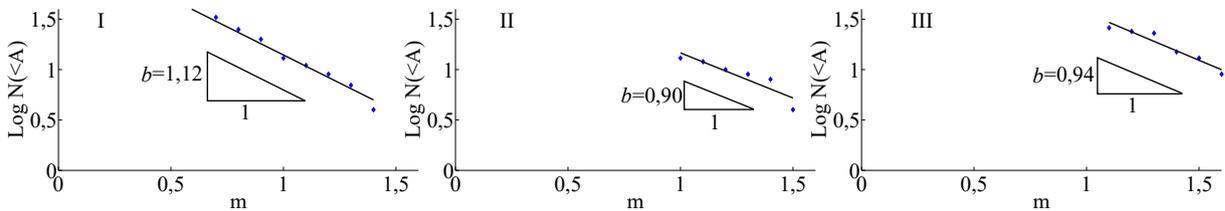


Figura 4.27 – Valor- $b$  para três períodos, analisado a partir do sensor E2.

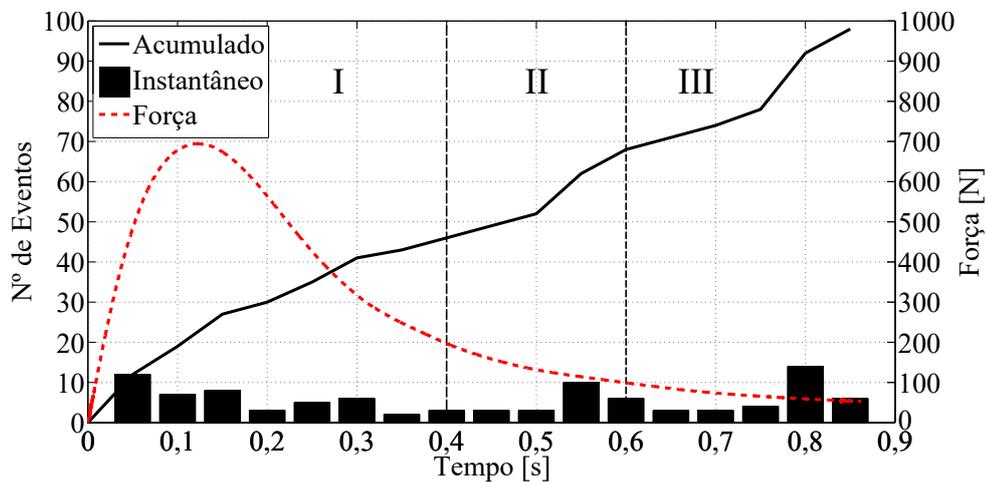


Figura 4.28 – Gráfico da distribuição instantâneo e acumulada de eventos de EA e da força versus tempo.

A partir dos gráficos apresentados na Figura 4.27 é possível verificar que o valor- $b$  se mantém baixo para todos os períodos. Isso indica que as Emissões Acústicas são principalmente emitidas de uma região específica da estrutura, o que é esperado já que a viga possui um entalhe. Na Figura 4.28, verifica-se que os eventos de EA ocorrem durante todo o período de análise. Na Figura 4.29, a distribuição do dano nos três períodos, I, II e II, respectivamente, é apresentada. Nessa figura, percebe-se que o dano é localizado principalmente próximo ao entalhe. Para o período I, o dano é mais difuso do que nos demais, por isso, o valor- $b$  é maior.

A seguir, as análises para quatro eventos de EA são apresentadas. Os eventos são analisados pelos parâmetros AF e RA, e pelo tensor momento através do procedimento

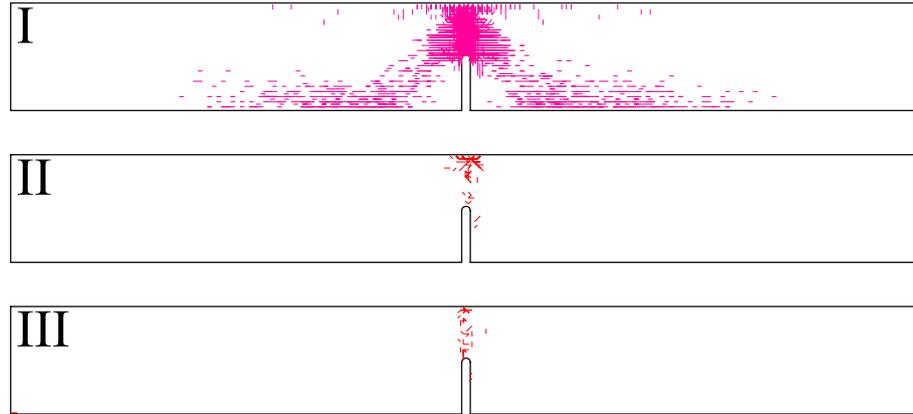


Figura 4.29 – Distribuição do dano para os três períodos de análise do valor- $b$ .

SiGMA. Esses eventos foram escolhidos pela melhor visualização do tempo de início do evento. Foram utilizados todos os sensores tanto para a localização da fonte como para o cálculo do tensor momento.

Na Tabela 4.13, a classificação e a orientação, obtidas através do procedimento SiGMA, são apresentadas. Lembrando que, para razão de cisalhamento ( $X$ ) entre 40% e 60% a falha é classificada como modo misto, i.e., há uma contribuição de ambos os modos I e II.

