

5 Simulações numéricas

Neste capítulo são apresentados alguns exemplos numéricos considerando o fraturamento dinâmico de rochas por explosão com base na teoria e nas técnicas numéricas descritas nos capítulos anteriores. O processamento numérico dos problemas foi feito com o programa computacional ABAQUS v.6.14.

5.1 Aspectos da análise dinâmica

5.1.1 Tamanho do elemento finito

Um dos aspectos da análise por elementos finitos que requer cuidadoso controle é a escolha do tamanho do elemento finito, principalmente nos casos em que efeitos de altas frequências são importantes. Kuhlemeyer e Lysmer (1973) concluíram que o tamanho do elemento na direção de propagação de onda tem grande influência nos resultados da análise. Aqueles autores propuseram uma regra empírica pela qual o tamanho do elemento finito, para uma transmissão eficiente de onda através do domínio do problema, deve ser igual ou menor do que um décimo a um oitavo do comprimento de onda mínimo presente no problema analisado. Esta condição é expressa com a seguinte relação:

$$\Delta l \leq \frac{\lambda}{10} \text{ a } \frac{\lambda}{8} \quad (5.1)$$

onde λ é o comprimento de onda associado à frequência de onda máxima (frequência de corte). A frequência de corte pode ser determinada com a seguinte relação:

$$f_c = \frac{v_s}{\lambda} \quad (5.2)$$

onde v_s é a velocidade da onda de cisalhamento dada pela Equação (5.3), G é o módulo de cisalhamento e ρ_0 a massa específica do material.

$$v_s = \sqrt{\frac{G}{\rho_0}} \quad (5.3)$$

Se forem conhecidos v_s e o valor mínimo de f_c , combinando as equações (5.2) e (5.3), pode-se calcular o comprimento de onda λ e, conseqüentemente, o tamanho máximo do elemento finito Δl presente na malha.

5.1.2 Condições de contorno

Na análise de problemas de dinâmica pelo método dos elementos finitos cuidados especiais são necessários para a representação de um semi-espaço por meio de um modelo com tamanho finito, pois é essencial assegurar que a condição de radiação de energia para o infinito seja satisfeita. A introdução de contornos especiais é portanto fundamental na simulação numérica de problemas dinâmicos com o método dos elementos finitos. Para isso, há várias técnicas sugeridas na literatura, como a utilização de elementos infinitos, simulação de condições de campo livre, métodos híbridos associando o método dos elementos finitos com o método dos elementos de contorno ou combinando o método dos elementos finitos com soluções analíticas, etc.

Uma das técnicas mais populares é o uso de contornos de transmissão imperfeita introduzida por Lysmer e Kuhlemeyer (1969). É baseada na consideração de que contornos silenciosos, também conhecidos como viscosos ou absorventes, podem ser representados por meio de uma superfície convexa conectada a uma série de amortecedores independentes dispostos na direção normal e tangencial, cujas características são função das propriedades elásticas do material (Figura 5.1).

A grande vantagem deste esquema é que pode ser facilmente implementado em programas computacionais operando tanto no domínio do tempo quanto da frequência. Essa técnica não funciona em situações de carregamento estático, pois os amortecedores não possuem rigidez. Amortecedores viscosos são adequados para absorção de ondas de corpo P e SV mas funcionam de forma aproximada e imperfeita (daí a denominação de contornos de transmissão imperfeita) no caso de

ondas de superfície (ondas R), situação onde as constantes de amortecimento variam com a frequência da excitação.

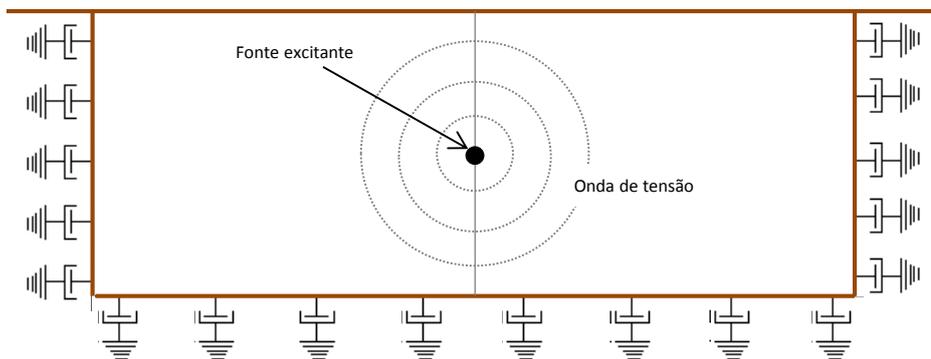


Figura 5.1 - Contornos de transmissão imperfeita.

A utilização de elementos infinitos não requer esquemas numéricos especiais, pois satisfazem às mesmas condições gerais (discretização do contínuo, escolha das funções de interpolação, minimização do erro através de princípios variacionais ou por resíduos ponderados, solução de um sistema de equações algébricas, etc.), preservando a flexibilidade do método dos elementos finitos convencional. Os elementos finitos são usados para modelar a região de interesse e os elementos infinitos modelam o contorno contínuo.

A posição dos nós sobre o contorno no infinito deve ser feita de forma adequada em relação a um ponto específico do problema, chamado de polo. Por exemplo, no caso da aplicação de uma força vertical na superfície de um semi-espaço o polo é considerado como o ponto de aplicação da força. Os nós situados ao longo dos lados dos elementos infinitos, ligando nós de elementos finitos aos nós situados no contorno infinito, são geralmente posicionados a uma distância ao polo equivalente a duas vezes maior que o primeiro nó do mesmo lado (Figura 5.2a). Deve-se ter cuidado na especificação destes nós na direção infinita, de modo que os lados do elemento não se cruzem, como mostrado na Figura 5.2b.

5.1.3 Amortecimento do material

Todo material quando submetido a forças dinâmicas apresenta algum grau de amortecimento. Não fosse assim, oscilariam indefinidamente. O amortecimento mecânico se origina da dissipação de energia devido ao atrito interno ou por

processos de deformação irreversível (plasticidade ou viscosidade). Quanto maiores estas, maior a quantidade de energia de vibração dissipada.

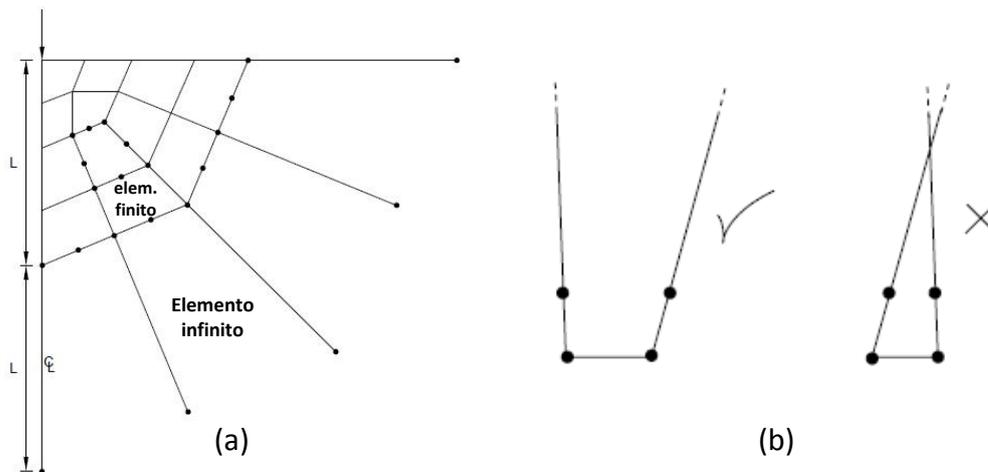


Figura 5.2 - Detalhes de elementos infinitos.

O amortecimento de Rayleigh foi originalmente utilizado na análise dinâmica de estruturas e corpos elásticos para amortecer os modos de oscilação natural do sistema. Este amortecimento é aproximadamente independente da frequência num intervalo restrito de frequências específicas, sendo formulado como uma função das matrizes de massa $[M]$ e da rigidez $[K]$:

$$[C] = \alpha[M] + \beta[K] \quad (5.4)$$

onde $[C]$ é a matriz de amortecimento, α uma constante de amortecimento proporcional à massa e β uma constante de amortecimento proporcional à rigidez.

Outros tipos de amortecimento também podem ser considerados, como o amortecimento histerético, típico em solos, onde o amortecimento é função do nível das deformações de cisalhamento, mas independentes da frequência de excitação. Na presente pesquisa, considerando a propagação de fraturas em rocha, não foi considerado nenhum tipo de amortecimento além daquele imposto pela dissipação de energia no modelo de zona coesiva junto à ponta da fratura. Outras pesquisas adotaram um procedimento semelhante (Lima, 2001; Cho e Kaneko, 2004a, 2004b; Saharan e Mitri, 2008).

5.1.4 Fechamento da fratura

Na simulação numérica do fraturamento dinâmico de rochas por explosão, um sistema de fraturas dominantes se desenvolve. À medida que o processo evolui no tempo, as fraturas avançam através do maciço e suas superfícies apresentam movimentos de abertura e fechamento, resultado da complexa interação desenvolvida entre as fraturas do sistema e o movimento da rocha causado pelas ondas de tensão.

Na modelagem do fenômeno pelo método dos elementos finitos, é essencial assegurar que durante um movimento de fechamento não haja interpenetração entre as superfícies de uma mesma fratura, já que esta ocorrência é claramente uma impossibilidade física. Sob o ponto de vista numérico, trata-se de um problema de contato, que pode ser resolvido com auxílio do método da penalidade.

Na análise de propagação de fraturas com o modelo de zona coesiva, a situação é ainda mais complexa, pois o comportamento tração versus deslocamento relativo (abertura), assim como o comportamento à compressão da superfície da fratura, estão implícitos na formulação do modelo. Na direção normal de contato, a relação de pressão vs. fechamento que governa o comportamento de compressão entre as superfícies não interage com o modelo coesivo, pois cada formulação descreve interação entre superfícies sob diferentes condições de contato. A relação pressão vs. fechamento ($p-h$) governa o comportamento somente quando a fratura está fechada, enquanto o comportamento coesivo contribui somente na tensão normal de contato quando a fratura está aberta (i.e. sem contato).

A relação mais comum da relação pressão vs. fechamento é ilustrada na Figura 5.3, onde a pressão de contato (p) está em função do fechamento (h) das superfícies (critério de impenetrabilidade). Quando as superfícies estão em contato, qualquer pressão pode ser transmitida entre elas. As superfícies separam-se quando a pressão de contato é reduzida e entram em contato novamente quando a separação entre elas diminui para zero (Figura 5.3).

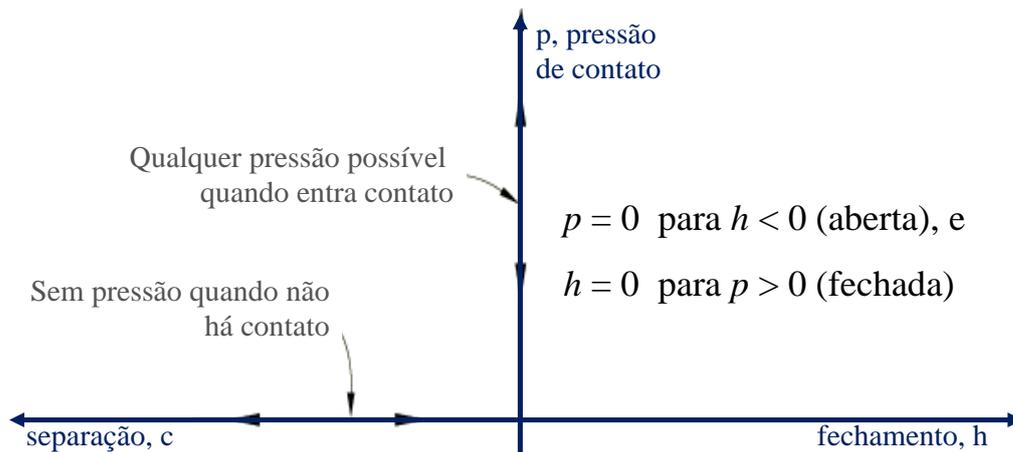


Figura 5.3 - Relação pressão vs. fechamento.

5.1.5 Critérios de convergência

As análises de propagação de fratura com XFEM podem algumas vezes deixar de convergir, apesar da utilização de malhas bem refinadas na região enriquecida. Os seguintes parâmetros de controle podem então ser modificados no programa ABAQUS para lidar com a falta de convergência da solução numérica:

Método de integração no tempo e incremento de passo de tempo – Análises dinâmicas implícitas foram executadas, com algoritmos incondicionalmente estáveis e, portanto, não dependentes do passo de tempo utilizado na integração.

Foi utilizado o método implícito de Hilbert-Hughes-Taylor (Hilbert et al., 1977), uma extensão do método de Newmark β , disponível no ABAQUS para aplicações com ocorrência de dissipação moderada. O método necessita de três parâmetros (α , β e γ), não independentes entre si, que obedecem às seguintes relações (Grossberg e Lessmann, 1988):

$$\gamma = \frac{1-2\alpha}{2} \text{ e } \beta = \frac{(1-\alpha)^2}{4} \quad (5.5)$$

Logo é suficiente modificar apenas o parâmetro α para obter diferentes níveis de amortecimento numérico. A escolha de α igual a 0 conduz ao método trapezoidal simples e nenhum amortecimento numérico é introduzido. Por outro lado, um amortecimento numérico máximo de 6% é obtido quando $\alpha = -1/3$. Para uma discussão detalhada sobre valores apropriados dos parâmetros deste método de

integração, o leitor interessado deve consultar Czekanski et al. (2001). Nesta pesquisa, os valores adotados estão listados na Tabela 5.1 e o incremento máximo do passo de tempo foi estabelecido igual a 0,1%.

Tabela 5.1: Parâmetros do método implícito de Hilbert-Hughes-Taylor.

β	γ	α
0,3025	0,6	-0,1

Critério das forças residuais e critério da correção de deslocamentos - A Figura 5.4 ilustra iterações em solução numérica típica pelo método de Newton-Raphson. Os parâmetros comumente utilizados para determinar se em determinada interação houve convergência ou não, são os seguintes, onde α denota um campo característico relacionado com o problema analisado, neste caso particular o campo de deslocamentos:

- r_{\max}^{α} : o maior resíduo de força não equilibrada na interação;
- Δu_{\max}^{α} : a maior variação de deslocamento nodal na interação;
- c_{\max}^{α} : a maior correção de deslocamento nodal feita na interação;
- e^j : maior erro em uma restrição do tipo j como, por exemplo, compatibilidade de deformação volumétrica em problemas envolvendo elementos híbridos;
- $\bar{q}^{-\alpha}(t)$: magnitude instantânea média das forças no tempo t em todo o domínio do problema. Este valor médio é definido em função das forças que elementos aplicam sobre seus pontos nodais e de quaisquer outras forças externas, expressa por:

$$\bar{q}^{-\alpha}(t) \stackrel{def}{=} \frac{\left(\sum_{e=1}^E \sum_{n_e=1}^{N_e} \sum_{i=1}^{N_{n_e}^{\alpha}} |q|_{i,n_e}^{\alpha} + \sum_{N_{ef}^{\alpha}}^{i=1} |q|_i^{\alpha,ef} \right)}{\sum_{e=1}^E \sum_{n_e=1}^{N_e} N_{n_e}^{\alpha} + N_{ef}^{\alpha}} \quad (5.6)$$

onde E indica o número de elementos do modelo, N_e o número de nós do elemento “ e ”, $N_{n_e}^{\alpha}$ o número de graus de liberdade do nó n_e do elemento “ e ”,

$|q|_{i,n_e}^{\alpha}$ a magnitude da força no elemento “ e ” associada ao i -ésimo grau de

liberdade do nó n_e , N_{ef}^α o número de forças externas e $|q_i^{\alpha,ef}|$ a magnitude da força externa aplicada no elemento “e” associada ao i -ésimo grau de liberdade do nó n_e ;

- $\tilde{q}^\alpha(t)$: o valor médio das forças em determinado passo de tempo:

$$\tilde{q}^\alpha(t) \stackrel{def}{=} \frac{1}{N_t} \sum_{i=1}^{N_t} q_i^{\alpha,ef}(t_i) \quad (5.7)$$

onde N_t indica o número total de iterações executadas no passo de tempo.

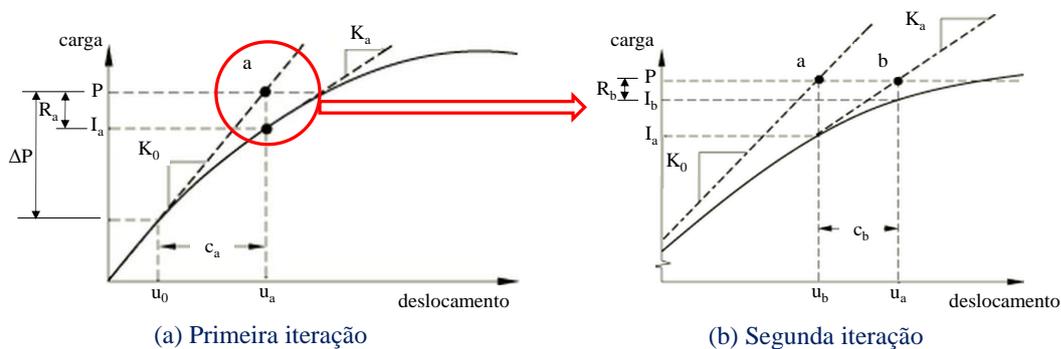


Figura 5.4 - Método de Newton-Raphson em solução numérica de problema não linear.

Em muitas aplicações práticas, a solução pode ser considerada suficientemente precisa se:

$$r_{\max}^\alpha \leq R_n^\alpha \tilde{q}^\alpha \quad (5.8)$$

Uma vez que a desigualdade (5.8) seja satisfeita, a solução é aceita desde que a maior correção de C_{\max}^α seja menor do que a maior variação computada Δu_{\max}^α , i.e.:

$$C_{\max}^\alpha \leq C_n^\alpha \Delta u_{\max}^\alpha \quad (5.9)$$

Os valores dos parâmetros R_n^α e C_n^α controlam o critério de forças residuais e o critério da correção de deslocamentos em problemas não lineares, respectivamente. Na Tabela 5.2 são listados os valores predefinidos e os utilizados nesta pesquisa.

Tabela 5.2: Parâmetros que controlam os critérios de convergência no programa ABAQUS.

	R_n^a	C_n^a
Predeterminado	$5 \cdot 10^{-3}$	10^{-2}
Nesta pesquisa	10^{-3}	$2 \cdot 10^{-2}$

Controle da análise – Parâmetros de controle preestabelecidos são normalmente utilizados para alcançar um bom desempenho na maioria das aplicações, porém podem provocar uma interrupção prematura da simulação nas análises de propagação de fraturas.

Um destes parâmetros é o número máximo de iterações para o equilíbrio (I_0), cujo valor padrão é 4. O programa ABAQUS interrompe o procedimento caso os resíduos de forças desequilibradas aumentem em duas iterações consecutivas. Outro parâmetro de controle é o número de iterações para que seja alcançada uma taxa logarítmica de convergência para o equilíbrio (I_R), com valor predefinido de 8. Estes dois parâmetros podem ser aumentados para problemas fortemente não lineares sendo tipicamente utilizado, nesta situação, os valores $I_0 = 8$ e $I_R = 10$ por meio do seguinte comando:

```
*Controls, analysis=discontinuous
```

Pode-se ainda controlar o número de tentativas para cada incremento de tempo (I_A), sendo 5 o valor padrão.

Tolerância para iniciação de dano – Podem ocorrer dificuldades de convergência associadas à iniciação do dano. Por exemplo, se em dado incremento o valor calculado de tensão/deformação em elemento enriquecido for significativamente maior do que um valor crítico especificado, então o programa reduz automaticamente o tamanho do incremento. Uma vez que não seja possível alcançar a tensão de iniciação de dano no processo iterativo, prescreve-se uma tolerância ao dano, de modo que o dano seja iniciado assim que o valor calculado da tensão/deformação resulte maior do que o valor prescrito, mas não exceda à tolerância especificada. A utilização de um maior valor para o parâmetro de iniciação do dano contribui para uma solução mais rápida, porém menos precisa.

O valor da tolerância predeterminado é de 0,05 (5%), que pode ser modificado pelo seguinte comando:

```
*DAMAGE INITIATION, CRITERION = {MAXPS | MAXPE}, TOL =0.05
```

Regularização viscosa / estabilização do dano. - Problemas de propagação de fraturas utilizando o modelo de zona coesiva envolvem o desenvolvimento de dano, com ocorrência de amolecimento e perda de rigidez do material, o que pode causar severas dificuldades de convergência da solução. O emprego da regularização viscosa faz com que a matriz de rigidez tangente seja sempre positiva, definida para incrementos de tempo suficientemente pequeno, porém uma estabilização excessiva pode influenciar negativamente nos resultados da solução, inclusive produzindo respostas fisicamente implausíveis. Deve-se verificar se a influência de uma regularização viscosa encontra-se dentro de limites aceitáveis. O comando para ativar o algoritmo de regularização viscosa está descrito a seguir:

```
*DAMAGE STABILIZATION
1.0e-5
```

5.2 Exemplos de aferição

5.2.1 Viga com entalhe no modo I de fraturamento

Peterson (1981) realizou vários ensaios em viga de concreto com entalhe, conforme Figura 5.5 que mostra a geometria da estrutura e as condições de apoio. A barra foi carregada lentamente para eliminar efeitos de inércia, aplicando-se um carregamento que, ao longo de 10 s, aumenta linearmente de velocidade 0 a 0,2 mm/s para obter um deslocamento vertical final de 1mm na seção transversal central.

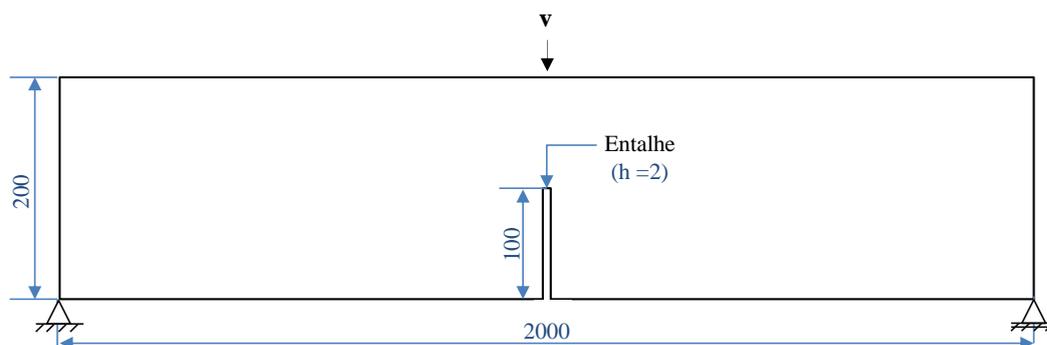


Figura 5.5 - Esquema de uma viga com entalhe central (dimensões em mm).

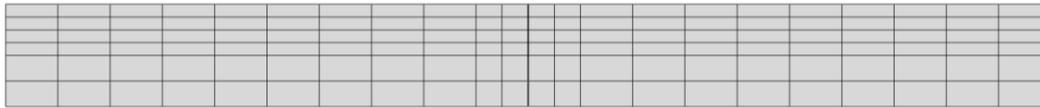
As propriedades do concreto, retiradas do trabalho de Peterson (1981), são as seguintes: módulo de elasticidade $E = 30 \text{ GPa}$, coeficiente de Poisson $\nu = 0,2$, massa específica $\rho = 2.400 \text{ kg/m}^3$, resistência à tração máxima $T_{max} = 3,33 \text{ MPa}$ e energia da fratura no modo I $G_{IC} = 124 \text{ Pa}\cdot\text{m}$.

Para simulações numéricas com o método XFEM, o comportamento do material foi admitido elástico linear elástico até a tensão principal máxima atingir a resistência à tração máxima do concreto, quando a formulação acrescenta uma forte descontinuidade de deslocamentos governada por modelo coesivo linear. A abertura crítica da fratura, correspondente à energia de fratura (G_{IC}) de $124 \text{ Pa}\cdot\text{m}$, foi de $\delta_{max} = 74,47 \cdot 10^{-6} \text{ m}$.

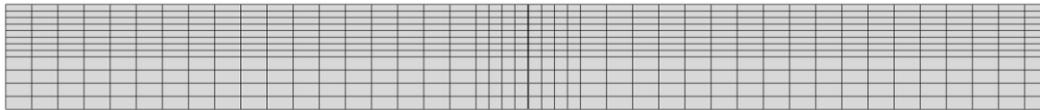
Para o modelo baseado em elementos de interface coesivas com abordagem intrínseca, o modelo constitutivo da zona coesiva linear foi usado com parâmetros equivalentes: $T_{max} = 3,33 \text{ MPa}$, rigidez inicial normal $K_n = 22,36 \cdot 10^7 \text{ MPa/m}$ e diferença da abertura da fratura entre as etapas crítica e inicial $\Delta\delta = 74,33 \cdot 10^{-7} \text{ m}$.

Na aplicação da Técnica de Eliminação de Elementos (TEE), a resistência à tração e a energia de fraturamento não definem completamente a evolução do campo de tensões pós-fraturamento. O expoente na definição do fator de retenção de cisalhamento na Equação (3.10) foi admitido $p = 200$, assumindo que o modo de fraturamento II tenha pouca influência no problema. O comprimento característico da fratura foi considerado $h = 2 \text{ mm}$.

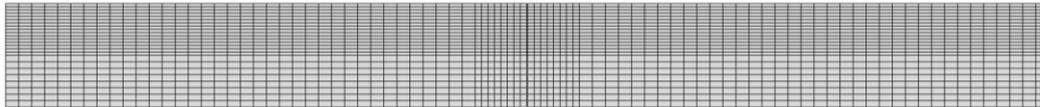
Quatro malhas de elementos finitos de 4 nós, considerando o estado plano de tensão, foram utilizadas para investigar a influência do refinamento da malha na resposta carga vs. deflexão da viga, conforme a Figura 5.6 uma malha de baixa discretização com 136 elementos, outra de média discretização com 636 elementos, uma terceira mais refinada com 2.128 elementos e uma última bastante refinada com 8.480 elementos. As integrações foram executadas considerando-se 4 pontos de Gauss.



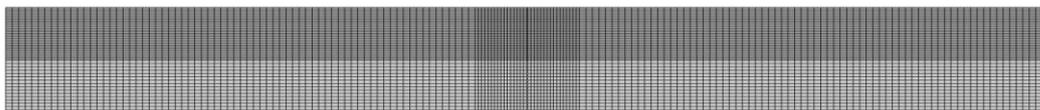
Malha de baixa discretização (136 elementos)



Malha de média discretização (636 elementos)



Malha refinada (2128 elementos)



Malha bastante refinada (8480 elementos)

Figura 5.6 - Malhas de elementos finitos para a viga de concreto com entalhe central.

As malhas deformadas são apresentadas na Figura 5.7, onde se observa a trajetória da fratura em cada método de cálculo.

As curvas carga vs. deflexão calculadas para as quatro malhas são apresentadas na Figura 5.8, onde são comparados os resultados experimentais com aqueles determinados com o método XFEM, MEF com elementos de interface (também nomeados elementos coesivos) e a técnica de eliminação de elementos (TEE). Estas curvas mostram que a malha de menor refinamento fornece uma má previsão do comportamento da estrutura em todas as metodologias de cálculo numérico. No método XFEM e MEF com elementos coesivos os resultados mostram pouca variação quando obtidos pelas malhas refinada (2128 elementos) e bastante refinada (8480 elementos), o que não se verificou na técnica TEE cujos valores somente se aproximaram dos resultados experimentais quando a malha de maior refinamento foi empregada.

Em todos os casos, o modelo constitutivo com a hipótese de amolecimento linear conduziu a resultados que se encontram fora da faixa dos valores experimentais determinados por Peterson (1981), embora os modelos tenham sido capazes de seguir a trajetória da fratura e acompanhar a tendência de comportamento da viga pós-fraturamento. Com base nestas observações, os estudos subsequentes apresentados neste capítulo foram feitos utilizando malhas refinadas (XFEM, MEF com elementos de interface) ou bastante refinadas (TEE).

Os resultados obtidos utilizando o modelo com amolecimento linear mostraram um comportamento mais rígido da estrutura em relação aos dados obtidos experimentalmente. Este fato levou à repetição das análises com o modelo de amolecimento bilinear ilustrado na Figura 5.9. As áreas sob as curvas de amolecimento nos modelos linear e bilinear são as mesmas, conservando-se portanto a mesma energia de fraturamento no modo I. As respostas da curva carga vs deflexão assim obtidas estão apresentadas na Figura 5.10, onde se percebe que o método dos elementos de interface e a técnica de eliminação de elementos concordam satisfatoriamente com os resultados experimentais quando o modelo de amolecimento bilinear é aplicado.

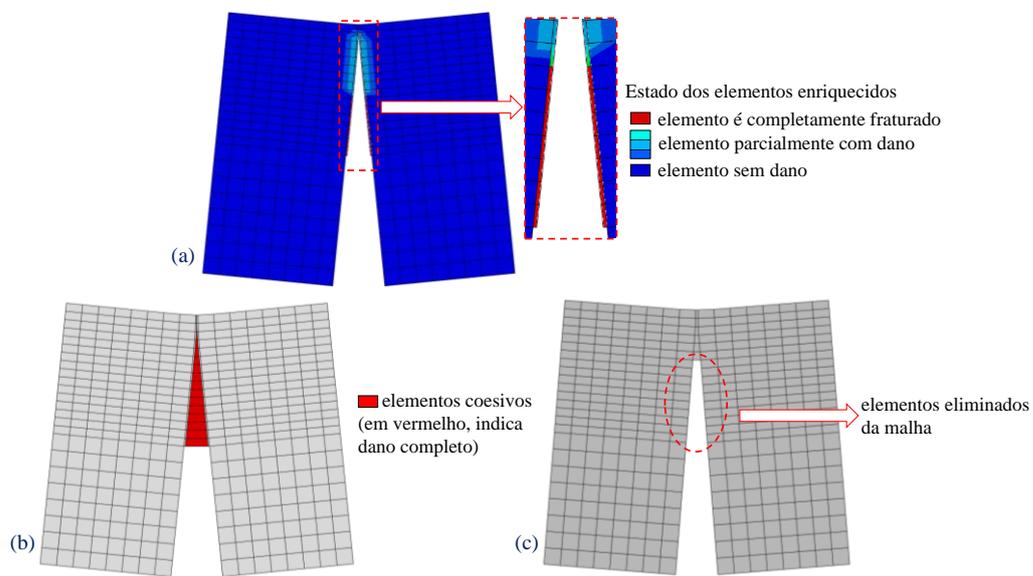


Figura 5.7 - Malhas deformadas (x 100) para a discretização refinada (2128 elementos): a) XFEM; b) elementos de interface coesivos; c) TEE.

