



Thiago Juvêncio de Andrade

**Modelagem computacional de formação e evolução
de zonas de dano em falhas geológicas**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil do Departamento de Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio.

Orientadora: Profa. Deane de Mesquita Roehl
Coorientador: Roberto Juan Quevedo Quispe

Rio de Janeiro,
Agosto de 2021



Thiago Juvêncio de Andrade

**Modelagem computacional de formação e evolução
de zonas de dano em falhas geológicas**

Dissertação apresentada como requisito parcial
para obtenção do grau de Mestre pelo Programa de
Pós-graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio.
Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo:

Profa. Deane de Mesquita Roehl

Orientadora

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Roberto Juan Quevedo Quispe

Coorientador

Instituto Tecgraf / PUC-Rio

Prof. Raul Rosas e Silva

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Melissa Duque Nogueira Kiewiet

CSIRO

Rio de Janeiro, 06 de agosto de 2021

Todos os direitos reservados. É proibida a reprodução total ou parcial do trabalho sem autorização da universidade, do autor e dos orientadores.

Thiago Juvêncio de Andrade

Graduou-se em Engenharia Civil pela Universidade do Estado do Rio de Janeiro (UERJ) em janeiro de 2019. Ingressou no programa de pós-graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro (PUC-Rio) em 2019. Desde de julho de 2019, atua no Instituto Tecgraf como pesquisador do Grupo de Modelagem e Simulação Multifísica.

Ficha Catalográfica

Andrade, Thiago Juvêncio de

Modelagem computacional de formação e evolução de zonas de dano em falhas geológicas / Thiago Juvêncio de Andrade ; orientadora: Deane de Mesquita Roehl ; coorientador: Roberto Juan Quevedo Quispe. – 2021.

124 f. : il. color. ; 30 cm

Dissertação (mestrado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2021.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil e Ambiental - Teses. 2. Zonas de dano. 3. Falhas geológicas. 4. Método dos elementos finitos. 5. Plasticidade. I. Roehl, Deane de Mesquita. II. Quevedo Quispe, Roberto Juan. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. IV. Título.

CDD: 624

Agradecimentos

Gostaria de agradecer primeiramente a Deus, o criador de tudo, pela vida, pelos familiares e amigos, e, que com sua misericórdia e graça permitiu a realização deste presente trabalho, me dando força nos momentos mais difíceis.

Aos meus pais Flávio e Zélia por toda educação, amor, carinho e por sempre me apoiaram e me incentivaram mesmo nos momentos mais difíceis, sem nunca me deixar desistir.

À minha amiga e namorada Luisa Rosa, que esteve ao meu lado em toda essa trajetória, me apoiando e animando nos momentos mais difíceis.

A Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, ao Departamento de Engenharia Civil e Meio Ambiente e a todos os professores que participaram da minha formação.

Aos amigos que estiveram ao meu lado no decorrer desses dois anos e meio, em especial para Ismael, Ilames e Renan, pela amizade e por todos momentos de estudo e de descontração que tivemos.

À minha orientadora, Prof. Deane Roehl, pela orientação, profissionalismo e valiosas ajudas durante todo esse trabalho. Também agradeço pela oportunidade e pela confiança de fazer parte do Grupo de Modelagem e Simulação Multifísica do Instituto Tecgraf.

Ao meu coorientador Roberto Quevedo, por todos os incentivos, conselhos e apoio dados ao longo deste trabalho, sem os quais não seria possível a conclusão deste trabalho.

A todos os integrantes da equipe de Modelagem e Simulação Multifísica do Instituto Tecgraf.

Ao Instituto Tecgraf, pelo excelente ambiente de trabalho e pela oportunidade de desenvolver pesquisas de grande relevância.

Ao FAPERJ e à PUC-Rio, pelos auxílios concedidos, sem os quais este trabalho não poderia ter sido realizado. O presente trabalho foi realizado com apoio da Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado do Rio de Janeiro (FAPERJ) Concessão E-26 / 200.216 / 2020.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

Resumo

Andrade, Thiago Juvênciode ; Roehl, Deane de Mesquita (Orientadora); Quispe, Roberto Juan Quevedo (Coorientador). **Modelagem computacional de formação e evolução de zonas de dano em falhas geológicas**. Rio de Janeiro, 2021. 124p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

As zonas de falha são compostas por um núcleo, onde a maior parte da deformação é acomodada, e uma zona de dano, com deformação menos intensa. A zona de dano pode atuar como caminho de fluxo preferencial devido à presença de fraturas, ou como barreira devido às bandas de deformação. Portanto, sua caracterização é essencial para a adoção de estratégias de produção adequadas em campos de petróleo. Os métodos geofísicos geralmente utilizados, porém, dificilmente permitem a identificação das zonas de dano devido à baixa resolução sísmica. Como alternativa, empregam-se observações em afloramentos superficiais. Contudo, há uma grande dispersão de dados, que pode estar relacionada a uma variedade de fatores, como as propriedades da rocha protólita e os mecanismos de deformação atuantes. Neste sentido, este trabalho apresenta duas metodologias baseadas no método dos elementos finitos (MEF) para analisar a formação e evolução das zonas de dano em escala de reservatório. Na primeira abordagem, a zona de falha é totalmente representada através de um meio contínuo, enquanto que na segunda, a falha é representada como um plano por meio de uma descontinuidade. Em ambas aproximações, a zona de dano é estabelecida através das regiões plastificadas. Os resultados numéricos obtidos se aproximaram das observações de campo e possibilitaram a identificação das vantagens e limitações das duas abordagens baseadas no MEF. Por fim, os resultados também permitiram identificar os principais parâmetros geomecânicos que influenciam o desenvolvimento das zonas de dano, bem como os diferentes mecanismos de deformação que ocorrem ao longo da zona de dano.

Palavras-chave

Zonas de dano; falhas geológicas; método do elementos finitos; plasticidade.

Abstract

Andrade, Thiago Juvêncio; Roehl, Deane de Mesquita (Orientadora); Quispe, Roberto Quevedo (Coorientador). **Computational modeling of the formation and evolution of damage zones in geological faults**. Rio de Janeiro, 2021. 124p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Fault zones are composed of two structural domains: the fault core, which accommodates most of the deformation, and a damage zone, with less intense deformation. The damage zone may act as a preferential flow path due to the presence of fractures, or as a barrier due to deformation bands. Therefore, the characterization of geological fault zones is essential for the adoption of adequate production strategies in oil fields. Generally, geophysical methods are used to characterize geological faults in the field. However, they hardly allow the identification of damage zones due to low seismic resolution. Alternatively, damage zones are analyzed through surface outcrops. Nonetheless, there is a wide dispersion of data in this type of study, which may be related to various factors, such as the properties of the host rock and the acting deformation mechanisms. Therefore, it is interesting to carry out this type of study in conjunction with numerical modeling to understand better the damage zone formation process. In this study, we present two methodologies based on the finite element method (FEM) to analyze the formation and evolution of damage zones at a reservoir scale. In the first methodology, the entire fault zone is represented through a continuum medium, while in the second methodology, the fault core is represented as a plane through a discontinuity. In both approaches, the damage zone is defined through the regions where plastic deformations were triggered. The numerical results obtained were close to field observations. They enabled the identification of the advantages and limitations of the two approaches based on the MEF. Finally, the results also allowed to identify the main parameters that influence the development of the damage zones and the different deformation mechanisms that occur along the damage zone.

Keywords

Damage zones; geological faults; finite element method; plasticity.

Sumário

1	Introdução	22
1.1	Panorama Geral	22
1.2	Motivação e Justificativa	24
1.3	Objetivos	25
1.4	Organização da Dissertação	26
2	Geologia Estrutural	27
2.1	Falhas geológicas	27
2.2	Zona de Dano	30
2.3	Caracterização das zonas de dano	34
3	Modelagem de zonas de dano	38
3.1	Método dos elementos finitos	39
3.1.1	MEF para grandes deformações	42
3.2	Modelos constitutivos	46
3.2.1	Critério de Plastificação de Mohr-Coulomb	51
3.2.2	Critério de Plastificação “Soft Rock Plasticity”	57
4	Modelagem numérica de zonas de dano através de um meio contínuo	60
4.1	Modelos numéricos utilizando o MEF com formulação para grandes deslocamentos	60
4.2	Modelos Numéricos aplicando grandes deformações	70
4.2.1	RITSS	71
4.2.2	CEL	76
4.2.3	ALE	80
4.2.4	Comparação dos métodos	84
4.3	Estudo de sensibilidade	86

5	Modelagem numérica de zonas de dano com descontinuidades	99
6	Conclusões	116
6.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	119
7	Referências Bibliográficas	120

Lista de Figuras

Figura 1.1 – Caracterização de falhas geológicas através de (a) interpretação sísmica e (b) “realidade” geológica.	23
Figura 1.2 - Ilustração esquemática de uma zona de dano e sua implicância nos processos de fluxo.	23
Figura 2.1 – Classificação das falhas de acordo com a disposição dos blocos (Adaptado de Fossen, 2010).	28
Figura 2.2 - Regimes tectônicos associados a formação de falhas propostos por Anderson (1951, apud Zoback, 2010) (Adaptado de Zoback, 2010).	28
Figura 2.3 – (a) Contornos de deslocamento de uma falha interpretados a partir de dados sísmicos de alta resolução do Golfo do México (b) Ilustração esquemática de um modelo elíptico idealizado para uma falha isolada em um meio isotrópico (Adaptado de Fossen, 2010).	29
Figura 2.4 - Atributos geométricos de uma falha isolada com um modelo elíptico idealizado (Adaptado de Godefroy <i>et al.</i> , 2017).	30
Figura 2.5 - Ilustração esquemática de uma zona de dano (Adaptado de Torabi <i>et al.</i> , 2019a).	31
Figura 2.6 - Exemplo do impacto de diferentes estruturas geológicas na permeabilidade da zona de dano (Adaptado de Rohmer <i>et al.</i> , 2015).	32
Figura 2.7 - Classificação das zonas de dano de acordo com a posição (Adaptado de Peacock <i>et al.</i> , 2017).	32
Figura 2.8 – Modos de deslocamento de uma falha ou fratura (Adaptado de Fossen, 2010).	33
Figura 2.9 - Modelo esquemático dos modos de cisalhamento na ponta de uma falha normal (Adaptado de Kim <i>et al.</i> , 2004).	34
Figura 2.10 – Exemplo de um perfil sísmico ilustrando uma zona de dano (Adaptado de Ma <i>et al.</i> , 2019).	35

Figura 2.11 - Exemplo de uma linha de varredura em uma falha normal em afloramento, em Saint-Clément, França (Adaptado de Mayolle <i>et al.</i> , 2019).	35
Figura 2.12 - Exemplo da obtenção da largura da zona de dano através da alteração na inclinação da frequência cumulativa (pontos) das bandas de deformação e de fraturas (Adaptado de Torabi <i>et al.</i> , 2019b).	36
Figura 2.13 - Exemplo de gráfico que relaciona rejeito e largura da zona de dano (Adaptado de Torabi <i>et al.</i> , 2019a).	37
Figura 3.1 – Esquema de discretização de um sólido e extração de um elemento genérico (Felippa, 2004).	39
Figura 3.2 – Exemplo de modelo numérico de formação de zona de dano na mesoescala, em comparação com o experimento de centrífuga correspondente em areia (Adaptado de Anastasopoulos <i>et al.</i> , 2007).	42
Figura 3.3 – As descrições da cinemática da malha no método dos elementos finitos: (a) Lagrangiana, (b) Euleriana (Adaptado de Chandra, 2019).	43
Figura 3.4 – Esquema de funcionamento de uma análise Lagrangiana atualizada convencional com remalhamento (método RITSS) (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).	44
Figura 3.5 – Esquema de funcionamento de uma análise Euleriana-Lagrangiana acoplada CEL (direita) comparada a uma análise Lagrangiana (esquerda) (Adaptado de Bakroon <i>et al.</i> , 2017a).	45
Figura 3.6 – Esquema de funcionamento de uma análise ALE (direita) comparada a uma análise Lagrangiana convencional (esquerda) (Adaptado de Bakroon <i>et al.</i> , 2017b).	46
Figura 3.7 – Dois tipos de elasticidade: elasticidade linear e a elasticidade não-linear (Adaptado de Fossen, 2010).	47
Figura 3.8 - Ilustração esquemática do diagrama tensão-deformação de um material elastoplástico (Adaptado de Fossen, 2010).	48
Figura 3.9 - Curva esquemática de tensão-deformação para um material elastoplástico com propriedades de endurecimento, de amolecimento e plástico perfeito (Adaptado de Fossen, 2010).	50

Figura 3.10 - Diferença entre endurecimento isotrópico e endurecimento cinemático (Davis e Selvadurai, 2002).	50
Figura 3.11 – Diferença esquemática entre o modelo de dano e a plasticidade (Adaptado de Sümer e Aktaş, 2015).	51
Figura 3.12 - Representação do critério de Mohr-Coulomb no diagrama de Mohr (espaço $\tau \times \sigma$) (Davis e Selvadurai, 2002).	52
Figura 3.13 - Superfície de plastificação do critério de Mohr-Coulomb no espaço das tensões principais (Adaptado de Davis e Selvadurai, 2002).	54
Figura 3.14 - Comportamento esquemático das rochas em baixas tensões confinantes (Adaptado de Zhang, 2019).	55
Figura 3.15 – Curva esquematizada de um ensaio triaxial (azul) e curvas tensão-deformação idealizadas com amolecimento (vermelha) (Adaptado de Lin <i>et al.</i> , 2018).	55
Figura 3.16 – Resultados do ensaio de compressão triaxial em um calcário e curvas de simulação numérica correspondentes (Adaptado de Lin <i>et al.</i> , 2018).	56
Figura 3.17 - Superfície de plastificação do critério Soft Rock Plasticity (a) no plano p - q (b) no plano desviador (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).	57
Figura 4.1 – Exemplo de corte lateral na região central de uma falha normal (Adaptado de Godefroy <i>et al.</i> , 2017).	61
Figura 4.2 - Representação da configuração do modelo, suas dimensões, condições de contorno aplicadas e malha utilizada.	61
Figura 4.3 - Representação do processo de medição da largura da zona de dano.	63
Figura 4.4 – Malhas utilizadas no estudo de sensibilidade. O parâmetro L representa o tamanho da aresta dos elementos na região central.	63
Figura 4.5 - Resultados obtidos e tempo de análise do estudo de sensibilidade de malha.	64
Figura 4.6 – Representação da zona de dano através da distribuição de $PEMAG$	64
Figura 4.7 – Distribuição das deformações plásticas na região central da zona de dano.	65