Na Figura 4.30, a classificação através dos parâmetros AF e RA de EA dos mesmos eventos analisados pelo procedimento SiGMA é apresentada. Esse gráfico está na mesma escala que o apresentado na Figura 4.19 e é obtido através da análise de cada evento por dois sensores.

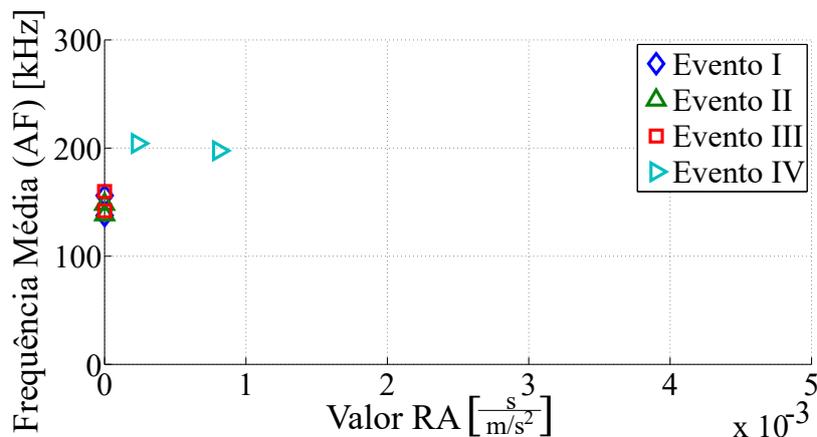


Figura 4.30 – Classificação dos eventos de EA através dos parâmetros de EA.

Para os eventos de I a III, a classificação é coerente quanto aos resultados apre-

Tabela 4.13 – Resultados de EA obtidos através do procedimento SiGMA para simulação de três pontos em uma viga de concreto.

Evento	Modo de falha	Orientação	Razão de cisalhamento
I t=0,830s	Modo I	$e_1 = \begin{bmatrix} -0,069 \\ 0,686 \\ 0,724 \end{bmatrix}$	X=25,4%
II t=0,246s	Modo I	$e_1 = \begin{bmatrix} -0,534 \\ 0,785 \\ -0,313 \end{bmatrix}$	X=10,4%
III t=0,267s	Modo I	$e_1 = \begin{bmatrix} 0,03 \\ -0,97 \\ 0,22 \end{bmatrix}$	X=32,36%
IV t=0,456s	Modo misto	$\mathbf{l} = \begin{bmatrix} 0,03 \\ -0,36 \\ 0,93 \end{bmatrix}$ e $\mathbf{n} = \begin{bmatrix} 0,11 \\ 0,98 \\ 0,16 \end{bmatrix}$	X=57,28%

sentados na Tabela 4.13 e na Figura 4.30. Para o evento IV, na qual a razão cisalhante é maior, pela análise do tensor momento, classifica-se como modo misto da falha, ou seja, a ação mista de abertura e cisalhamento. Pela Figura 4.30, esse mesmo evento apresenta valor de RA maior que os demais eventos, porém, ainda pode ser classificado como Modo I de falha. Possivelmente, esse resultado é devido à dificuldade em se definir com exatidão o início do evento e, portanto, a localização e a amplitude do primeiro movimento são comprometidas.

A seguir, o tensor momento ( $M_{pq}$ ) normalizado pela sua máxima componente para cada evento é apresentado.

#### 4.4 Discussões dos resultados

No presente trabalho, três aspectos da caracterização do processo de dano são analisados utilizando o método dos elementos discretos formados por barras (LDEM): a proposta do número fragilidade para mensurar o nível de fragilidade de uma estrutura, a relação da dimensão fractal em que o processo de dano é desenvolvido e os índices globais obtidos para a análise de Emissão Acústica. As seguintes conclusões são apontadas:

- Quando a formulação LDEM foi apresentada, foi estabelecido que a lei constitutiva

Tabela 4.14 – Tensor momento normalizado para cada evento.

Evento	$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})}$
I	$\begin{bmatrix} -0,03 & -0,05 & -0,09 \\ -0,05 & 0,40 & 1,00 \\ -0,09 & 1,00 & 0,51 \end{bmatrix}$
II	$\begin{bmatrix} -0,02 & -0,04 & 0,10 \\ -0,04 & -0,07 & -0,37 \\ 0,10 & -0,37 & -1,00 \end{bmatrix}$
III	$\begin{bmatrix} 0,003 & -0,01 & 0,09 \\ -0,01 & 1,00 & -0,32 \\ 0,09 & -0,32 & 0,33 \end{bmatrix}$
IV	$\begin{bmatrix} 0,07 & 0,02 & -0,13 \\ 0,02 & 0,90 & -1,00 \\ -0,13 & -1,00 & -0,27 \end{bmatrix}$

uniaxial utilizada para definir o comportamento uniaxial deve definir três de um conjunto de quatro parâmetros do material: o módulo de elasticidade longitudinal  $E$ , a tenacidade  $G_f$ , a deformação de falha crítica  $\varepsilon_p$  e um comprimento característico do material  $d_{eq}$ . Utilizando o número de fragilidade ( $s$ ), foi possível compreender melhor o significado do comprimento característico do material  $d_{eq}$ . Ou seja,  $s$  pode ser definido como a raiz quadrada da razão entre  $d_{eq}$  e o comprimento característico da estrutura  $R$ , como apresentado na Equação (3.15).