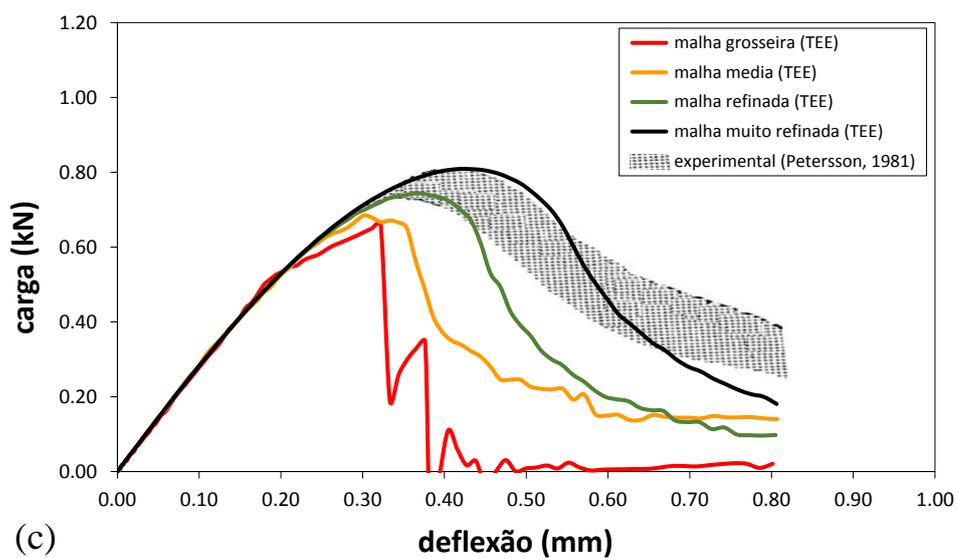
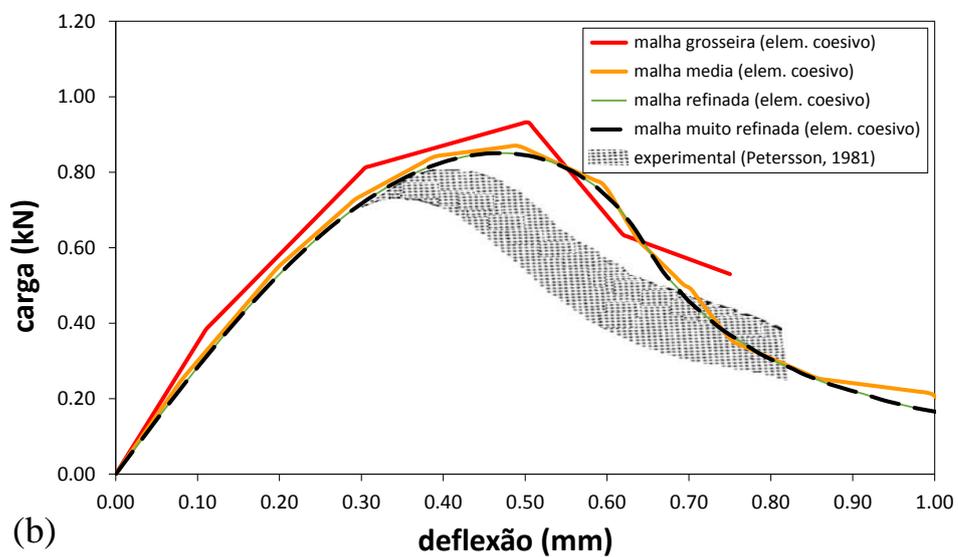
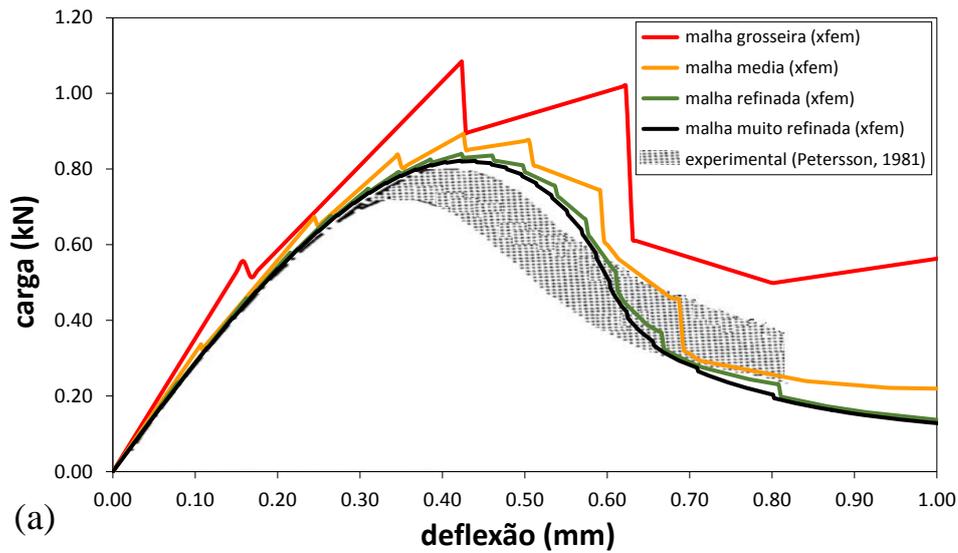


Figura 5.8 - Influência do refinamento da malha de elementos finitos no fraturamento de viga de concreto no modo I - a) XFEM; b) elementos de interface; c) TEE.

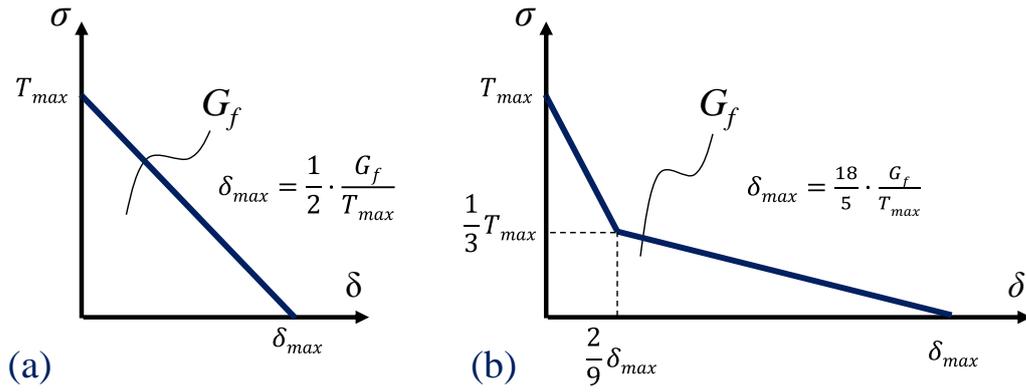


Figura 5.9 - Modelos de amolecimento: a) linear; b) bilinear (Rots et al., 1985).

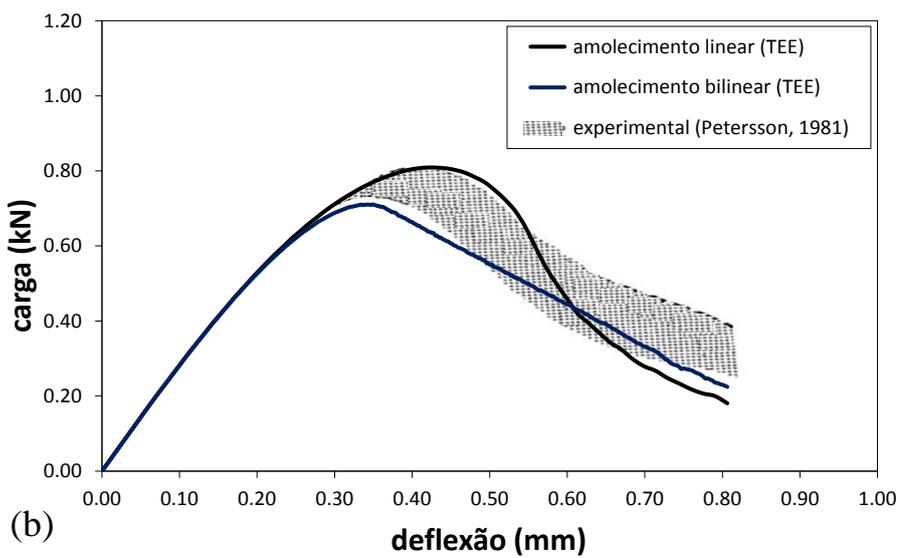
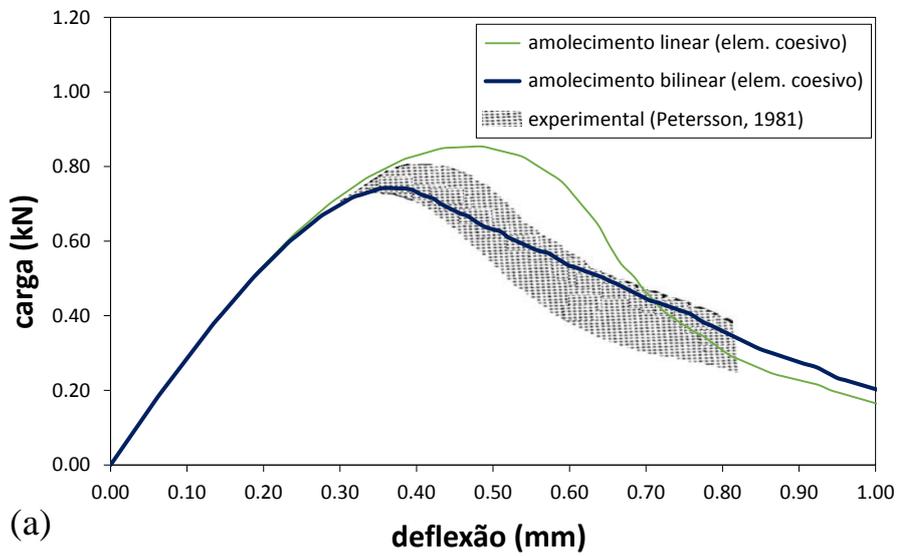


Figura 5.10 - Influência da forma de amolecimento na viga de concreto com entalhe central no modo I de fraturamento. a) elementos de interface (malha refinada com 2128 elementos); b) TEE (malha muito refinada com 8480 elementos).

O mesmo problema foi analisado considerando como material granito com as propriedades retiradas do trabalho de Lima (2001): massa específica $\rho = 2.800 \text{ kg/m}^3$, módulo de elasticidade $E = 60 \text{ GPa}$, coeficiente de Poisson $\nu = 0,25$, energia de fraturamento $G_{IC} = 42,5 \text{ Pa}\cdot\text{m}$ e $G_{IIC} = 16,6 \text{ Pa}\cdot\text{m}$ e resistência à tração máxima $T_{max} = 3 \text{ MPa}$.

A Figura 5.11 apresenta a resposta numérica da curva de carga vs. deflexão para os dois métodos empregados e é obtido um ajuste calibrado das curvas. Para conseguir a boa concordância das curvas, o expoente na definição do fator de retenção de cisalhamento da Equação (3.10) é $p = 200$.

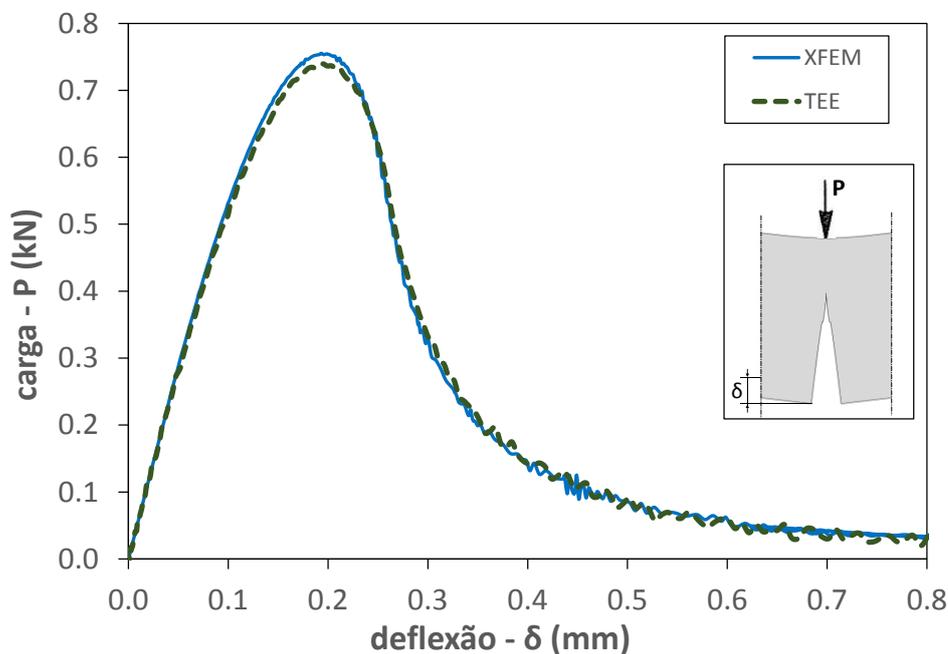


Figura 5.11 - Curvas carga vs. deflexão para uma viga de granito com entalhe central no modo I.

5.2.2 Viga com entalhe no modo misto de fraturamento

No exemplo anterior a trajetória linear da fratura foi consequência do modo de fraturamento considerado (modo I). Para o caso de modo misto I-II foi escolhida a viga ensaiada por Arrea e Ingraffea (1982), mostrada na Figura 5.12, juntamente com a correspondente malha idealizada de elementos finitos. Observe que os apoios e o carregamento neste caso não são simétricos com respeito ao entalhe central.

A velocidade de aplicação do carregamento vertical no ponto C da barra de aço auxiliar, transmitido à viga principal de concreto nos pontos de contato A e B, variou linearmente de 0 a 0,02 mm/s em 9 s, assegurando uma solução quase-

estática. Um deslocamento vertical final de 0,09 mm, na seção transversal central da viga, foi medido.

As propriedades do concreto foram: módulo de elasticidade $E = 24,8 \text{ GPa}$, coeficiente de Poisson $\nu = 0,18$, massa específica $\rho = 2.400 \text{ kg/m}^3$, resistência à tração máxima $T_{max} = 2,8 \text{ MPa}$ e energia de fraturamento no modo I $G_{IC} = 55 \text{ Pa}\cdot\text{m}$.

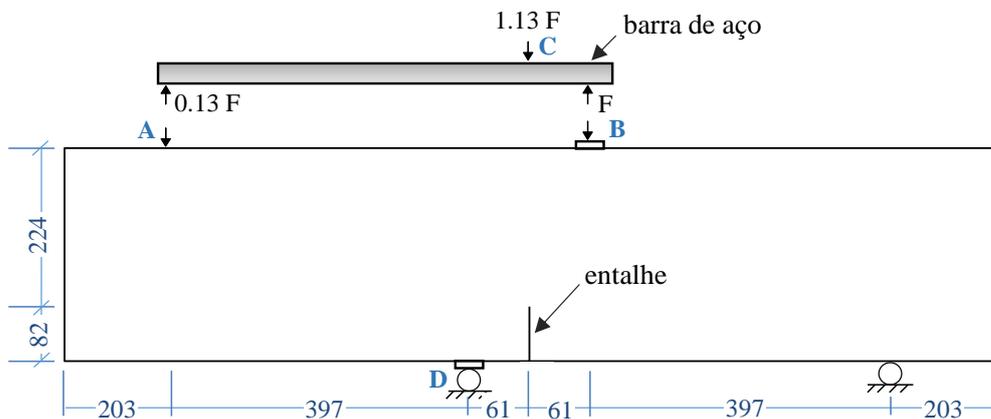


Figura 5.12 - Modelo de uma viga com entalhe no modo misto de fraturamento (dimensões em mm).

A mesma malha de elementos finitos foi utilizada para simular viga de concreto com entalhe no modo misto de fraturamento utilizando o XFEM e a TEE. Os resultados numéricos obtidos na presente pesquisa são apresentados na Figura 5.13-a e 5.13-b, observando-se que ambos reproduzem a trajetória da fratura, porém são diferentes entre si. A Figura 5.13-c e 5.13-d, apresenta os resultados experimentais de Arrea e Ingraffea (1982). Portanto comparando as trajetórias numéricas com a experimental, o XFEM obteve uma trajetória quase real, enquanto que com a TEE é bem diferente do real.

A Figura 5.14 apresenta a resposta não linear da viga com a propagação da fratura no modo misto, em termos da curva de carga versus abertura da fratura CMSD (*Crack Mouth Sliding Displacement*). Verifica-se que as respostas numéricas obtidas com os métodos XFEM e TEE estão fora da faixa dos resultados experimentais para os parâmetros dos métodos assumidos. Uma explicação das diferentes respostas será apresentada a seguir.

Na técnica de eliminação de elementos (TEE), a fratura é tratada como uma brusca banda de fraturamento, o que torna muito difícil acompanhar sua propagação no modo misto. O parâmetro ' p ' do modelo de retenção ao cisalhamento, que é

utilizado para incluir indiretamente o comportamento da fratura no modo II varia significativamente na resposta. Enquanto que no método XFEM, por falta de informações, a energia de fraturamento no modo II, de grande influência nos resultados, foi admitida igual à energia de fraturamento no modo I por falta de informações. Além destes fatores, as discrepâncias observadas nas respostas numéricas poderiam ser reduzidas substituindo-se, como no exemplo anterior, o modelo de amolecimento linear pelo modelo bilinear mas esta formulação não está disponível no XFEM para o modo misto no programa computacional ABAQUS v.6.14.

Outra deficiência do XFEM como atualmente implementado no ABAQUS é o requisito da propagação da fratura através de todo elemento em cada passo de tempo, o que requer malhas refinadas para obtenção das respostas.

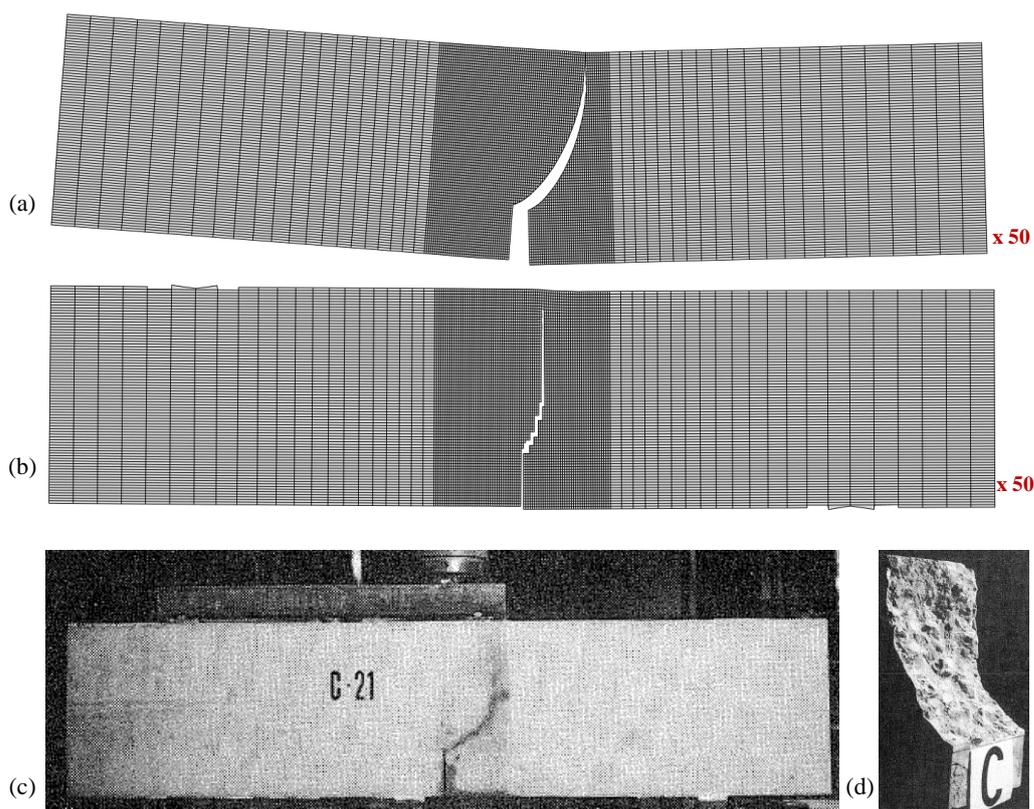


Figura 5.13 - Malha deformada para uma viga de concreto com entalhe no modo misto de fraturamento: (a) XFEM; (b) TEE. Resultados experimentais da viga de concreto ensaiada por Arrea e Ingraffea (1982): (c) trajetória da fratura e (d) detalhe da superfície de fratura.

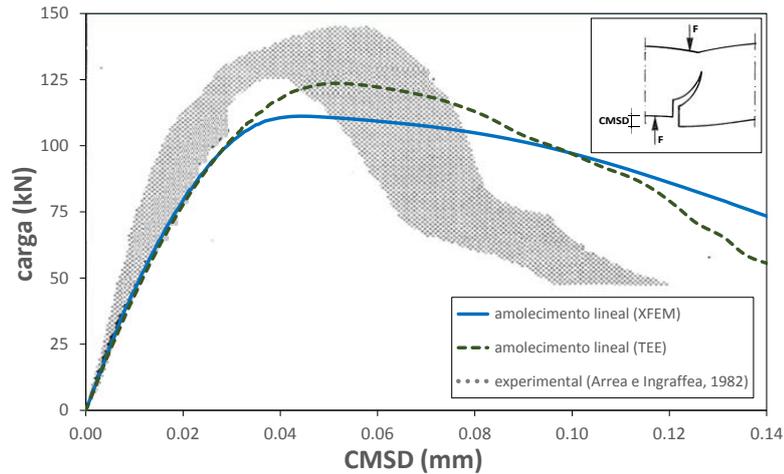


Figura 5.14 - Curvas carga vs. CMSD para uma viga de concreto com entalhe no modo misto de fraturamento.

De modo similar ao exemplo anterior, o material da viga foi substituído por granito utilizando as propriedades já citadas, retiradas do trabalho de Lima (2001). A Figura 5.15 apresenta a resposta numérica da curva carga vs. abertura CMSD para os dois métodos empregados: XFEM e TEE. Os resultados mostram boa concordância até a carga máxima suportada pela viga, porém diferem entre si na fase pós-fraturamento.

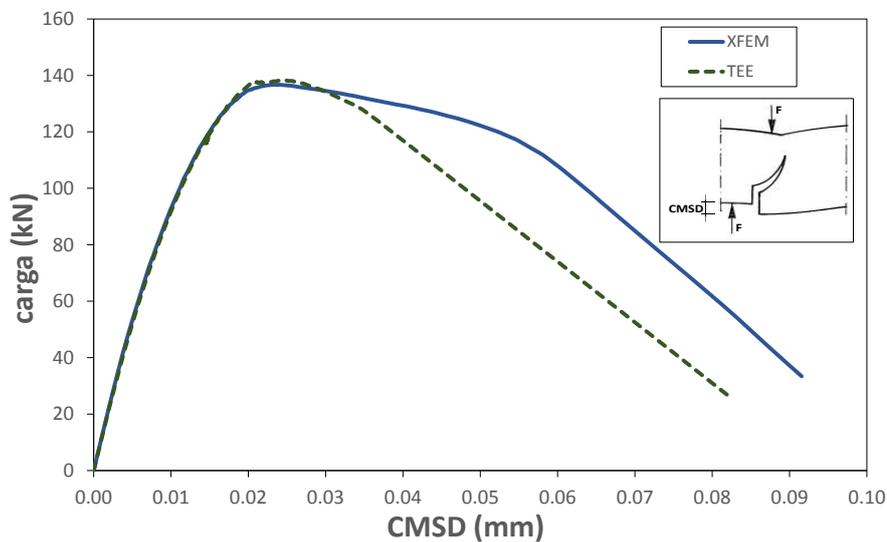


Figura 5.15 - Curvas carga - CMSD para uma viga de granito com entalhe no modo misto de fraturamento.

5.3

Furo de detonação em meio infinito: Influência do pulso de pressão

Um furo de detonação em meio infinito (ausência de faces livres) foi simulado para estudar a propagação de fraturas. A simulação numérica do problema foi

considerada no estado plano de deformação, com a detonação provocada por uma coluna de explosivos distribuída ao longo de toda a perfuração. A geometria do modelo é ilustrada na Figura 5.16a, onde o raio do furo (a_0) é de 0,05 m e o raio da malha circular de elementos (r_m) é de 5 m. A malha de elementos finitos encontra-se na Figura 5.16b, constituída por elementos quadrilaterais de 4 nós, sendo 10.224 elementos finitos e 144 elementos infinitos.

A rocha que constitui o maciço é granito, com propriedades retiradas do trabalho de Cho e Kaneko (2004a): módulo de elasticidade $E = 56,4$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,25$, massa específica $\rho = 2.700$ kg/m³, resistência à tração máxima da rocha $T_{max} = 5$ MPa e energia da fraturamento $G_f = 300$ Pa·m. A rocha e a fratura são mecanicamente representadas pelo modelo elástico-linear e modelo de zona coesiva, respectivamente. O critério para iniciação da fratura é o da tensão principal máxima, e para evolução do dano utilizou-se o critério de propagação em modo misto definido pela lei de potência (Wu e Reuter, 1965) apresentada na Seção 4.4.

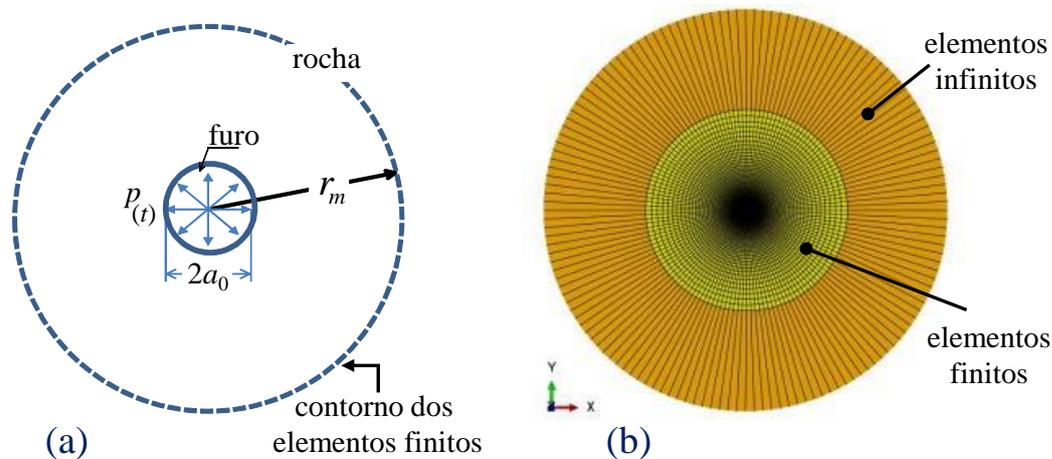


Figura 5.16 - (a) Geometria do modelo analisado; (b) malha com elementos finitos (em amarelo) e infinitos (em laranja).

O pulso de pressão segue a função de carregamento introduzida por Sharpe (1942) e Duvall (1953), modificada por Cho e Kaneko (2004a). Para investigar a influência no padrão de fraturamento do pulso de pressão na fase de decaimento, a relação entre os coeficientes β/α , que define a forma do pulso, foi variada entre os valores 1,5 a 100 conforme mostra a Figura 5.17. Para estudar a influência do pulso de pressão na fase de ascensão, a Figura 5.18 ilustra quatro pulsos de pressão para a relação $\beta/\alpha = 1,5$ e tempos $t_0 = 10, 100, 500$ e 1000 μs para atingir a pressão de pico de 100 MPa.

As propriedades mecânicas da rocha são afetadas pela velocidade de carregamento que podem, por sua vez, influenciar no padrão de fraturamento. Pesquisas anteriores (Cho et al., 2003) mostraram que uma maior velocidade de carregamento tende a produzir uma zona esmagada ao redor do furo mais extensa seguida por um número maior de fraturas curtas, enquanto a diminuição da velocidade de carregamento resulta numa zona esmagada menor e um menor número de fraturas radiais, porém mais extensas.

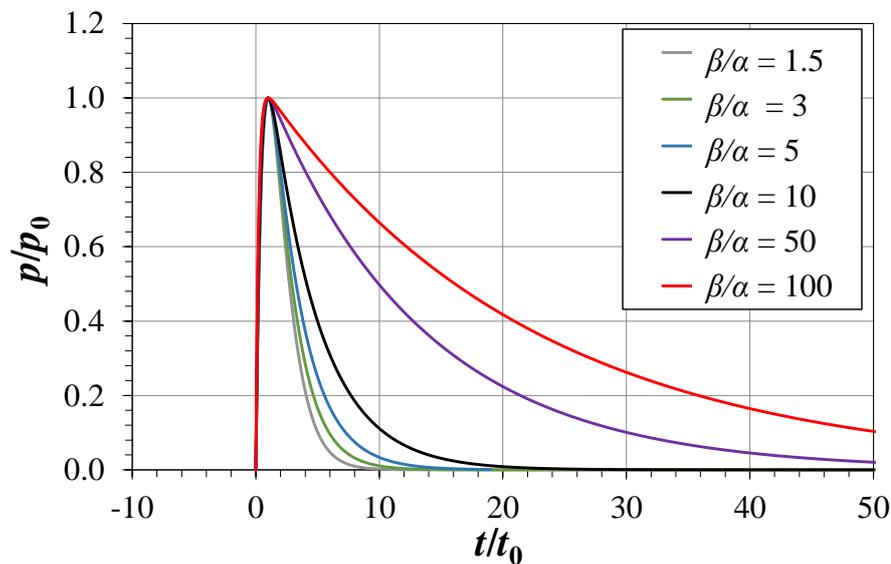


Figura 5.17 - Pulsos de pressão normalizados para valores de $\beta/\alpha = 1.5, 3, 5, 10, 50$ e 100 .

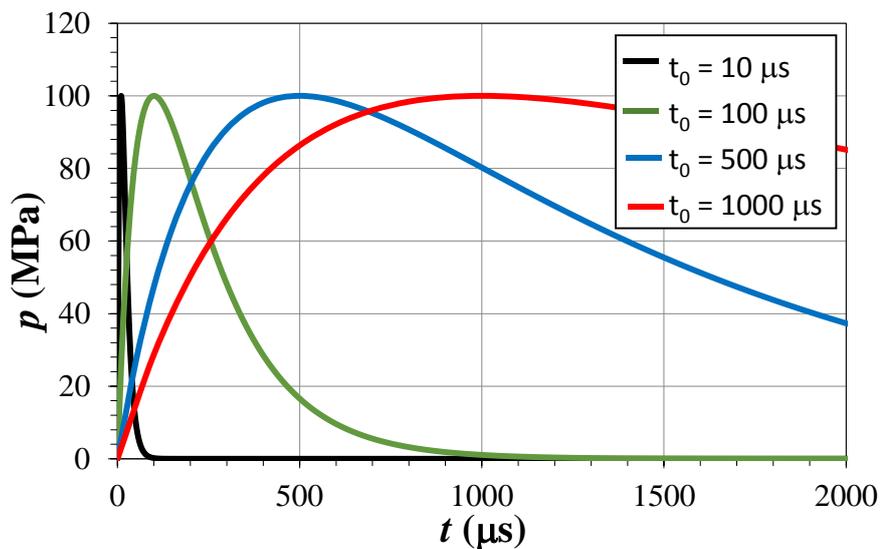


Figura 5.18 - Pulsos de pressão para $\beta/\alpha=1,5$ com tempos $t_0 = 10, 100, 500$ e $1000 \mu\text{s}$ para atingir a pressão de pico de 100 MPa.

Os resultados das análises são apresentados nas Figuras 5.19 e 5.20 para os quatro pulsos de carregamento considerados e na evolução no tempo das fraturas dominantes em termos da distribuição da tensão principal máxima e mínima. Pode-se observar que embora a mesma pressão de pico tenha sido aplicada em todas as simulações numéricas, a distribuição da tensão principal máxima e mínima varia significativamente com o tempo de ascensão do pulso de pressão, assim como o padrão de distribuição das fraturas dominantes ao redor do furo de detonação.

Em todos os casos observa-se que as zonas de tração estão ao redor das pontas das fraturas dominantes, enquanto que as zonas de compressão encontram-se entre as trajetórias das fraturas dominantes. Inclusive, se esta zona em fortemente compressiva as fraturas deixam de evoluir, que pode ser facilmente observado nos casos quando o tempo para atingir da pressão do pico é $t_0 = 500$ e $1000 \mu\text{s}$.