Figura 4.8 - Comparação entre os dados de afloramento e os resultados do modelo numérico.	66
Figura 4.9 – Valores de deformação cisalhante no maciço.	66
Figura 4.10 – Valores de deformação volumétrica no maciço.	67
Figura 4.11 – Valores de tensão hidrostática no maciço em Pa (tensões hidrostáticas negativas indicam tração).	68
Figura 4.12 – Valores das tensões principais (em Pa): a) tensão principal máxima; b) tensão principal mínima.	69
Figura 4.13 – Representação das tensões principais (em Pa): a) tensão principal máxima; b) tensão principal mínima.	69
Figura 4.14 – Trajetória de tensões para um ponto na região central e na borda da zona de dano.	70
Figura 4.15 - Representação do funcionamento da ferramenta mapeamento de solução (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).	72
Figura 4.16 – Exemplo de remalhamento e transferência de variáveis, para um rejeito vertical igual a 50 metros.	72
Figura 4.17 – Malhas utilizadas no modelo com quatro remalhamentos.	73
Figura 4.18 – Resultados da largura da zona de dano utilizando remalhamento (RITTS).	74
Figura 4.19 – Valores de tensão hidrostática no maciço utilizando o método RITTS.	75
Figura 4.20 - Representação das malhas utilizadas: malha Euleriana (superior) e malha Lagrangiana (inferior), com as condições de contorno aplicadas.	77
Figura 4.21 – Resultados da largura da zona de dano utilizando o ABAQUS CEL, em comparação ao resultado obtido utilizando o MEF com formulação clássica Lagrangiana.	78
Figura 4.22 – Distribuição de <i>PEEQVAVG</i> do modelo de formação de zona de dano, com elementos de aresta igual a 6 metros utilizando o método CEL, para um rejeito vertical de 100 metros.	79
Figura 4.23 – Valores de tensão hidrostática na formação de zona de dano em regime normal, utilizando o método CEL.	79
Figura 4.24 – Exemplificação do método de suavização de volume (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).	81

- Figura 4.25 – Resultados da largura da zona de dano W em função do rejeito T utilizando o ALE, em comparação ao resultado obtido utilizando o MEF com formulação clássica Lagrangiana (em vermelho). 82
- Figura 4.26 – Distribuição de $PEMAG$ do modelo de formação de zona de dano utilizando o método ALE, para rejeitos verticais iguais a 40 metros e 100 metros respectivamente. 83
- Figura 4.27 – Valores de tensão hidrostática na formação de zona de dano em regime normal para um rejeito igual a 40 metros utilizando o método ALE. 83
- Figura 4.28 – Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) e o tempo de análise utilizando os métodos para grandes deformações em comparação com o MEF com formulação para grandes deslocamentos. 85
- Figura 4.29 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o ângulo de atrito residual, a diferença relativa para o modelo padrão com comportamento plástico perfeito ($\phi_R = 34^\circ$) e as propriedades utilizadas no primeiro conjunto de testes. 88
- Figura 4.30 - Resultados da largura de zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o módulo de Young, a diferença relativa para o modelo padrão com $E = 17$ GPa e as propriedades utilizadas no segundo conjunto de testes. 89
- Figura 4.31 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos módulos de elasticidade. 90
- Figura 4.32 - Resultados da largura de zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o coeficiente de Poisson, a diferença relativa para o modelo padrão com $\nu = 0,3$ e as propriedades utilizadas no terceiro conjunto de testes. 90
- Figura 4.33 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de coeficiente de Poisson. 91
- Figura 4.34 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o ângulo de atrito, a diferença relativa para o

modelo padrão com $\phi = 34^\circ$ e as propriedades utilizadas no quarto conjunto de testes. 92

Figura 4.35 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de ângulo de atrito. 92

Figura 4.36 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a coesão, a diferença relativa para o modelo padrão com $c = 6$ MPa e as propriedades utilizadas no quinto conjunto de testes. 93

Figura 4.37 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de coesão. 93

Figura 4.38 - Largura da zona de dano de acordo W (m) em função do rejeito T (m) com o ângulo de dilatância, a diferença relativa para o modelo padrão com $\psi = 24^\circ$ e as propriedades utilizadas no sexto conjunto de testes. 94

Figura 4.39 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos ângulo de ângulo de dilatância. 94

Figura 4.40 - Inclinação da zona de dano de acordo com o ângulo de dilatância. 95

Figura 4.41 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a tensão inicial isotrópica., a diferença relativa para o modelo padrão com $\sigma_c = 10$ MPa e as propriedades utilizadas no sétimo conjunto de testes. 96

Figura 4.42 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, variando a tensão inicial isotrópico. 96

Figura 4.43 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a tensão inicial horizontal, a diferença relativa para o modelo padrão com $K_0 = 1,0$ e as propriedades utilizadas no oitavo conjunto de testes. 97

Figura 4.44 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, variando a tensão inicial horizontal.	97
Figura 5.1 – Representação de uma falha normal isolada e sua zona de dano, com representação da interseção entre a superfície da falha e uma superfície arbitrária (Adaptado de Fossen, 2010).	99
Figura 5.2 - Representação da premissa básica do modelo.	100
Figura 5.3 - Representação das condições de contorno dos modelos.	101
Figura 5.4 – Dimensões externas (à esquerda) e da região central (à direita) do modelo tridimensional.	101
Figura 5.5 – Tamanho dos elementos utilizado nas arestas externas (à esquerda) e da região central (à direita) do modelo tridimensional.	102
Figura 5.6 – Representação da zona de dano através da distribuição da magnitude da deformação plástica (<i>PEMAG</i>), para um deslocamento de 100 metros (a) em um corte vertical e (b) em um corte horizontal (c) sobreposição dos cortes.	102
Figura 5.7 – Deslocamento verticais que ocorre na zona de dano, em um corte horizontal.	103
Figura 5.8 – Deslocamento cisalhantes que ocorrem na zona de dano, em um corte vertical.	104
Figura 5.9 – Dimensões e malha utilizada do modelo bidimensional.	104
Figura 5.10 – Representação da zona de dano através da distribuição de <i>PEMAG</i> , para um deslocamento de 100 metros, (a) em um corte vertical do modelo tridimensional e (b) no modelo bidimensional.	105
Figura 5.11 – Resultados de largura da zona de dano obtidos na região central e tempo de análise para o modelo bidimensional e para o modelo tridimensional.	106
Figura 5.12 – Resultados obtidos e tempo de análise do estudo de sensibilidade de malha.	107
Figura 5.13 – Representação da zona de dano através da distribuição de <i>PEMAG</i> , para um deslocamento igual a 100 metros no modelo bidimensional.	107
Figura 5.14 – Limite da zona de dano em função da distância ao centro da falha. A linha laranja representa o plano de falha.	108

Figura 5.15 – Valores de a) deformação cisalhante e b) deformação volumétrica para um deslocamento máximo igual a 100 metros.	109
Figura 5.16 – Valores de tensão hidrostática para um deslocamento máximo igual a 100 metros.	110
Figura 5.17 – Representação da zona de dano na ponta da falha através da distribuição de <i>PEMAG</i> , para um deslocamento igual a 100 metros no modelo bidimensional.	110
Figura 5.18 – Resultados da largura da zona de dano com o deslocamento imposto D (m) variando a altura da falha.	111
Figura 5.19 – Resultados da largura da zona de danos variando o deslocamento extensional máximo, para um deslocamento cisalhante.	112
Figura 5.20 - Superfície de plastificação do critério SR3 no plano p - q em comparação com a superfície de plastificação média do Mohr-Coulomb.	113
Figura 5.21 - Resultados da largura da zona de dano utilizando os modelos constitutivos de Mohr-Coulomb e SR3.	114
Figura 5.22 – Limite da zona de dano em função da distância ao centro da falha utilizando os critérios de Mohr-Coulomb e SR3. A linha laranja representa o plano de falha.	115

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 - Propriedades da rocha carbonática (Kiewiet, 2015).	62
Tabela 4.2 - Quantidade de elementos com razão de aspecto maior do que quatro nos modelos utilizando o RITTS.	74
Tabela 4.3 - Resumo das vantagens e desvantagens dos métodos para grandes deformações.	86
Tabela 4.4 - Resumo do estudo de sensibilidade.	98
Tabela 5.1 - Propriedades utilizadas no critério SR3 correspondentes as propriedades da Tabela 4.1.	113

Lista de Abreviaturas e Siglas

MEF	Método dos Elementos Finitos
CEL	Método Euleriano-Lagrangiano Acoplada
MPM	Método do Ponto Material
ALE	Método Lagrangiano-Euleriano Arbitrária
RITTS	Técnica de Remalhamento e Interpolação com Pequenas Deformações
MED	Método dos Elementos Discretos
MDF	Método das Diferenças Finitas

Lista de Símbolos

S_v	Tensão vertical
S_{Hmax}	Tensão horizontal máxima
S_{hmin}	Tensão horizontal mínima
T	Deslocamento vertical imposto
D	Deslocamento verdadeiro imposto
D_{max}	Deslocamento verdadeiro máximo imposto
Ω	Domínio do sólido
Γ	Contorno do sólido
Ω^e	Domínio de um elemento finito
Γ^e	Contorno de um elemento finito
h	Tamanho relativo do elemento finito
b	Largura da zona de localização de deformação (zona de dano)
$d\varepsilon_p$	Incremento de deformação plástica
γ	Multiplicador plástico
$G(\sigma)$	Função potencial plástico
ϕ	Ângulo de atrito interno
ψ	Ângulo de dilatância
C	Coesão
τ	Tensão tangencial
σ_n	Tensão normal
C	Coesão
D_{el}	Matriz constitutiva elástica
E	Módulo de Young
ν	Coeficiente de Poisson
$F(\sigma)$	Função de plastificação
σ'_1	Tensão principal mínima
σ'_3	Tensão principal máxima

θ	Ângulo de Lode
I_1	Primeiro invariante do tensor de tensões
p	Tensão hidrostática
J_2	Segundo invariante do tensor de tensões desviadoras
σ	Tensor de tensões totais
σ_d	Tensor de tensões desviadoras
q	Tensão de Von Mises
J_3	Terceiro invariante do tensor de tensões desviadoras
$G(\sigma)$	Função potencial plástico
E_d^p	Deformação plástica desviadora equivalente
N_Y	Parâmetro controla a forma da superfície SR3 no plano p - q
p_t	Tensão de escoamento na tração hidrostática
p_c	Tensão de escoamento na compressão hidrostática
β	Ângulo de atrito do material no plano p - q
$g(\sigma)$	Função que controla a superfície SR3 no plano desviador
f_0, f_1 e α	Parâmetros de correção do plano desviador
p_c^0	Tensão de escoamento inicial na compressão hidrostática
ψ'	Ângulo de dilatação no critério SR3
K_1, K_2	Fatores de calibração entre o SR3 e o Mohr-Coulomb
σ_c	Tensão isotrópica uniforme
$PEMAG$	Magnitude das deformações plásticas
ϵ^{PL}	Vetor de deformações plásticas
PE_{p1}	Deformação plástica principal máxima
PE_{p2}	Deformação plástica principal média
PE_{p3}	Deformação plástica principal mínimo
W	Largura da zona de dano
$PEEQVAVG$	Deformação plástica equivalente nos elementos Eulerianos

1

Introdução

1.1

Panorama Geral

Falhas são estruturas geológicas formadas em subsuperfície e que são responsáveis pela compartimentalização da maioria dos reservatórios dos campos de óleo e gás. As falhas podem ter grande impacto no comportamento geomecânico dos campos, principalmente quando são reativadas devido a processos de depleção ou injeção de fluidos, podendo gerar sismicidade e, em casos mais graves, problemas de exudação (Rueda, 2013; Pereira *et al.*, 2014; Castaño, 2016; Quevedo *et al.*, 2017). As falhas também podem ter um grande impacto na produção dos reservatórios, podendo criar caminhos preferenciais ou barreiras para o fluxo de fluidos (Caine *et al.*, 1996; Qu e Tveranger, 2017). Deste modo, o papel das falhas no comportamento hidromecânico dos campos constitui um fator relevante para o desenvolvimento de estratégias de produção adequadas para a indústria de óleo e gás (Zoback, 2007).

Os métodos geofísicos comumente utilizados nos processos de exploração de novos campos dificilmente permitem uma boa caracterização das falhas geológicas devido à baixa resolução sísmica em formações profundas (Johri *et al.*, 2014; Ma *et al.*, 2019). Por esse motivo, as falhas são geralmente mapeadas como linhas que representam planos conforme exemplificado na Figura 1.1(a). Porém, observações de campo em afloramentos mostram que as falhas geológicas não são simples planos, mas estruturas complexas que possuem diferentes componentes estruturais. Por tal motivo, se considera mais apropriada a utilização do termo “zona de falha” para designar toda a região onde uma falha geológica foi gerada (Fossen, 2010).

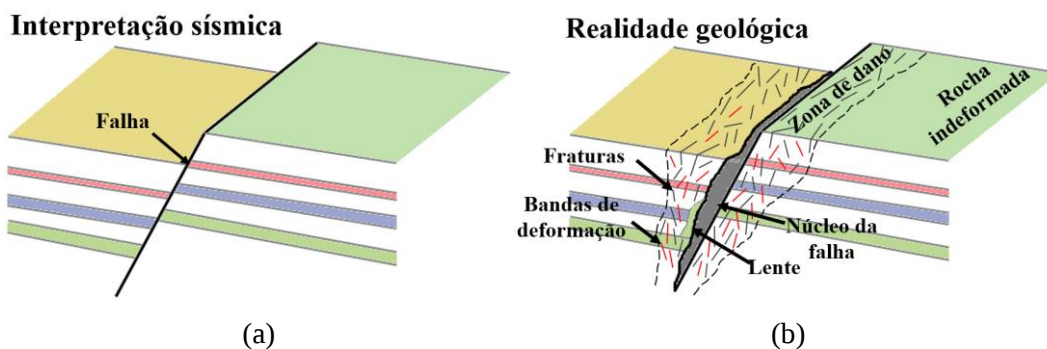


Figura 1.1 – Caracterização de falhas geológicas através de (a) interpretação sísmica e (b) “realidade” geológica.

Uma zona de falha pode ser dividida em zonas de alto e baixo nível de deformação, comumente chamadas de núcleo da falha e zona de dano, respectivamente. A Figura 1.1(b) mostra uma zona de falha representativa das observações em campo. O núcleo de falha corresponde à região com maior deformação e usualmente atua como uma barreira de permeabilidade quando a falha está inativa (Mayolle *et al.*, 2019; Torabi *et al.*, 2019b). Já a zona de dano refere-se à região adjacente ao núcleo e que acomoda uma quantidade menor de deformação. Esta zona de dano pode conter diversas e complexas estruturas geológicas, como por exemplo redes de bandas de deformação e/ou descontinuidades como fraturas e fissuras. Dependendo do tipo de estrutura dominante na região, a zona de dano pode atuar como barreira para o fluxo, no caso de predominância de bandas de deformação ou, como conduto, no caso de predominância de fraturas como apresenta a Figura 1.2 (Rohmer *et al.*, 2015; Mayolle *et al.*, 2019).