- Na simulação de espécimes de material quase-frágil submetido à tração uniaxial com diferentes parâmetros de material e tamanho, mantendo o parâmetro  $s$  constante, foi possível verificar que a resposta global das amostras foram similares. Além disso, uma mudança na resposta global ocorreu quando  $s = 2$ , ou seja, um típico comportamento dúctil ocorre quando  $s > 2$  e uma típica resposta frágil acontece quando  $s < 2$ . Para outras condições de contorno teria que ser verificado qual valor de  $s$  seria crítico.
- Foi observado o mesmo comportamento, calculando o valor de  $s$ , em duas séries de resultados experimentais realizadas por Van Vliet e Van Mier, 2000 e Carpinteri e Ferro, 1998.
- Foi possível reconhecer que, se uma amostra possui um defeito de tamanho  $a$  carac-

terizado por um valor  $a_{eq}$  ( $a_{eq} = Y^2 \pi a$ ) maior ou igual que  $d_{eq}$ , a fratura se torna instável, quando na vizinhança do defeito é atingida a deformação crítica  $\varepsilon_p$ , se  $d_{eq}$  é menor do que o comprimento característico estrutural  $R$ . Caso contrário, se  $d_{eq}$  é similar a  $R$ , não há espaço físico na estrutura para que o defeito se propague.

- Foi possível observar que, se alteradas as condições de carga, o modo para calcular o comprimento característico deve ser mudado.
- A análise da evolução do valor- $b$  durante o processo de dano e sua correlação com a distribuição espacial do dano obtido pelo modelo numérico apresentou uma boa coerência com os resultados experimentais apresentados em Carpinteri et al., 2009a, 2011. Confirmou-se que o valor- $b$  diminui quando EA são emitidas a partir de uma região concentrada, enquanto que o valor- $b$  aumenta quando o dano é gerado a partir de uma região mais distribuída. As possibilidades de vincular o valor- $b$  com a distribuição espacial das microfissuras durante o processo de simulação pode ser uma potencial ferramenta para ser usada em geometrias mais complexas.

Especificamente sobre a simplificação da análise do tensor momento proposto por Ohtsu, 1991, pode-se apontar:

- A distribuição dos sensores sob o espécime deve abranger todo o domínio do mesmo, dessa forma, um resultado coerente do tensor momento é obtido.
- A classificação obtida pelo procedimento SiGMA possui uma boa coerência quando comparado com a classificação obtida por outros parâmetros de EA.
- O tensor momento obtido pela análise de algum evento através do SiGMA difere quantitativamente do tensor calculado através da Equação (2.9), para um material isotrópico. Por exemplo, para a aplicação I com direção de carregamento  $x$ , obteve-se o seguinte tensor momento normalizado,

$$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})} = \begin{bmatrix} 1,00 & -0,28 & -0,05 \\ -0,28 & -0,16 & 0,02 \\ -0,05 & 0,02 & -0,16 \end{bmatrix}, \quad (4.6)$$

enquanto que o tensor momento calculado pela Equação (2.9) para a mesma orientação obtida pelo procedimento SiGMA, ou seja,  $e_1 = [0,97; 0,22; 0,04]$ , resulta em,

$$\frac{M_{pq}}{\max(M_{pq})} = \begin{bmatrix} 1,00 & 0,15 & 0,027 \\ 0,15 & 0,38 & 0,006 \\ 0,027 & 0,006 & 0,35 \end{bmatrix}. \quad (4.7)$$

Por isso, uma pós-análise é proposta por Ohtsu, 2000, onde teoricamente as ondas de EA a serem detectadas nos pontos de observação são sintetizadas a partir do local da fonte de EA e do tensor momento. Essa pós-análise não foi empregada neste trabalho.

- As orientações das falhas obtidas através do SiGMA para as aplicações I e II demonstraram serem coerentes com a orientação da barra e com o carregamento. Contudo, Suaris e van Mier, 1995 ressaltam que o método de decomposição dos autovalores para determinar explicitamente a orientação da falha é válido apenas para casos de tração e cisalhamento puros.

## 5. CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste capítulo, alguns aspectos gerais são expostos após as análises dos resultados obtidos. As considerações específicas de cada resultado foram abordadas no capítulo anterior. Por fim, algumas sugestões para trabalhos futuros são apresentadas.

### 5.1 Conclusões

Neste trabalho, o estudo do processo de dano em material heterogêneo quase-frágil foi realizado. Para isso, utilizou-se como ferramenta de simulação o método dos elementos discretos formado por barras (LDEM) proposto por Riera, 1984.

A premissa de que diferentes modelos, porém com o mesmo número de fragilidade  $s$  terão o mesmo comportamento mecânica foi demonstrada através das simulações realizadas no LDEM, se apresentado coerente com a teoria. Além disso, o comprimento característico do material  $d_{eq}$  abordado é melhor explicado quando introduzido a definição do número de fragilidade.