Nos quatro casos os resultados indicam que logo após a detonação muitas fraturas radiais são criadas ao redor do furo e, com o transcorrer do tempo, algumas se propagem mais do que outras. Com o aumento do tempo para atingir a pressão de pico (t_0) um menor número de fraturas dominantes é observado. Para o tempo $t_0 = 10 \mu\text{s}$ tem-se razoável quantidade de fraturas junto ao furo enquanto que para $t_0 = 1000 \mu\text{s}$ somente quatro fraturas se destacam, sendo elas bem mais extensas do que aquelas observadas com menores valores de t_0 . Portanto, conclui-se que um pulso com maior duração ($t_0 = 1000 \mu\text{s}$) é muito mais eficiente para geração de fraturas dominantes e com maior comprimento.

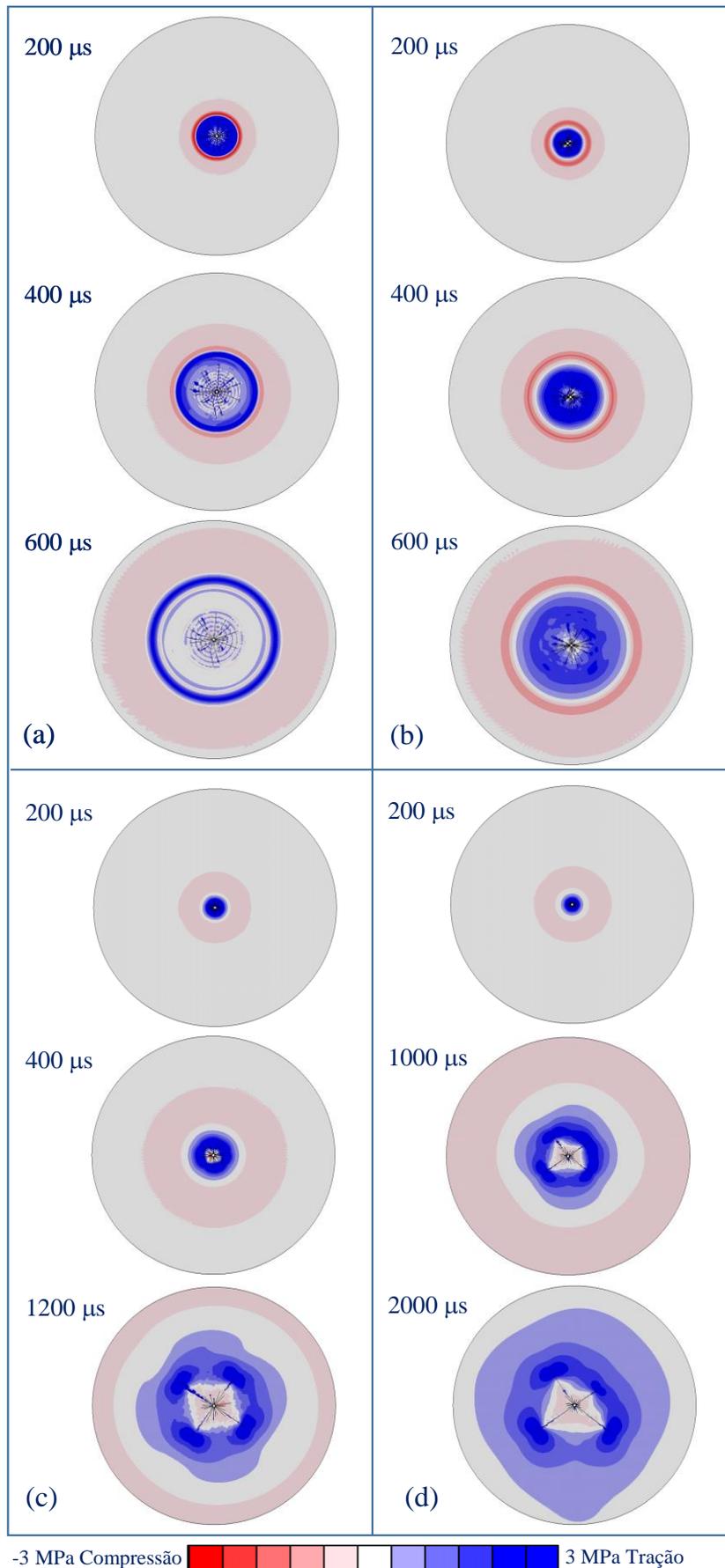


Figura 5.19 - Distribuição da tensão principal máxima e propagação de fraturas para: (a) $t_0 = 10 \mu\text{s}$; (b) $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (c) $t_0 = 500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0 = 1000 \mu\text{s}$.

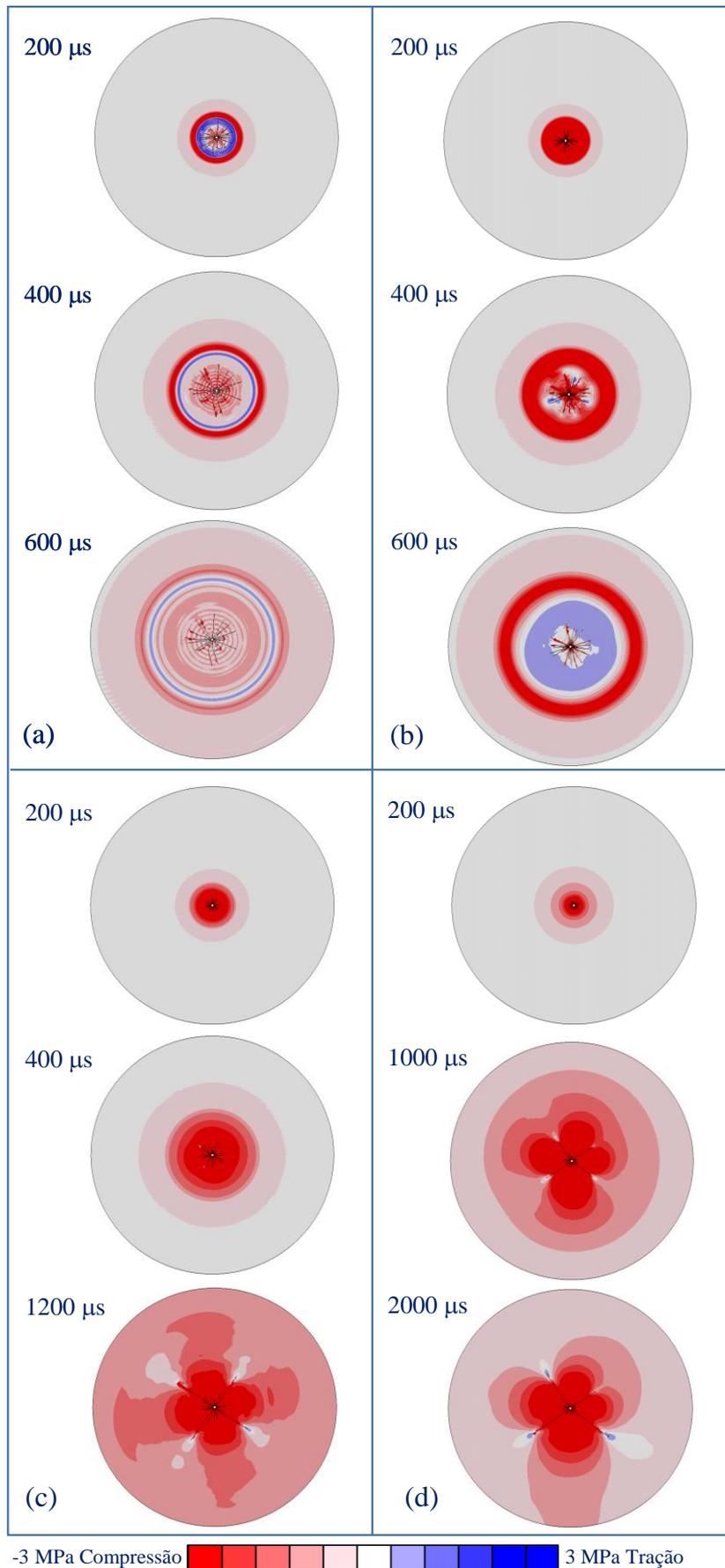


Figura 5.20 - Distribuição da tensão principal mínima e propagação de fraturas para: (a) $t_0 = 10 \mu\text{s}$; (b) $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (c) $t_0 = 500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0 = 1000 \mu\text{s}$.

A Figura 5.21 compara os resultados da presente pesquisa com os obtidos por Cho e Kaneko (2004a) considerando a mesma geometria do problema, propriedades da rocha e características dos pulsos de pressão porém com utilização de elementos de interface (denominados elementos coesivos) do tipo extrínseco, onde os elementos coesivos são inseridos de forma adaptativa nas interfaces entre elementos contínuos quando um critério de faturamento é atingido.

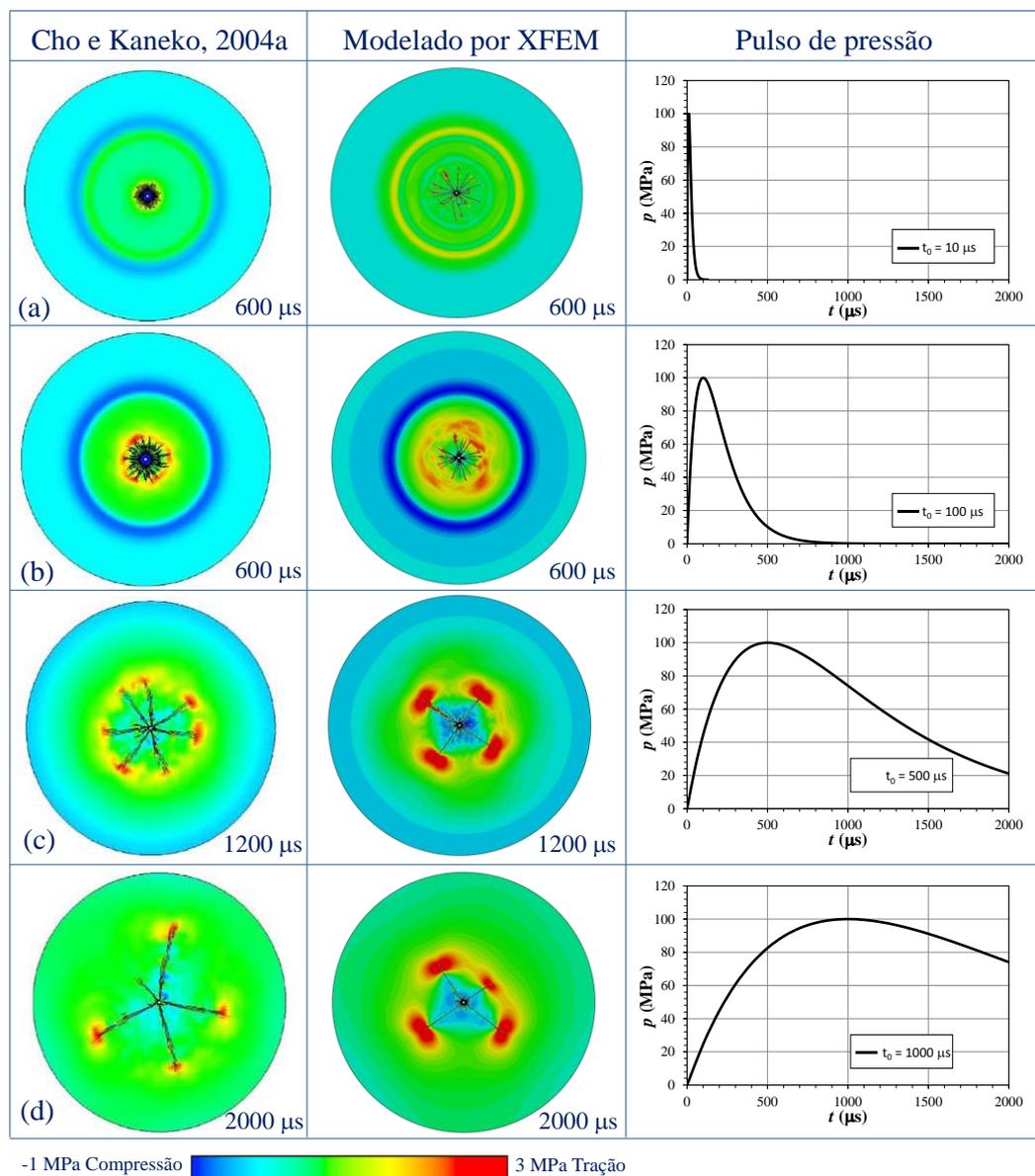


Figura 5.21 - Comparação entre padrões de distribuição da tensão principal máxima considerando resultados numéricos obtidos por Cho e Kaneko (2004a) e a presente pesquisa para diferentes pulsos de pressão: (a) $t_0=10 \mu\text{s}$; (b) $t_0=100 \mu\text{s}$; (c) $t_0=500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0=1000 \mu\text{s}$.

Para estudar a influência do pulso de pressão na fase de decaimento, foram feitas simulações considerando pulsos de pressão com relação $\beta/\alpha = 100$ e tempos

para atingir a pressão de pico $t_0 = 100$ e $500 \mu\text{s}$. A Figura 5.22 apresenta a comparação dos resultados considerando os efeitos da fase de ascensão e decaimento do pulso de pressão variando a relação β/α de 1,5 para 100. Observa-se que para $t_0 = 100 \mu\text{s}$ o número de fissuras ao redor do furo de detonação aumentou à medida que o tempo de decaimento cresceu. Mas para $t_0 = 500 \mu\text{s}$ não houve diferenças significativas no número de fissuras, notando-se somente que as fraturas dominantes radiais aumentaram um pouco de extensão à medida com o crescimento do tempo de decaimento. Estes resultados indicam que os padrões de fraturamento mais afetados pelo tempo de ascensão do pulso de pressão do que pelo seu tempo de decaimento. Resultados semelhantes foram reportados na literatura por Donze et al. (1997) e Cho e Kaneko (2004a).

Percebe-se que o aumento do número de fraturas está associado com a velocidade de carregamento no furo de detonação, diminuindo à medida que aquela aumenta. Se o tempo de ascensão for grande, a extensão máxima das fraturas radiais não será muito dependente do aumento no tempo de decaimento. Está conclusão concorda bem com os processos de fraturamento em rocha utilizando pressões estáticas no furo, com a extensão das fraturas dependendo do valor de pico da pressão aplicada (Kutter e Fairhurst, 1971).

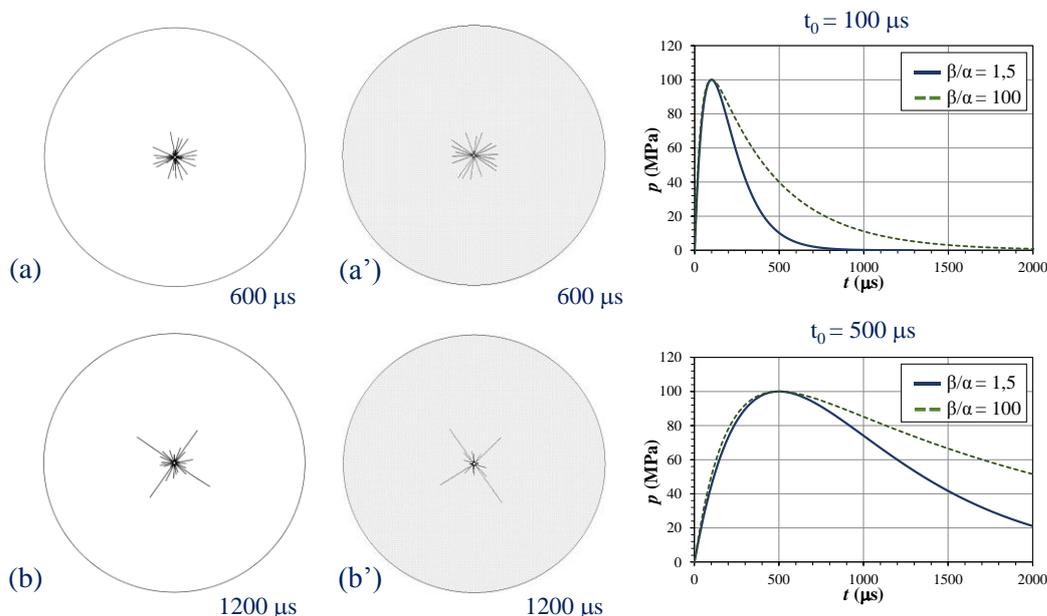


Figura 5.22 - Influência da fase de decaimento do pulso de pressão: (a) $\beta/\alpha = 1,5$ e $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (a') $\beta/\alpha = 100$ e $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (b) $\beta/\alpha = 1,5$ e $t_0 = 500 \mu\text{s}$; (b') $\beta/\alpha = 100$ e $t_0 = 500 \mu\text{s}$.

5.4 Furo de detonação com uma face livre

5.4.1 Influência do pulso de pressão

Na prática, a fragmentação de rochas por explosão é realizada próxima de contornos livres (interface rocha/ar) com o objetivo de aumentar o fraturamento pela ação das ondas de tração refletidas no contorno. Neste exemplo é investigado o comportamento mecânico de um maciço rochoso delimitado por uma face livre, como ilustra a Figura 5.23a, sob carregamento dinâmico em um furo de detonação com raio $a_0 = 0,05$ m e situado a 1 m de distância do contorno livre. A discretização é constituída por uma malha de elementos quadrilaterais de 4 nós, sendo 6.768 elementos finitos e 180 elementos infinitos, como apresentado na Figura 5.23b. Os elementos infinitos são colocados no contorno do modelo, lembrando que os nós nos lados dos elementos infinitos, entre os contornos dos elementos finitos e infinitos, são posicionados a uma distância equivalente ao dobro da distância entre o furo de detonação e o contorno de elementos finitos. Os elementos infinitos situados nos cantos da malha devem apresentar configuração que não permita o cruzamento dos lados dos elementos que se estendem ao infinito.

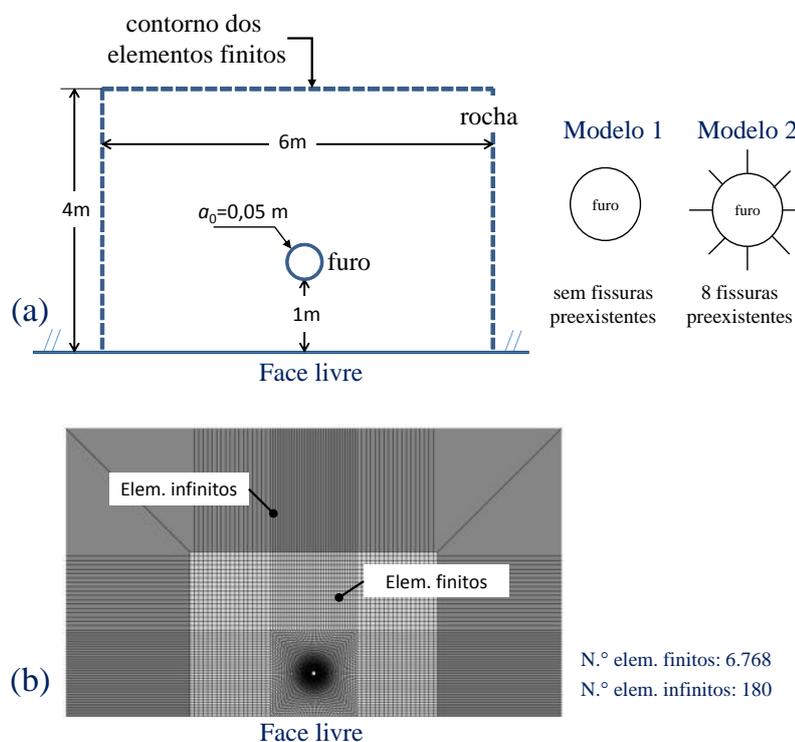


Figura 5.23 - (a) Geometria do modelo; (b) Malha de elementos finitos e infinitos.

Os parâmetros do maciço rochoso e os pulsos de pressões são os mesmos do exemplo anterior, retirados da pesquisa de Cho e Kaneko (2004a). Dois cenários foram considerados: no primeiro, foi analisado o caso de um furo sem fissuras preexistentes, enquanto que no segundo foram admitidas oito fissuras preexistentes com comprimento inicial equivalente a um terço do raio de detonação ($a_0/3 = 1,7$ mm), situação já investigada por Lima (2001) com o método convencional dos elementos finitos. As fissuras preexistentes foram consideradas igualmente distanciadas entre si ao longo do perímetro do furo de detonação. Não há indicações claras na literatura sobre o número de fraturas radiais principais que se desenvolvem em torno do furo de detonação, embora evidências experimentais com explosivos de alta energia de choque indiquem de 8 a 12 fraturas (Ghosh e Daemen, 1995), enquanto que estudos numéricos (Song e Kim, 1995) apontem o desenvolvimento de 10 a 12 fraturas dominantes. Na pesquisa numérica de Cho e Kaneko (2004a), o número de fraturas radiais dominantes depende da forma e da duração do pulso de pressão, conforme já observado em exemplo anterior.

As Figuras 5.24, 5.25, 5.26 e 5.27 ilustram a distribuição da tensão principal máxima e mínima em ambos os cenários para quatro pulsos de pressão. Observa-se que para menores velocidades de carregamento, com pressão de pico de 100 MPa, há uma tendência de produção de maiores deslocamentos e de fraturas radiais mais longas, como também percebido em exemplo anterior.

No cenário sem fissuras preexistentes (Figuras 5.24 e 5.25), ao redor do furo de detonação desenvolvem-se muitas fissuras, mas apenas algumas delas evoluem para fraturas dominantes. Neste tipo de análise o esforço computacional é mais elevado devido à influência das fissuras que se formam ao redor do furo.

No cenário com 8 fissuras preexistentes a propagação das fraturas tende inicialmente a seguir na mesma direção radial das fissuras preexistentes. Para o caso do tempo $t_0 = 10 \mu\text{s}$ para atingir a pressão de pico (correspondente a uma velocidade de carregamento de $10 \text{ MPa}/\mu\text{s}$), as fraturas que no final da simulação se encontram mais perto da face livre se desviam significativamente da orientação original, como pode ser observado nas Figuras 5.26a e 5.27a. Esta figura também apresenta as regiões comprimidas do maciço rochoso, assim como a alta concentração de tensões nas proximidades das pontas das fraturas.

Para um tempo de ascensão do pulso $t_0 = 1000 \mu\text{s}$ (velocidade de carregamento de $0,1 \text{ MPa}/\mu\text{s}$), observa-se que no tempo final da simulação as fraturas mais perto da face livre criam uma cunha de desmonte da rocha, conforme ilustra a Figura 5.28. Ela mostra a configuração do campo de deslocamentos no instante $t = 2000 \mu\text{s}$, quando o desmonte da rocha já é iminente, mas o pulso de pressão continua atuando, o que significa que as demais fraturas devem continuar a crescer. São quatro as fraturas, na direção radial e que tendem a modificar de direção à medida que o desmonte de blocos de rocha acontece.

Este mesmo exemplo foi realizado por Cho e Kaneko (2004a) utilizando modelo de elementos de interface em malha de elementos finitos adaptativa, considerando uma distribuição aleatória da resistência à tração da rocha para simular efeitos de heterogeneidade do maciço. A Figura 5.29 apresenta comparação entre as distribuições de tensão principal máxima obtidas do trabalho de Cho e Kaneko (2004a) e na presente pesquisa, considerando modelos com e sem fissuras preexistentes, para vários pulsos de pressão.

Dos resultados de Cho e Kaneko (2004a) observa-se que as fraturas ocorrem nos contornos dos elementos finitos, pois os elementos coesivos são inseridos nas interfaces entre os elementos finitos da região intacta quando um critério de fraturamento é atendido. Por este motivo, não se impõe a continuidade da fratura que surge espontaneamente, dependendo dos mecanismos que controlam o problema, com as fraturas dominantes sendo compostas por várias fissuras que se combinam e ramificam. Na presente pesquisa, por outro lado, com a aplicação do XFEM a trajetória da fratura é obrigatoriamente contínua.

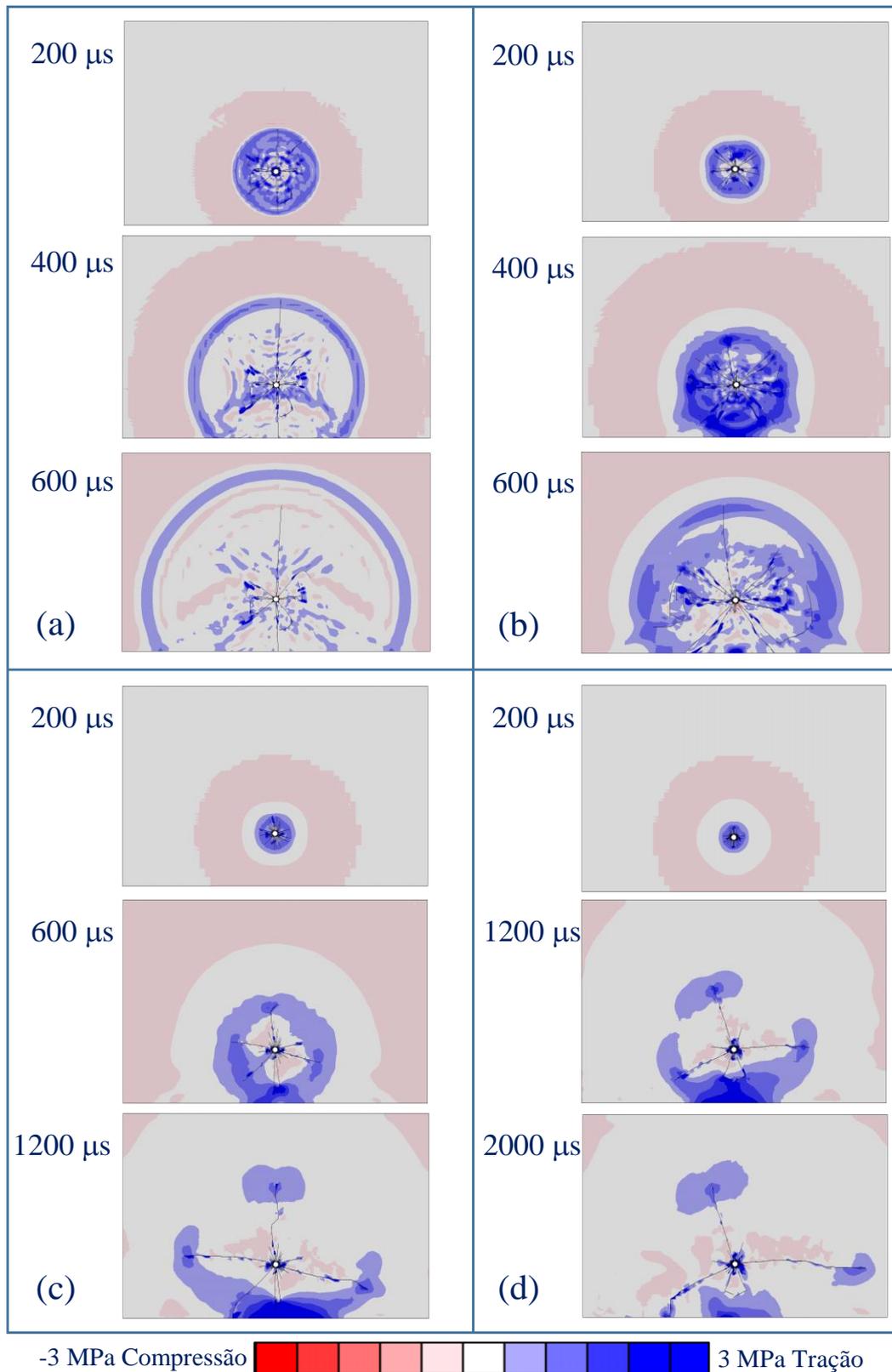


Figura 5.24 - Distribuição da tensão principal máxima e propagação de fraturas considerando furo de detonação sem fissuras preexistentes para:
 (a) $t_0 = 10 \mu\text{s}$; (b) $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (c) $t_0 = 500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0 = 1000 \mu\text{s}$.

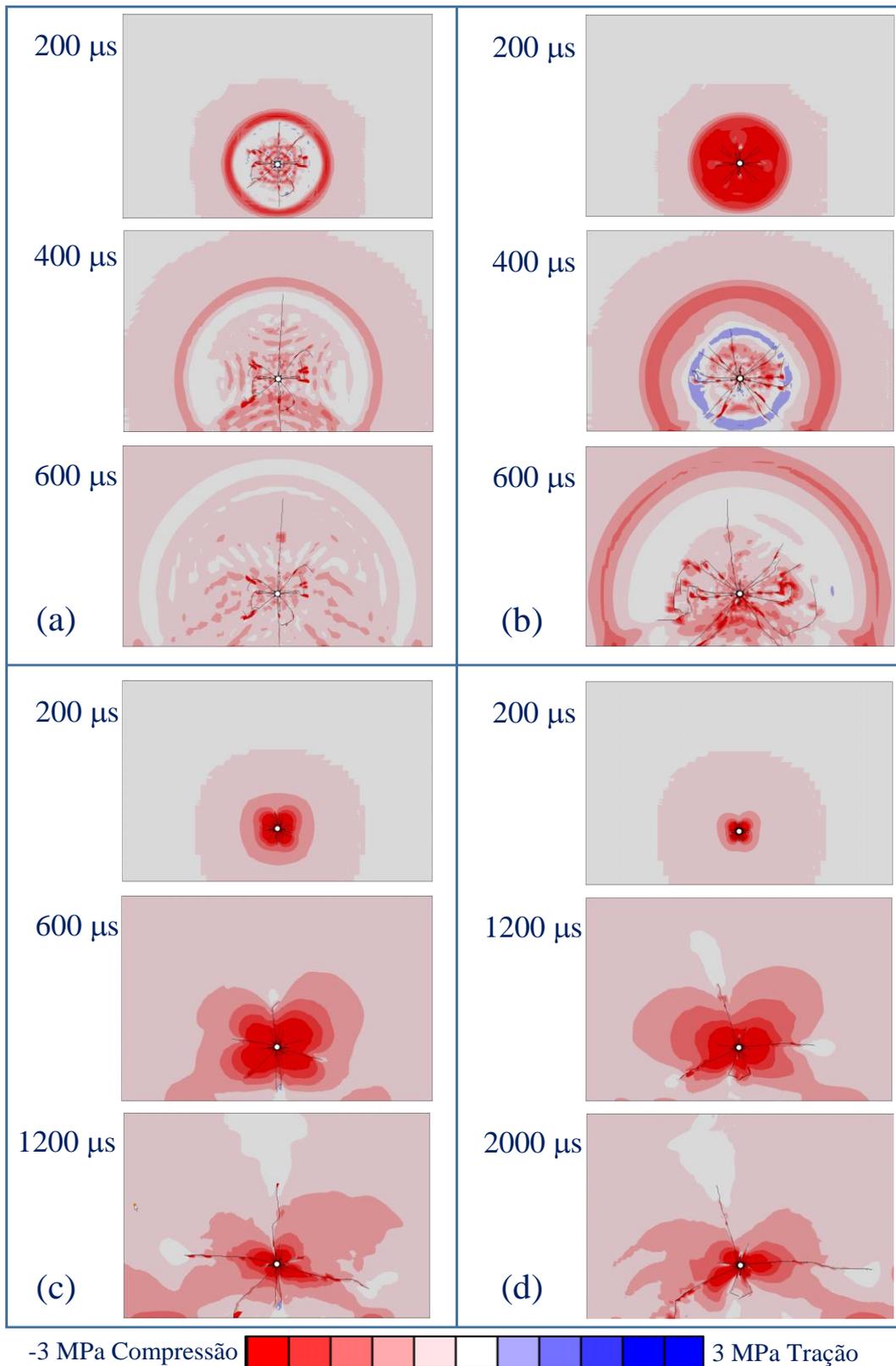


Figura 5.25 - Distribuição da tensão principal mínima e propagação de fraturas considerando furo de detonação sem fissuras preexistentes para:
 (a) $t_0 = 10 \mu\text{s}$; (b) $t_0 = 100 \mu\text{s}$; (c) $t_0 = 500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0 = 1000 \mu\text{s}$.