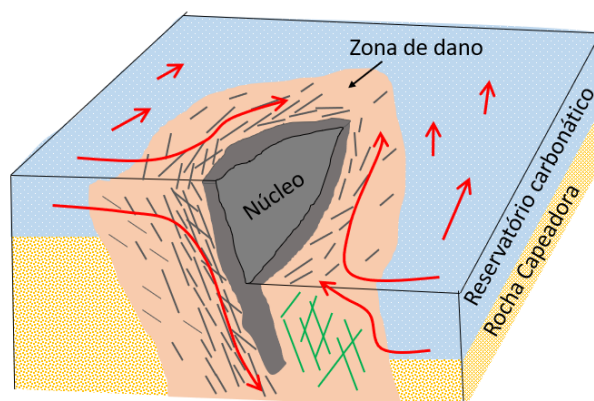


Figura 1.2 - Ilustração esquemática de uma zona de dano e sua implicância nos processos de fluxo.

1.2

Motivação e Justificativa

Diversos estudos na literatura têm documentado a influência das zonas de dano na produção de hidrocarbonetos. Paul *et al.* (2007) mostraram que as grandes taxas de produção no campo de gás no Mar de Timor só podiam ser explicadas pela anisotropia de permeabilidade causada pelas redes de fraturas concentradas nas zonas de dano das falhas geológicas no reservatório. De maneira semelhante, Hennings *et al.* (2012) mostraram que os poços do campo de gás Suban no Sudeste Asiático (com uma rocha reservatório de permeabilidade de matriz muito baixa) eram mais produtivos quando cruzavam uma grande população de zonas extremamente fraturadas dentro do reservatório. Dois poços com trajetórias que cruzavam o maior número de zonas de dano mostraram, por exemplo, um aumento no desempenho do poço por fatores de 3 e 7 em comparação com poços não projetados para cruzar zonas de dano (Hennings *et al.*, 2012).

Apesar de sua importância para a produção de hidrocarbonetos, a caracterização das zonas de dano permanece pouco explorada e ainda em debate (Mayolle *et al.*, 2019). A abordagem geralmente usada é o estudo de observações de campo nos afloramentos (Torabi *et al.*, 2019b). No entanto, estas observações são meramente superficiais e não permitem uma definição da estrutura tridimensional da zona de falha. Em geral, dados como deslocamentos entre blocos e larguras das zonas de dano são medidos empregando análises estatísticas. Alguns trabalhos têm tentado estabelecer uma correlação entre ambos parâmetros considerando diferentes tipos de rochas, como por exemplo o trabalho de Mayolle *et al.* (2019) para rochas carbonáticas e o trabalho de Fossen *et al.* (2007) para arenitos. Esse tipo de correlação é muito importante pois em muitos campos, os deslocamentos relativos podem ser mensurados através de interpretações sísmicas, permitindo desta forma que os geocientistas possam ter uma medida aproximada da largura da zona de dano. Contudo, essas correlações não levam em consideração as propriedades das rochas nem os modos de deformação que geraram essas zonas de falha. Além disso, as medições em campo representam apenas o estado final de uma falha, não fornecendo informações dinâmicas sobre o processo de evolução que gerou essa estrutura final de falha (Torabi *et al.*, 2019a). Outra opção para a caracterização de zonas de dano é realização de ensaios de laboratório em amostras

de rocha análoga, induzindo a formação da zona de falha por meio de ensaios de cisalhamento (Kiewiet, 2015). Todavia, esses testes só podem ser realizados em escalas reduzidas, geralmente representativas de níveis de deformação mais baixos. Esse fato pode impactar a capacidade dos dados laboratoriais de representar zonas de falha em escala de campo, dependendo da história de evolução da zona de falha e do nível de deformação ocorrido na escala de campo.

Com o avanço das técnicas computacionais, a modelagem numérica surgiu como alternativa para o entendimento dos processos de formação e evolução das zonas de dano. Dentre as diversas ferramentas numéricas, o método dos elementos finitos (MEF) em particular oferece grandes vantagens associadas a capacidade de lidar com problemas altamente não lineares. Contudo, ainda há poucos trabalhos na área de modelagem numérica que tratam de zonas de dano, principalmente devido a dificuldades associadas com a elevada distorção da malha e de problemas de convergência da solução para grandes deformações (Buitter *et al.*, 2006; Yang *et al.*, 2017).

1.3 Objetivos

O principal objetivo deste trabalho é o desenvolvimento de metodologias para modelagem geomecânica da geração e evolução estrutural de zonas de dano em falhas geológicas que permitam a obtenção da largura da zona de dano e a realização de uma análise quantitativa dos resultados.

O segundo objetivo deste trabalho consiste em identificar os principais fatores que influenciam o desenvolvimento das zonas de dano, particularmente a sua largura, considerando não apenas informações de deslocamento, mas também propriedades elásticas e de resistência inerentes à rocha, incluindo condições em campo como o estado de tensões e suas trajetórias.

Por fim, o último objetivo deste trabalho consiste em identificar os diferentes mecanismos de deformação que ocorrem ao longo da zona de dano, bem como analisar a formação da zona de dano nas extremidades da falha. O tema de pesquisa do presente trabalho está inserido no contexto do projeto de pesquisa colaborativa entre PUC-Rio e a Petrobras com o título “GeoBand – Geomodelagem de zona de dano em falhas geológicas”.

1.4

Organização da Dissertação

Este trabalho está organizado em seis capítulos principais. O capítulo introdutório situa o leitor sobre a importância da pesquisa e os objetivos pretendidos.

No Capítulo 2, apresenta-se alguns fundamentos principais sobre falhas geológicas, zonas de falha e zonas de dano. Além disso, é feita uma revisão de literatura sobre os métodos de caracterização das zonas de dano, apresentando suas vantagens e limitações.

No Capítulo 3, é feita uma breve descrição sobre o MEF, o método numérico utilizado neste trabalho, bem como sua aplicação a problemas de localização de deformações. Também é feita uma descrição de alguns métodos aplicados para grandes deformações (RITTS, ALE e CEL). Por fim, é feita uma descrição dos modelos constitutivos utilizados no presente trabalho.

No Capítulo 4, foram desenvolvidos modelos numéricos de geração e evolução de zonas de dano em escala do reservatório através de um meio contínuo, utilizando o MEF com formulação Lagrangiana clássica, bem como os métodos para grandes deformações. Também foram realizadas análises paramétricas, a fim de verificar o impacto de cada propriedade na evolução estrutural da zona de dano.

No Capítulo 5, foi realizada a criação de modelos numéricos de geração e evolução de zonas de dano utilizando o MEF com a representação do plano de falha através de uma descontinuidade. Os resultados obtidos permitem identificar os diferentes mecanismos de deformação ao longo da zona de dano.

Por fim, no Capítulo 6, são apresentadas as principais conclusões obtidas na pesquisa, bem como algumas sugestões para pesquisas futuras.

2

Geologia Estrutural

Este capítulo se propõe a apresentar alguns fundamentos principais sobre falhas geológicas, zonas de falha e zonas de dano. Além disso, também realizou-se uma revisão de literatura sobre os métodos de caracterização das zonas de dano, apresentando suas vantagens e limitações.

2.1

Falhas geológicas

No contexto da geologia, falhas são estruturas geológicas que podem ser definidas como descontinuidades que surgem pelo deslocamento relativo entre blocos rochosos. As falhas têm uma grande importância, pois podem desencadear terremotos, influenciar o fluxo de fluidos em aquíferos de água e reservatórios geotérmicos, além de afetar a capacidade de armazenamento e transmissibilidade de reservatórios (Torabi *et al.*, 2019a). Na indústria de óleo e gás, as falhas também têm uma grande importância, pois impactam a produção dos reservatórios de hidrocarbonetos, podendo criar caminhos preferenciais ou barreiras para o fluxo de fluidos (Caine *et al.*, 1996; Qu e Tveranger, 2017). Portanto, o estudo das falhas é importante para o desenvolvimento de estratégias de produção adequadas para a indústria de óleo e gás.

De maneira geral, as falhas podem ser descritas através do seu plano da falha (ou superfície de deslizamento), do teto (*hanging wall*), que consiste no bloco acima do plano de falha, do muro (*footwall*), que consiste no bloco abaixo do plano de falha, e do deslocamento relativo de um bloco em relação ao outro no processo de falhamento (Fossen, 2010; Medeiros, 2020). As falhas podem ser classificadas de acordo com a disposição dos blocos, teto e muro, conforme ilustrado na Figura 2.1, como:

- a) Falha normal: são falhas com declive acentuado que surgem para acomodar o movimento do teto para baixo em relação ao muro quando a crosta está se estendendo;

- b) Falha reversa: são falhas com declive relativamente pequeno que surgem para acomodar o movimento do teto para cima em relação ao muro que ocorrem quando a crosta está em compressão;
- c) Falha transcorrente: são falhas de deslizamento quase verticais que ocorrem quando blocos de crosta deslizam horizontalmente um ao lado do outro;
- d) Falha oblíqua: são falhas que possuem um componente horizontal (transcorrente) em conjunto um componente vertical (normal ou reversa).

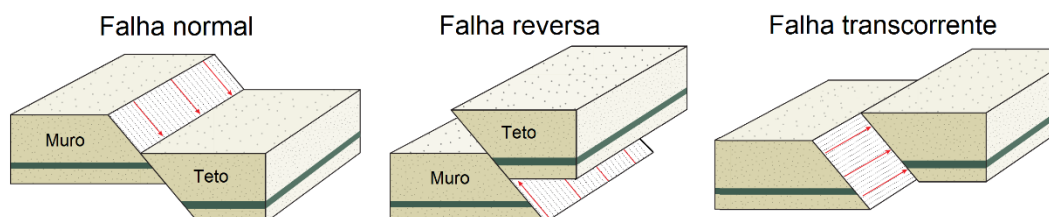


Figura 2.1 – Classificação das falhas de acordo com a disposição dos blocos (Adaptado de Fossen, 2010).

Os tipos de falha estão relacionados ao regime tectônico ao qual o maciço rochoso está submetido, conforme proposto pelo esquema de Anderson (1951, *apud* Zoback, 2010), apresentado na Figura 2.2. Segundo Anderson (1951, *apud* Zoback, 2010), os três tipos de regimes tectônicos relacionados à formação das falhas são determinados pela relação das direções e magnitudes relativas entre as tensões principais, que neste caso são S_v , S_{Hmax} e S_{hmin} . Dentre as tensões apresentadas, S_v é a tensão vertical e se relaciona à sobrecarga sobre um ponto, sendo associada à espessura de rocha sobrejacente. Já S_{Hmax} e S_{hmin} são chamadas tensão horizontal máxima e tensão horizontal mínima, respectivamente, e são mais relacionadas às condições tectônicas impostas sobre o terreno analisado, variando assim suas direções e magnitudes.

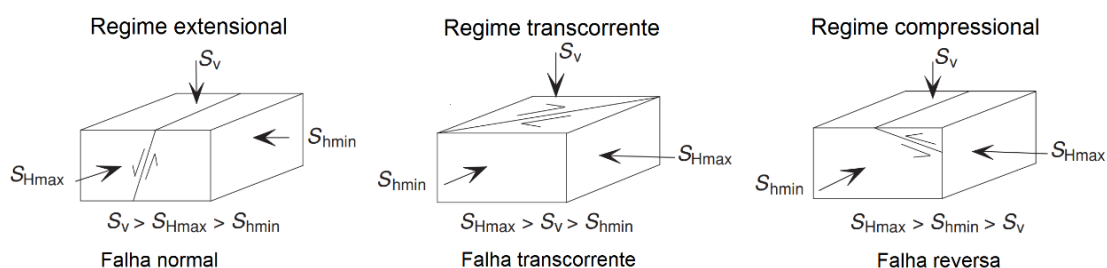


Figura 2.2 - Regimes tectônicos associados a formação de falhas propostos por Anderson (1951, *apud* Zoback, 2010) (Adaptado de Zoback, 2010).

Quanto ao seu campo de deslocamentos, as falhas tendem a apresentar o deslocamento máximo na parte central do plano da falha, com o deslocamento diminuindo gradativamente em direção às pontas. A Figura 2.3(a) apresenta um exemplo de falha isolada na natureza que apresenta este padrão de deslocamento. O perfil de deslocamento, ou seja, a variação do deslocamento ao longo da falha, pode apresentar formas variadas, como uma forma de sino, com deslocamentos máximos bem definidos na região central (tipo pico), com deslocamentos razoavelmente constantes (tipo platô) ou uma forma irregular. A partir da Figura 2.3(a) também é possível perceber que as falhas na natureza apresentam contorno de deslocamento com formato irregular. Contudo, para o estudo de uma falha isolada em um meio isotrópico e homogêneo, pode-se adotar um modelo idealizado com formato e contornos de deslocamento elípticos, de maneira similar ao exemplificado na Figura 2.3(b) (Fossen, 2010).

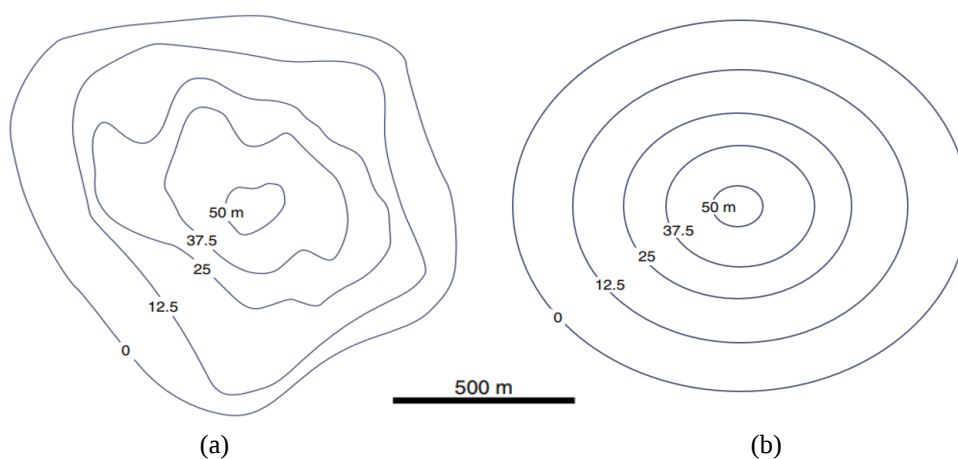


Figura 2.3 – (a) Contornos de deslocamento de uma falha interpretados a partir de dados sísmicos de alta resolução do Golfo do México (b) Ilustração esquemática de um modelo elíptico idealizado para uma falha isolada em um meio isotrópico (Adaptado de Fossen, 2010).

No tocante às suas dimensões, na maioria dos trabalhos na literatura, as falhas são expressas como planos e/ou superfícies sem uma largura definida. No entanto, um exame cuidadoso das falhas em afloramentos revela que elas consistem em uma região complexa, que contem rochas de falha e estruturas subsidiárias e, portanto, têm uma espessura definida e por isso o termo “zona de falha” se tornar mais adequado para designar toda a região que sofreu deformação (Fossen, 2010; Medeiros, 2020). Zonas de falha são geralmente compostas por duas regiões distintas, um núcleo de falha, que acomoda a maior parte do deslocamento e uma zona de dano associada. Contudo, é importante frisar que nem todas as zonas da

falha contêm as duas regiões, podendo apresentar apenas o núcleo da falha ou a zona de dano (Corrêa, 2016).