Verificou-se que o LDEM é um entre os possíveis métodos capazes de simular a Emissão Acústica. Pelas análises dos resultados de emissão acústica dos modelos simulados no LDEM, pôde-se verificar:

- A relação do valor- $b$  com a evolução do dano e sua distribuição sob o espécime se demonstrou coerente com a teoria da análise estatística dos eventos de Emissão Acústica;
- A classificação do evento de Emissão Acústica através de parâmetros obtidos pelo sinal do evento e pela análise simplificada do tensor momento proposto por Ohtsu, 1991 se mostrou coerente tanto com o tipo de carregamento imposto sobre o modelo como com a orientação do elemento debilitado.

Então, o LDEM se demonstrou ser uma excelente ferramenta para a simulação de processos de danos em estruturas quase-frágeis. Além de conseguir relacionar os resultados obtidos de modelos do LDEM com a técnica de Emissão Acústica para as análises dos danos.

## 5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Nesta seção, algumas sugestões são expostas levando em consideração os resultados obtidos neste trabalho:

- A localização da fonte influencia consideravelmente a obtenção do tensor momento pelo procedimento SiGMA [Grosse e Ohtsu, 2008]. Portanto, recomenda-se o estudo de métodos de localização mais avançados, além de processo automático para a obtenção do tempo de início do evento de EA e a amplitude do primeiro movimento.
- A formulação do procedimento SiGMA implementada apresenta resultados diferentes do que obtido pela Equação (2.9). Assim, a pós-análise proposta por Ohtsu, 2000 pode ser uma alternativa para melhorar os resultados.
- Pelo tensor momento é possível calcular um parâmetro de dano [Grosse e Ohtsu, 2008] definido por,

$$W = \frac{M_{kk}}{3\lambda + 2\nu}. \quad (5.1)$$

Pode-se comparar esse índice de dano obtido através da Técnica de Emissão Acústica com a metodologia proposta por Rodrigues et al., 2016.

- As dimensões da viga com fenda analisada na aplicação III, apresentada na Seção 4.3, são as mesmas analisada por Carpinteri et al., 2016. No trabalho de Carpinteri et al., 2016, três vigas de diferentes tamanhos com fenda ao centro em testes de três pontos são analisadas. O carregamento imposto é proporcional à abertura da fenda, ou seja, não é linear como simulado na aplicação III. Na Figura 5.1, a curva de força por deslocamento é apresentada para o ensaio experimental obtido por Carpinteri et al., 2016 e pela simulação com carregamento constante. Então, uma proposta de trabalho futuro é simular as três vigas com o LDEM e comparar os resultados obtidos (carregamento, energia e parâmetros de EA) com os resultados experimentais.

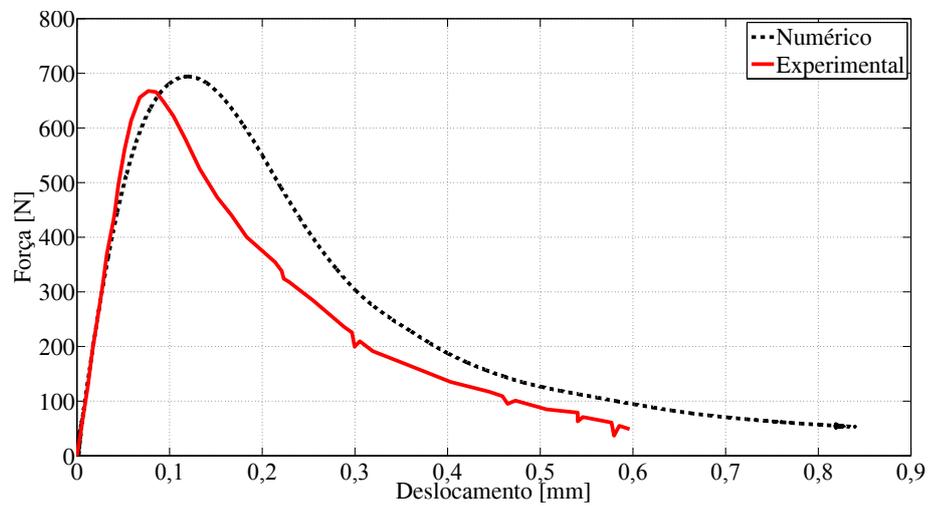


Figura 5.1 – Força versus deslocamento para o ensaio de três pontos em uma viga: experimental obtido por Carpinteri et al., 2016 e numérico pelo LDEM (considerando carregamento monotônico).

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Aggelis, D.; Dassios, K.; Kordatos, E.; Matikas, T. Damage Accumulation in Cyclically-Loaded Glass-Ceramic Matrix Composites Monitored by Acoustic Emission, **The Scientific World Journal**, vol. 2013, 2013.

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

Aki, K. Scaling law of seismic spectrum, **Journal of Geophysical Research**, vol. 72(4), p. 1217–1231, 1967.

Aki, K.; Richards, P. **Quantitative Seismology**. Geology: Seismology. University Science Books, 2nd edition, 2002.

Anderson, T. L. **Fracture mechanics: fundamentals and applications**. CRC press, 1994.

Anderson, T. L. **Fracture mechanics: fundamentals and applications**. CRC press, Boca Raton, 2005.

Araújo, J.; Susmel, L.; Taylor, D.; Ferro, J.; Ferreira, J. On the prediction of high-cycle fretting fatigue strength: Theory of critical distances vs. hot-spot approach, **Engineering Fracture Mechanics**, vol. 75(7), p. 1763 – 1778, 2008.