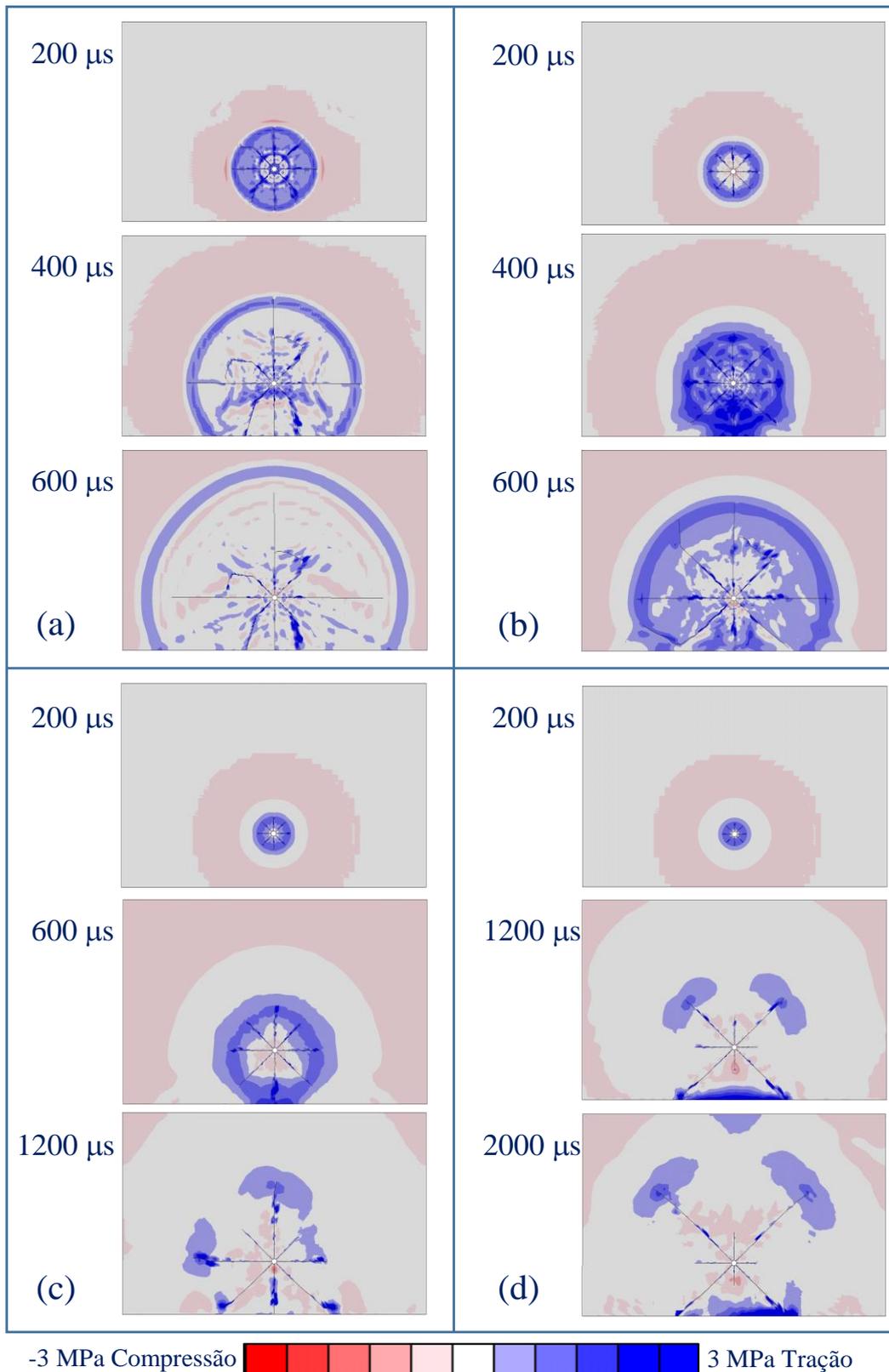


Figura 5.26 - Distribuição da tensão principal máxima e propagação de fraturas em um furo de detonação com uma face livre para oito fissuras radiais preexistentes para: (a) $t_0=10 \mu\text{s}$; (b) $t_0=100 \mu\text{s}$; (c) $t_0=500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0=1000 \mu\text{s}$.

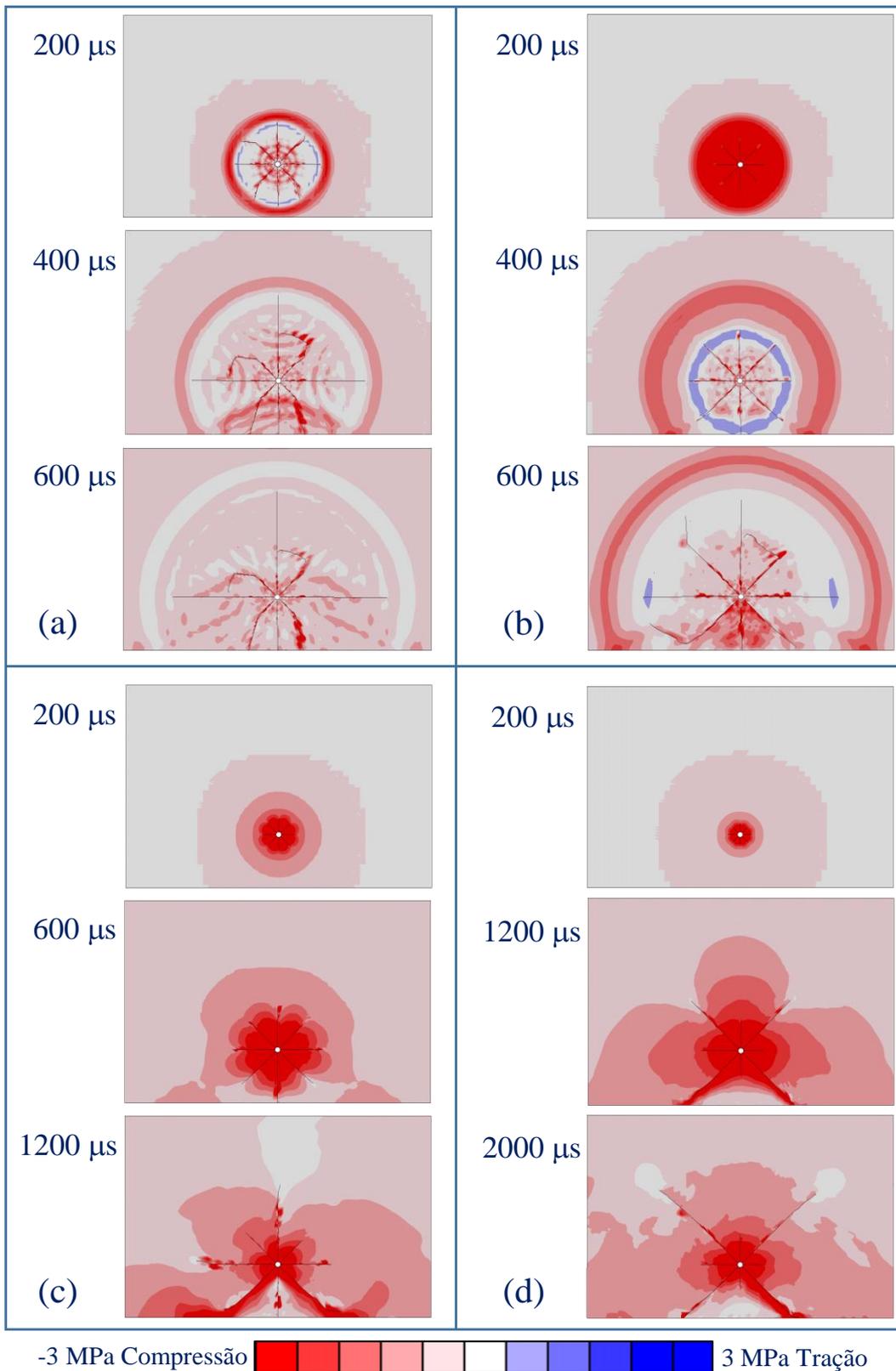


Figura 5.27 - Distribuição da tensão principal mínima e propagação de fraturas em um furo de detonação com uma face livre para oito fissuras radiais preexistentes para: (a) $t_0=10 \mu\text{s}$; (b) $t_0=100 \mu\text{s}$; (c) $t_0=500 \mu\text{s}$ e (d) $t_0=1000 \mu\text{s}$.

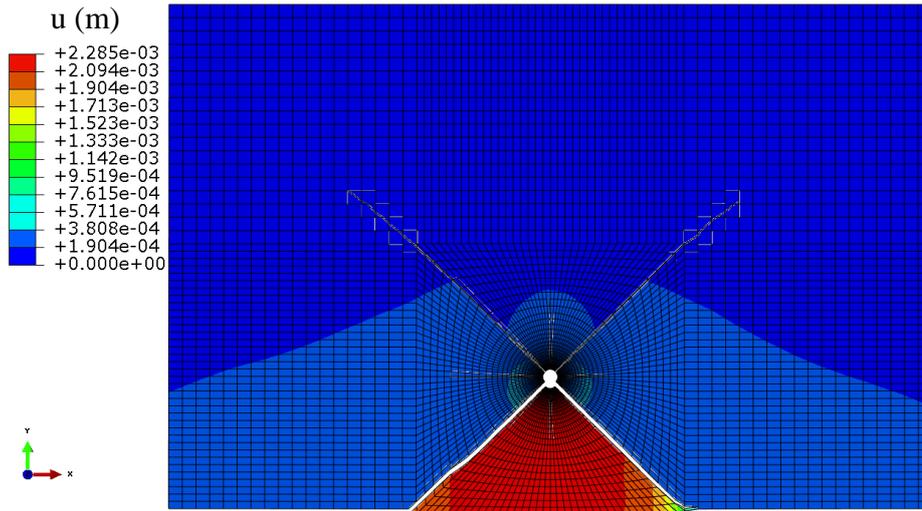


Figura 5.28 - Campo de deslocamentos ($\times 20$) em um furo de detonação com oito fissuras preexistentes para o caso $t_0=1000 \mu\text{s}$ no instante $t = 2000 \mu\text{s}$.

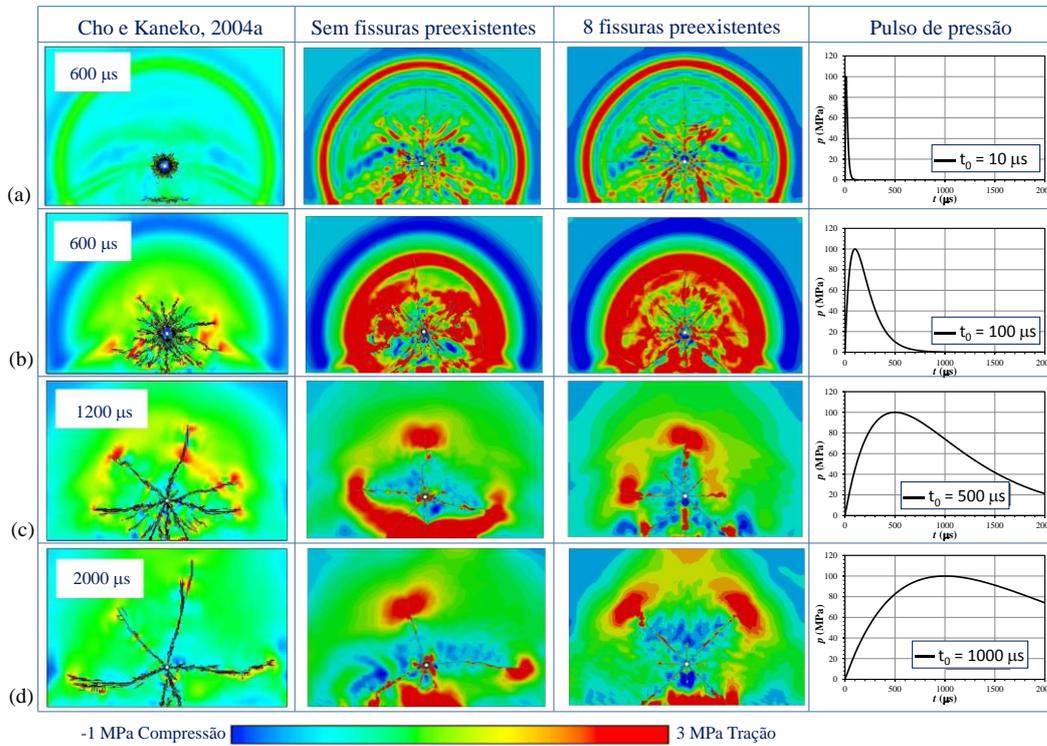


Figura 5.29 - Distribuição da tensão principal máxima e padrão de fraturamento em diversos modelos para: (a) $t_0=10 \mu\text{s}$; (b) $t_0=100 \mu\text{s}$; (c) $t_0=500 \mu\text{s}$; (d) $t_0=1000 \mu\text{s}$.

5.4.2 Influência do fechamento de fraturas

Este exemplo investiga o fraturamento dinâmico na rocha em torno de um furo de detonação de raio $a_0 = 0,0254$ m localizado a 0,4 m de uma face livre. No perímetro do furo foram consideradas oito fissuras radiais preexistentes com comprimento igual a um terço do raio do furo.

As propriedades do maciço rochoso (granito) foram novamente retiradas do trabalho de Lima (2001): massa específica $\rho = 2.800$ kg/m³, módulo de elasticidade $E = 60$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,25$, fator de intensidade de tensão crítica no modo I $K_{IC} = 1,65$ MPa.m^{0.5} e no modo II $K_{IIC} = 1,03$ MPa.m^{0.5}, correspondentes a energias de fraturamento $G_{IC} = 42,5$ Pa·m e $G_{IIC} = 16,6$ Pa·m, respectivamente, e resistência a tração máxima da rocha $T_{max} = 3$ MPa.

O pulso de pressão aplicado sobre as paredes do furo de detonação está ilustrado graficamente na Figura 5.30, considerando $p_0 = 2.500$ MPa, com razão de decaimento $\beta/\alpha = 3,1$ e tempo de ascensão para atingir a pressão de pico $t_0 = 450$ μ s. Os valores das constantes de decaimento α e β foram determinados experimentalmente para o granito por Aimone (1982).

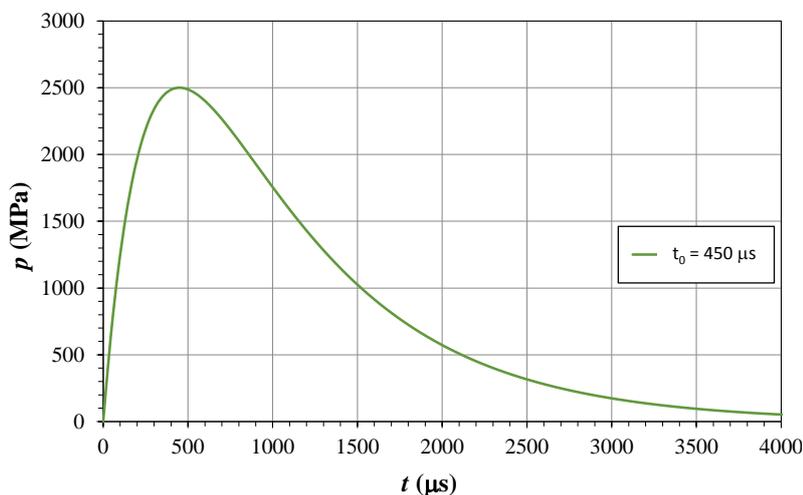


Figura 5.30 - Pulso de pressão aplicado nas paredes do furo de detonação.

A Figura 5.31 mostra a malha de elementos finitos, composta por elementos quadrilaterais de quatro nós, sendo 7.465 elementos finitos e 59 elementos infinitos utilizar para simular a condição de radiação de energia ao infinito. Ao redor do furo de detonação, fissuras pré-existentes são introduzidas. No programa ABAQUS v.6.14 o grau de fraturamento de um elemento enriquecido pode

identificado pela variável STATUSXFEM: o valor 1 indica que o elemento está completamente fraturado, enquanto o valor 0 indica que o mesmo permanece intacto. Para elementos parcialmente fraturados o valor do indicador STATUSXFEM situa-se entre 0 e 1.

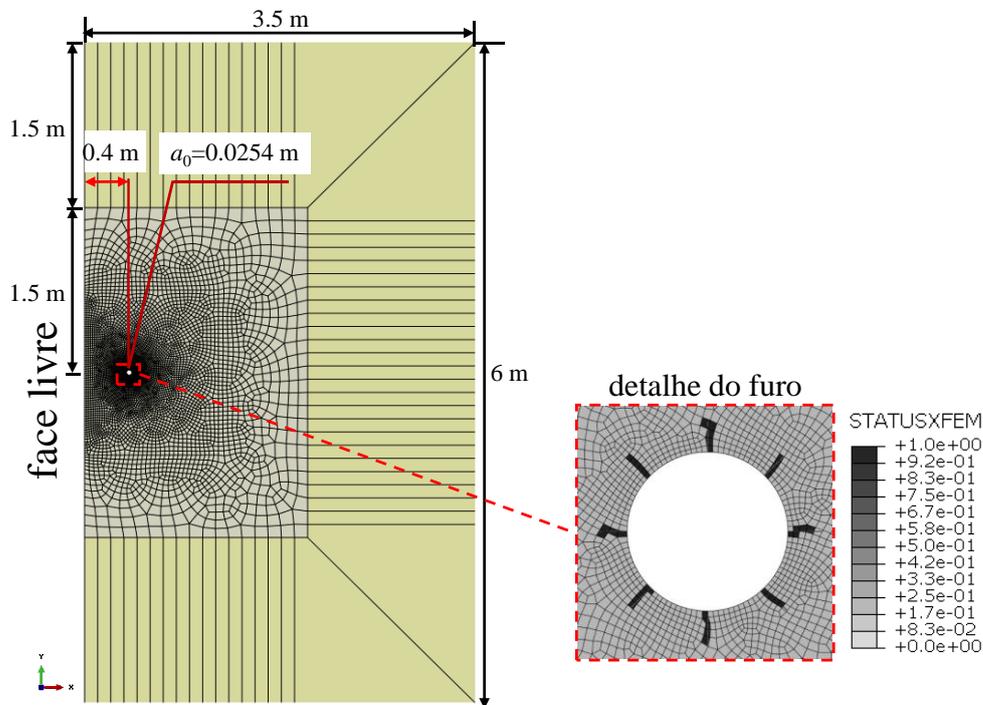


Figura 5.31 - Malha de elementos finitos para o modelo XFEM.

No tempo $t = 15,7 \mu\text{s}$ após a detonação, as distribuições das tensões principais ao redor do furo (sinal positivo para tensão de tração) e na vizinhança da fratura 1 são apresentadas na Figura 5.32a. As tensões principais de compressão ocorrem ao redor das pontas das fraturas, formando um anel, enquanto que as tensões principais de tração junto às superfícies das fraturas e de suas pontas, como esperado. Os maiores valores de tensão principal ocorrem quando os elementos estão completamente fraturados ($\text{STATUSXFEM} = 1$), tal como mostra a Figura 5.32b.

Como pode ser visto na Figura 5.32, as fraturas não seguem o contorno dos elementos da malha e também não há necessidade no método XFEM de se usar discretizações com grande refinamento ao redor das pontas das fraturas. Lima (2001), com base no método convencional dos elementos finitos, empregou malhas bastante refinadas nas proximidades das pontas das fraturas e elementos singulares para capturar o comportamento do campo de tensões. Além disso, a aplicação do método convencional requer a onerosa atualização da malha de elementos finitos à

medida que a fratura se propaga. Os resultados do trabalho de Lima (2001) são apresentados na Figura 5.33.

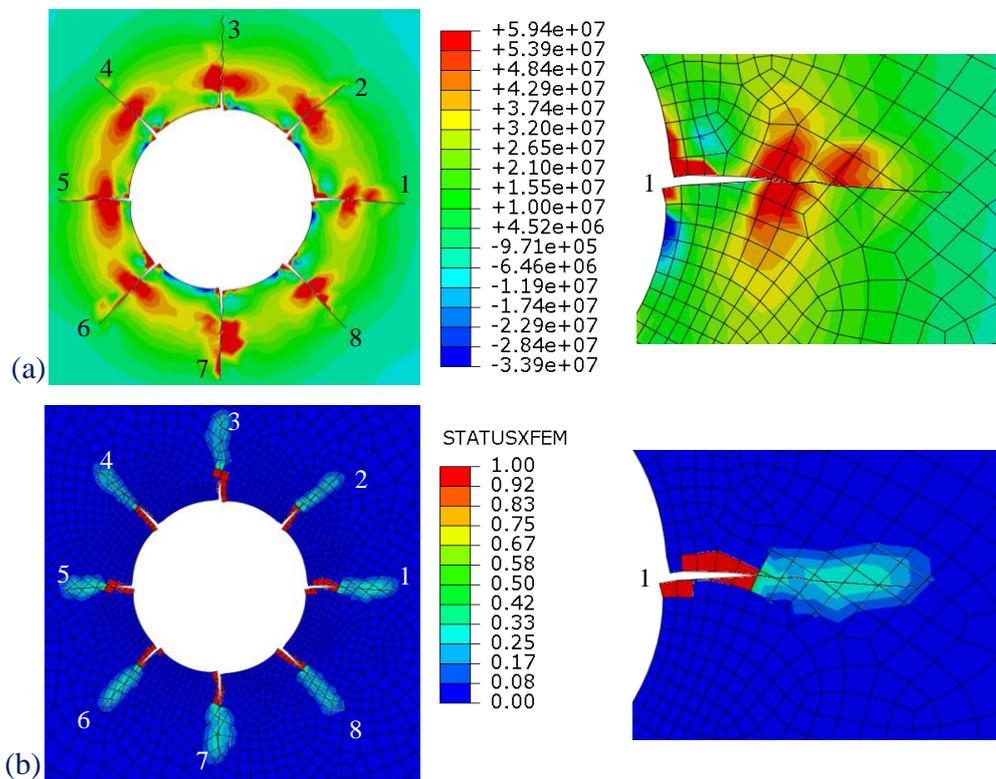


Figura 5.32 - (a) Distribuição de tensões principais (Pa) e malha de elemento finitos nas vizinhanças do furo e da fratura 1; (b) grau de fraturamento em um elemento enriquecido, identificado pela variável STATUSXFEM no instante $t = 15 \mu\text{s}$.

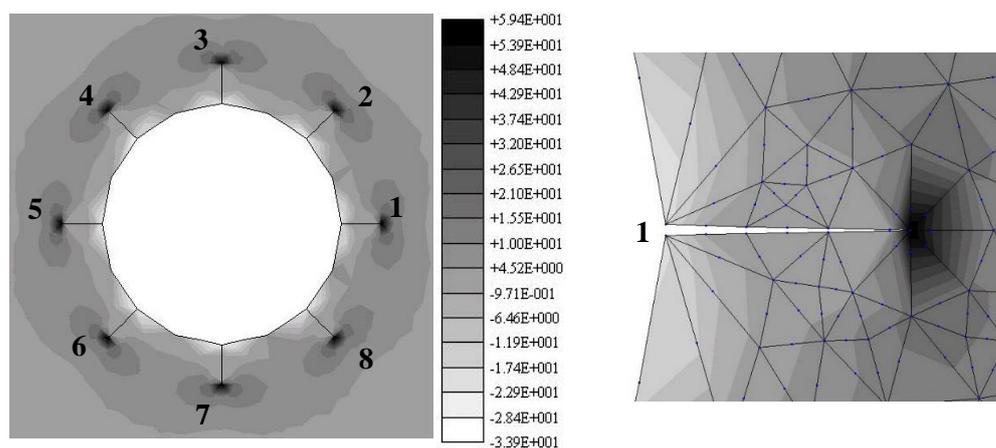


Figura 5.33 - Distribuição de tensões principais (MPa) e malha de elementos finitos nas vizinhanças do furo e da fratura 1 no instante $t = 15.7 \mu\text{s}$ (Lima, 2001).

Lima (2001) também estudou os efeitos da implementação de um controle das condições de impenetrabilidade das superfícies da fratura. Com este objetivo, o problema foi simulado duas vezes: com o controle de penetração, pelo método da penalidade, e sem restrição à penetração. Resultados são apresentados nas Figuras

5.31 a 5.34, que comparam e ilustram as diferenças de respostas na modelagem numérica utilizando XFEM (com o modelo de zona coesiva para representação da fratura) e o método convencional de elementos finitos (com elementos singulares para cálculo dos fatores de intensidade de tensão).

A Figura 5.34 apresenta a distribuição dos deslocamentos horizontais obtida na presente pesquisa, com o método XFEM, e pelo método convencional dos elementos finitos sem controle de penetração. Lima (2001) observou que a partir do tempo $t = 523 \mu\text{s}$ dificuldades de modelagem surgem porque as superfícies da fratura 5, nas proximidades das paredes do furo, começam a se superpor como pode ser visto em detalhe na Figura 5.35b. Utilizando a abordagem com XFEM a análise deixa de convergir no tempo $t = 145,6 \mu\text{s}$, quando as superfícies das fraturas 5 e 7 começam a se superpor, como mostrado no detalhe na Figura 5.35a.

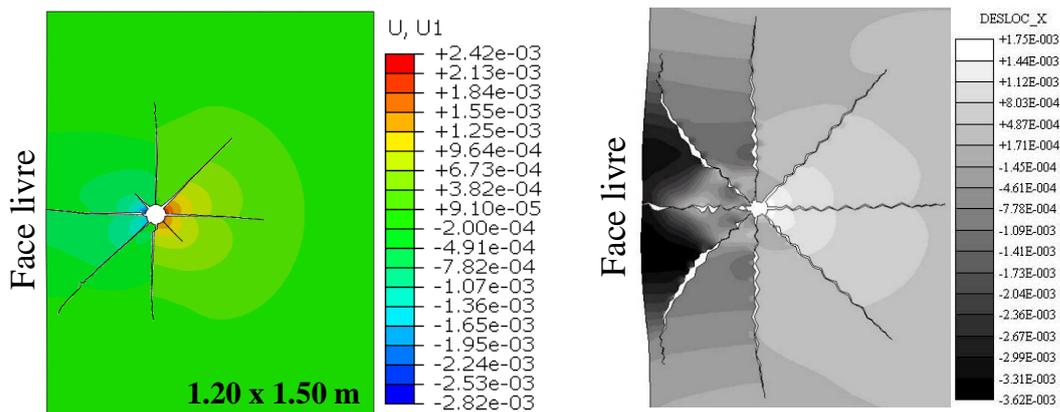


Figura 5.34 - Distribuição dos deslocamentos horizontais sem controle de penetração: (a) no tempo $t = 145,6 \mu\text{s}$ XFEM; (b) no tempo $t = 523 \mu\text{s}$ Lima (2001).

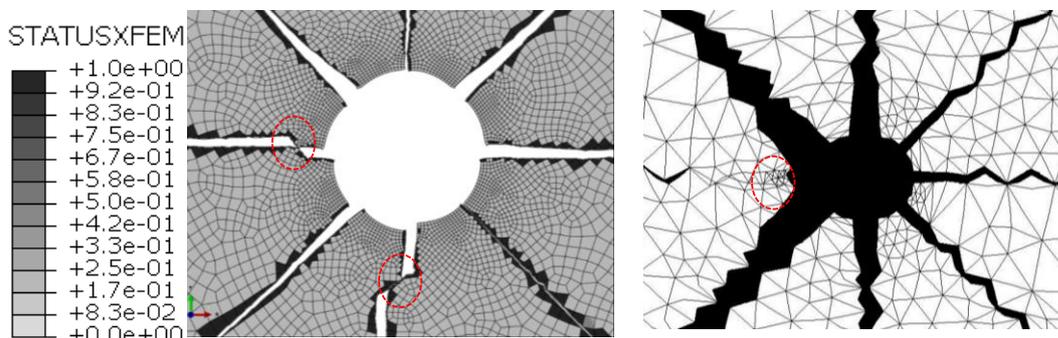


Figura 5.35 - Malha de elementos finitos junto ao furo negligenciando o controle de penetração: a) no tempo $t = 145,6 \mu\text{s}$ (XFEM) com status variando de 1 (elemento fraturado) a 0 (elemento intacto); b) no tempo $t = 523 \mu\text{s}$ (Lima, 2001).

Como a penetração das superfícies é evidentemente uma impossibilidade física, as análises foram refeitas utilizando o método da penalidade, discutido na Seção 5.1.4, para impor a condição de impenetrabilidade entre as superfícies de uma mesma fratura. Nas Figura 5.36 e 5.34 os correspondentes resultados são rerepresentados para o instante de tempo $t = 523,2 \mu\text{s}$, constatando-se que tanto na metodologia deste estudo, quanto na empregada por Lima (2001), o método da penalidade permitiu a simulação do complexo processo de abertura e fechamento de fraturas.

À medida que o fraturamento avança com o tempo, novamente cunhas de rocha entre as fraturas 4 e 5 e fraturas 5 e 6 tendem a se deslocar na direção da face livre, provocando o esperado desmorte da rocha nesta região. As fraturas 4 e 6 não interceptam a face livre, o que parece sugerir que tendem a ampliar o desmorte por elas provocado. Estas fraturas mudam suas direções de crescimento, após o desmorte inicial, e seguem propagando-se praticamente paralelas à face livre do problema. Comportamento similar foi experimentalmente verificado por Porter (1970) na análise do fraturamento dinâmico causado por explosão em um furo em placa de vidro (material frágil), mostrado na Figura 5.38. O mesmo padrão de resposta é observado na Figura 5.36a, em termos do campo de deslocamentos horizontais para o tempo $t = 523 \mu\text{s}$.

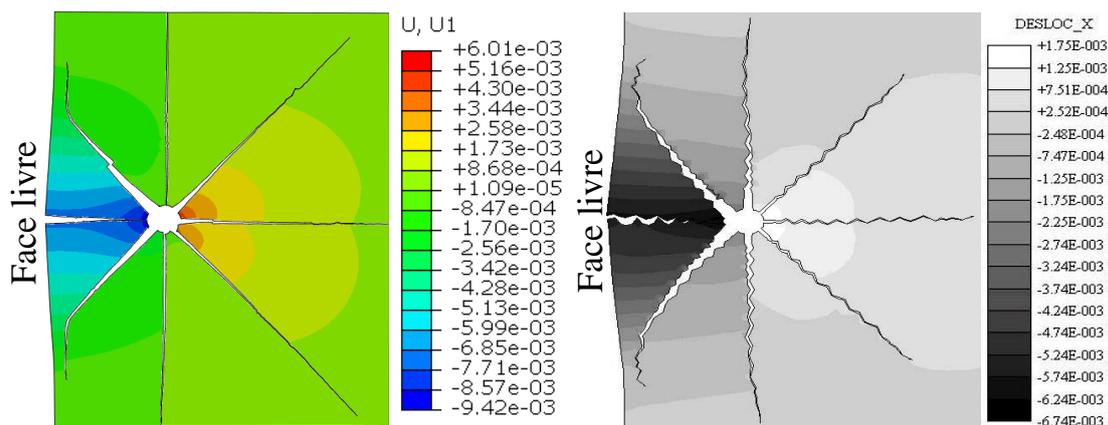


Figura 5.36 - Distribuição dos deslocamentos horizontais no tempo $t = 523 \mu\text{s}$ com controle de penetração: (a) XFEM; (b) Lima (2001).