De forma geral, as falhas geológicas são caracterizadas por seus atributos geométricos, tais como comprimento (dimensão paralela a direção da falha), altura (dimensão paralela ao mergulho da falha), deslocamento vertical (T) (também chamado de rejeito), deslocamento verdadeiro (D) (deslocamento paralelo ao mergulho da falha), largura da zona de dano (W) e espessura do núcleo da falha, conforme exemplificado na Figura 2.4 (Torabi *et al.*, 2019a; Torabi *et al.*, 2019b). O estudo destes atributos geométricos da zona de falha é de grande importância, não apenas para estimar a distribuição espacial de deformação em uma região, mas também para fornecer leis de escala que podem ajudar a prever distribuições de fraturas e outras estruturas geológicas em reservatórios (Balsamo *et al.*, 2016).

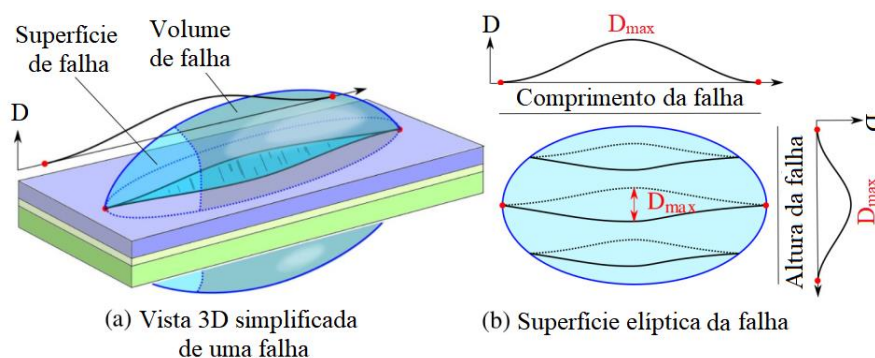


Figura 2.4 - Atributos geométricos de uma falha isolada com um modelo elíptico idealizado
(Adaptado de Godefroy *et al.*, 2017).

2.2 Zona de Dano

A zona de dano refere-se à região da zona de falha adjacente ao núcleo, onde a intensidade da deformação diminui em direção à rocha hospedeira, como é possível identificar na Figura 2.5. Dependendo de propriedades da rocha, como a porosidade, a forma dos grãos e dos mecanismos de deformação, uma zona de dano pode incluir ampla diversidade de estruturas geológicas, como bandas de deformação (bandas de dilatação, cisalhamento e compactação), regiões fraturadas, dobras relacionadas a falhas e/ou falhas menores. A presença de diferentes mecanismos de deformação pode ser atribuída à litologia, propriedades mecânicas (como módulo de Young), propriedades petrofísicas (como porosidade e

permeabilidade) e ao estado de tensão que atua na rocha hospedeira sob deformação (Mayolle *et al.*, 2019; Torabi *et al.*, 2019a).

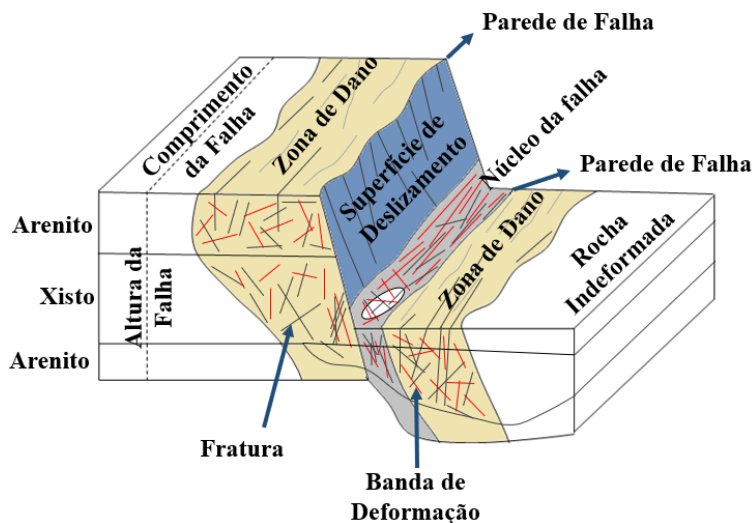


Figura 2.5 - Ilustração esquemática de uma zona de dano (Adaptado de Torabi *et al.*, 2019a).

Em geral, rochas porosas possuem uma rigidez menor em comparação a uma rocha de baixa porosidade. Consequentemente, responde à tensão através da reorganização e quebra dos grãos, resultando em diferentes tipos de bandas de deformação. Esta reorganização e quebra dos grãos gera perda de porosidade e permeabilidade em comparação com a rocha intacta. Neste sentido, uma rede de bandas de deformação pode ser considerada como uma barreira para os processos de fluxo.

Por sua vez, rochas de baixa porosidade geralmente respondem à tensão através de fraturamento (Torabi *et al.*, 2019a). As fraturas são descontinuidades locais que, dependendo da sua largura, podem apresentar uma grande transmissibilidade, gerando caminhos de fluxo preferenciais em sua direção longitudinal. Portanto, as zonas de dano podem ter impactos significativos e variáveis na permeabilidade da rocha hospedeira. De forma geral, a zona de dano pode atuar como um conduto, onde as fraturas são dominantes, ou uma barreira ao fluxo, onde as bandas de deformação ou veios (fraturas preenchidas com minerais) são dominantes, conforme ilustrado na Figura 2.6 (Rohmer *et al.*, 2015; Mayolle *et al.*, 2019).

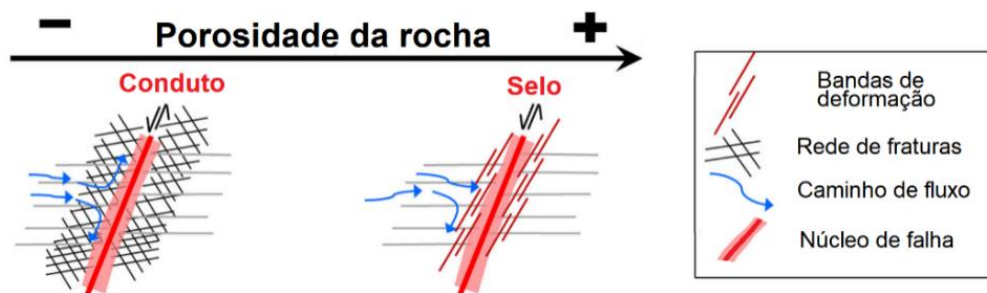


Figura 2.6 - Exemplo do impacto de diferentes estruturas geológicas na permeabilidade da zona de dano (Adaptado de Rohmer *et al.*, 2015).

A presença de diferentes estruturas geológicas em uma zona de dano também pode ocorrer em função dos mecanismos de deformação relacionados à localização da zona de dano em relação à falha geológica. De acordo com sua localização, as zonas de dano podem ser classificadas, conforme o esquema proposto por Kim *et al.* (2004) ilustrado na Figura 2.7, em três tipos principais:

- Zona de dano de ligação (*linking damage zone*): quando a zona de dano está localizada entre dois segmentos de falha não coplanares próximos, podendo ser zonas de dano de ligação compressional ou extensional;
- Zona de dano de ponta (*tip damage zone*): quando a zona de dano está localizada próxima à extremidade da falha;
- Zona de dano de parede (*wall damage zone*): que ocorre ao longo do comprimento da falha. É o tipo de zona de dano mais comum e, consequentemente, mais estudada, sendo também o principal foco do presente trabalho.

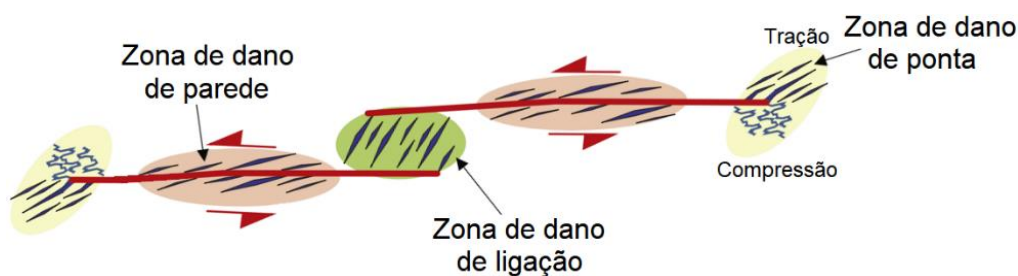


Figura 2.7 - Classificação das zonas de dano de acordo com a posição (Adaptado de Peacock *et al.*, 2017).

Dependendo da sua localização, o campo de deslocamento na zona de dano pode ser diferente. O campo de deslocamento que ocorre em uma falha ou fratura pode ser classificado em três modos diferentes, como ilustrado na Figura 2.8. O

Modo I consiste no modo de abertura (extensão) onde o deslocamento é perpendicular ao plano de falha. O Modo II representa o deslizamento (cisalhamento) perpendicular à borda da falha (no plano de falha) enquanto o Modo III envolve o cisalhamento paralelo à borda da falha (fora do plano de falha). Em uma falha por cisalhamento, os Modos II e III ocorrem ao longo de diferentes partes do plano de falha (Fossen, 2010).

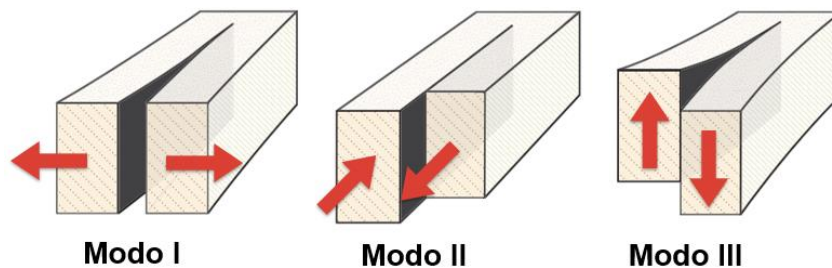


Figura 2.8 – Modos de deslocamento de uma falha ou fratura (Adaptado de Fossen, 2010).

Assim sendo, estruturas existentes na zona de dano são influenciadas pela localização da zona de dano em torno de uma falha e pelo modo de deslocamento dominante em determinada região, que podem causar diferentes mecanismos de deformação ao longo da zona de dano. Por exemplo, conforme ilustrado na Figura 2.9, nas pontas superiores e inferiores de uma falha normal (pontas com valor de profundidade máximo e mínimo respectivamente) o modo de deslocamento dominante é o Modo II, que gera zonas extensionais e contracionais que possuem diferentes mecanismos de deformação. Por isso, nesta região a zona de dano possui uma forma assimétrica, podendo apresentar estruturas como wing cracks, fraturas de rabo de cavalo e bandas de compactação, dependendo do mecanismo de deformação atuante. Em contraste, nas pontas laterais (pontas horizontalmente mais afastadas) ocorre o Modo III, que gera zonas de dano simétricas pois o mecanismo de deformação atuante é semelhante em ambos os lados da zona de dano, apresentando estruturas como fraturas sintéticas e antitéticas. Entre essas duas extremidades, as pontas de falha apresentam deslizamentos de modo misto, exibindo um comportamento intermediário (Kim et al., 2004).

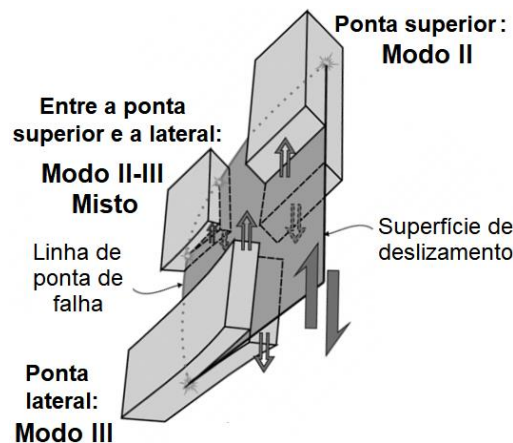


Figura 2.9 - Modelo esquemático dos modos de cisalhamento na ponta de uma falha normal
(Adaptado de Kim *et al.*, 2004).

Em relação as zonas de danos de parede, estas podem resultar do acúmulo de deslizamento em uma falha ou propagação de zonas de dano de ponta dos modos II e III.. De maneira semelhante às zonas de dano de ponta, as estruturas existentes em uma zona de dano de parede também podem variar em função do modo de deslizamento dominante na região e, conseqüentemente, do mecanismo de deformação associado. Dessa forma, a zona de dano pode apresentar estruturas geológicas diferentes em suas zonas extensionais e contracionais (Kim *et al.*, 2004).

2.3 Caracterização das zonas de dano

Enquanto a maioria dos atributos geométricos podem ser obtidos com um certo nível de precisão através de aquisição e interpretações sísmicas, a largura da zona de dano e a espessura do núcleo da falha apresentam uma maior dificuldade de obtenção. Isso ocorre, pois, essas medidas são geralmente menores do que o deslocamento vertical e várias ordens de magnitude menores que o comprimento e altura da falha (Fossen, 2010; Medeiros, 2020). A utilização de dados de reflexão sísmica na investigação da largura da zona de dano pode ser encontrada nos trabalhos de Ma *et al.* (2019), exemplificado na Figura 2.10 , e Johri *et al.* (2014). Na Figura 2.10 é possível identificar as linhas tracejadas que indicam os limites das zonas de dano, que são observados por mudanças abruptas nos atributos sísmicos. Em ambos trabalhos foi possível perceber que a análise da largura da zona de dano estava sujeita a diversas incertezas, devido à baixa qualidade e resolução dos dados sísmicos (Ma *et al.*, 2019).

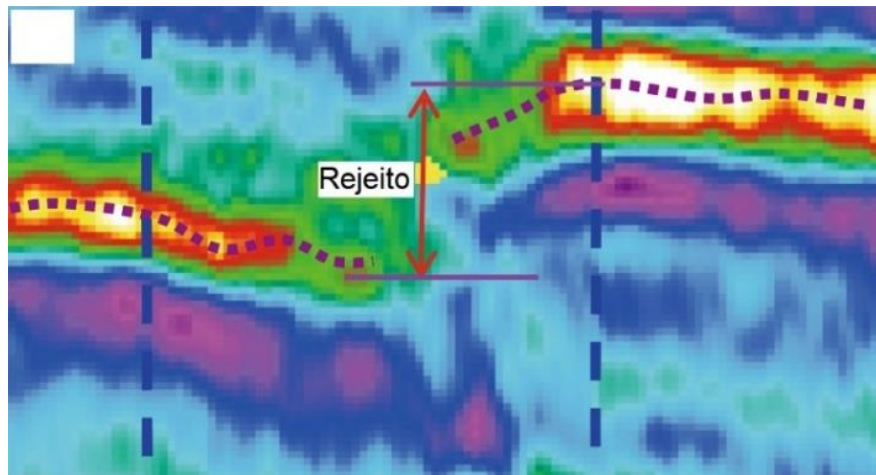


Figura 2.10 – Exemplo de um perfil sísmico ilustrando uma zona de dano (Adaptado de Ma *et al.*, 2019).