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

ASTM-E1106-12. **Standard Test Method for Primary Calibration of Acoustic Emission Sensors**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2012.

ASTM-E1316. **Standard Terminology for Nondestructive Examinations**. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015.

Bathe, K. **Finite Element Procedures**. Prentice-Hall International Series in. Prentice Hall, New Jersey, 1996.

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. Static and energetic fracture parameters for rocks and concretes, **Matériaux et Construction**, vol. 14(3), p. 151–162, 1981.

Carpinteri, A. Plastic flow collapse vs. separation collapse (fracture) in elastic-plastic strain-hardening structures, **Matériaux et Construction**, vol. 16(2), p. 85–96, 1983.

Carpinteri, A. Size effects on strength, toughness, and ductility, **Journal of Engineering Mechanics**, vol. 115(7), p. 1375–1392, 1989.

Carpinteri, A. Scaling laws and renormalization groups for strength and toughness of disordered materials, **International Journal of Solids and Structures**, vol. 31(3), p. 291–302, 1994.

Carpinteri, A.; Cornetti, P.; Barpi, F.; Valente, S. Cohesive crack model description of ductile to brittle size-scale transition: dimensional analysis vs. renormalization group theory, **Engineering fracture mechanics**, vol. 70(14), p. 1809–1839, 2003.

Carpinteri, A.; Ferro, G. Scaling behaviour and dual renormalization of experimental tensile softening responses, **Materials and Structures**, vol. 31(5), p. 303–309, 1998.

Carpinteri, A.; Lacidogna, G. **Acoustic Emission and critical phenomena: from structural mechanics to geophysics**. CRC Press, 2008.

Carpinteri, A.; Lacidogna, G.; Corrado, M.; Battista, E. D. Cracking and crackling in concrete-like materials: A dynamic energy balance, **Engineering Fracture Mechanics**. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2016.01.013>, 2016.

Carpinteri, A.; Lacidogna, G.; 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.; Manuello, A. The b-Value Analysis for the Stability Investigation of the Ancient Athena Temple in Syracuse, **Strain**, vol. 47(s1), p. e243–e253, 2011.

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

Carpinteri, A.; Lacidogna, G.; Niccolini, G.; Puzzi, S. Morphological fractal dimension versus power-law exponent in the scaling of damaged media, **International Journal of Damage Mechanics**, vol. 18, p. 259 – 282, 2009b.

Carpinteri, A.; Lacidogna, G.; Puzzi, S. From criticality to final collapse: evolution of the "b-value" from 1.5 to 1.0, **Chaos, Solitons & Fractals**, vol. 41(2), p. 843–853, 2009c.

Carpinteri, A.; Xu, J.; Lacidogna, G.; Manuello, A. Reliable onset time determination and source location of acoustic emissions in concrete structures, **Cement and Concrete Composites**, vol. 34(4), p. 529–537, 2012.

Colombo, I. S.; Main, I.; 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.

Cornetti, P.; Sapora, A.; Carpinteri, A. Mode mixity and size effect in V-notched structures, **International Journal of Solids and Structures**, vol. 50(10), p. 1562–1582, 2013.

Dalguer, L.; Irikura, K.; Riera, J. Simulation of tensile crack generation by three-dimensional dynamic shear rupture propagation during an earthquake, **Journal of Geophysical Research: Solid Earth (1978–2012)**, vol. 108(B3), 2003.

Dalguer, L.; Irikura, K.; Riera, J.; Chiu, H. 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, **Bulletin of the Seismological Society of America**, vol. 91(5), p. 1112–1127, 2001.

Drouillard, T. A history of Acoustic Emission, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 14(1), p. 1–34, 1996.

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

Farid Uddin, A.; Numata, K.; Shimasaki, J.; Shigeishi, M.; Ohtsu, M. Mechanisms of crack propagation due to corrosion of reinforcement in concrete by AE-SiGMA and BEM, **Construction and Building Materials**, vol. 18(3), p. 181–188, 2004.

Farid Uddin, A.; Ohtsu, M. Application of AE to Fracture Toughness and Crack Analysis by BEM in Concrete, **The e-Journal of Nondestructive Testing**, vol. 7(9), 2002.

Farid Uddin, A.; Ohtsu, M. **Micromechanics of corrosion cracking in reinforced concrete by AE**. In *Earthquakes and Acoustic Emission: Selected Papers from the 11th International Conference on Fracture, Turin, Italy, March 20-25, 2005*, pages 119–128. CRC Press, 2007.

Gao, H. Application of fracture mechanics concepts to hierarchical biomechanics of bone and bone-like materials, **International Journal of Fracture**, vol. 138(1-4), p. 101–137, 2006.

Ge, M. Analysis of source location algorithms part I: overview and non-iterative methods, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 21(1), p. 21–28, 2003a.

Ge, M. Analysis of source location algorithms part II: iterative methods, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 21(1), p. 29–51, 2003b.

Gross, D.; Seelig, T. **Fracture mechanics: with an introduction to micro-mechanics**. Springer Science & Business Media, 2011.

Grosse, C. U.; Finck, F.; Kurz, J. H.; Reinhardt, H. W. Improvements of AE technique using wavelet algorithms, coherence functions and automatic data analysis, **Construction and Building Materials**, vol. 18(3), p. 203–213, 2004.