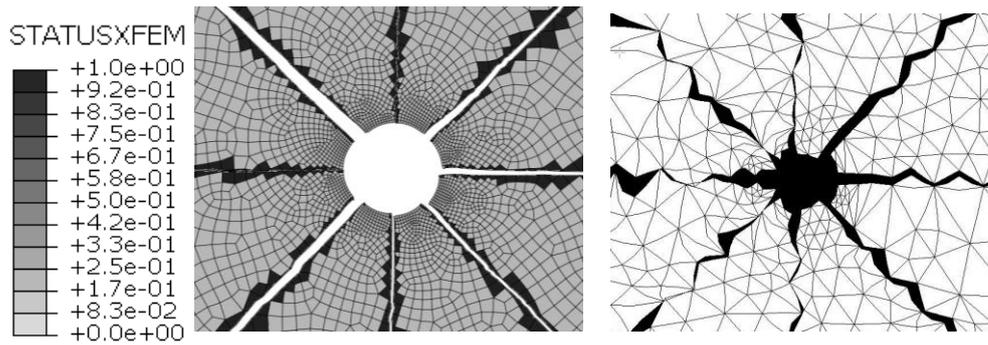


Figura 5.37 - Malha de elementos finitos junto ao furo no tempo $t = 523 \mu\text{s}$ considerando controle de penetração: a) XFEM com status variando de 1 (elemento fraturado) a 0 (elemento intacto); b) Lima (2001).

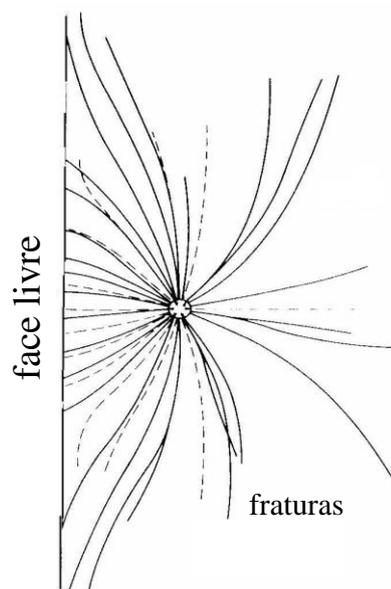


Figura 5.38 - Resultados experimentais obtidos por Porter (1970) em placa de vidro.

5.4.3 Técnica de eliminação de elementos

A técnica de eliminação de elementos, em conjunto com o modelo de fissuração distribuída (*smearred crack*), foi também utilizada para simular o exemplo precedente. O critério de ruptura de Rankine, ou da tensão de tração máxima, é utilizado para o início da degradação do material. O elemento finito, depois que determinado valor de abertura da fratura é atingido, é removido imediatamente da malha (na prática, zeram-se as tensões nele atuantes) o que representa, no contexto deste estudo, a simulação do surgimento e propagação de fraturas através do maciço rochoso.

Nesta formulação, baseada no método convencional dos elementos finitos com solução explícita no tempo (Saharan e Mitri, 2008), além das ondas de tensão geradas pelo pulso transiente aplicado nas paredes do furo, a pressão dos gases de detonação é indiretamente considerada. Ondas de tensão constituem a causa primária do fraturamento da rocha, enquanto a energia da pressão dos gases tem mais influência no processo de fragmentação do material.

A Figura 5.39 apresenta a malha de elemento finitos empregada na análise TEE, consistindo de 11.935 elementos quadrilaterais de quatro nós com integração reduzida e 82 elementos infinitos. Não foram consideradas fissuras preexistentes ao redor do furo e a região de elementos finitos é maior do que aquela utilizada no modelo XFEM. Como a técnica de eliminação de elementos utiliza um algoritmo de solução explícita no tempo, o processamento é mais rápido; assim, a utilização de um maior número de elementos não implica necessariamente em um maior custo computacional.

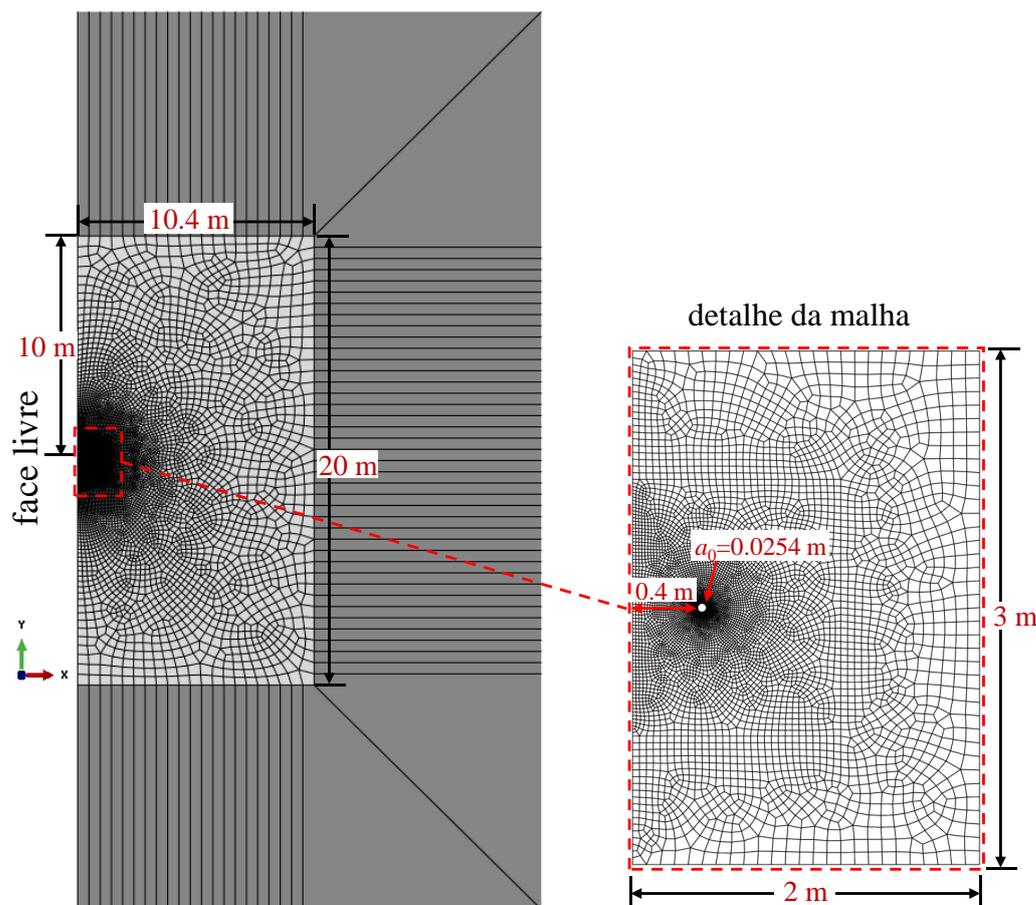


Figura 5.39 - Malha de elementos finitos utilizado no modelo TEE.

Resultados numéricos são apresentados na Figura 5.40, onde pode ser observada a formação de uma região de rocha muito fragmentada (elementos eliminados) com raio aproximado de 0,066 m em $t = 100 \mu\text{s}$, 0,147 m em $t = 200 \mu\text{s}$, 0,280 m em $t = 300 \mu\text{s}$, 0,368 m em $t = 400 \mu\text{s}$ e 0,492 m em $t = 524 \mu\text{s}$. Observa-se também que não ocorrem fraturas dominantes, pelo fato de que elementos finitos são removidos e não simplesmente separados.

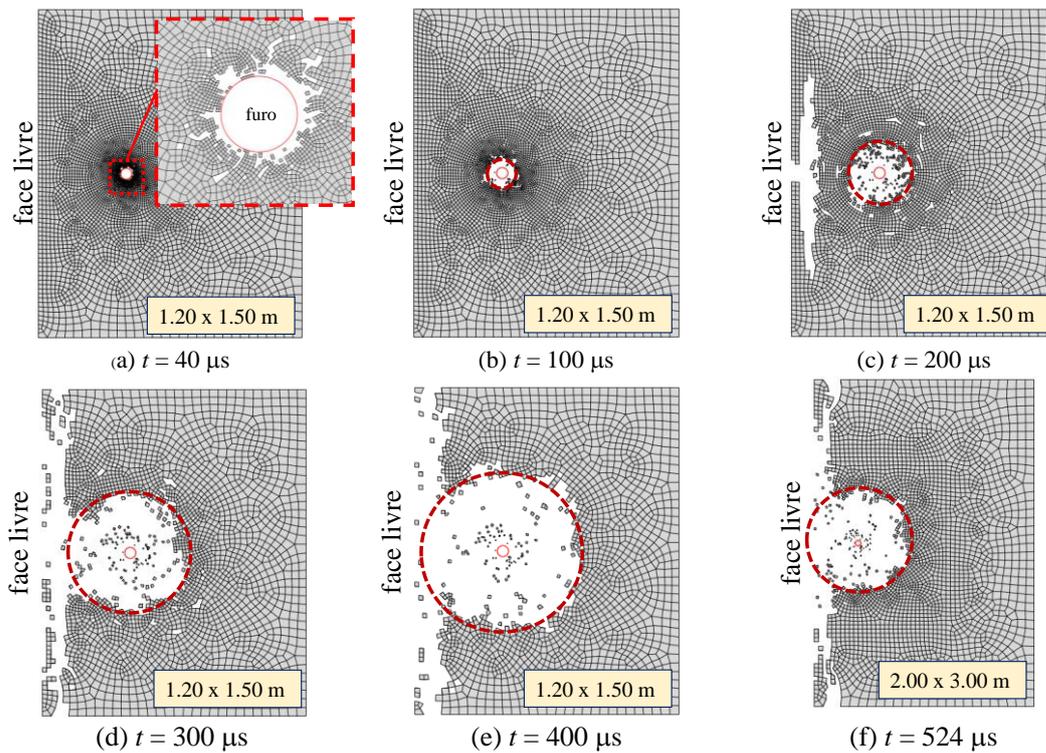


Figura 5.40 - Evolução do padrão de fraturas e fragmentação da rocha na técnica de eliminação de elementos.

A Figura 5.41 apresenta a influência do refinamento da malha de elementos finitos para o mesmo problema, com a Tabela 5.3 apresentando informações sobre as malhas utilizadas. Percebe-se que, na malha A, a área removida foi reduzida em comparação com aquela da malha base, pois os tamanhos dos elementos são menores. Já na malha B, também bastante refinada mas utilizando elementos finitos triangulares, o padrão da área removida foi diferente, corroborando a conclusão de Song et al. (2008) que resultados obtidos pela técnica de eliminação de elementos são extremamente sensíveis à malha de elementos finitos empregada.

Tabela 5.3: Número de elementos finitos nas malhas utilizadas com a técnica de eliminação de elementos.

	Malha base	Malha A	Malha B
Número de elementos	11.935	34.874	31.557
Tipo de elemento	Quadrilateral	Quadrilateral	Triangular

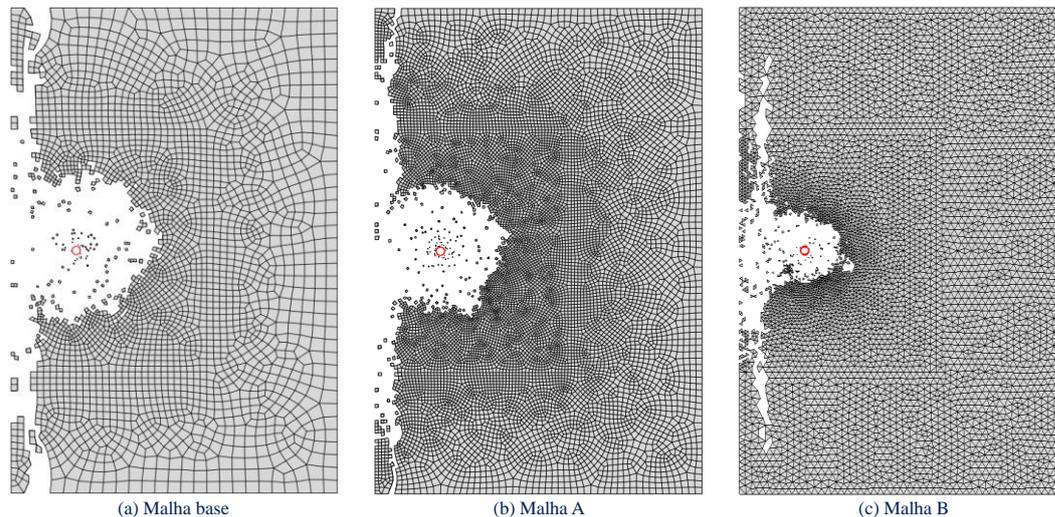


Figura 5.41 - Influência da malha de elementos finitos na técnica de eliminação de elementos.

5.5 Efeitos de entalhes radiais e de fissuras preexistentes

Fourney et al. (1978) relataram que o controle do crescimento de fraturas ideais requer a especificação de pontos de iniciação. O uso de entalhes radiais é uma técnica de controle de fraturamento amplamente usada em operações de desmonte de rocha por explosão; outro método é o uso de suportes de divisão de carga (*pre-split charge holder*). O presente estudo investiga numericamente a eficiência da primeira técnica.

Entalhes radiais são executados na superfície do furo, onde a fratura é escolhida para iniciar. Holloway et al. (1986) apresentaram ferramentas específicas para entalhes nos furos de detonação. A propagação da fratura ocorre em virtude da concentração de tensões nas extremidades dos entalhes radiais, criando então o sistema de fraturas dominantes. Nesta seção, duas situações de furos com entalhes são analisadas: (i) furo em meio infinito; (ii) furo próximo à face livre.

A rocha que constitui o maciço é granito com as seguintes propriedades: módulo de elasticidade $E = 70$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,20$, massa

específica $\rho = 2.650 \text{ kg/m}^3$, resistência à tração máxima $T_{max} = 14 \text{ MPa}$ e energia de fraturamento $G_f = 70 \text{ Pa}\cdot\text{m}$. O pulso de pressão sobre as paredes do furo de detonação está ilustrado na Figura 5.42, considerando $p_0 = 100 \text{ MPa}$, razão de decaimento $\beta/\alpha = 1,5$ e o tempo para atingir a pressão de pico $t_0 = 100 \mu\text{s}$. As propriedades do maciço rochoso e do pulso de pressão são as mesmas utilizadas na pesquisa de Ma e An (2008).

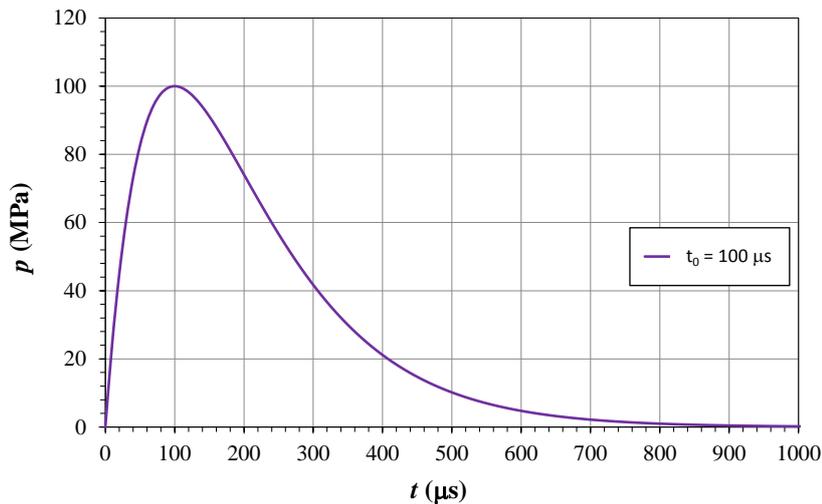


Figura 5.42 - Pulso de pressão nas paredes do furo de detonação.

Um bloco de maciço rochoso com lado de 2 m é considerado nesta simulação, com raio do furo $a_0 = 0,025 \text{ m}$. No primeiro caso (caso base) nenhum entalhe radial é admitido com os correspondentes resultados numéricos apresentados na Figura 5.43. Observa-se que nos primeiros instantes após a detonação muitas fissuras ao redor do furo são criadas e, com o decorrer do tempo, algumas predominam e se tornam dominantes. No final da simulação, no tempo $t = 1000 \mu\text{s}$, existiam quatro fraturas predominantes entre distâncias aproximadamente iguais.

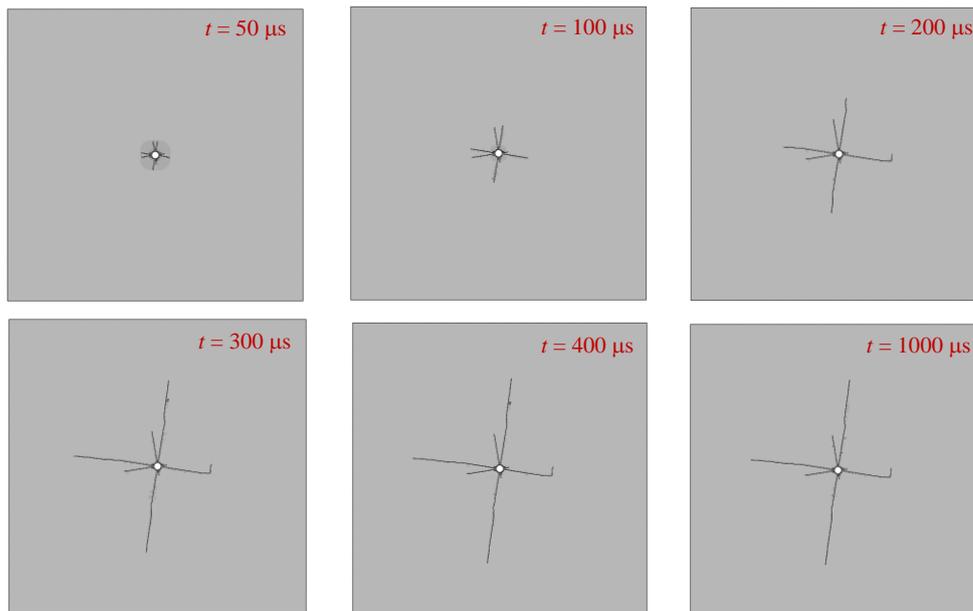


Figura 5.43 - Caso base: propagação de fraturas a partir de furo de detonação sem entalhes radiais.

O mesmo modelo anterior foi simulado, agora considerando dois entalhes radiais na superfície do furo separados a 180° (caso 1) e separados a 90° (caso 2), com comprimento de entalhe de 0,008 m e ângulo de entalhe de 15° .

O efeito da pressão nas paredes dos entalhes é também avaliado pela introdução da taxa de pressão λ , igual à pressão nas paredes dos entalhes sobre a pressão da parede do furo de detonação. Neste estudo, a taxa da pressão λ é dado por valores de 0,05; 0,1; 0,2 e 0,4 respectivamente. Quando $\lambda = 0,4$, o comprimento final da fratura do entalhe é cerca de 1,3 m, para o modelo com dois entalhes radiais na superfície do furo separados de 180° . Para apresentação conveniente os resultados da simulação, um parâmetro nomeado, coeficiente de incremento do comprimento (IC) é definido como a relação do comprimento final da fratura com a pressão na parede do entalhe entre o comprimento final da fratura sem a pressão na parede do entalhe. A variação simulada de IC com a taxa de pressão λ é apresentada na Figura 5.44. Pode-se observar que a pressão na parede do entalhe tem um efeito positivo sobre a propagação de fratura ao longo dos entalhes radiais, ao mesmo tempo que não se formaram outras fraturas em outras direções como no caso sem entalhes radiais. Este resultado está de acordo com o reportado por Mohanty (1990), em que foi demonstrado que o fator de intensidade de tensão na frente dos entalhes incrementa com a taxa de pressão λ .

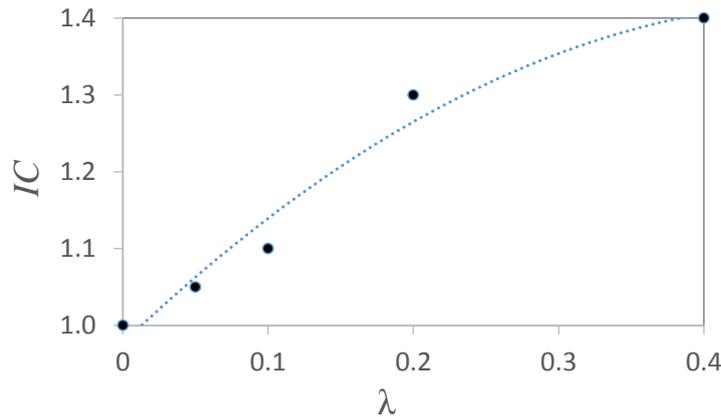


Figura 5.44 - Relação entre o coeficiente de incremento do comprimento (IC) e taxa de pressão λ .

O resultado da simulação considerando dois entalhes radiais na superfície do furo separados de 180° é apresentado na Figura 5.45, para $\lambda = 0,4$, onde pode ser visto que a fratura inicia e se propaga ao longo dos entalhes. Observa-se também que a trajetória da fratura permanece inalterável durante todo o tempo de duração da análise. A Figura 5.46 ilustra o padrão de fraturas ao redor do furo, considerando dois entalhes radiais na superfície do furo separados de 90° para $\lambda = 0,1$. Observa-se que as fraturas iniciam e se propagam ao longo dos entalhes. Além disso, as trajetórias das fraturas à medida que crescem estas se afastam gradualmente do ângulo de 90° . Em ambos modelos, não se formaram fraturas em outras direções.

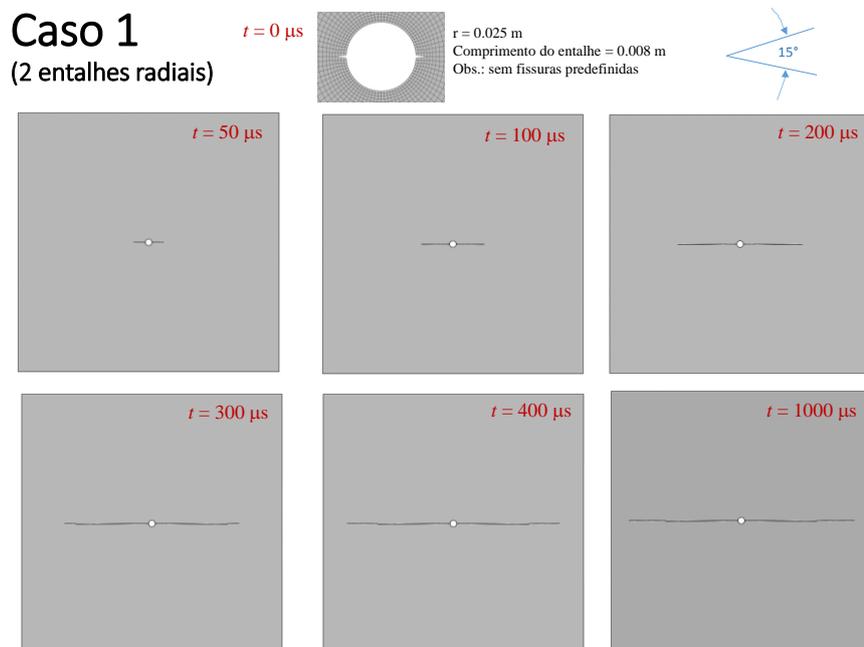


Figura 5.45 - Caso 1: propagação de fraturas no furo de detonação com dois entalhes a 180° para $\lambda = 0,4$.

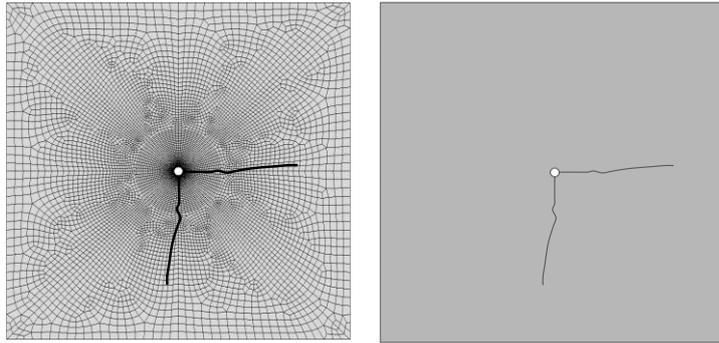


Figura 5.46 - Caso 2: padrão de fraturas com dois entalhes a 90° no $t = 1000 \mu\text{s}$ para $\lambda = 0,1$.

Um comportamento similar foi numericamente verificado por Ma e An (2008), na análise do fraturamento dinâmico causado por explosão em um furo com um modelo de dano contínuo e modelo constitutivo J-H (Johnson e Holmquist), cujos resultados estão ilustrados na Figura 5.47. Como se observa, as trajetórias das fraturas em outras direções são muito menores. A diferença do modelo utilizado no presente estudo é que as fraturas só evoluem se forem iniciadas por meio de entalhes no furo de detonação.

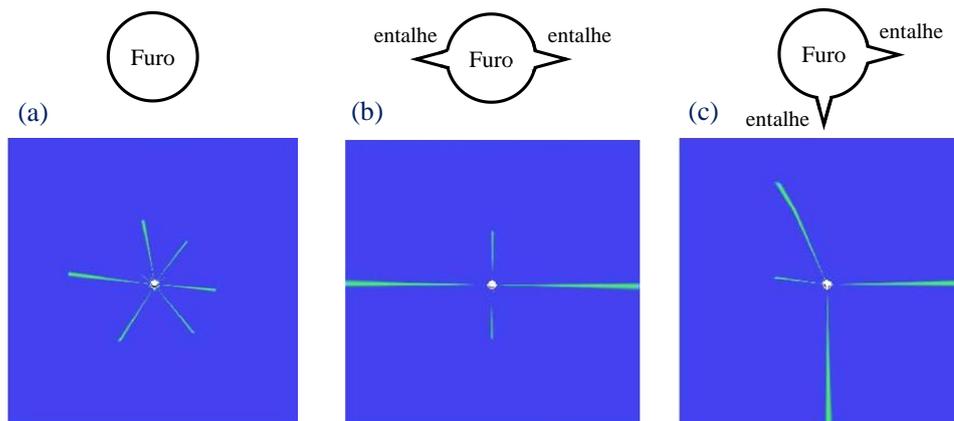


Figura 5.47 - Comparação do padrão de fraturas nos seguintes casos:
a) sem entalhes; b) 2 entalhes a 90° ; c) 2 entalhes a 180° (Ma e An, 2008)

A seguir, a influência dos entalhes no padrão de fraturamento é discutida para o caso de furo de detonação situado próximo à face livre. Os resultados para o caso base (sem entalhes) são apresentados na Figura 5.48. Observa-se novamente a formação de uma zona intensamente fissurada ao redor do furo, com a evolução no tempo de algumas fraturas dominantes. No final da simulação, em $t = 350 \mu\text{s}$, quatro fraturas dominantes quase igualmente espaçadas existem.

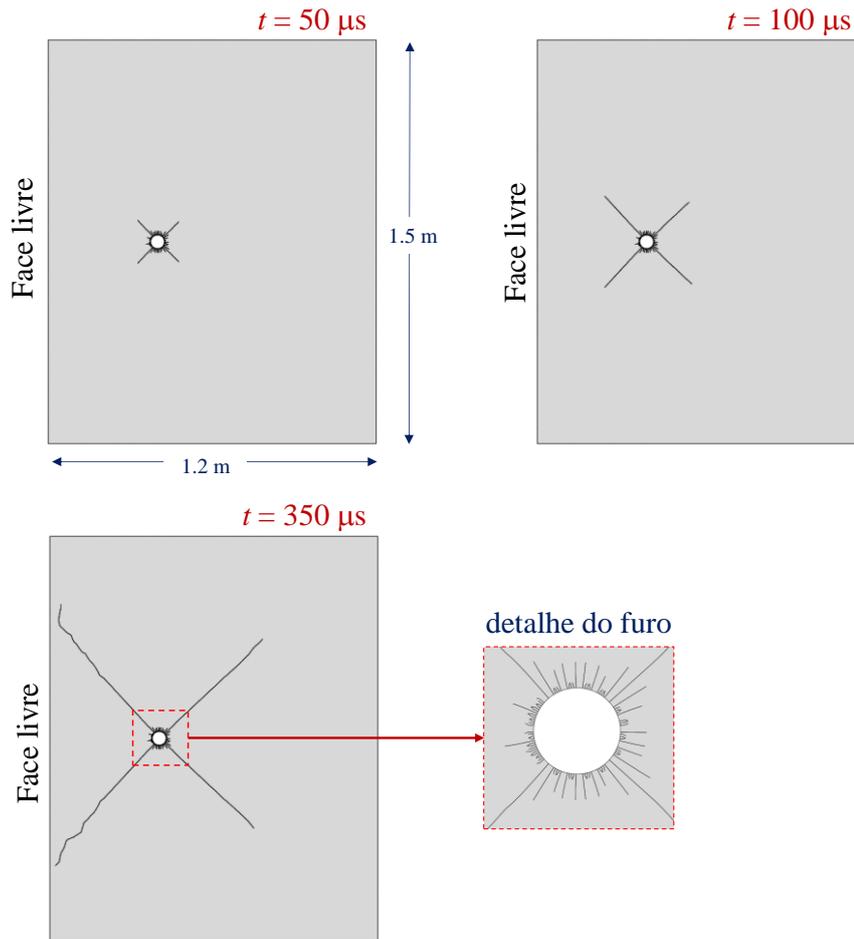


Figura 5.48 - Propagação de fraturas em furo de detonação sementalhes próximo à face livre.

Foram também feitas análises para comparar diferenças de comportamento quando da utilização de entalhes (ângulo de 15° e $\lambda = 0,4$) e fissuras preexistentes ao redor do furo, com comprimento de 0,008 m. Os resultados obtidos são apresentados nas Figuras 5.48 a 5.49 para os casos de 8, 4 e 2 fissuras preexistentes. As fraturas crescem ao longo da direção radial das fissuras preexistentes e os resultados computados com fissuras ou entalhes são praticamente iguais. A principal desvantagem da utilização de entalhes é a sua construção no modelo geométrico, enquanto que, para a modelagem com fissuras, a principal vantagem é que os cálculos são numericamente mais estáveis.

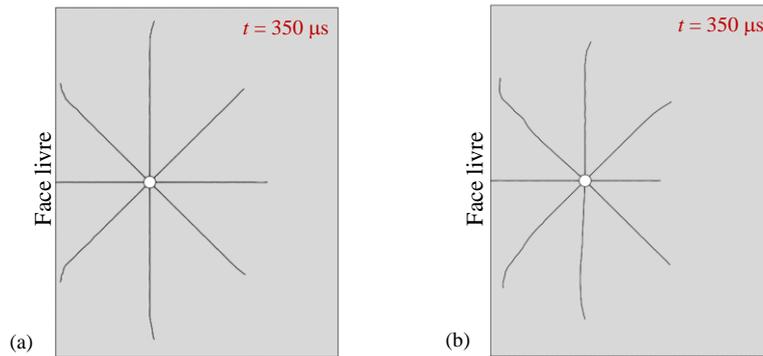


Figura 5.49 - Comparação do padrão de fraturas considerando:
(a) 8 entalhes radiais; (b) 8 fissuras preexistentes.