Outra abordagem utilizada na caracterização das zonas de dano e de seus atributos geométricos é a observação de afloramentos superficiais através de seções que atravessam as falhas, como mostrado em Torabi *et al.* (2019a), Mayolle *et al.* (2019) e Berg e Skar (2005). Estas observações são realizadas através de múltiplas linhas de varredura 1D cobrindo os afloramentos ao longo das paredes de uma falha. A técnica de linha de varredura consiste na medição da frequência de estruturas de dano que cruzam uma determinada linha de amostragem por metro linear, conforme elucidado na Figura 2.11. Através da análise desta frequência, também conhecida como densidade de fratura, é possível obter a largura da zona de dano (Mayolle *et al.*, 2019).

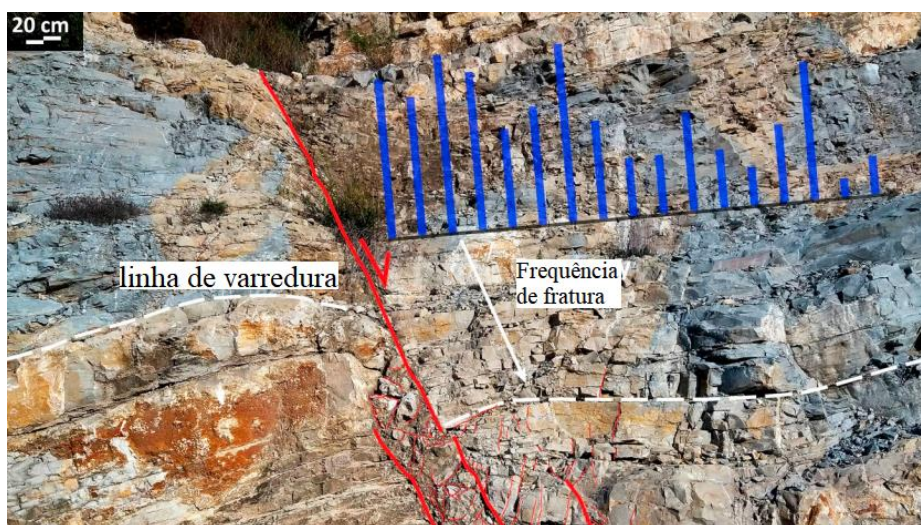


Figura 2.11 - Exemplo de uma linha de varredura em uma falha normal em afloramento, em Saint-Clément, França (Adaptado de Mayolle *et al.*, 2019).

Uma grande dificuldade encontrada para este tipo de abordagem está relacionada com a definição dos limites da zona de dano, uma vez que se trata de uma região com diminuição gradativa da intensidade da deformação. Apesar de a maioria dos trabalhos na literatura utilizarem a frequência e a distribuição de bandas de deformação e fraturas em torno de falhas como uma forma de restringir os limites da zona de dano, ainda não há uma uniformidade de critério (Choi *et al.*, 2016; Torabi *et al.*, 2019a). Um dos critérios mais utilizados consiste no uso de limites estatísticos que verificam as alterações na inclinação da frequência cumulativa das bandas de deformação e de fraturas em função da distância do núcleo da falha, conforme a Figura 2.12 ilustra. Este critério é utilizado nos trabalhos de Torabi *et al.* (2019b), Berg e Skar (2005) e Mayolle *et al.* (2019). Outros critérios encontrados na literatura são: 1) a frequência de estruturas igual a um valor de frequência de fundo medido em um local distante da falha, 2) a primeira ocorrência de um intervalo onde não há estruturas de dano ao longo de uma linha de varredura, e 3) a consideração das bordas do cluster de bandas de deformação como o limite da zona de dano (Choi *et al.*, 2016).

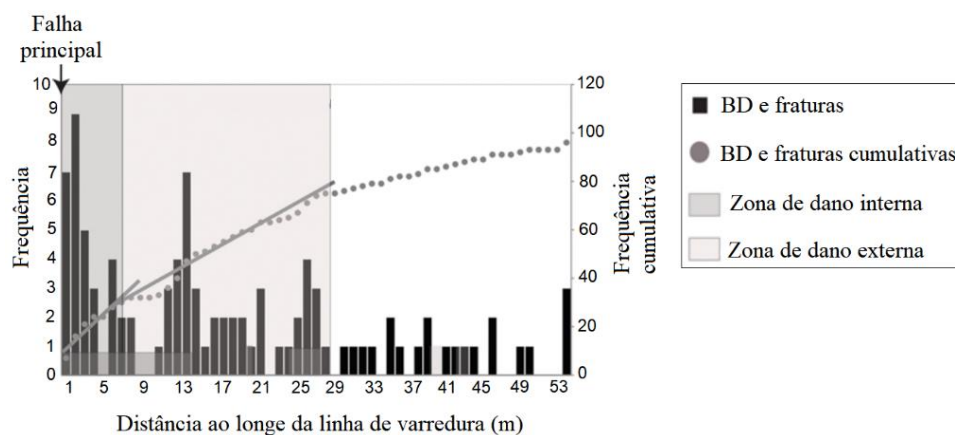


Figura 2.12 - Exemplo da obtenção da largura da zona de dano através da alteração na inclinação da frequência cumulativa (pontos) das bandas de deformação e de fraturas (Adaptado de Torabi *et al.*, 2019b).

A partir dos estudos de afloramentos também podem ser medidos os deslocamentos verticais de falha por meio de inspeção visual, sendo possível construir gráficos log/log relacionando o rejeito com a largura da zona de dano, conforme exemplificado na Figura 2.13. A partir desses gráficos, diversas leis de escala entre estas duas variáveis foram propostas na literatura. Essas relações são

muito importantes uma vez que os deslocamentos podem ser capturados em aquisições sísmicas e, portanto, os geocientistas podem estar estimar a largura da zona de dano em formações profundas. Outras relações importantes são a relação entre o deslocamento e o comprimento de falha e entre o deslocamento e a espessura do núcleo da falha (Choi *et al.*, 2016; Torabi *et al.*, 2019a). Contudo, conforme podemos observar na Figura 2.13, estudos de afloramentos são baseados em poucos dados, e estes apresentam grande dispersão nas medidas de largura de zona de dano para um mesmo valor de deslocamento, com diferenças de até duas ordens de magnitude (Torabi *et al.*, 2019a).

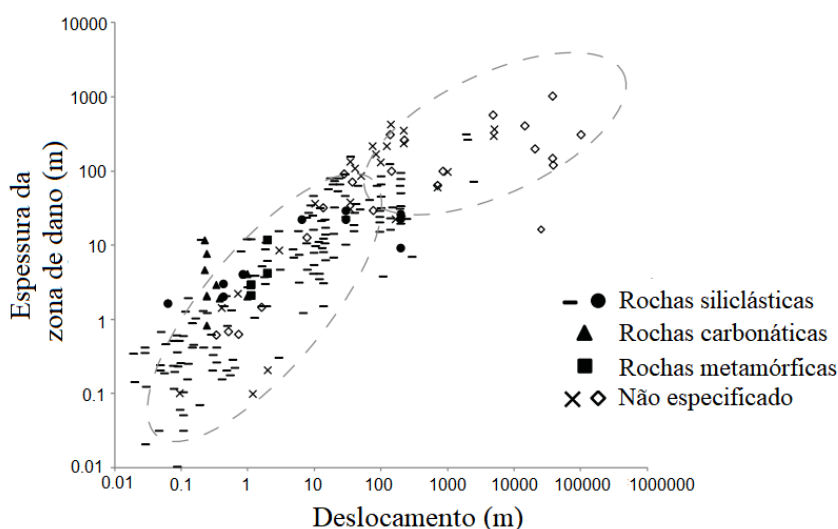


Figura 2.13 - Exemplo de gráfico que relaciona rejeito e largura da zona de dano (Adaptado de Torabi *et al.*, 2019a).

A dispersão dos dados obtidos em estudos de afloramentos tem levado a disparidades entre as leis de escala que relacionam a largura da zona de dano com o deslocamento disponíveis na literatura, como por exemplo: relação linear (Ma *et al.*, 2019), relação logarítmica (Fossen e Hesthammer, 2000) e lei de potência (Mayolle *et al.*, 2019; Torabi *et al.*, 2019a), sendo esta última mais comum. Essas diferenças podem estar relacionadas a uma variedade de fatores que podem influenciar a largura das zonas de dano, como as propriedades da rocha protólita, a profundidade da falha, o efeito da diagênese e os mecanismos de deformação (Ma *et al.*, 2019). Devido a essa dispersão dos dados, é interessante realizar este tipo de estudo em conjunto com ensaios de laboratório de amostras de rocha, tanto rochas de falha quanto rochas protólita, e com modelagem numérica, para um melhor entendimento do processo de formação e evolução de zonas de dano.

3

Modelagem de zonas de dano

Conforme estabelecido, a caracterização das zonas de dano, desde sua formação e evolução até o estágio atual, pode ser uma tarefa muito complexa. Dessa forma, a modelagem de zonas de dano surge então como alternativa para o estudo de zonas de dano. Em geral, duas técnicas de modelagem vêm sendo empregadas no estudo desse tipo de problema: modelos análogos e modelagem numérica. Os modelos análogos são realizados em escala reduzida em laboratório e geralmente utilizam materiais como areia, argila, cera, silicone e/ou microesferas de plástico para simular os geomateriais. Exemplos de trabalhos na literatura que utilizam a modelagem análoga para investigar o processo de localização de deformações são os trabalhos de Ellis *et al.* (2004) e Anastasopoulos *et al.* (2007).

A vantagem destes modelos é a facilidade com que os experimentos podem ser realizados e a possibilidade de observar diretamente a evolução dos processos de deformação, como por exemplo, a sequência da formação das zonas de dano. No entanto, a modelagem análoga possui diversos inconvenientes, tais como os custos elevados para a realização dos ensaios, considerações de escala e a limitação à observação apenas visual dos resultados, sem a análise das tensões e deformações atuantes. Além disso, o aparato experimental utilizado, as propriedades do material análogo e as condições de contorno podem implicar em efeitos nos resultados do modelo (Ellis *et al.*, 2004). Assim sendo, a modelagem numérica tem se mostrado uma excelente alternativa, em função do seu baixo custo e maior eficiência sobre a modelagem experimental, possuindo maior facilidade na construção e na análise dos resultados dos modelos (Gray *et al.*, 2014; Iaconeta, 2019).

Ao longo das últimas décadas, um espectro de diferentes métodos de modelagem numérica foi desenvolvido, para uma ampla variedade de aplicações. Especificamente para a modelagem de localização de deformações, os métodos numéricos utilizados são: o método dos elementos discretos (MED), o método das diferenças finitas (MDF) e, principalmente, o método dos elementos finitos (MEF). A abordagem de elementos finitos tem se mostrado mais adequada para a

modelagem de problemas de localização de deformações devido a sua capacidade de lidar com problemas não lineares, geometrias irregulares e condições de contorno complexas, dentre outras (Gray *et al.*, 2014; Fernández, 2020). Nesta seção é feita uma breve descrição sobre o MEF, o método numérico utilizado neste trabalho, bem como sua aplicação a problemas de localização de deformações. Também é feita uma descrição de alguns métodos aplicados para grandes deformações (RITTS, ALE e CEL). Por fim, é feita uma descrição dos modelos constitutivos utilizados no presente trabalho.

3.1

Método dos elementos finitos

O método dos elementos finitos (MEF) tem como estratégia básica discretizar a geometria do modelo em subdomínios menores, chamados de elementos finitos, conforme ilustrado na Figura 3.1. Discretização é o processo onde um modelo matemático contínuo é convertido em um modelo discreto de número finito de graus de liberdade. Os elementos finitos, que compartilham nós, arestas e superfícies entre si, formam então uma malha que fornece a estrutura dentro da qual os cálculos são feitos. A partir desta malha, o MEF resolve a forma fraca do problema, que consiste em uma integral ponderada equivalente (Gray *et al.*, 2014).

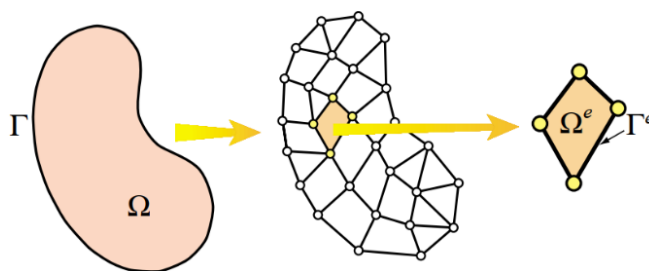


Figura 3.1 – Esquema de discretização de um sólido e extração de um elemento genérico (Felippa, 2004).

A abordagem por elementos finitos tem se mostrado bastante promissora para a modelagem numérica de problemas geomecânicos, incluindo na modelagem de formação e evolução de zonas de dano, pois tem vantagens como: capacidade de representar modelos com geometrias irregulares e complexas, capacidade de modelar condições de contorno complexas, como por exemplo superfícies livres ou superfícies com atrito, e simulação de modelos constitutivos avançados, incluindo

modelos que possuem propriedades viscosas, friccionais e/ou plásticas (Buitter *et al.*, 2006). Além disso, existem diversos códigos acadêmicos e comerciais de elementos finitos bem desenvolvidos e verificados, com grandes capacidades em termos de construção de modelos e poder de computação, capazes de lidar com problemas altamente não-lineares (Quispe, 2012; Mendes *et al.*, 2016). Por esses motivos, o MEF é o método mais utilizado na literatura para este classe de problemas (Gray *et al.*, 2014).

Para problemas de localização de deformações, o MEF é geralmente utilizado em conjunto com modelos constitutivos elastoplásticos baseados nas propriedades elásticas e de resistência do material, que conseguem prever bem o início e a propagação de falhas. Neste caso, as zonas de dano correspondem às regiões onde ocorrem deformações plásticas (Crook *et al.*, 2006; Gray *et al.*, 2014). A representação precisa das dimensões das zonas de dano é, no entanto, mais difícil usando a abordagem contínua padrão, devido a uma série de questões, incluindo:

- a) A direção de propagação pode ser influenciada pela direção das linhas da grade da malha, em outras palavras, falhas e zonas de dano podem ficar alinhadas com as bordas ou diagonais dos elementos;
- b) A largura da zona plastificada correspondente à zona de dano é muito sensível ao refinamento da malha; a solução é dependente de uma escala de comprimento do elemento em vez de uma escala de comprimento física do material;
- c) A elevada deformação pode gerar distorção excessiva da malha, que pode levar a problemas de convergência e término da solução.

Conforme apresentado no trabalho de Crook *et al.* (2006), diversas estratégias de modelagem foram propostas para superar a primeira e segunda deficiência e podem ser classificadas com base no tamanho relativo do elemento finito (h) e na largura da zona de localização de deformação (zona de dano) (b):

- Sub- h : quando a largura da zona de dano é menor do que o elemento pode representar. Nesse caso, podem ser utilizados métodos de descontinuidades incorporadas, energia de fratura, métodos de elementos finitos/discretos. São exemplos de trabalhos na literatura que utilizam estas técnicas o trabalho de Medeiros (2020), que empregou um método de

descontinuidades incorporadas para a representação de falhas geológicas, e o trabalho de Crook *et al.* (2006), que utilizou a técnica de energia de fratura na modelagem geomecânica numérica de experimentos análogos extensionais.