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

Hafez, A. G.; Khan, M. T. A.; Kohda, T. Clear P-wave arrival of weak events and automatic onset determination using wavelet filter banks, **Digital Signal Processing**, vol. 20(3), p. 715–723, 2010.

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

Herrmann, H. J.; Roux, S. **Statistical models for the fracture of disordered media**. Elsevier Science Publishers B.V. (North Holland), 1990.

Hillerborg, A. A model for fracture analysis, **Report TVBM-3005**, 1978.

Hufenbach, W.; Richter, H.; Langkamp, A.; 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.; Lacidogna, G.; 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, 2013.

Iturrioz, I.; Lacidogna, G.; 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, 2014a.

Iturrioz, I.; Miguel, L. F. F.; 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**, vol. 6(3), p. 229–245, 2009.

Iturrioz, I.; Riera, J.; Miguel, L. Introduction of imperfections in the cubic mesh of the truss-like discrete element method, **Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures**, vol. 37(5), p. 539–552, 2014b.

Iturrioz, I.; Riera, J.; Miguel, L.; Kostaski, L. **Scale effects in quasi-fragile materials subjected to compression**. In *21th International Conference on Structural Mechanics Reactor Technology (SMIRT 21)*, 2011.

Jian-po, L.; Yuan-hui, L.; Shi-da, X.; Chang-yu, J.; Zhao-sheng, L. Moment tensor analysis of acoustic emission for cracking mechanisms in rock with a pre-cut circular hole under uniaxial compression, **Engineering Fracture Mechanics**, vol. 135, p. 206–218, 2015.

Joshi, N. R.; Ramirez, A. D.; Brock, D. W.; Russell, S. D. **Advanced AE Technology for High-Power Microwave Radar Tubes**. INTECH Open Access Publisher, 2012.

Kaiser, J. **Untersuchungen Uber das Auftreten Gerauschen beim Zugversuch (An Investigation into the of Noises in Tensile Tests)**. Tese de Doutorado, Technische Hochschule Munchen, Munique, Alemanha, 1950.

Kanninen, M.; Popelar, C. **Advanced Fracture Mechanics**. Oxford engineering science series. Oxford University Press, 1985.

Kosteski, L.; Barrios D'ambra, R.; Iturrioz, I. Determinación de parámetros fractomecánicos estáticos y dinámicos utilizando el método de los elementos discretos compuestos por barras, **Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería.**, vol. 24(4), p. 323–3343, 2008.

Kosteski, L.; Riera, J.; Iturrioz, I. **Consideration of scale effects and stress localization in response determination using the DEM.** In *Mecánica Computacional, MECOM-CILAMCE 2010*, volume 29, pages 2785–2801, Buenos Aires, Argentina, Noviembre, 2010a.

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, 2012.

Kosteski, L. E.; D'Ambra, R. B.; Iturrioz, I. Crack propagation in elastic solids using the truss-like discrete element method, **International Journal of Fracture**, vol. 174(2), p. 139–161, 2012.

Kosteski, L. E.; Iturrioz, I.; Batista, R. G.; Cisilino, A. P. The truss-like discrete element method in fracture and damage mechanics, **Engineering Computations**, vol. 28(6), p. 765–787, 2011.

Kosteski, L. E.; Iturrioz, I.; D'Ambra, R. B. Fractomechanics parameter calculus using the discrete element method, **Latin American Journal of Solids and Structures, an ABCM Journal**, vol. 6(4), p. 301–321, 2010b.

Krajcinovic, D. **Damage mechanics.** volume 41. Elsevier, Amsterdam, 1996.

Kupfer, H. B.; Gerstle, K. H. Behavior of concrete under biaxial stresses, **Journal of the Engineering Mechanics Division**, vol. 99(4), p. 853–866, 1973.

Kurz, J. H.; Finck, F.; Grosse, C. U.; Reinhardt, H.-W. Stress drop and stress redistribution in concrete quantified over time by the b-value analysis, **Structural Health Monitoring**, vol. 5(1), p. 69–81, 2006.

Kurz, J. H.; Grosse, C. U.; Reinhardt, H.-W. Strategies for reliable automatic onset time picking of acoustic emissions and of ultrasound signals in concrete, **Ultrasonics**, vol. 43(7), p. 538–546, 2005.

Lacidogna, G.; Corrado, M.; Carpinteri, A. **Absorbed Versus Released Energy in the Cracking Process of Heterogeneous Materials Under Compression.** In *Experimental and Applied Mechanics, Volume 4*, pages 303–311. Springer, 2013.

Landis, E.; Ouyang, C.; Shah, S. Automated determination of first P-wave arrival and acoustic emission source location, **Journal of acoustic emission**, vol. 10(1-2), p. S97–S103, 1991.

Liu, G.; Liu, M. **Smoothed Particle Hydrodynamics: A Meshfree Particle Method.** World Scientific Publishing Company, Singapore, 2003.

Lockner, D.; Byerlee, J.; Kuksenko, V.; Ponomarev, A.; Sidorin, A. Quasi-static fault growth and shear fracture energy in granite, **Nature**, vol. 350(6313), p. 39–42, 1991.

Lokajíček, T.; Klíma, K. A first arrival identification system of acoustic emission (AE) signals by means of a high-order statistics approach, **Measurement Science and Technology**, vol. 17(9), p. 2461–2466, 2006.