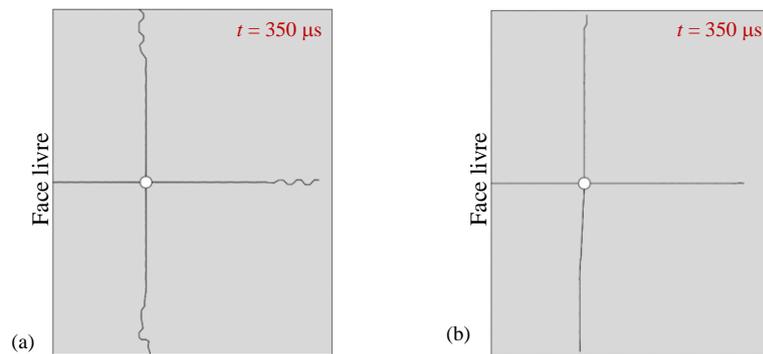


Figura 5.50 - Comparação do padrão de fraturas considerando:
(a) 4 entalhes radiais; (b) 4 fissuras preexistentes.

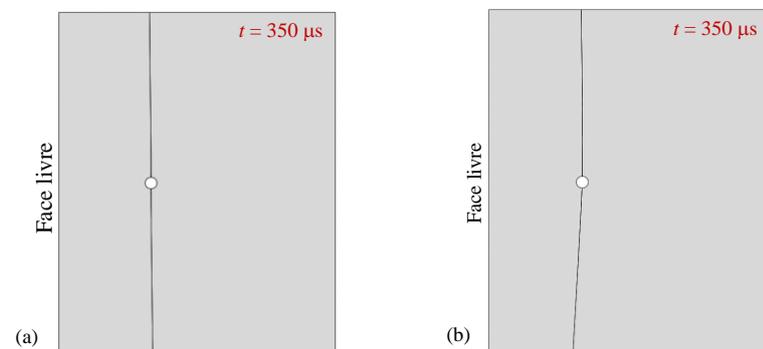


Figura 5.51 - Comparação do padrão de fraturas considerando:
(a) 2 entalhes radiais; (b) 2 fissuras preexistentes.

5.6 Influência do módulo de elasticidade

O efeito da rigidez do maciço rochoso, dependente do módulo de elasticidade do material, foi investigado para conhecer sua influência no padrão de fraturamento.

Um bloco de rocha com 2 m de lado, contendo um furo de detonação de raio $a_0 = 0,025\text{m}$ foi considerado nesta simulação. Elementos infinitos também foram utilizados para evitar a reflexão de ondas em contornos rígidos, prejudicando a análise do problema. Dois cenários foram investigados: furo sem fissuras

preexistentes e furo com 8 fissuras preexistentes, variando-se, em ambos os casos, os módulos de elasticidade do material entre 30 GPa a 70 GPa por incrementos sucessivos de 10 GPa. Demais parâmetros do maciço rochoso permaneceram inalterados com o pulso de pressão na parede do furo semelhante ao exemplo anterior. Os resultados computados estão ilustrados nas Figuras 5.50 a 5.51 no tempo final de simulação $t = 400 \mu\text{s}$.

Em ambos os cenários observa-se que a diferença no comprimento das fraturas é pequena com a variação do módulo de elasticidade da rocha entre 30 GPa e 70 GPa, o que coincide com as observações experimentais de laboratório feitas por Schatz et al. (1987). O padrão final de desenvolvimento das fraturas entre ambos os cenários é evidentemente diverso. No furo com 8 fissuras pré-existentes (Figura 5.51) o padrão se mantém quase inalterado com a variação da rigidez, mas no caso da ausência de fissuras preexistentes (Figura 5.50) um número maior de fraturas dominantes ocorre com a redução do valor do módulo de elasticidade. A diferença observada no comprimento das fraturas entre os dois cenários provavelmente se deve ao fato de que, no caso das 8 fissuras preexistentes, a maior energia dissipada para a propagação das mesmas resultou em fraturas dominantes de menor extensão, enquanto que, no caso de ausência de fissuras preexistentes as fraturas dominantes se propagaram em uma maior extensão, principalmente nas situações em que o número de fraturas formadas foi inferior a 8.

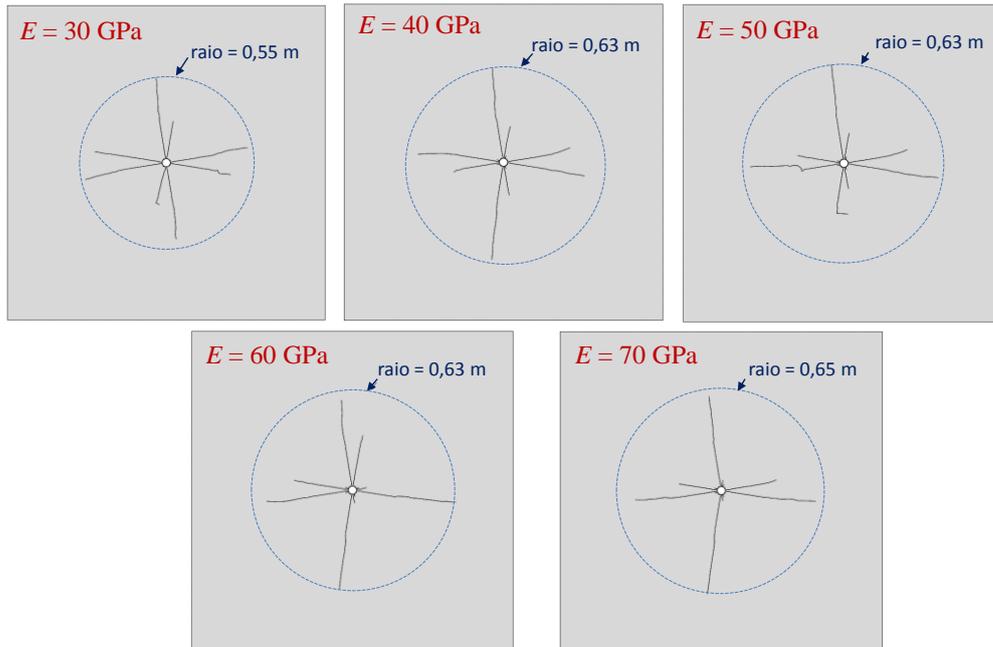


Figura 5.52 - Padrão de fraturas com a variação do módulo de elasticidade no caso de furo sem fissuras preexistentes.

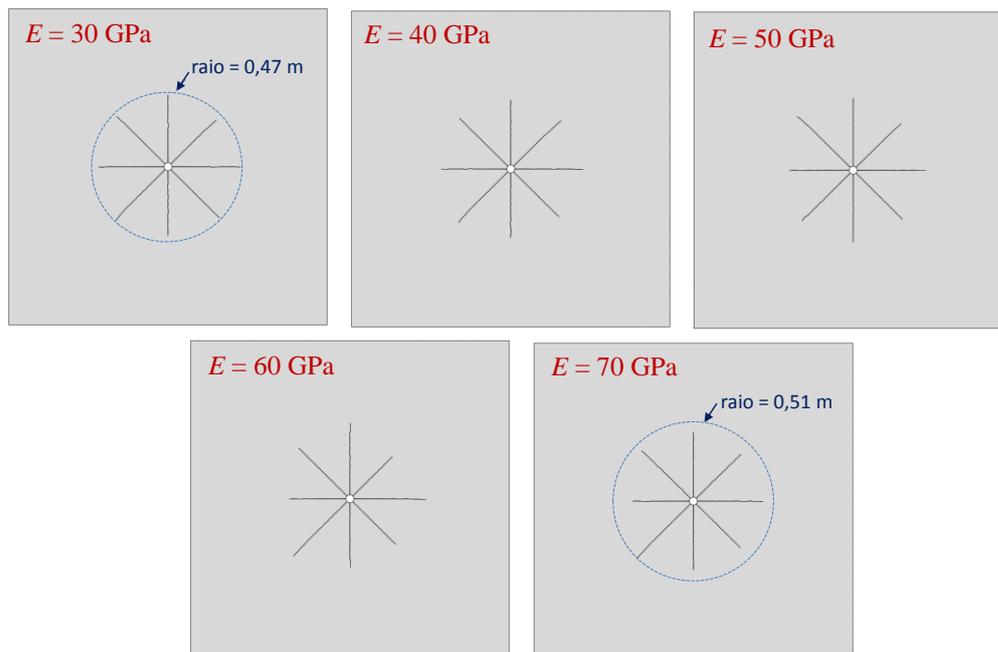


Figura 5.53 - Padrão de fraturas com a variação do módulo de elasticidade no caso de furo com oito fissuras preexistentes.

5.7 Influência da heterogeneidade da rocha

Rochas são constituídas por material apresentando heterogeneidade, cuja influência pode ser significativa no padrão de fraturamento. Portanto, parece ser razoável considerar que o módulo de elasticidade da rocha e sua resistência à tração

sejam admitidas função de microestruturas que lhe conferem heterogeneidade. A distribuição de Weibull pode ser utilizada para considerar a variação dos parâmetros de resistência em escala de grão (microscópica) de acordo com Cho et al. (2003) e Zhou e Molinari (2004).

Considere x_t o parâmetro de resistência em um volume V . Utilizando a distribuição de Weibull, a função de distribuição de probabilidades acumuladas $G(V, x_t)$ pode ser escrita como:

$$G(V, x_t) = 1 - \exp \left[- \frac{V}{V_0} \left(\frac{x_t}{\bar{x}_t(V_0)} \Gamma^m \left(1 + \frac{1}{m} \right) \right) \right] \quad (5.10)$$

onde Γ é a função gama, m um fator de forma, V_0 o volume de referência e $\bar{x}_t(V_0)$ indica a média do parâmetro de resistência no volume V_0 .

Para simular um padrão de heterogeneidade da rocha, números aleatórios que satisfaçam a distribuição de Weibull (Equação 5.10) são gerados para formar a distribuição espacial dos parâmetros de resistência microscópicos no modelo analisado.

O modelo com $m = \infty$ corresponde a uma rocha homogênea. Nesta pesquisa, distribuições espaciais do módulo de elasticidade foram geradas considerando-se fatores de forma $m = 5$ e $m = 20$. A Figura 5.54 apresenta a distribuição das densidades de probabilidade de Weibull para estes valores, com módulo de elasticidade médio de 50 GPa, enquanto que a Figura 5.55 mostra a distribuição espacial no modelo numérico dos módulos de elasticidade correspondentes aos fatores $m = 5$ e $m = 20$.

Os resultados das análises são apresentados na Figura 5.56 considerando o caso de um furo de detonação com oito fissuras preexistentes para o tempo final da simulação $t = 400 \mu\text{s}$. Observa-se que o padrão de fraturamento varia em função da distribuição espacial dos módulos; quando a rocha é bastante heterogênea ($m=5$) o padrão das fraturas dominantes é menos simétrico do que na situação de rocha com fator de forma $m = 20$. Adicionalmente, percebe-se também que no caso $m = 5$ algumas fraturas predominam mais do que outras.

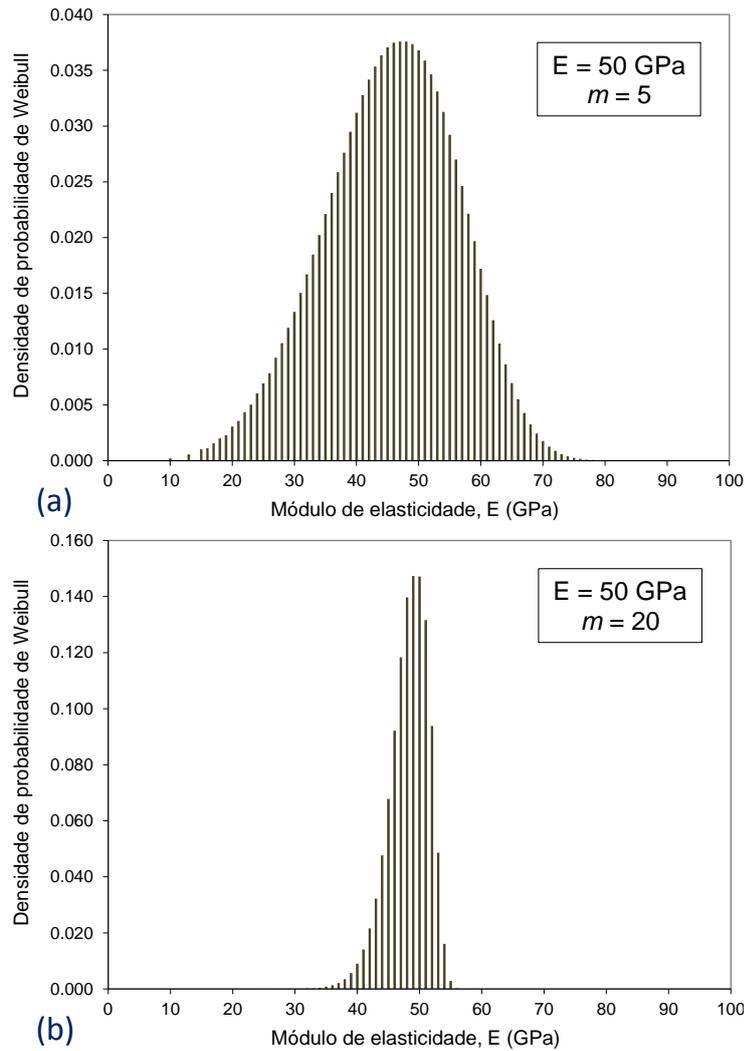


Figura 5.54 - Distribuição das densidades de probabilidade de Weibull do módulo de elasticidade da rocha para: (a) $m = 5$; (b) $m = 20$.

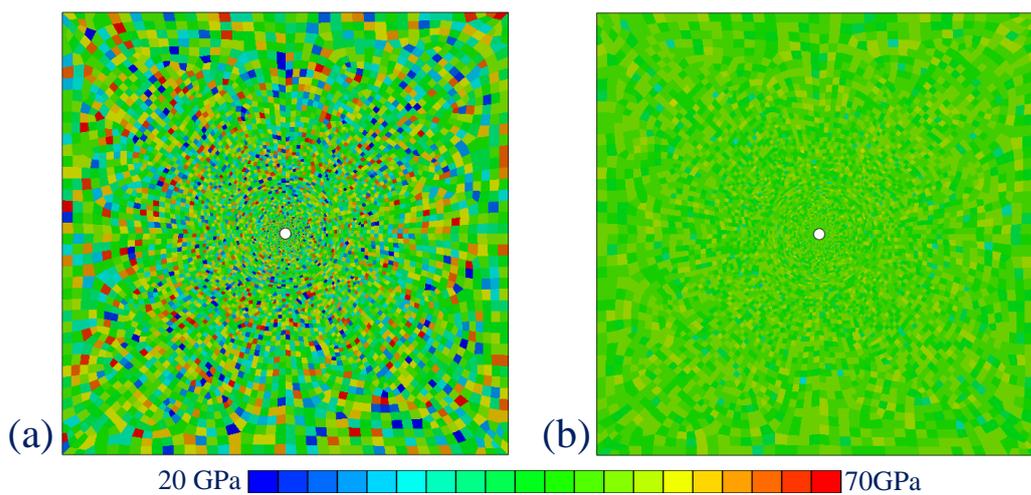


Figura 5.55 - Distribuição espacial do módulo de elasticidade da rocha no domínio do modelo numérico para: (a) $m = 5$; (b) $m = 20$.

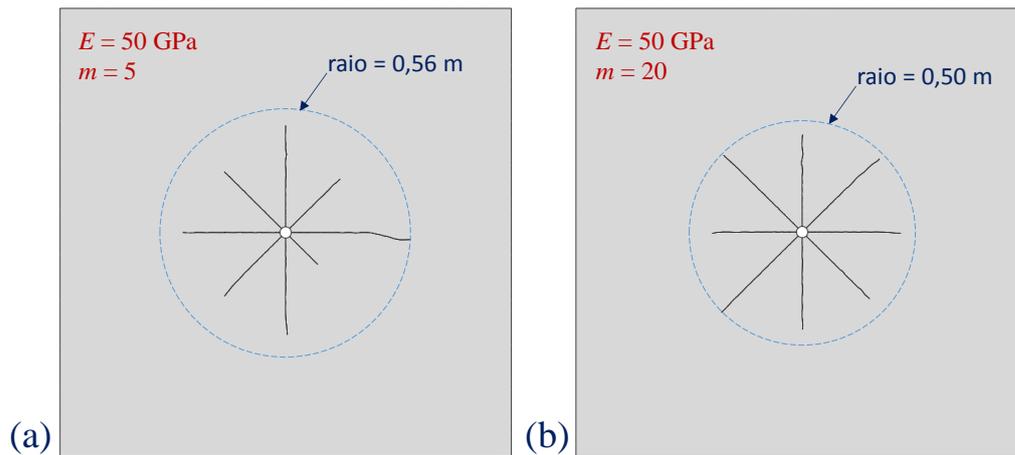


Figura 5.56 - Padrão de fraturas no modelo de furo de detonação com oito fissuras preexistentes considerando distribuição espacial dos módulos de elasticidade para: (a) $m = 5$; (b) $m = 20$.

5.8 Influência da resistência à tração máxima

A resistência à tração da rocha é outro parâmetro que controla significativamente o fraturamento do maciço. O modelo de um furo de detonação junto à face livre, com oito fissuras preexistentes, utilizado nas seções 5.4.2 e 5.5, foi novamente analisado para investigar o comportamento da rocha considerando a variação da resistência à tração máxima, entre 5 MPa a 15 MPa com incrementos de 5 MPa. Demais parâmetros do modelo permaneceram inalterados e o pulso de pressão atingiu pico de 100 MPa.

Os resultados no final da simulação, correspondentes ao tempo $t = 1000 \mu\text{s}$, são apresentados na Figura 5.57, onde se constata o impacto significativo da variação da resistência à tração da rocha no fraturamento do maciço. Esta observação também concorda com o trabalho experimental de Schatz et al. (1987). As fraturas iniciam com um nível de pressão no pulso de carregamento maior do que a resistência à tração e o pulso perde sua capacidade de fraturamento quando decai para valores inferiores à resistência à tração da rocha.

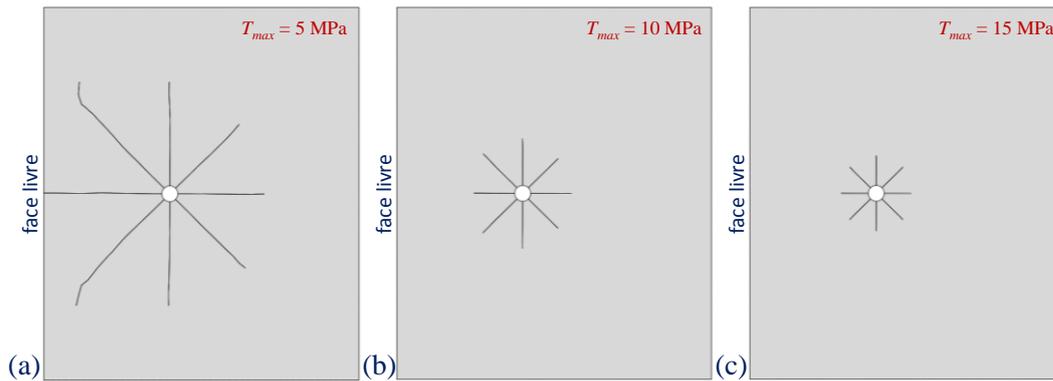


Figura 5.57 - Padrão de fraturamento com variação da resistência à tração máxima.

No caso de consideração de heterogeneidade do maciço rochoso, foi novamente utilizada a distribuição de Weibull para gerar a distribuição espacial da resistência à tração máxima no modelo numérico, apresentada na Figura 5.58 admitindo fatores de forma $m = 5$ e $m = 20$.

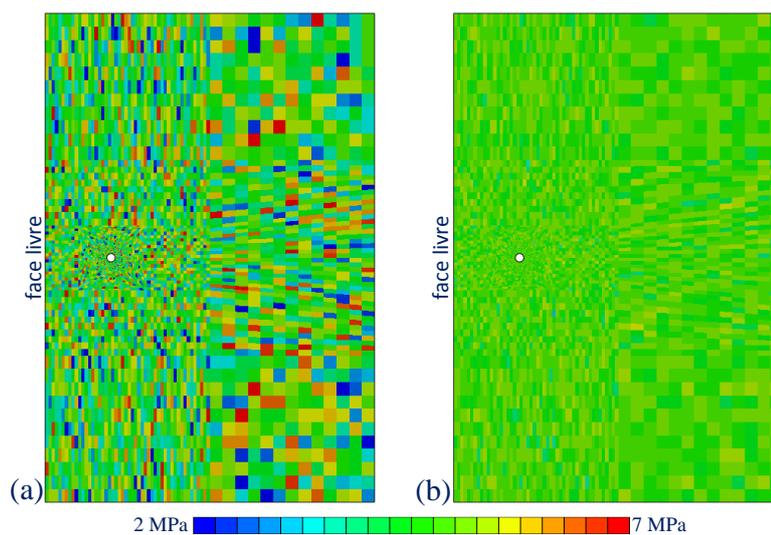


Figura 5.58 - Distribuição espacial da resistência à tração máxima no domínio do modelo numérico para: (a) $m = 5$; (b) $m = 20$.

Os resultados obtidos estão mostrados na Figura 5.59, considerando o campo dos deslocamentos horizontais no final da simulação em $t = 1000 \mu s$. Observa-se que o padrão de fraturas varia em função da distribuição espacial da resistência à tração máxima. Quando a rocha é mais heterogênea ($m=5$) os deslocamentos horizontais observados junto à face livre são maiores do que no caso de rocha menos heterogênea ($m=20$). Adicionalmente, no maciço rochoso mais heterogêneo ($m=5$) percebe-se novamente que algumas fraturas predominam mais do que outras.

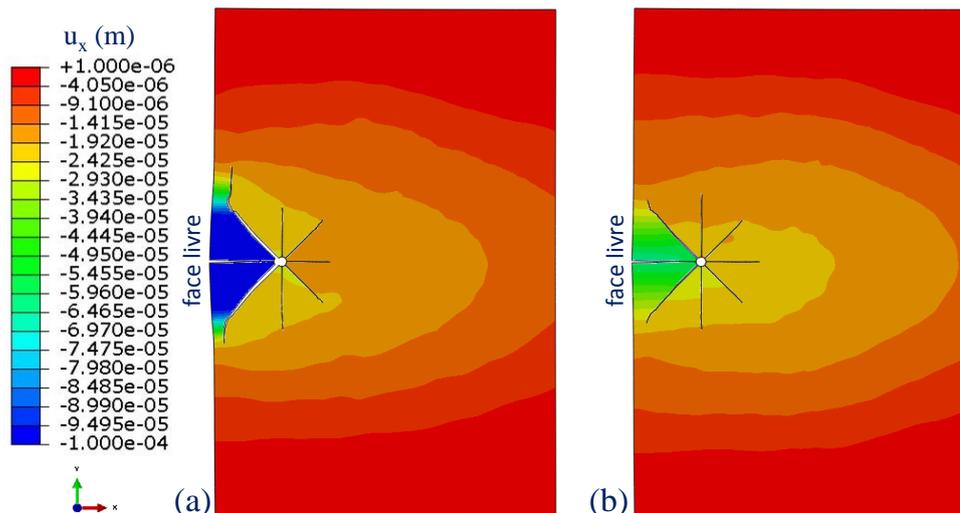


Figura 5.59 - Distribuição dos deslocamentos horizontais ($\times 200$) considerando distribuição espacial da resistência à tração máxima para: (a) $m = 5$; (b) $m = 20$.

5.9 Modelo com dois furos de detonação

5.9.1 Furos alinhados com a face livre

Este exemplo investiga os efeitos da explosão simultânea em dois furos de detonação com raio $a_0 = 0,0254$ m, posicionados conforme a Figura 5.7, onde também é apresentada a identificação das 8 fissuras preexistentes ao redor de cada furo de detonação, com comprimento equivalente a um terço do raio. A discretização do modelo é ilustrada na Figura 5.61, utilizando elementos quadrilaterais de 4 nós, sendo 37.040 elementos finitos e 428 elementos infinitos.

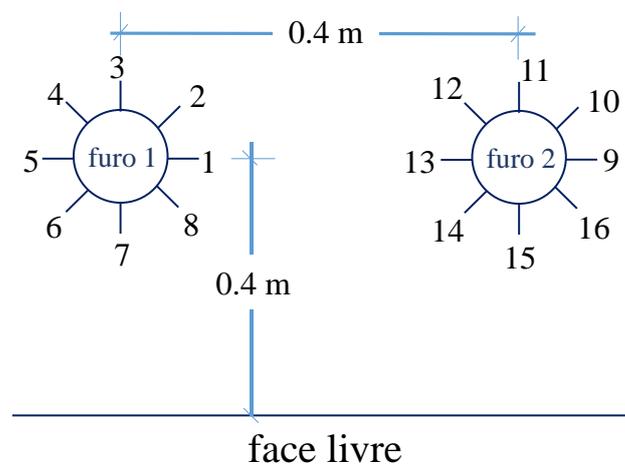


Figura 5.60 - Localização dos furos de detonação.

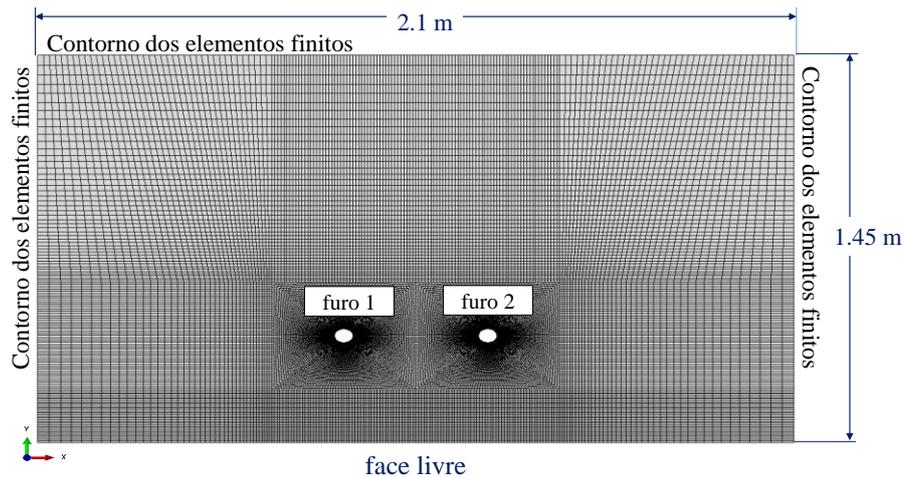


Figura 5.61 - Malha de elementos finitos / infinitos do modelo com dois furos de detonação.

A rocha (granito) tem massa específica $\rho = 2.800 \text{ kg/m}^3$, parâmetros elásticos $E = 60 \text{ GPa}$ e $\nu = 0,25$, resistência à tração de 3 MPa , energia de fraturamento no modo I e II de $42,54 \text{ Pa}\cdot\text{m}$ e $16,58 \text{ Pa}\cdot\text{m}$, respectivamente. A variação no tempo do pulso de pressão nas paredes dos furos devido à detonação do explosivo é apresentada na Figura 5.62, considerando pressão de pico $p_0 = 1.000 \text{ MPa}$, razão de decaimento $\beta/\alpha = 3,1$ e tempo para atingir a pressão de pico $t_0 = 450 \mu\text{s}$. Os mesmos dados foram utilizados na pesquisa feita por Lima (2001).

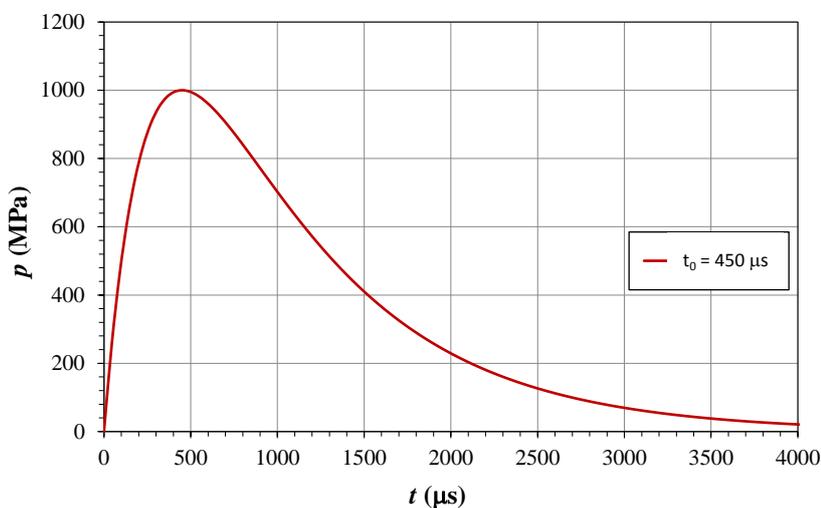


Figura 5.62 - Variação no tempo da pressão de explosão nas paredes dos furos.

A Figura 5.63 apresenta no tempo $t = 5,2 \mu\text{s}$ após o início da aplicação do carregamento a distribuição das tensões principais. Como esperado, as tensões principais de compressão ocorrem junto às paredes do furo e as tensões principais de tração junto às superfícies das fissuras.

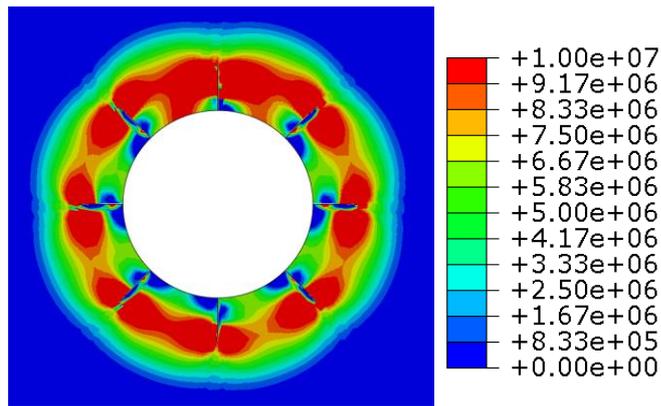


Figura 5.63 - Distribuição das tensões principais ao redor do furo (Pa) em $t = 13,1 \mu\text{s}$.

No instante $t = 60,7 \mu\text{s}$ as fraturas 1 e 13, paralelas à face livre do modelo, se encontram (Figura 5.64). A Figura 5.65 ilustra a distribuição das tensões principais neste instante, observando-se que ao redor dos furos uma região com elevadas tensões de tração, além da qual o material encontra-se sob compressão.

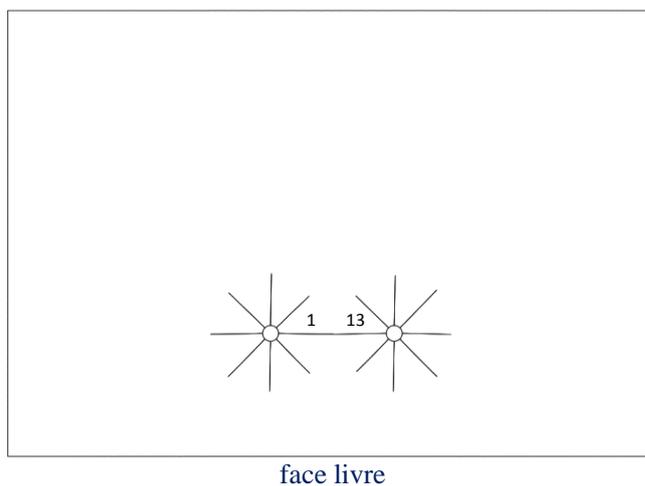


Figura 5.64 - Encontro das fraturas 1 e 13 em $t = 60,7 \mu\text{s}$.