- Super-h: a largura da zona de dano é maior do que o elemento pode representar, sendo necessário nesse caso o uso de técnicas de regularização, como por exemplo: modelos não locais, continuum de Cosserat, métodos de plasticidade gradiente e regularização viscosa. Dentre os trabalhos da literatura que utilizam estas técnicas pode-se destacar o trabalho Gulib (2018), que utilizou a técnica do continuum de Cosserat, o trabalho de Lazari *et al.* (2015a), que empregou métodos de plasticidade não local, e o trabalho de Lazari *et al.* (2015b), que empregou tanto a técnica de regularização viscosa, através de modelos viscoplásticos de Perzyna e de Duvaut–Lions, quanto plasticidade não local para modelos biaxiais de plug de rochas.
- Iso-h: quando o tamanho do elemento é escolhido para ser correspondente à largura da zona de falha. Nessa situação, é possível representar a largura da zona de falha através da malha utilizada. Em alguns casos é necessário a utilização de estratégias de remalhamento, como em situações onde há grandes deformações.

Assim sendo, para uma melhor representação de uma zona de dano através do MEF, é necessário um conhecimento prévio da magnitude das dimensões da zona de dano, em geral obtidas através de estudos de afloramento e de interpretações sísmicas, para melhor escolher a abordagem a ser utilizada. Com o conhecimento das dimensões, é possível obter um tamanho de elemento capaz de representar com certa acurácia uma zona de dano e suas dimensões, sem a necessidade de utilizar métodos mais avançados. A escolha do tamanho do elemento é importante pois a formulação clássica do método de elementos finitos tem a tendência de reduzir a largura da zona de dano com a diminuição do tamanho do elemento. Portanto, malhas muito finas podem subestimar a largura das zonas de dano em comparação com as larguras observadas em campo (Buiter *et al.*, 2006).

É importante salientar que o uso do MEF juntamente com um modelo de plasticidade com uma lei de fluxo não associada e, principalmente, com uma lei de

amolecimento pode levar à perda de elipticidade das equações governantes, o que pode gerar problemas de convergência na análise e resultados espúrios dependentes da malha. Dessa forma, para cada modelo construído é necessário realizar um estudo de sensibilidade da malha para verificar se há convergência nos resultados ou o surgimento de resultados espúrios (Anastasopoulos *et al.*, 2007; Gulib, 2018).

Por ser a abordagem mais simples e não necessitar da utilização de métodos ou modelos constitutivos mais avançados, a abordagem Iso-h é a mais utilizada na literatura. Diversos trabalhos baseados em MEF utilizando a abordagem padrão (iso-h) na modelagem de zonas de dano podem ser encontrados para diversas escalas, como na escala de plug (Corrêa, 2016), na mesoescala (Anastasopoulos *et al.*, 2007; Andrade *et al.*, 2020), conforme ilustrado na Figura 3.2, e na escala regional (Yang *et al.*, 2017).

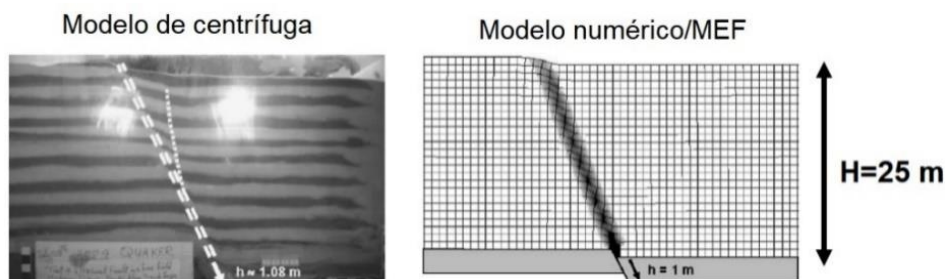


Figura 3.2 – Exemplo de modelo numérico de formação de zona de dano na mesoescala, em comparação com o experimento de centrífuga correspondente em areia (Adaptado de Anastasopoulos *et al.*, 2007).

3.1.1 MEF para grandes deformações

Conforme ressaltado, apesar do MEF ser um método promissor na modelagem da formação de zonas de dano, este pode apresentar dificuldades associadas aos elevados níveis de deformação que podem gerar distorção de elementos. Por isso, algumas estratégias foram desenvolvidas para modificar ou aprimorar o MEF de modo a capturar altos gradientes de deformações ao longo de falhas, zonas de dano ou bandas de cisalhamento. Alguns exemplos são:

- a) Técnica de remalhamento e interpolação para pequenas deformações (RITTS);
- b) Análise Euleriana-Lagrangiana acoplada (CEL);

c) Formulação Lagrangiana-Euleriana Arbitrária (ALE).

Para uma melhor compreensão dos métodos para grandes deformações, é necessário entender as descrições da cinemática da malha no MEF: a descrição Lagrangiana e Euleriana, conforme indica a Figura 3.3. A abordagem Lagrangiana assume que a malha computacional seja incorporada e deformada conjuntamente com os materiais, sendo capaz de modelar pequenas deformações com precisão. Por sua vez, a abordagem Euleriana, fixa a grade computacional no espaço enquanto o material está se deformando, e assim permite lidar com grandes deformações sem os problemas de distorção da malha. A formulação Euleriana é mais adequada para problemas de fluxo de gás e fluidos. Todavia, essa abordagem se mostra pouco adequada para descrever materiais com modelos constitutivos dependentes do histórico de tensões (Chandra, 2019).

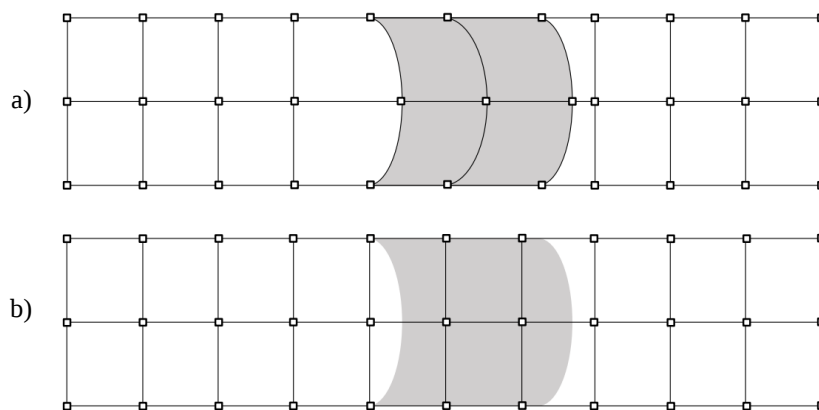


Figura 3.3 – As descrições da cinemática da malha no método dos elementos finitos: (a) Lagrangiana, (b) Euleriana (Adaptado de Chandra, 2019).

A abordagem de elementos finitos (MEF) mais utilizada para modelos geomecânicos é a abordagem Lagrangiana, que pode ser classificada em duas categorias: Lagrangiana total e Lagrangiana atualizada. Na formulação Lagrangiana total, a configuração de referência é a configuração inicial ou indeformada. Na formulação Lagrangiana atualizada, geralmente utilizada na modelagem com grandes deslocamentos, a configuração de referência é a configuração anterior ou última calculada. No presente trabalho utilizou-se a formulação Lagrangiana atualizada devido sua capacidade de lidar com grandes deslocamentos. Embora tenha a capacidade de modelar pequenas deformações com precisão, a abordagem Lagrangiana tem como desvantagem o fato de sofrer de emaranhamento e distorção da malha quando a deformação se torna muito grande, apresentando problemas de

convergência mesmo que apenas alguns elementos dentro da malha fiquem seriamente distorcidos (Wang *et al.*, 2015a).

Uma forma de estender os limites da aplicabilidade da abordagem Lagrangiana além de seus limites originais é utilizando procedimentos de remalhamento, como a técnica de remalhamento e interpolação para pequenas deformações (RITTS). A técnica RITSS consiste em remalhar periodicamente o domínio, conforme os elementos sejam distorcidos, como mostra a Figura 3.4. Após o remalhamento, é necessário realizar uma transferência de variáveis (tensões e deformações nos pontos de Gauss), da malha antiga para a nova, que pode ser realizada através de técnicas de interpolação. A grande vantagem do RITSS é que a estratégia de remalhamento e interpolação pode ser acoplada a qualquer programa padrão de elementos finitos.

Porém, o RITTS apresenta dificuldades associadas à automação do processo como: a escolha de parâmetros para avaliar a necessidade de parada de uma análise, a escolha de uma nova malha e a transferência das variáveis da malha antiga para a nova. Além disso, erros numéricos adicionais podem surgir devido ao remalhamento e ao mapeamento das variáveis de estado da malha antiga para a nova (Wang *et al.*, 2015a; Iaconeta, 2019). Dentre os trabalhos na literatura que utilizam esse método para a modelo de localização de deformações está o trabalho de Crook *et al.* (2006), que utiliza uma técnica de remalhamento em conjunto com uma técnica de regularização de energia de fratura na modelagem numérica de experimentos análogos extensionais com formação de falhas normais.

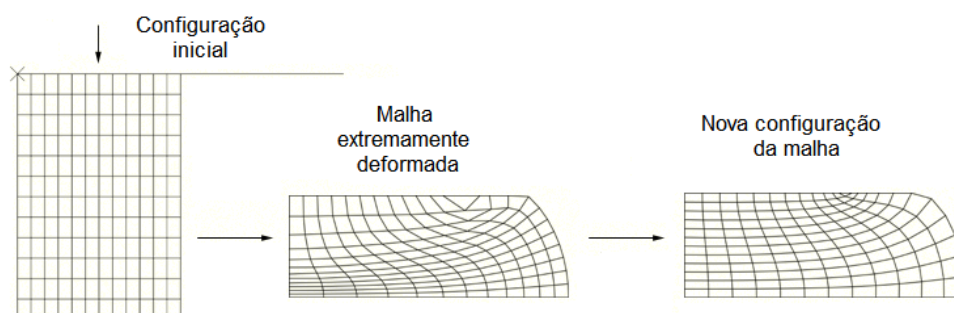


Figura 3.4 – Esquema de funcionamento de uma análise Lagrangiana atualizada convencional com remalhamento (método RITSS) (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).

Outra técnica criada para lidar com grandes deformações é a técnica Euleriana-Lagrangiana Acoplada (CEL), que tem como premissa utilizar parcialmente a abordagem Euleriana, utilizando sua capacidade de lidar com

grandes deformações. O método CEL consiste em utilizar uma malha Euleriana e uma Lagrangiana de maneira conjunta acoplada, onde os materiais que não sofrem deformação significativa são discretizados usando elementos Lagrangianos enquanto os materiais que sofrem grandes deformações são representados como elementos Eulerianos que fluem através de uma malha estacionária, como apresentado na Figura 3.5.

Esta técnica apresenta como grande vantagem a capacidade de lidar com grandes deformações de maneira natural, sem os problemas de distorção da malha. No entanto, por causa da utilização de uma malha Euleriana, esta técnica também possui desvantagens como a dificuldade para descrever materiais com modelos constitutivos dependentes do histórico e a complexidade de simular o contato entre a malha Euleriana e a malha Lagrangiana (Dey *et al.*, 2015; Wang *et al.*, 2015a). Um exemplo de trabalho na literatura que emprega esta técnica é o trabalho de Dey *et al.* (2015), que realiza a modelagem em elementos finitos com grande deformações do desenvolvimento de zonas de cisalhamento em encostas utilizando a abordagem CEL.

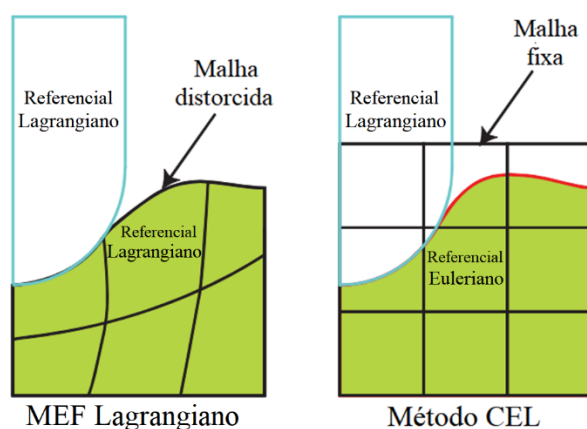


Figura 3.5 – Esquema de funcionamento de uma análise Euleriana-Lagrangiana acoplada CEL (direita) comparada a uma análise Lagrangiana (esquerda) (Adaptado de Bakroon *et al.*, 2017a).

Para superar as dificuldades decorrentes das abordagens puramente Lagrangianas e Eulerianas e combinar suas vantagens, foram desenvolvidos métodos híbridos Lagrangiano-Eulerianos. Os métodos híbridos são divididos em duas categorias: métodos baseados em partículas, como Método de Ponto de Material (MPM), e os métodos baseados em malha, como o método Lagrangiano-Euleriano Arbitrário (ALE), utilizado neste trabalho. O método ALE, apresentado

na Figura 3.6, é baseado na ideia de separar os deslocamentos do material e da malha para evitar distorção da malha típica do método Lagrangiano.

Esta separação geralmente introduz deslocamentos de malha desconhecidos no sistema global de equações governantes, dobrando o número de variáveis desconhecidas e levando a análises computacionalmente mais caras. Contudo, é possível utilizar a técnica de divisão do operador, onde primeiro são obtidos os deslocamentos de material por meio da equação de equilíbrio e, em seguida, os deslocamentos de malha são calculados por meio de uma técnica de remapeamento de malha. Apesar de conseguir lidar com níveis maiores de deformação do que o MEF Lagrangiano convencional, ainda é possível que ocorra distorção da malha, principalmente para problemas que envolvem deformações extremamente grandes (Wang *et al.*, 2015b; Bakroon *et al.*, 2017a; Chandra, 2019). Um exemplo de trabalho que utiliza o método ALE é o trabalho realizado por Ellis *et al.* (2004), onde os autores utilizam este método na modelagem numérica de experimentos análogos de formação de falhas de empurrão.

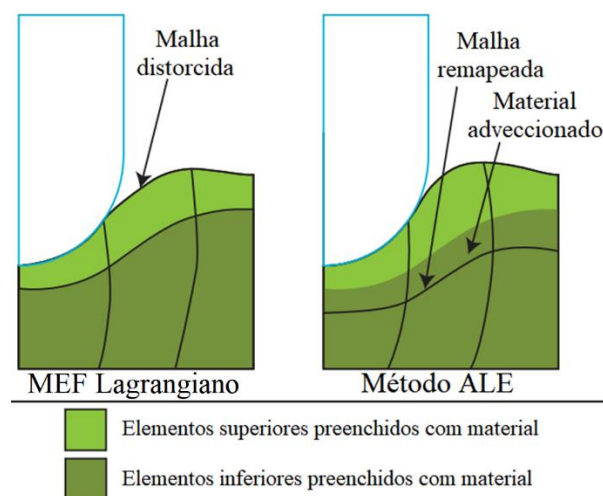


Figura 3.6 – Esquema de funcionamento de uma análise ALE (direita) comparada a uma análise Lagrangiana convencional (esquerda) (Adaptado de Bakroon *et al.*, 2017b).