Miguel, L. F. F.; Iturrioz, I.; Riera, J. D. Size effects and mesh independence in dynamic fracture analysis of brittle materials, **Computer Modeling in Engineering & Sciences(CMES)**, vol. 56(1), p. 1–16, 2010.

Miguel, L. F. F.; Riera, J. D.; Iturrioz, I. Influence of size on the constitutive equations of concrete or rock dowels, **International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics**, vol. 32(15), p. 1857–1881, 2008.

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

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.

Munjiza, A. Special issue on the discrete element method: aspects of recent developments in computational mechanics of discontinua, **Engineering Computations**, vol. 26(6), 2009.

Nayfeh, A. H.; Hefzy, M. S. Continuum modeling of three-dimensional truss-like space structures, **AIAA Journal**, vol. 16(8), p. 779–787, 1978.

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

Ohno, K.; Shimozono, S.; Ohtsu, M. Cracking mechanisms of diagonal-shear failure monitored and identified by AE-SiGMA analysis, **Fract. Mech. Concr. Struct**, vol. 2, p. 991–998, 2007.

Ohtsu, M. Simplified moment tensor analysis and unified decomposition of acoustic emission source: application to in situ hydrofracturing test, **Journal of Geophysical Research**, vol. 96(B4), p. 6211–6221, 1991.

Ohtsu, M. Acoustic Emission Theory for Moment Tensor Analysis, **Journal of Research in Nondestructive Evaluation**, vol. 6(3), p. 169–184, 1995.

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

Ohtsu, M. **Moment tensor analysis of AE and SiGMA code**. In *Acoustic Emission-Beyond the Millennium*, pages 19–34. Elsevier, 2000.

Ohtsu, M. **Acoustic Emission and Related Non-destructive Evaluation Techniques in the Fracture Mechanics of Concrete: Fundamentals and Applications**. Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering. Elsevier Science, 2015.

Ohtsu, M.; Farid Uddin, A. Mechanisms of corrosion-induced cracks in concrete at meso-and macro-scales, **Journal of Advanced Concrete Technology**, vol. 6(3), p. 419–429, 2008.

Ohtsu, M.; Isoda, T.; Tomoda, Y. Acoustic emission techniques standardized for concrete structures, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 25, p. 21–32, 2007.

Ohtsu, M.; Kawasaki, Y. AE-SiGMA analysis in Brazilian test and accelerated corrosion test of concrete, **J Acoust Emission**, vol. 28, p. 204–14, 2010.

Ohtsu, M.; Mori, K.; Kawasaki, Y. Corrosion Process and Mechanisms of Corrosion-Induced Cracks in Reinforced Concrete identified by AE Analysis, **Strain**, vol. 47(s2), p. 179–186, 2011.

Ohtsu, M.; Ohno, K.; Hamstad, M. A. Moment Tensors of In-Plane-Waves Analyzed by SiGMA-2D, **Journal of Acoustic Emission**, vol. 23, p. 47–63, 2005.

Ohtsu, M.; Shigeishi, M.; Iwase, H.; Koyanagit, W. Determination of crack location, type and orientation in concrete structures by acoustic emission, **Magazine of Concrete Research**, vol. 43(155), p. 127–134, 1991.

Ouyang, C.; Landis, E.; Shah, S. P. Damage assessment in concrete using quantitative acoustic emission, **Journal of Engineering Mechanics**, 1991.

Puglia, V. B. **Estudo da ruptura em materiais heterogêneos quase frágeis aplicando o Método dos Elementos Discretos formado por barras juntamente com a técnica de emissão acústica**. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.

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.; Rocha, M. A note on the velocity of crack propagation in tensile fracture, **Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, RBCM**, vol. 12(3), p. 217–240, 1991.

Riera, J. D. **Local effects in impact problems on concrete structures**. In *Proceedings of the Conference on Structural Analysis and Design of Nuclear Power Plants*, volume 3, pages 57–79, Porto Alegre, Brazil, 1984.

Riera, J. D.; Iturrioz, I. Discrete element dynamic response of elastoplastic shells subjected to impulsive loading, **Communications in Numerical Methods in Engineering**, vol. 11(5), p. 417–426, 1995.

Riera, J. D.; Iturrioz, I. Discrete elements model for evaluating impact and impulsive response of reinforced concrete plates and shells subjected to impulsive loading, **Nuclear Engineering and Design**, vol. 179(2), p. 135–144, 1998.

Riera, J. D.; Iturrioz, I. **Size effects in the analysis of concrete or rock structures**. In *International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 19)*, August 12-17, Toronto, Canada, 2007.

Riera, J. D.; Miguel, L. F. F.; Iturrioz, I. Strength of brittle materials under high strain rates in DEM simulations, **Computer Modeling in Engineering & Sciences (CMES)**, vol. 82(2), p. 113–136, 2011.

Riera, J. D.; Miguel, L. F. F.; Iturrioz, I. Assessment of Brazilian tensile test by means of the truss-like Discrete Element Method (DEM) with imperfect mesh, **Engineering Structures**, vol. 81, p. 10–21, 2014a.

Riera, J. D.; Miguel, L. F. F.; Iturrioz, I. Study of imperfections in the cubic mesh of the truss-like discrete element method, **International Journal of Damage Mechanics**, vol. 23(6), p. 819–838, 2014b.