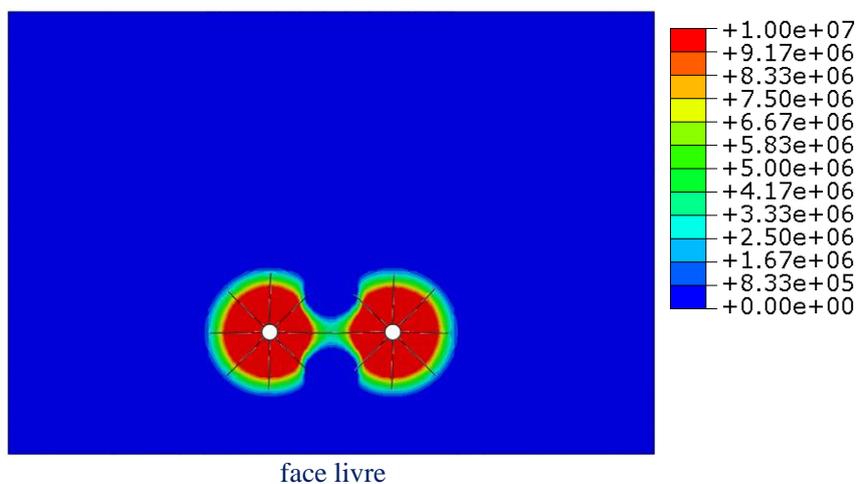


Figura 5.65 - Distribuição das tensões principais (Pa) em $t = 60,7 \mu\text{s}$.

No instante $t = 138,6 \mu\text{s}$ fraturas 7 e 15 atingem a face livre (Figura 5.66) após seguirem trajetórias levemente assimétricas, provavelmente devido à influência da malha de elementos finitos. A Figura 5.67 apresenta a distribuição das tensões principais neste instante, observando-se que os valores máximos de tração ocorrem junto às pontas das fraturas.

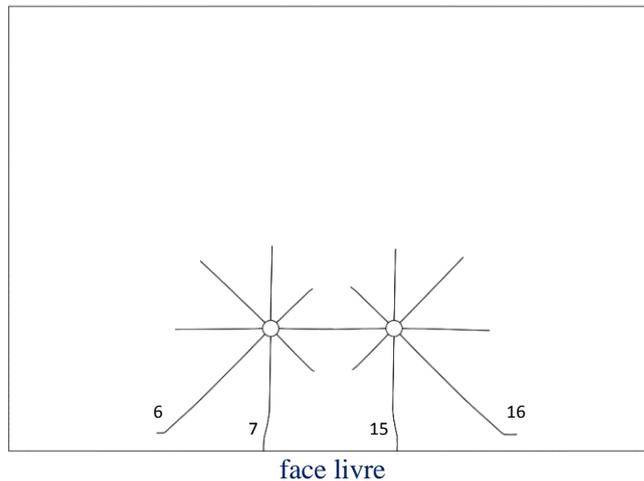


Figura 5.66 - Propagação de fraturas no instante $t = 138,6 \mu\text{s}$ quando as fraturas 7 e 15 atingem a face livre.

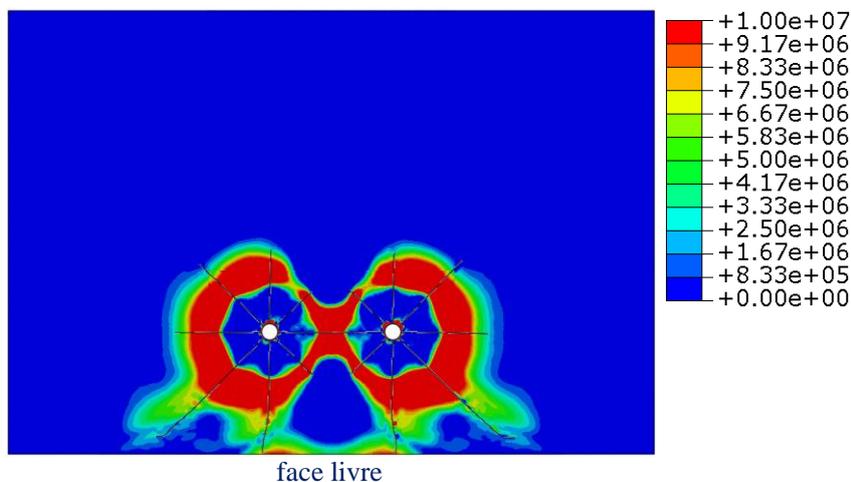


Figura 5.67 - Distribuição das tensões principais (Pa) no instante $t = 138,6 \mu\text{s}$.

No instante $t = 450 \mu\text{s}$ após a detonação, a pressão no interior do furo atinge seu valor máximo $p_0 = 1.000 \text{ MPa}$. Algumas fraturas dominantes se desviam da direção radial, conforme mostra a Figura 5.68. As fraturas 6 e 16 não interceptam a face livre, seguindo trajetórias praticamente paralelas ao contorno. As fraturas 2-12 e 8-14 não se interceptam, e suas pontas estão sob tensão de compressão, como mostra a Figura 5.69. As fraturas restantes se estendem até os demais contornos do modelo numérico.

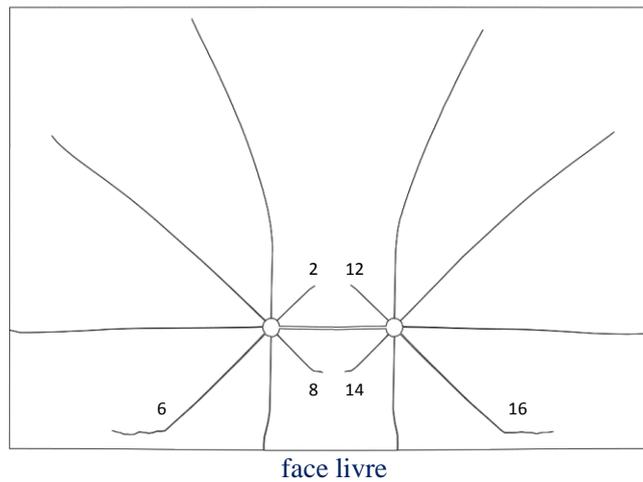


Figura 5.68 - Propagação de fraturas quando a pressão nos furos de detonação atinge a pressão de pico no tempo $t = 450\mu\text{s}$.

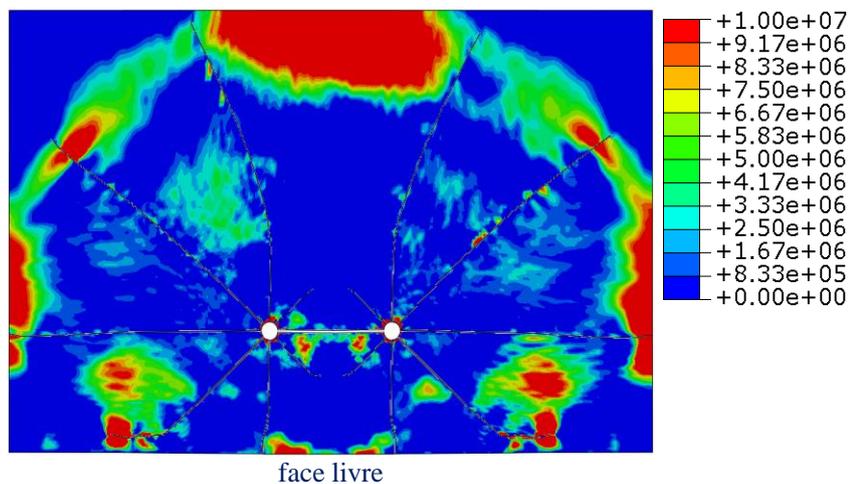


Figura 5.69 - Distribuição das tensões principais (Pa) quando a pressão nos furos de detonação atinge a pressão de pico em $t = 467\mu\text{s}$.

Para o mesmo problema, um comportamento similar foi numericamente obtido pelo método convencional dos elementos finitos por Lima (2001), utilizando sucessivas malhas para acompanhamento das fraturas no tempo e utilizando elementos finitos singulares (*quarter-points*) para cálculo dos fatores de intensidade de tensão como critério de propagação na mecânica da fratura linear elástica. A principal desvantagem deste tipo de simulação, como já mencionado, é o tempo dispendido na geração de malhas e mapeamento das variáveis entre elas, com perda gradual de precisão numérica decorrente deste processo. A metodologia do trabalho de Lima (2001) considerou a rocha como material frágil.

Para fins comparativos, a Figura 5.70 apresenta a situação das fraturas no tempo final da simulação ($t = 538 \mu\text{s}$) computadas por Lima (2001) e na presente pesquisa com o método XFEM. Observa-se que o padrão das mesmas segue as

mesmas variações. O algoritmo de Lima (2001) não trata de interseções de fraturas, por isto as simulações são interrompidas quando tal fato acontece.

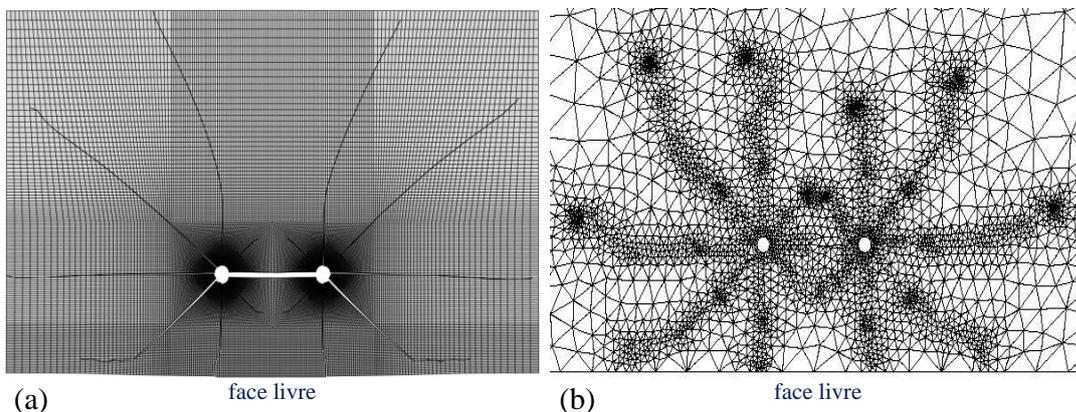


Figura 5.70 - Comparação da propagação das fraturas computadas com: (a) XFEM; (b) método convencional dos elementos finitos (Lima, 2001) no tempo $t = 538\mu\text{s}$

Foi novamente realizada a simulação numérica do fraturamento do maciço rochoso, desta vez sem a introdução prévia de fissuras ao longo do perímetro dos furos de detonação. A Figura 5.71 apresenta os resultados obtidos no tempo $t = 90,7\ \mu\text{s}$. Quando estes são comparados com os calculados anteriormente para 8 fissuras preexistentes, é possível observar que muitas pequenas fissuras se desenvolvem inicialmente mas somente algumas predominam. A sugestão de Song e Kim (1995) da ocorrência de um maior número de fraturas dominantes (de 8 a 12 segundo aqueles autores) parece se confirmar, com um número de fraturas no furo 2 superior ao observado no furo 1. Adicionalmente, estas fraturas não estão simetricamente distribuídas ao redor do perímetro dos furos e, neste instante de tempo, três fraturas já se interceptaram.

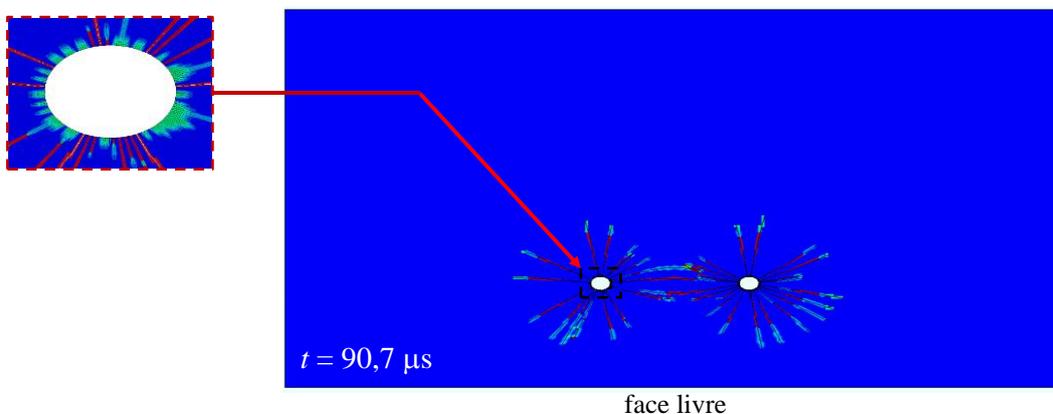


Figura 5.71 - Propagação das fraturas no tempo $t = 90,7\mu\text{s}$ (sem fissuras preexistentes).

Embora uma simulação de fraturamento sem fissuras preexistentes seja possível, alguns inconvenientes são observados. O custo computacional da simulação é muito maior quando comparado ao modelo de fissuras preexistentes e, neste exemplo, o programa computacional deixou de convergir e foi interrompido no tempo $t = 404 \mu\text{s}$ (Figura 5.72), devido a problemas originados pela interseção de fraturas. Nota-se também que, além dos efeitos de malha, o problema deixou de ser simétrico em virtude das diferenças de propagação das fraturas dominantes.

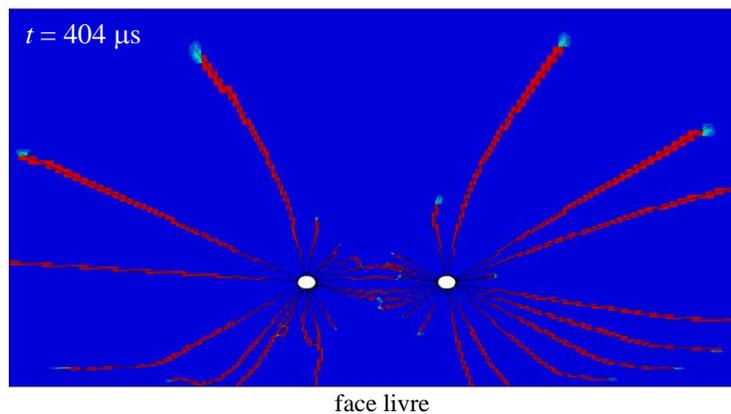


Figura 5.72 - Propagação de fraturas sem fissuras preexistentes nos furos de detonação, no tempo $t = 404 \mu\text{s}$, instante de interrupção da análise.

Finalmente, o mesmo problema foi simulado com a técnica de eliminação de elementos (TEE). Os resultados numéricos obtidos estão apresentados na Figura 5.73. Para facilitar a comparação visual com os resultados anteriores (método convencional dos elementos finitos e XFEM), todas as figuras representam uma mesma área do maciço rochoso de dimensão $2,1 \text{ m} \times 1,45 \text{ m}$.

Pode ser observado que ao redor dos furos de detonação existe um anel de rocha muito fragmentada, sem definição de fraturas dominantes. A influência da face livre também pode ser observada à medida que a fragmentação do material aumenta.

No presente exemplo não foram consideradas fissuras preexistentes porque estas não teriam influência na solução do problema, dado o caráter deste método baseado na simples remoção de elementos e não no acompanhamento de fraturas através de uma malha de elementos finitos. O tempo de simulação computacional é menor, apesar de utilizar mais elementos (em malha bastante refinada), do que no caso de solução implícita pelo XFEM, porque a TEE faz uso de solução explícita no tempo, o que lhe confere maior rapidez na solução das equações.

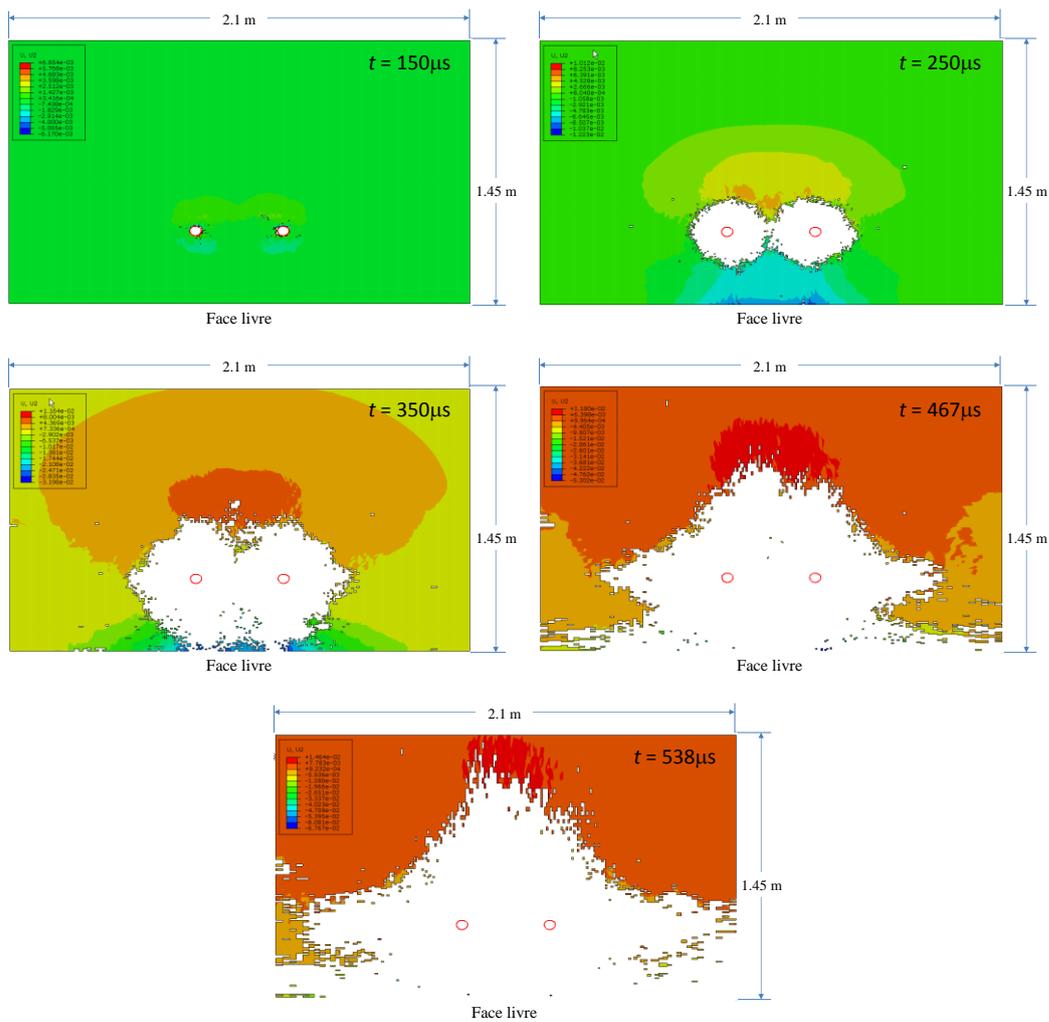


Figura 5.73 - Evolução da fragmentação da rocha na técnica de eliminação de elementos.

5.9.2 Dois furos perpendiculares à face livre

Este exemplo analisa o fraturamento dinâmico da rocha ao redor de dois furos de detonação de raio $a_0 = 0,0254$ m, perfurado em granito, próximos à face livre e posicionados conforme Figura 5.74, que também apresenta a identificação das fissuras preexistentes em ambos os furos. O furo de número 1 situa-se entre o furo de número 2 e o contorno livre, afastado destes de 40 cm. Oito fissuras preexistentes de comprimento de $a_0/3$ foram introduzidas em cada furo, igualmente espaçadas ao longo do perímetro. Estes furos são detonados em tempos diferentes, sendo iniciado pelo furo mais próximo à face livre (furo 1), enquanto que o furo 2 é detonado 124 μ s após.

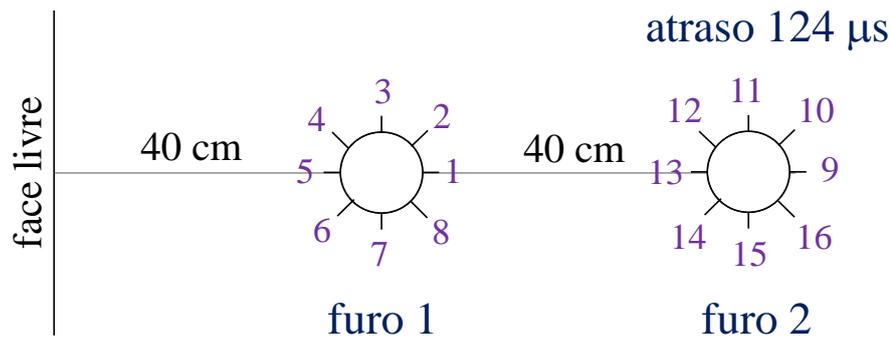


Figura 5.74 - Localização dos furos de detonação no maciço de granito.

As propriedades da rocha, considerando o modelo da zona coesiva e o pulso de pressão, são as mesmas do exemplo anterior onde se considerou dois furos alinhados com o contorno livre.

No instante $t = 124 \mu\text{s}$, o padrão das fraturas e parte da malha de elementos finitos correspondente são apresentados na Figura 5.75 para o método XFEM com modelo da zona coesiva. Na Figura 5.76 mostra o resultado para o mesmo problema e instante de tempo obtido pelo método convencional de elementos finitos por Lima (2001). Como pode ser observado, no método XFEM os comprimentos das fraturas do furo 1 quase atingem a face livre e o furo 2, o que não se observa no trabalho de Lima. Adicionalmente, percebe-se que as fraturas predefinidas no furo 2 também evoluem devido às ondas geradas pelo pulso de pressão aplicado no furo 1. Novamente, o problema foi também simulado utilizando a técnica de eliminação de elementos, com resultados apresentados na Figura 5.77, onde ao redor do furo 1 forma-se uma região de rocha fragmentada com raio de cerca de 0,080 m.

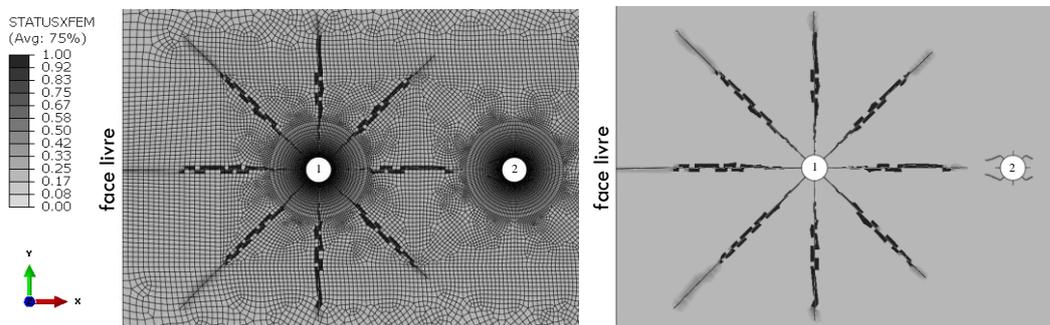


Figura 5.75 - Padrão de fraturas ao redor do furo 1 no tempo $t = 124 \mu\text{s}$ pelo XFEM.

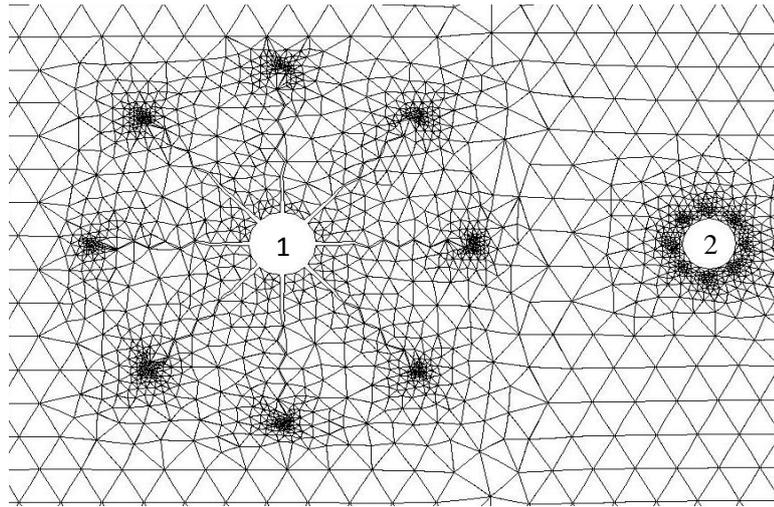


Figura 5.76 - Padrão de fraturas ao redor do furo 1 no tempo $t = 124 \mu\text{s}$ por Lima (2001).

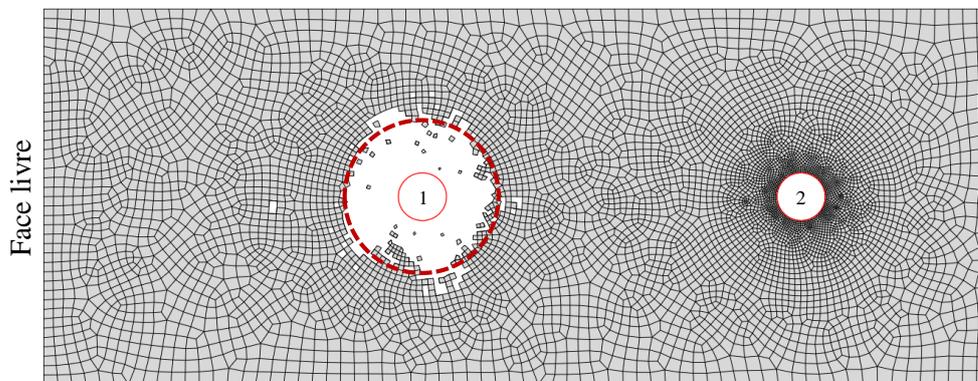


Figura 5.77 - Padrão de fragmentação ao redor do furo 1 no tempo $t = 124 \mu\text{s}$ pela técnica de eliminação de elementos.

Outros estágios de propagação de fraturas, para alguns instantes selecionados de tempo, estão ilustrados na Figura 5.78. As fraturas horizontais 1 e 13 se interceptam no tempo $t = 199,4 \mu\text{s}$ (Figura 5.78a), quando as fraturas 12 e 14 do furo 2 se combinam com a fratura 1. No instante $t = 285,4 \mu\text{s}$, a fratura 5 atinge a face livre e as fraturas 4 e 6 não a interceptam, seguindo trajetórias quase paralelas ao contorno (Figura 5.78b). Devido à ocorrência de tensões de compressão, pode ser observado na Figura 5.78c que as fraturas 9, 11 e 15 param de propagar no tempo $t = 285,4 \mu\text{s}$. No final da análise, em tempo $t = 439,9 \mu\text{s}$, o padrão de fraturas é apresentado na Figura 5.78d, onde pode ser notado que as fraturas 12 e 14 tendem a interceptar as fraturas horizontais 1-13.

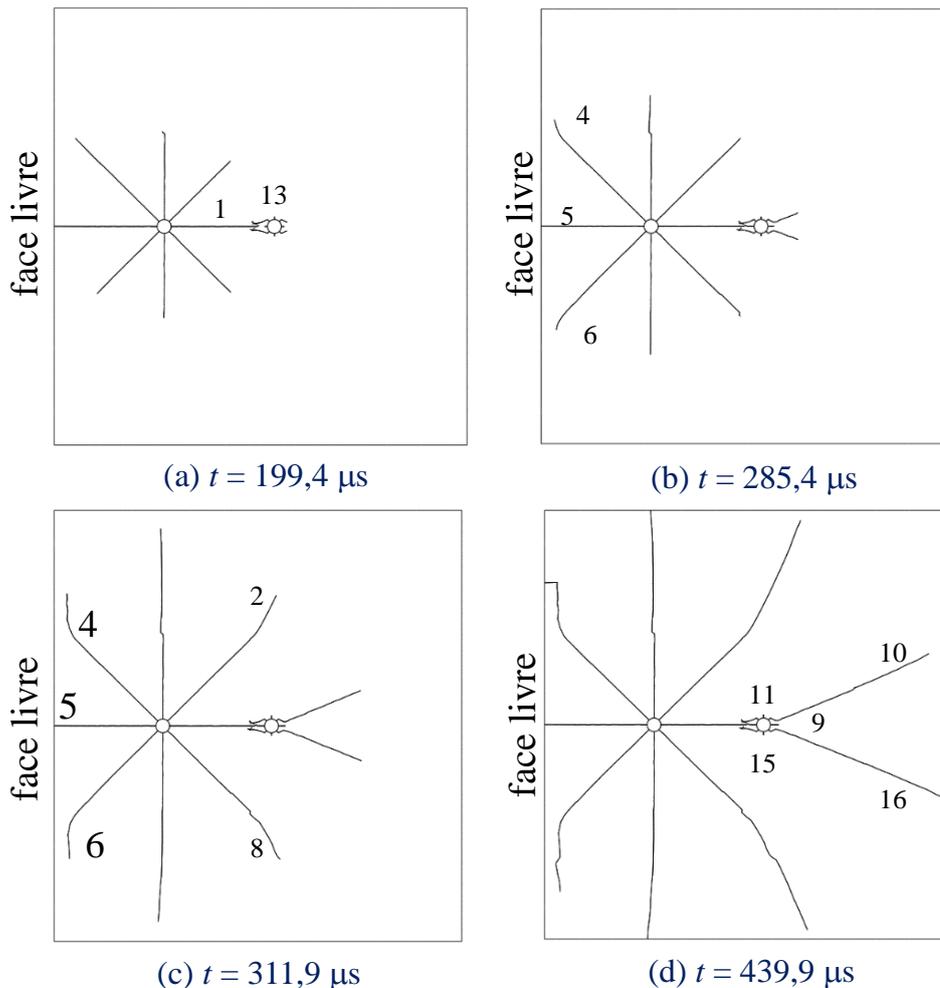


Figura 5.78 - Propagação das fraturas no modelo XFEM.

Como pôde ser observado, é grande a influência da explosão de um furo sobre os efeitos de outro quando estes são detonados em tempos diferentes. A compressão imposta pelas ondas de tensão do primeiro furo detonado pode inibir o início da propagação de fraturas no furo detonado posteriormente. As trajetórias de propagação das fraturas de um furo são também influenciadas pelo aumento das tensões de compressão junto às pontas das fraturas, em virtude das ondas de tensão geradas pela explosão do segundo furo.

As Figuras 5.79 e 580 comparam os resultados determinados pelo método XFEM com aqueles computados por Lima (2001). O padrão de fraturas dominantes é similar, mas no trabalho de Lima (2001) a análise foi interrompida antecipadamente por dificuldades do algoritmo de geração de malhas em posição rosetas de elementos finitos singulares quando a malha se torna muito refinada. No método XFEM, que não utiliza processos para geração de sucessivas malhas, este problema evidentemente não acontece.

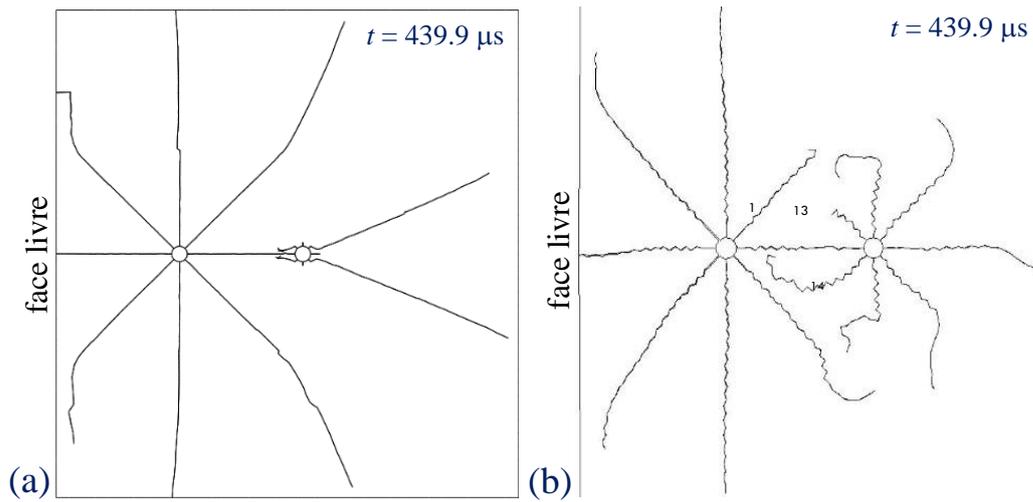


Figura 5.79 - Padrão das fraturas dominantes obtido por: (a) XFEM; (b) Lima (2001).