3.2 Modelos constitutivos

De maneira geral, uma lei constitutiva é uma lei que descreve a deformação de um material em resposta a uma tensão aplicada ou vice-versa. Dentre as leis constitutivas, as mais comuns na modelagem de materiais geomecânicos são: elasticidade, dano, plasticidade e viscoelasticidade. O comportamento dos materiais

é então descrito a partir dos modelos constitutivos, que incluem uma ou mais leis constitutivas combinadas. Existe uma série de modelos constitutivos que descrevem o comportamento de vários tipos de materiais geológicos, como os modelos de Mohr-Coulomb, de Drucker-Prager e o modelo Cam Clay. (Corrêa, 2016).

A relação constitutiva mais simples comumente usada na modelagem numérica é a elasticidade. De maneira geral, a elasticidade é definida como sendo a capacidade de um corpo de resistir a uma deformação e retornar à sua forma original quando essa força que causou a deformação é removida. Não há "memória" do histórico de tensões ou deformações, nem há um critério de falha (Gray *et al.*, 2014). A maioria dos materiais tem a capacidade de permanecer puramente elásticos apenas para pequenos níveis de deformação.

Na maioria das vezes, utiliza-se a elasticidade linear, que é baseada na lei de Hooke e consiste basicamente em uma relação linear entre a tensão aplicada e a deformação, que são relacionadas através de constantes como o módulo de Young ou o coeficiente de Poisson. Porém nem todos os materiais elásticos apresentam comportamento linear, o que significa que a relação tensão-deformação (σ - ϵ) não é reta. Isso implica que não há uma relação tensão-deformação constante (Fossen, 2010). A Figura 3.7 exemplifica os comportamentos elástico linear e elástico não-linear.

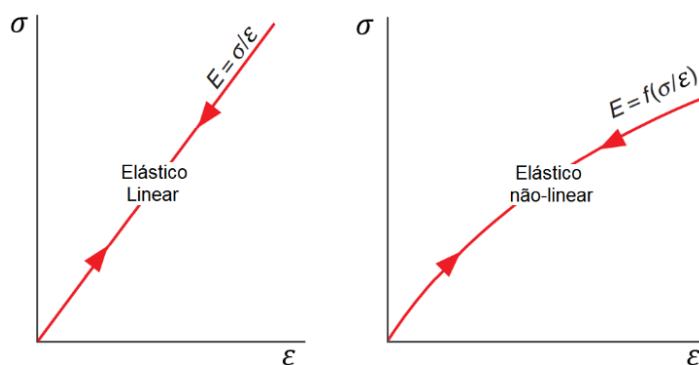


Figura 3.7 – Dois tipos de elasticidade: elasticidade linear e a elasticidade não-linear (Adaptado de Fossen, 2010).

No entanto, as estruturas geológicas são principalmente o resultado de deformações permanentes, não recuperáveis (ou seja, inelásticas). Um segundo aspecto que limita a aplicação da elasticidade é a falta de um critério de falha, de modo que não há limite para as tensões que podem surgir durante a deformação. Mesmo assim, a elasticidade pode fornecer uma aproximação para problemas de

baixa deformação em geologia estrutural, porém tem pouca aplicação para problemas de localização de deformações, como a formação de zonas de dano (Gray *et al.*, 2014).

Muitos geomateriais exibem comportamento elástico até uma certa tensão, chamada tensão de plastificação, e sofrem deformação plástica quando carregados além dessa tensão; são os chamados de materiais elastoplásticos. (Fossen, 2010; Gray *et al.*, 2014). Assim sendo, a deformação deste tipo de material é decomposta em duas parcelas, parcela elástica e plástica, reversível e irreversível respectivamente. A Figura 3.8 exemplifica um modelo elastoplástico uniaxial genérico, para um material homogêneo e isotrópico.

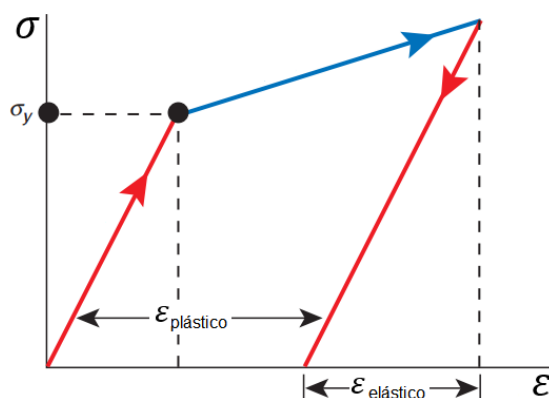


Figura 3.8 - Ilustração esquemática do diagrama tensão-deformação de um material elastoplástico (Adaptado de Fossen, 2010).

De maneira geral, são denominados de materiais plásticos aqueles que apresentam deformação permanente após o carregamento e descarregamento, devido a uma modificação na estrutura do material. Matematicamente, os modelos de plasticidade possuem três partes principais: (1) função de plastificação para o início da deformação inelástica, (2) lei de fluxo e uma função de potencial plástico para determinar a taxa de deformação plástica e (3) lei de endurecimento/amolecimento que governa a evolução da função de plastificação (Gray *et al.*, 2014).

Um material elastoplástico pode apresentar um comportamento elástico ou plástico dependendo do estado de tensão ao qual está submetido. Denomina-se ponto de plastificação o estado de tensões que define o início do comportamento inelástico descrito para um material. O conjunto dos pontos de plastificação forma então uma superfície de plastificação (Corrêa, 2016; Medeiros, 2020). As condições matemáticas estabelecidas para identificar a ocorrência de plastificação são

denominadas critérios de plastificação. Estes critérios definem uma superfície convexa no espaço de tensões e são propostos de acordo com o comportamento de cada material (Abreu, 2019).

O fluxo plástico tem como função descrever o comportamento inelástico de um material após a plastificação. A premissa básica de uma lei de fluxo plástico leva em conta a hipótese de Saint-Venant (Corrêa, 2016), que afirma que as direções principais de tensão estão alinhadas com as direções principais de incrementos de deformação plástica ($d\varepsilon_p$). Uma simplificação foi proposta posteriormente por Drucker (Corrêa, 2016), que aponta que o incremento de deformação plástica é função de um potencial plástico $G(\sigma)$ (Corrêa, 2016), conforme mostra a equação a seguir:

$$d\varepsilon_p = \gamma \frac{\partial G(\sigma)}{\partial \sigma} \quad (3-1)$$

Através desta equação, nota-se que a direção do incremento de deformação plástica ($d\varepsilon_p$) é controlada pelo gradiente da função potencial plástico $\partial G(\sigma)/\partial \sigma$ e sua magnitude é dada por γ , denominado de multiplicador plástico. Na maioria das vezes, a função potencial plástico coincide com a função de plastificação, porém com a troca do ângulo de atrito (ϕ) pelo ângulo de dilatância (ψ) na formulação (Medeiros, 2020). O ângulo de dilatância controla a deformação volumétrica plástica:

- $\psi > 0$ implica que ocorre aumento do volume (dilatação) após a plastificação.
- $\psi = 0$ implica que não há deformação plástica volumétrica após o plastificação.
- $\psi < 0$ implica que ocorre diminuição do volume (compactação) após o plastificação.

Quando os ângulos de atrito ϕ e de dilatância ψ são iguais ($\phi = \psi$), ou seja, função potencial plástico coincide com a função de plastificação, a lei de fluxo é denominada associada. Quando os ângulos de atrito ϕ e o ângulo de dilatância ψ são diferentes ($\phi \neq \psi$), a lei de fluxo é dita não associada. Após a plastificação do material, a função de plastificação do material pode evoluir de três maneiras distintas, conforme apresentado na Figura 3.9.

- a) Plasticidade perfeita: após alcançar tensão de plastificação o material continua se deformando plasticamente sem que ocorra mudança nas tensões.
- b) Endurecimento: após o material alcançar tensão de plastificação, há a ocorrência do ganho de resistência por rearranjo estrutural, e o material continua a se deformar com o aumento das tensões.
- c) Amolecimento: após o material alcançar tensão de plastificação, o material continua a se deformar com a diminuição da tensão aplicada.

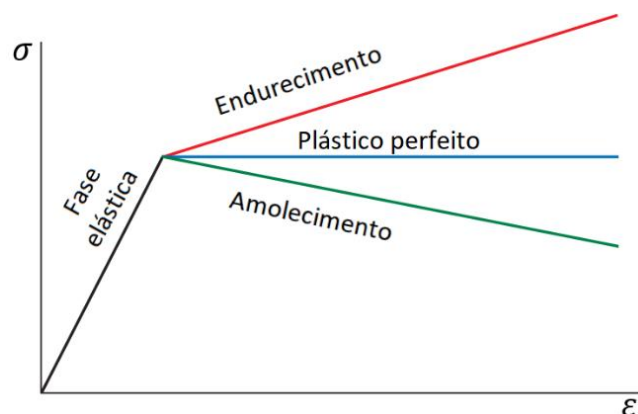


Figura 3.9 - Curva esquemática de tensão-deformação para um material elastoplástico com propriedades de endurecimento, de amolecimento e plástico perfeito (Adaptado de Fossen, 2010).

A evolução da superfície de plastificação também pode ocorrer de duas maneiras distintas: isotrópica ou cinemática, ambas apresentadas na Figura 3.10. Conforme apresentado na figura, no caso de endurecimento isotrópico, a superfície de plastificação se expande isotropicamente, enquanto que no endurecimento cinemático a superfície de plastificação se translada na mesma direção que ocorreu a deformação plástica (Corrêa, 2016).

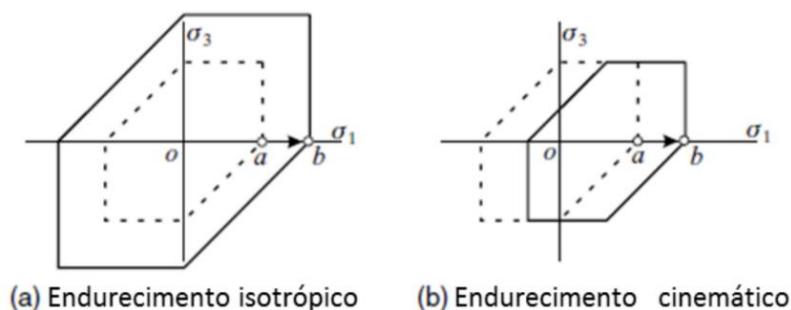


Figura 3.10 - Diferença entre endurecimento isotrópico e endurecimento cinemático (Davis e Selvadurai, 2002).

A mecânica do dano contínuo é uma formulação constitutiva alternativa a ser usada na localização de deformações e no comportamento de amolecimento observado em materiais frágeis e quase frágeis. Em geral, mecânica do dano contínuo têm sido usada na análise de fadiga de metais e para modelar localização progressiva de deformação em rochas e em concreto (Gray *et al.*, 2014). Como é possível notar na Figura 3.11, a resposta em condições de carregamento pode ser semelhante para um modelo de dano e de plasticidade. No entanto, também pode-se verificar na Figura 3.11 que no descarregamento uma tensão nula corresponde a uma deformação instantânea nula no modelo de dano contínuo, que faz com que o valor do dano seja superestimado (Sümer e Aktaş, 2015). Por essa razão, os modelos de mecânica de dano não têm sido largamente empregados na modelagem de estruturas geológicas, tais como a formação e evolução de zonas de dano (Gray *et al.*, 2014).

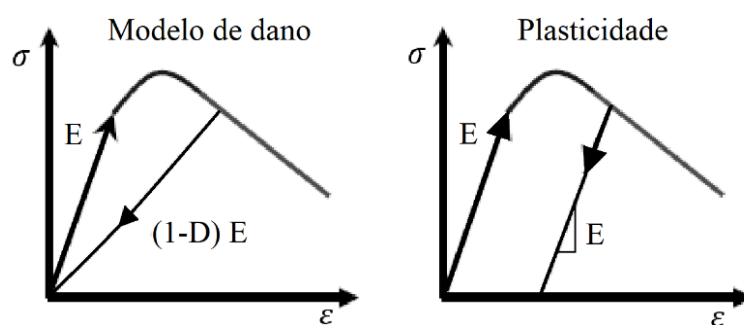


Figura 3.11 – Diferença esquemática entre o modelo de dano e a plasticidade (Adaptado de Sümer e Aktaş, 2015).

3.2.1 Critério de plastificação de Mohr-Coulomb

Entre os critérios de plastificação mais utilizados para geomateriais, pode-se destacar a critério de Mohr-Coulomb, baseado no primeiro critério de plastificação para solos proposto por Coulomb em 1773, complementado pelo trabalho de Mohr em 1882. Este modelo define a resistência ao cisalhamento de um material como uma função linear da tensão normal efetiva atuando na superfície de ruptura, conforme apresentado na Equação (3-2) (Gray *et al.*, 2014; Corrêa, 2016). A Figura 3.12 ilustra o critério de Mohr-Coulomb no diagrama de Mohr (espaço $\tau \times \sigma$).

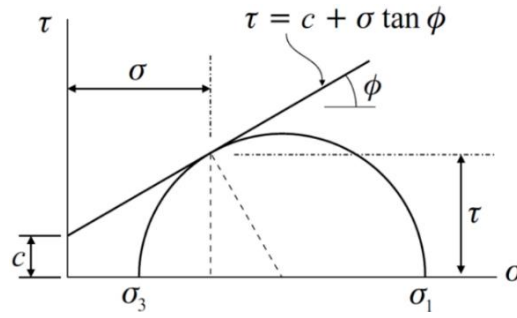


Figura 3.12 - Representação do critério de Mohr-Coulomb no diagrama de Mohr (espaço $\tau \times \sigma$) (Davis e Selvadurai, 2002).

$$|\tau| = c + \sigma \tan \phi \quad (3-2)$$

Os parâmetros c e ϕ são conhecidos como parâmetros de resistência do material; onde c representa a coesão e ϕ representa o ângulo de atrito interno. O ângulo de atrito ϕ indica o acréscimo de resistência às tensões tangenciais que atuam em uma face onde exista uma tensão normal de compressão, enquanto a coesão c indica a resistência às tensões tangenciais quando a tensão normal é nula (Gray *et al.*, 2014; Corrêa, 2016).