RILEM, T. C. Recommendation of RILEM TC 212-ACD: acoustic emission and related NDE techniques for crack detection and damage evaluation in concrete: Measurement method for acoustic emission signals in concrete., **Materials and Structures**, vol. 43(9), p. 1177–1181, 2010a.

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, 2010b.

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 damage qualification of reinforced concrete beams by acoustic emission., **Materials and Structures**, vol. 43(9), p. 1183–1186, 2010c.

Rinaldi, A., **Damage Mechanics and Micromechanics of Localized Fracture Phenomena in Inelastic Solids**, chapter Advances in Statistical Damage Mechanics (SDM): New Modeling Strategies, pages 105–224. Springer Vienna, Vienna, 2011.

Rinaldi, A.; Krajcinovic, D.; Peralta, P.; Lai, Y.-C. Lattice models of polycrystalline microstructures: A quantitative approach, **Mechanics of Materials**, vol. 40(1), p. 17–36, 2008.

Rios, R. D.; Riera, J. D. Size effects in the analysis of reinforced concrete structures, **Engineering Structures**, vol. 26(8), p. 1115–1125, 2004.

Rocha, M. M.; Riera, J. D.; Krutzik, N. J. **Extension of a model that aptly describes fracture of plain concrete to the impact analysis of reinforced concrete**. In *International Conference on Structural Mechanics Reactor Technology (SMIRT 11)*, 1991.

Rodrigues, R. S.; Birck, G.; Iturrioz, I. Damage index proposals applied to quasi-brittle materials simulated using the lattice discrete element method, **International Journal of Damage Mechanics**, vol. 0(0), p. 1–23. Doi:10.1177/1056789516628182, 2016.

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

Ruesch, H. Physical problems in the testing of concrete, vol. 12(1), p. 1 – 9. Zement Kalk-Gips, 1959.

Saliba, J.; Loukili, A.; Grondin, F. **Acoustic emission monitoring and quantitative evaluation of damage in concrete beams under creep**. In Ohtsu, M., editor, *Acoustic Emission and Related Non-Destructive Evaluation Techniques in the Fracture Mechanics of Concrete*, Woodhead Publishing Series in Civil and Structural Engineering, pages 113–136. Woodhead Publishing, Oxford, 2015.

Shigeishi, M.; Ohtsu, M. Identification of AE Sources by Using SiGMA-2D Moment Tensor Analysis, **Acoustic Emission: Standards and Technology Update, ASTM STP**, vol. 1353, p. 175–190, 1999.

Shigeishi, M.; Ohtsu, M. Acoustic emission moment tensor analysis: development for crack identification in concrete materials, **Construction and Building Materials**, vol. 15(5), p. 311–319, 2001.

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.; 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.

Shiotani, T.; Luo, X.; Haya, H.; Ohtsu, M. **Damage quantification for concrete structures by improved b-value analysis of AE**. In *Earthquakes and Acoustic Emission: Selected Papers from the 11th International Conference on Fracture, Turin, Italy, March 20-25, 2005*, pages 181 – 189. CRC Press, 2007.

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

Sikorski, W., editor. **Acoustic Emission**. InTech, 2012.

Silling, S. A. Reformulation of elasticity theory for discontinuities and long-range forces, **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, vol. 48(1), p. 175–209, 2000.

Simons, F. J.; Dando, B. D.; Allen, R. M. Automatic detection and rapid determination of earthquake magnitude by wavelet multiscale analysis of the primary arrival, **Earth and Planetary Science Letters**, vol. 250(1), p. 214–223, 2006.

Soares, S. D. **Correlações entre emissão acústica de defeitos e parâmetros de mecânica da fratura na avaliação da integridade de equipamentos pressurizados**. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2008.

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

Spencer, A. J. M. **Continuum mechanics**. Longman, 1980.

Suaris, W.; van Mier, J. Acoustic emission source characterization in concrete under biaxial loading, **Materials and structures**, vol. 28(8), p. 444–449, 1995.

Susmel, L. The theory of critical distances: a review of its applications in fatigue, **Engineering Fracture Mechanics**, vol. 75(7), p. 1706 – 1724, 2008.

Taylor, D. Geometrical effects in fatigue: a unifying theoretical model, **International Journal of Fatigue**, vol. 21(5), p. 413 – 420, 1999.

Taylor, D. Analysis of fatigue failures in components using the theory of critical distances, **Engineering Failure Analysis**, vol. 12(6), p. 906 – 914. Papers presented at the First International Conference on Engineering Failure Analysis (Lisbon, Portugal, 12–14 July 2004). Part {II}, 2005.

Taylor, D. **The Theory of Critical Distances: A New Perspective in Fracture Mechanics**. Elsevier Science, Amsterdam, 2007.

Taylor, D. The theory of critical distances, **Engineering Fracture Mechanics**, vol. 75(7), p. 1696 – 1705. Critical Distance Theories of Fracture, 2008.

Turcotte, D. L.; Newman, W. I.; Shcherbakov, R. Micro and macroscopic models of rock fracture, **Geophysical Journal International**, vol. 152(3), p. 718–728, 2003.

Van Vliet, M.; Van Mier, J. G. Size effect of concrete and sandstone, **HERON**, vol. 45(1), 2000.