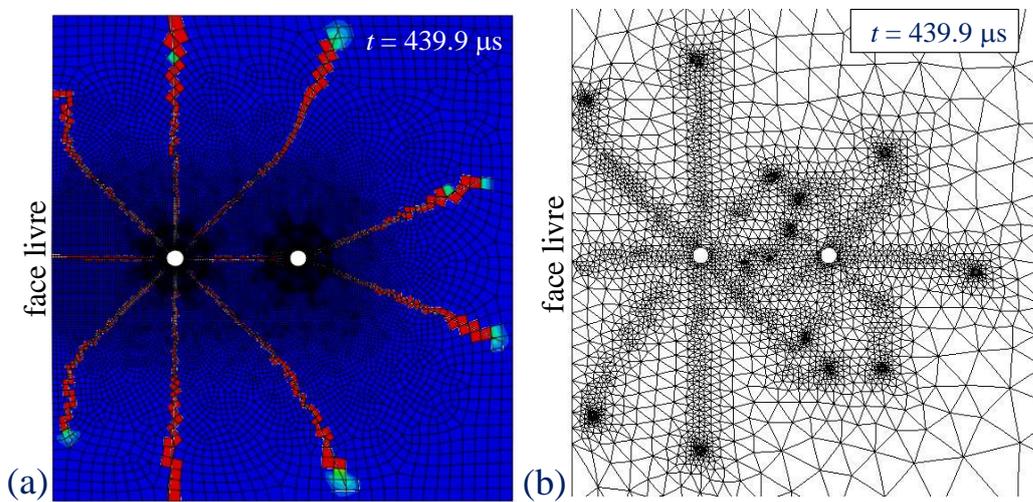


Figura 5.80 - Parte da malha de elementos finitos modelada por: (a) XFEM; (b) Lima (2001).

O mesmo problema foi simulado com a técnica de eliminação de elementos, com resultados apresentados na Figura 5.81. As influências da superfície livre e do atraso de detonação podem ser nela observadas.

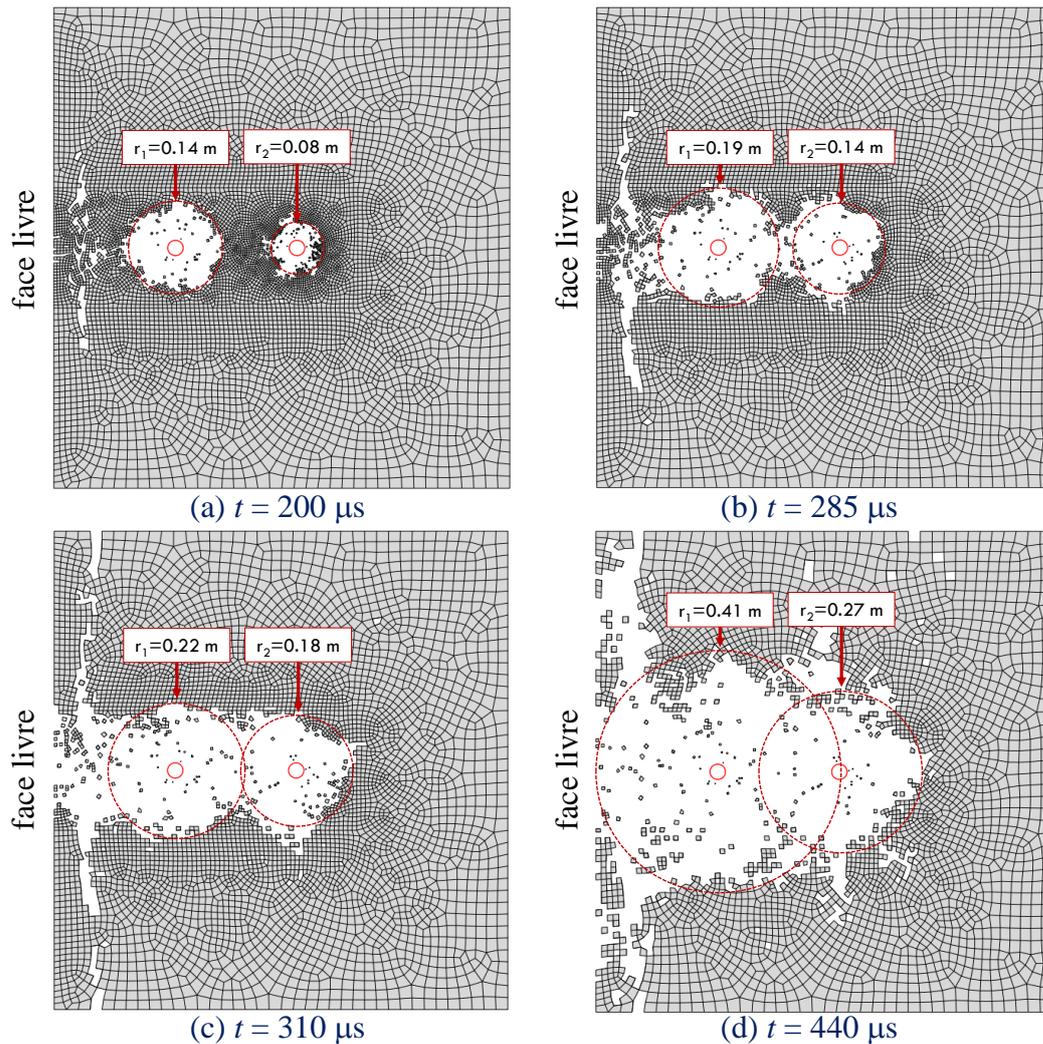


Figura 5.81 - Evolução da fragmentação de rocha pela técnica de eliminação de elementos.

5.10 Simulação de um plano de fogo

A forma mais usual do desmonte de rocha consiste na execução de uma bancada, denominação dada ao maciço rochoso após uma sequência de explosões. O conjunto dos elementos necessários para execução da bancada é geralmente conhecido como plano de fogo, que conta com diversos elementos, que devem ser estabelecidos, como diâmetro do furo, altura, afastamento, espaçamento, razão de carregamento, etc. Além da geometria das malhas de perfuração, que pode ser quadrada ou retangular, geralmente, é necessário também programar a sequência de detonação dos furos.

A iniciação simultânea de uma fila de furos permite um maior espaçamento e conseqüentemente o custo por m^3 de material desmontado é reduzido. Os

fragmentos poderão ser mais grossos. Os tempos dos retardos produzem os seguintes efeitos (Silva, 2013):

- Menores tempos de retardo causam pilhas mais altas e mais próximas à face;
- Menores tempos de retardo causam mais a quebra lateral do banco (*end break*);
- Menores tempos de retardo causam onda aérea;
- Menores tempos de retardo apresentam maior potencial de ultralancamento (*fly rock*);
- Maiores tempos de retardo diminuem a vibração do terreno;
- Maiores tempos de retardo diminuem a incidência da quebra para trás (*backbreak*).

A Figura 5.82 ilustra três tipos diferentes de ligação usualmente utilizado em uma bancada a céu aberto.

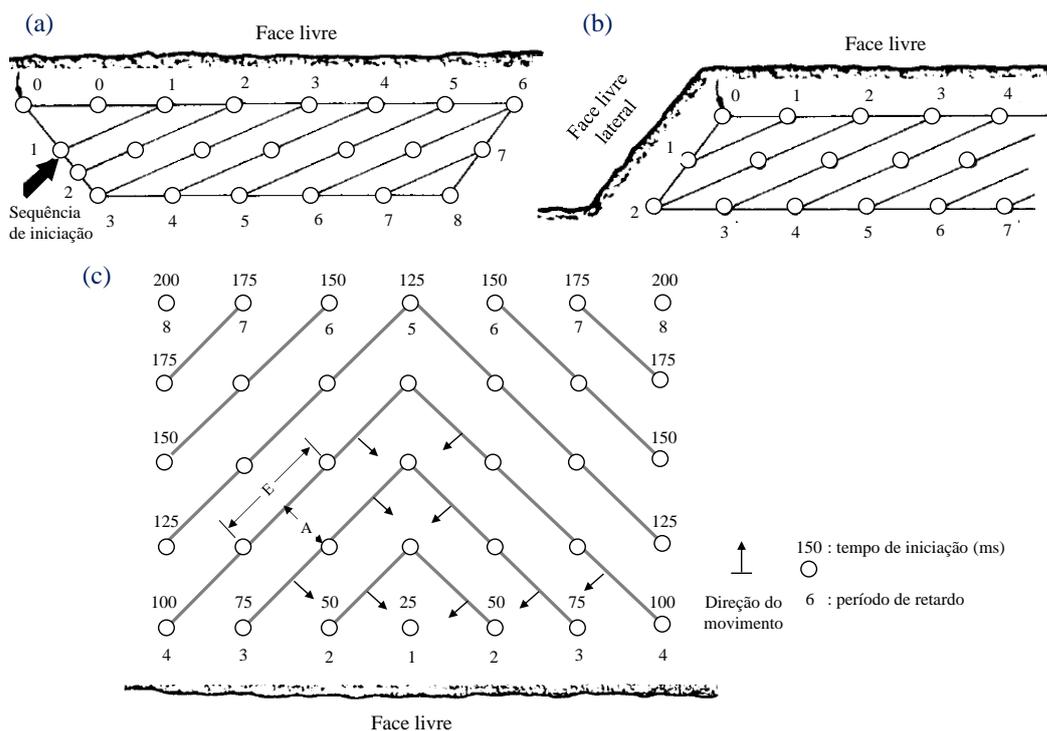


Figura 5.82 - Ligação em uma bancada que apresente: (a) apenas uma face livre; (b) duas faces livres; e (c) em “V” utilizada para se obter uma pilha mais alta e uma melhor fragmentação.

O exemplo analisado nesta seção investiga o fraturamento de um maciço rochoso por um plano de fogo com 5 furos de detonação em uma ligação em “V”, com tempo de atraso de 25 μ s. A Figura 5.83 apresenta uma vista esquemática do modelo utilizado e sua sequência da detonação. O furo 1 é o furo de iniciação da

explosão, também chamado de furo pilão ou alívio. Os furos de detonação têm raio $a_0 = 0,0254$ m, com oito fissuras preexistentes de comprimento igual a um terço do raio, distribuídas ao longo do perímetro de cada furo. O afastamento (A) e o espaçamento (E) obedecem à relação $E = 1,4 \cdot A$, com $A = 0,40$ m. A discretização é constituída por elementos quadrilaterais de 4 nós, sendo 27.253 elementos finitos e 334 elementos infinitos, como ilustrado na Figura 5.84.

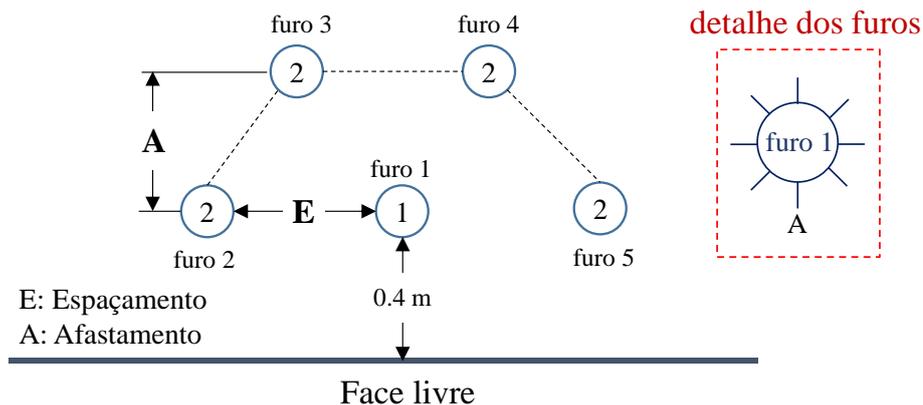


Figura 5.83 - Configuração de um plano de fogo (furos com 8 fissuras prescritas).

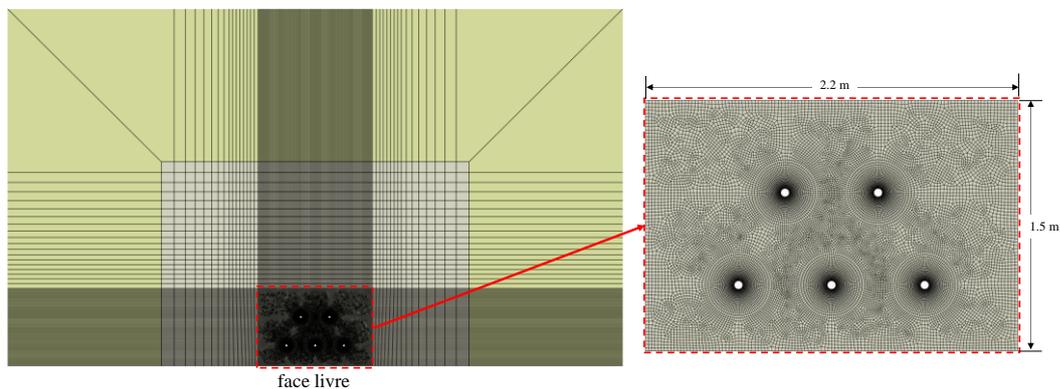


Figura 5.84 - Discretização da malha de elementos finitos e infinitos.

A rocha que constitui o maciço é granito isotrópico e homogêneo, com propriedades mecânicas definidas por módulo de elasticidade $E = 60$ GPa, coeficiente de Poisson $\nu = 0,25$, massa específica $\rho = 2.800$ kg/m³, resistência à tração máxima $T_{max} = 3$ MPa e energia da fratura $G_f = 42,54$ Pa·m. O pulso de pressão sobre as paredes dos furos de detonação encontra-se graficamente representado na Figura 5.85, considerando pressão de pico $p_0 = 100$ MPa, razão de decaimento $\beta/\alpha = 1,5$ e tempo para atingir a pressão de pico de 100 μ s.

Na Figura 5.86 são apresentados os resultados obtidos até o instante de tempo 162 μ s, quando a solução numérica deixa de convergir considerando as tolerâncias

pré-estabelecidas no programa ABAQUS v.6.14. Nota-se que neste instante o fraturamento do furo 1 (furo pilão) evoluiu mais que nos outros furos, devido à sequência de detonação por ele iniciada. Este modelo foi aqui designado como “Caso Base”.

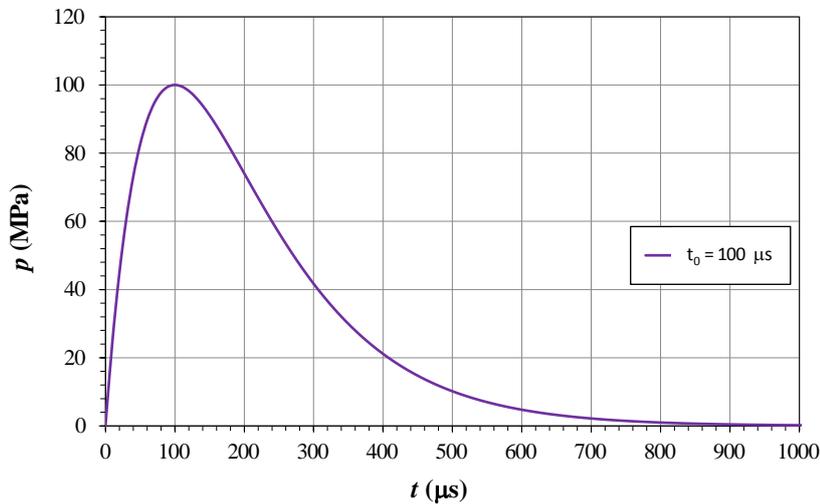


Figura 5.85 - Pulso de pressão nas paredes dos furos de detonação.

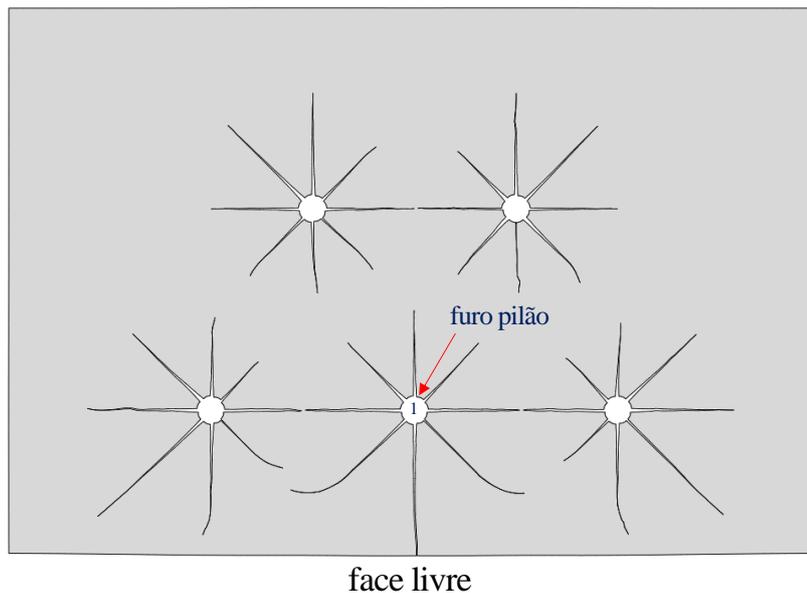


Figura 5.86 - Caso Base: propagação de fraturas no tempo $t = 162 \mu s$ (x 100).

Nos primeiros passos da simulação os elementos da ponta da fratura sofrem altos níveis de tensão devido ao pulso de pressão, não sendo possível calcular valores precisos no processo iterativo de Newton-Raphson. O programa então reduz o tamanho do incremento para não exceder à tolerância especificada. A Figura 5.87 ilustra os elementos mais afetados com a tolerância de iniciação ao dano. A

especificação de um valor maior de tolerância de iniciação ao dano é possível, permitindo uma solução mais rápida, porém menos precisa.

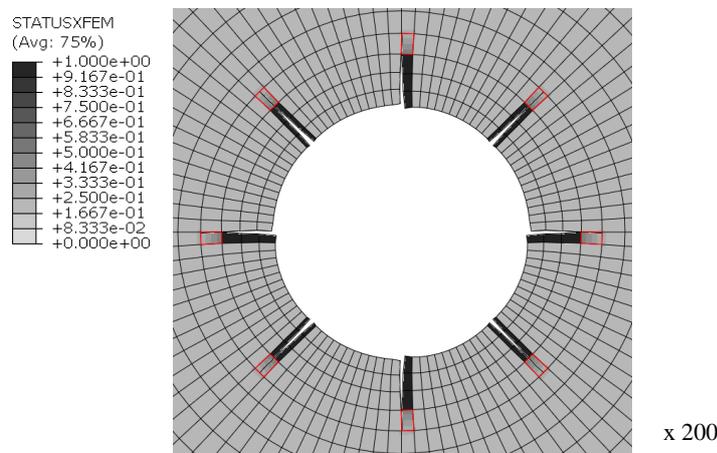
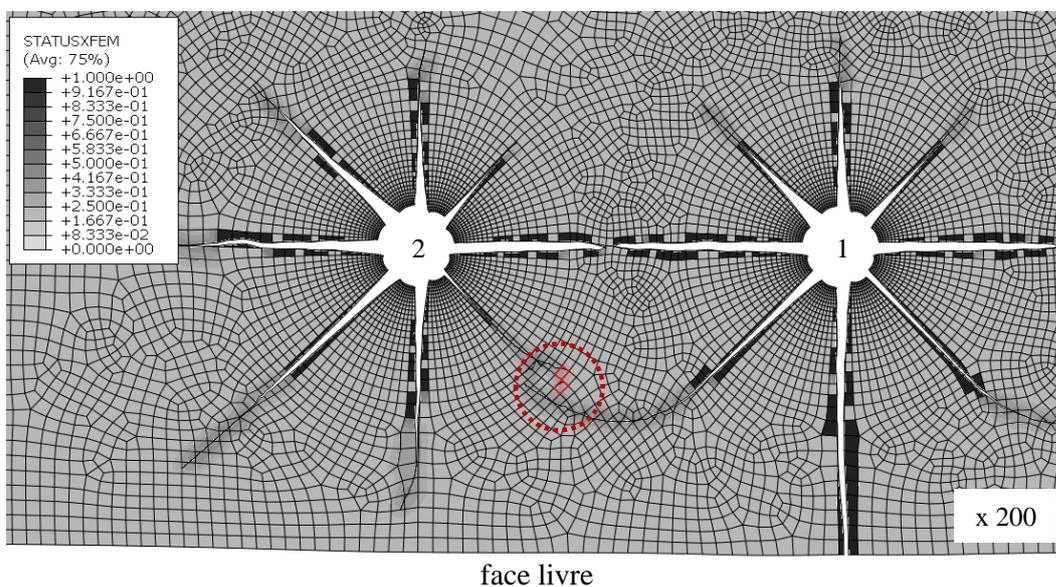


Figura 5.87 - Detalhe da malha de elementos finitos ao redor do furo 1 no tempo $t = 13 \mu\text{s}$.

No entanto, o problema deixou de convergir quando as fraturas propagadas do furo 1 e furo 2 se encontraram, criando elementos distorcidos, tal como mostrado na Figura 5.88.



face livre

Figura 5.88 - Caso Base: detalhe da malha de elementos finitos em $t = 162 \mu\text{s}$.

Para melhorar a convergência, aumentou-se então a tolerância de iniciação ao dano de 0,05 (preestabelecida) para 0,1, uma vez que não é possível alcançar a tensão de iniciação exata no processo iterativo. Este cenário foi designado como “Caso 1”, cujos resultados estão apresentados na Figura 5.89 para o instante de tempo $t = 581 \mu\text{s}$ quando a simulação deixou novamente de convergir.

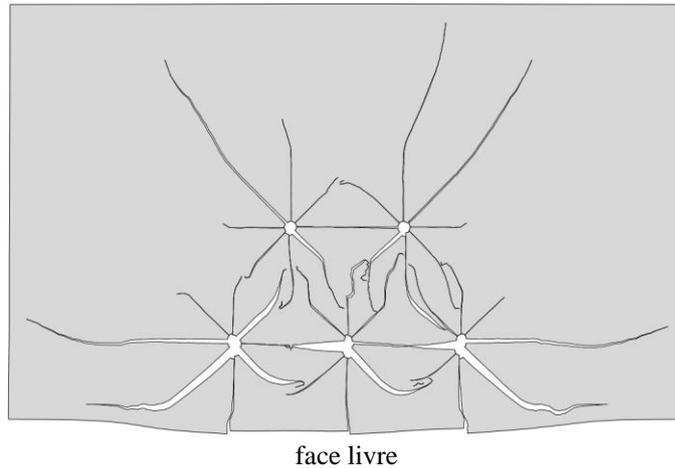


Figura 5.89 - Padrão da propagação das fraturas para o Caso 1 no tempo 581 μs (x 100).

A Figura 5.90 mostra em detalhes os últimos passos da propagação das fraturas do furo 4, onde se observa a influência das fraturas umas sobre outras e detalhes de elementos distorcidos. No instante $t = 428 \mu\text{s}$ a fratura “A” da figura apresenta uma abertura apreciável, enquanto que no instante $t = 509 \mu\text{s}$ encontra-se mais fechada. A evolução das fraturas continua até o momento que o programa deixa de convergir no instante $t = 581 \mu\text{s}$. Na Figura 5.90, observa-se em detalhe que a fratura “A” não apresenta penetrabilidade das superfícies da fratura, portanto o método da penalidade. Assim conclui-se que as dificuldades estão relacionadas com a extrema distorção de elementos.

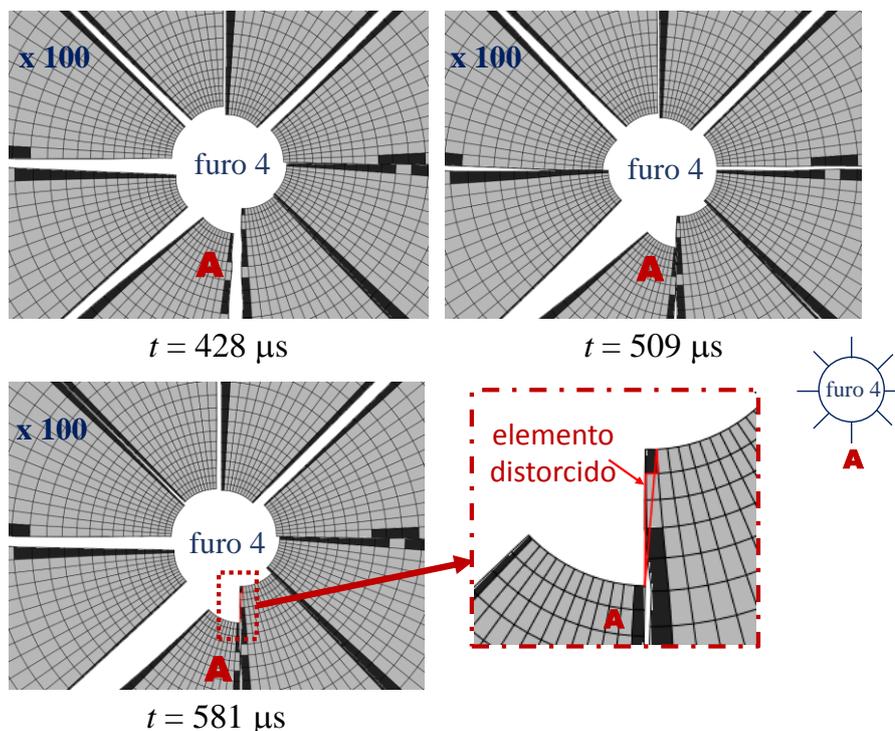


Figura 5.90 - Detalhe da malha de elementos finitos do furo de detonação 4 do “Caso 1”. Detalhe do fechamento da fratura “A”, mas que deixa de convergir pela distorção do elemento.

Numa tentativa para superar este problema de convergência, o plano de fogo foi novamente simulado com redefinição das tolerâncias das forças residuais (explicado na seção 5.1.5). Portanto, a tolerância das forças residuais foi aumentada do valor preestabelecido 0,005 para 0,01 e a tolerância do incremento máximo de deslocamento de 0,01 para 0,1. Assim, o resultado numérico do “Caso 2” no tempo $t = 706 \mu\text{s}$ é apresentado na Figura 5.91. Observa-se, que o problema está fisicamente correto, a forte influência da face livre e dos furos de retardo é apreciável.

Com estas modificações das tolerâncias, conseguiu-se avançar o processamento até $t = 706 \mu\text{s}$, quando ocorreram problemas de convergência causados por elemento extremamente distorcido junto às paredes do furo 4. Como no “Caso 1”, anteriormente simulado, os problemas de convergência aconteceram ao redor do furo 4 por elementos com extrema distorção. No “Caso 2”, com a redefinição das tolerâncias das forças residuais a simulação foi de $706 \mu\text{s}$, mais tempo do que no “Caso 1”, que foi de $581 \mu\text{s}$.

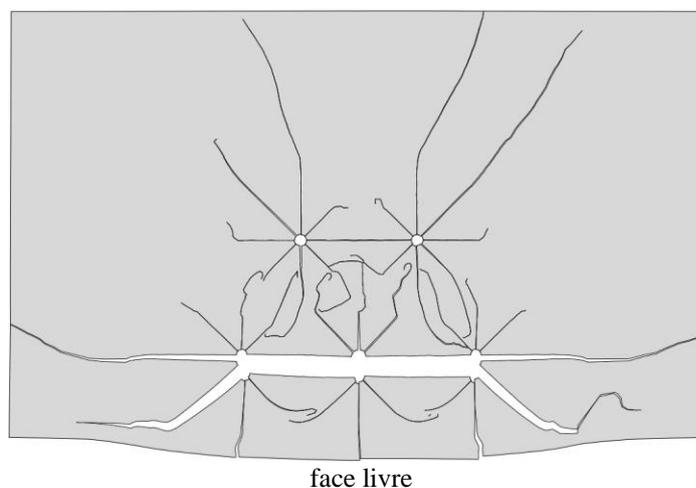


Figura 5.91 - Propagação de fratura para o “Caso 2” no tempo $706 \mu\text{s}$ (x 100).

Nos Casos anteriores, a solução deixou de convergir devido a elementos distorcidos. O problema foi resolvido com uma nova discretização da malha de elementos finitos do mesmo modelo, chamado “Caso 3”. Os resultados numéricos foram computados até o tempo final da análise em $t = 2000 \mu\text{s}$, sem dificuldades de convergência, conforme mostra a Figura 5.89.

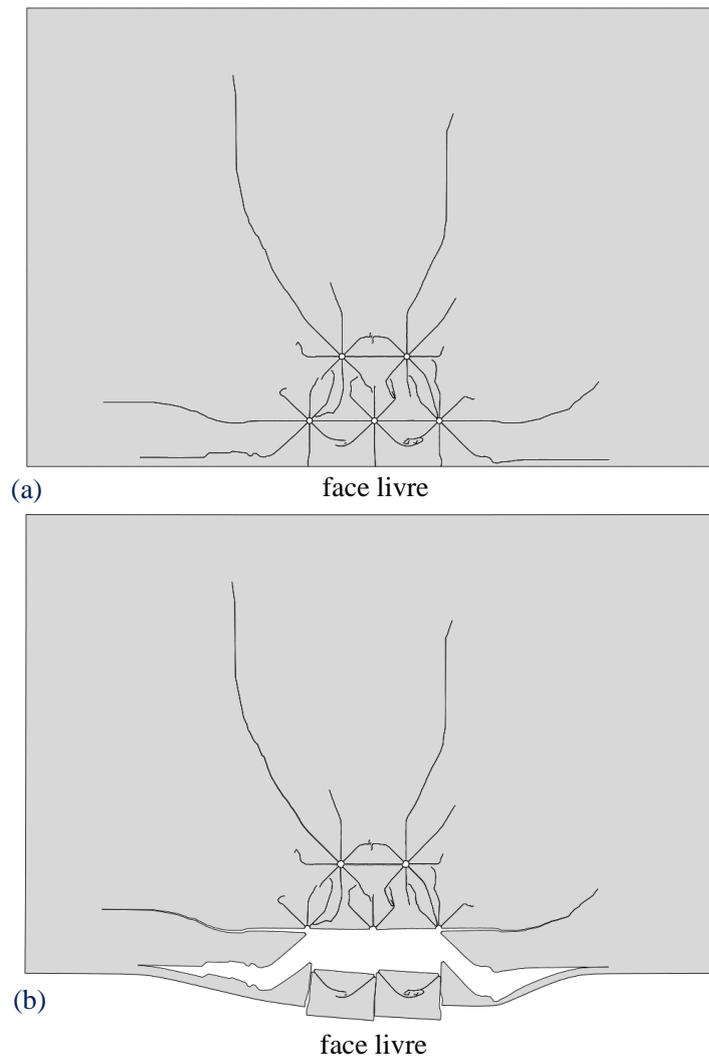


Figura 5.92 - Propagação de fratura para o “Caso 3” no tempo final da simulação 2000 μ s:
(a) sem deformação e (b) deformada x 100.