Em sua fase elástica, a lei constitutiva comumente usada é a elasticidade linear. De maneira geral, na fase elástica é possível relacionar as tensões com as deformações elásticas através de uma matriz de rigidez elástica ($\mathbf{D}_{el}$). Para o caso de materiais isotrópicos e homogêneos, a matriz de rigidez elástica pode ser escrita a partir de duas variáveis independentes, a partir das quais consegue-se calcular todas as outras. As variáveis elásticas geralmente utilizadas são o módulo de Young (ou módulo de elasticidade) e coeficiente de Poisson (Corrêa, 2016). A matriz de rigidez elástica para o estado plano de deformações, em função do módulo de Young (E) e coeficiente de Poisson (ν), é dada pela Equação (3-3).

$$\mathbf{D}_{el} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & 0 & 0 \\ 0 & (1-\nu) & 0 \\ 0 & 0 & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} \quad (3-3)$$

Em relação à função de plastificação, o critério de Mohr-Coulomb pode ser estendido para o espaço tridimensional das tensões principais, conforme a Equação (3-4):

$$F(\sigma'_1, \sigma'_3) = \sigma'_1 - c + \sigma'_3 \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi} = 0 \quad (3-4)$$

onde σ'_1 e σ'_3 correspondem às tensões efetivas principais mínima e máxima respectivamente. Uma alternativa para descrever os critérios de plastificação é usar diferentes combinações dos invariantes do tensor de tensões. O critério de plastificação de Mohr Coulomb pode então ser escrito em função dos invariantes de tensão da seguinte maneira:

$$F(I_1, J_2, \theta) = \frac{I_1}{3} \sin \phi + \sqrt{J_2} \left(\cos \theta - \frac{1}{\sqrt{3}} \sin \phi \sin \theta \right) - c \cos \phi = 0 \quad (3-5)$$

onde θ é o ângulo de Lode, que controla a forma da superfície de plastificação no plano desviador (plano perpendicular ao eixo hidrostático), dado por:

$$\theta = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left(\frac{-3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{J_2 \sqrt{J_2}} \right), \text{ onde } \theta \in [-\pi/6, \pi/6] \quad (3-6)$$

I_1 é o primeiro invariante do tensor de tensões e corresponde ao traço do tensor de tensões totais:

$$I_1 = \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (3-7)$$

A tensão hidrostática (p) atuante é obtida a partir do invariante I_1 da seguinte maneira:

$$p = \frac{1}{3} I_1 \quad (3-8)$$

J_2 é o segundo invariante do tensor de tensões desviadoras, obtido da seguinte maneira:

$$J_2 = \frac{1}{2} [(\text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_d))^2 - \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}_d^2)] \quad (3-9)$$

O tensor de tensões desviadoras $\boldsymbol{\sigma}_d$ é obtido como:

$$\boldsymbol{\sigma}_d = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} I_1 \mathbf{I}, \text{ onde } \mathbf{I} \text{ é a matriz identidade} \quad (3-10)$$

A tensão de von Mises (q), que é uma variável escalar que representa a tensão desviadora atuante, pode ser obtida a partir do invariante J_2 através da seguinte equação:

$$q = \sqrt{3 J_2} \quad (3-11)$$

J_3 é o terceiro invariante do tensor de tensões desviadoras, obtida pela seguinte equação:

$$J_3 = \frac{1}{3} \det(\sigma_d) \quad (3-12)$$

No espaço das tensões principais, o critério de Mohr-Coulomb é representado por uma pirâmide de base hexagonal irregular, conforme mostra a Figura 3.13. Devido a esta forma piramidal, as arestas e o vértice desta superfície formam regiões singulares que podem implicar em dificuldades numéricas para aplicação do critério quando o estado de tensão se aproxima destes pontos (Kiewiet, 2015).

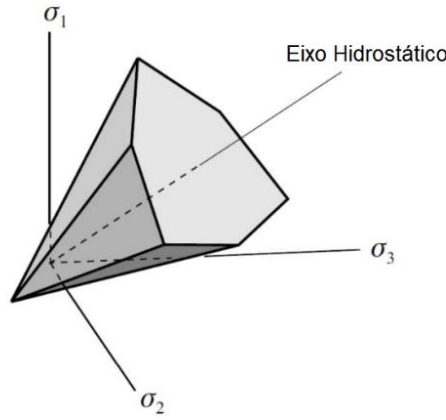


Figura 3.13 - Superfície de plastificação do critério de Mohr-Coulomb no espaço das tensões principais (Adaptado de Davis e Selvadurai, 2002).

A função potencial plástico do critério de Mohr-Coulomb é análoga à função de plastificação, porém trocando o ângulo de atrito (ϕ), pelo ângulo de dilatância (ψ), conforme a Equação (3-13):

$$G(\sigma'_1, \sigma'_3) = \sigma'_1 - c + \sigma'_3 \frac{1 + \sen \psi}{1 - \sen \psi} = 0 \quad (3-13)$$

Para problemas de localização de deformações como a formação de zonas de dano, geralmente é empregada uma lei de fluxo não associada ($\phi \neq \psi$), pois comportamento associativo superestima a dilatação durante a falha por cisalhamento. Por tal motivo, o emprego de uma lei de fluxo não associada fornece mais flexibilidade para capturar a alteração inelástica do volume (dilatativa ou compactiva) (Gray *et al.*, 2014).

Como uma forma de aproximar o modelo constitutivo do comportamento real das rochas frágeis, é feita a evolução da função de plastificação após a plastificação.

Na natureza, rochas frágeis submetidas a baixas tensões confinantes podem apresentar a evolução de sua superfície de plastificação com até quatro fases: uma fase de endurecimento, uma fase de pico, onde os valores de resistência permanecem constante, uma fase de amolecimento e uma fase residual, conforme apresentando pela Figura 3.14 (Zhang, 2019). Este comportamento pode ser modelado utilizando o critério de Mohr-Coulomb através da variação do ângulo de atrito e/ou a coesão, conforme sugerido por Potts e Zdravkovic (1999).

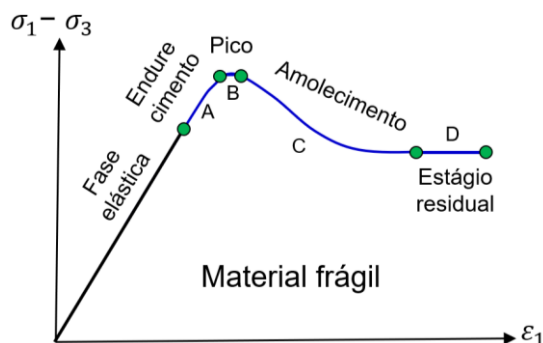


Figura 3.14 - Comportamento esquemático das rochas em baixas tensões confinantes (Adaptado de Zhang, 2019).

No entanto, em algumas rochas, a fase de endurecimento e a fase de pico são pequenas se comparadas à fase de amolecimento. Por isso, algumas vezes apenas a fase de amolecimento é modelada, utilizando então os valores de pico e os valores residuais das propriedades de resistência. O amolecimento do material pode ser realizado através da diminuição do ângulo de atrito e/ou a coesão a partir de uma função bilinear ou de uma função exponencial, conforme apresentado pela Figura 3.15.

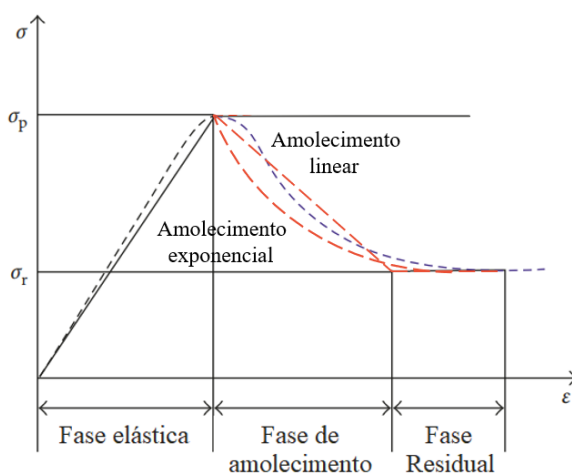


Figura 3.15 – Curva esquematizada de um ensaio triaxial (azul) e curvas tensão-deformação idealizadas com amolecimento (vermelha) (Adaptado de Lin *et al.*, 2018).

Na modelagem de formação de zonas de dano é necessário em alguns casos empregar uma lei de amolecimento do material, pois a localização de deformações também pode ser induzida pelo amolecimento, com este amolecimento representando o dano do material (Gray *et al.*, 2014).

Conforme é possível observar na Figura 3.16, algumas rochas se comportam como materiais frágeis em baixas tensões confinantes, com elevado amolecimento do material, porém se comportam como materiais dúcteis, com um baixo nível de amolecimento ou com um comportamento plástico perfeito, em altas tensões confinantes. Como forma de simplificação, pode-se aproximar o comportamento das rochas em altas tensões confinantes a partir de um modelo elastoplástico onde a função de plastificação do material permanece constante, ou seja, um modelo perfeitamente plástico.

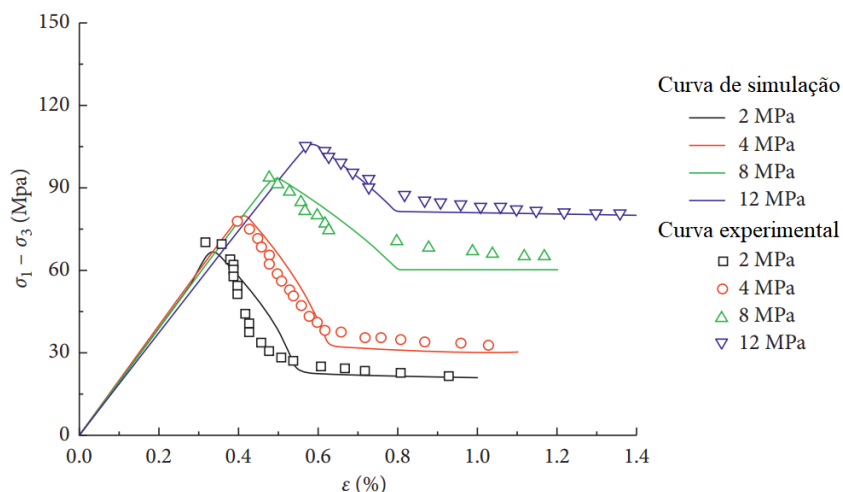


Figura 3.16 – Resultados do ensaio de compressão triaxial em um calcário e curvas de simulação numérica correspondentes (Adaptado de Lin *et al.*, 2018).

De maneira resumida, para um material homogêneo e isotrópico com um comportamento plástico perfeito, o critério de Mohr-Coulomb necessita de duas variáveis elásticas, módulo de Young (E) e coeficiente de Poisson (ν), e três propriedades de resistência: a coesão (c), o ângulo de atrito interno (ϕ) e o ângulo de dilatância (ψ), sendo que estas propriedades podem ser facilmente obtidas em ensaios triaxiais. Caso seja modelado o amolecimento do material, também há a necessidade da obtenção das propriedades de resistência residuais.

O modelo de Mohr-Coulomb apresenta algumas desvantagens em comparação com as leis constitutivas mais sofisticadas, tais como a sua

incapacidade de capturar a deformação plástica na compactação devido à ausência de uma superfície de plastificação de compactação, a existência de arestas na superfície de plastificação, o que pode gerar problemas de convergência, e a insensibilidade à tensão principal intermediária. Porém, este modelo ainda é muito utilizado para geomateriais por sua formulação simples, que requer um número pequeno de propriedades que podem ser obtidas facilmente em ensaios triaxiais, prevendo com certa acurácia o limite para a resistência cisalhante do material.

3.2.2 Critério de plastificação “Soft Rock Plasticity”

Uma critério de plastificação que pode ser uma alternativa ao critério de Mohr-Coulomb é o *Soft Rock Plasticity* ou SR3. O modelo SR3 foi proposto por Crook *et al.* (2006) e tem como objetivo modelar a resposta mecânica de rochas moles e areias fracamente consolidadas, sendo capaz de representar a ruptura por cisalhamento, por compactação e também a zona de transição entre o cisalhamento e a compactação. Em sua fase elástica, a lei constitutiva comumente usada é a elasticidade linear, de maneira semelhante ao critério de Mohr-Coulomb. As variáveis elásticas geralmente utilizadas são o módulo de Young e o coeficiente de Poisson. Em relação à sua função de plastificação, o modelo SR3 baseia-se na superfície de plastificação dada pela Equação (3-14) e ilustrada na Figura 3.17.

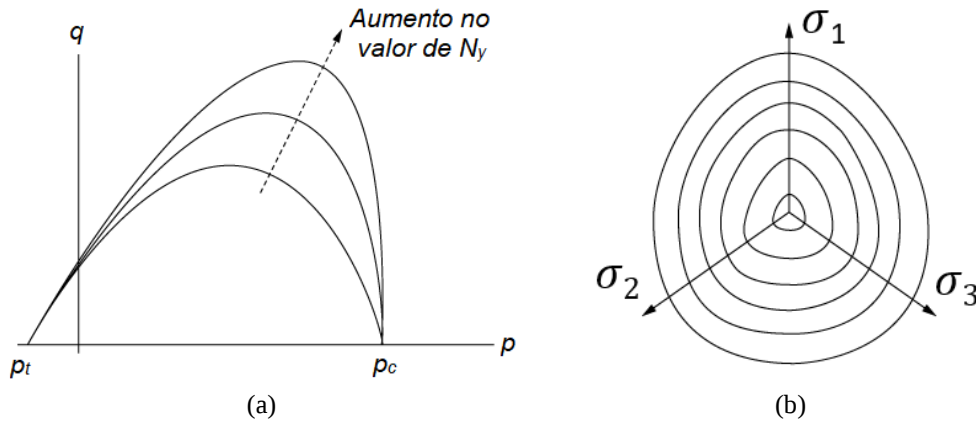


Figura 3.17 - Superfície de plastificação do critério Soft Rock Plasticity (a) no plano p - q (b) no plano desviador (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).

$$F(q, p, g(\sigma)) = g(\sigma)q - (p - p_t) \tan \beta \left(\frac{p - p_c}{p_t - p_c} \right)^{1/N_Y} = 0 \quad (3-14)$$

onde p é a tensão hidrostática, q é a tensão de von Mises, β é o ângulo de atrito do material no plano p - q . N_Y é o parâmetro do material que controla a forma da superfície de escoamento no plano p - q , enquanto p_t é a tensão de escoamento na tração hidrostática, p_c é a tensão de escoamento na compressão hidrostática. A função $g(\sigma)$ controla a superfície no plano desviador e é definida através das seguintes equações:

$$g(\sigma) = \left(\frac{1}{1 - f(p)} \left(1 + f(p) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right) \right)^\alpha \quad (3-15)$$

$$f(p) = f_0 \exp \left(f_1 p \frac{p_c^0}{p_c} \right) \quad (3-16)$$

onde r é o terceiro invariante do tensor de tensões desviadoras (J_3); f_0 , f_1 e α são parâmetros de correção do plano desviador; p_c^0 é a tensão de escoamento na compressão hidrostática inicial.

A função $g(\sigma)$ permite capturar a transição da superfície de plastificação no plano desviador de uma forma triangular arredondada para uma forma circular com um aumento na tensão hidrostática. No tocante à evolução da função de plastificação, o modelo possui um comportamento perfeitamente plástico. No critério SR3, a função potencial é análoga à função de plastificação, trocando o ângulo de atrito (β) pelo ângulo de dilatação (ψ'), conforme a Equação (3-17):

$$G(q, p, g(\sigma)) = g(\sigma)q - (p - p_t) \tan \psi' \left(\frac{p - p_c}{p_t - p_c} \right)^{\frac{1}{N_Y}} = 0 \quad (3-17)$$

Em resumo, o critério SR3 necessita ao todo de dez propriedades, incluindo as propriedades elásticas. Algumas dessas propriedades são difíceis de serem obtidas a partir de ensaios de laboratório, principalmente os parâmetros de correção do plano desviador, e por isso existem poucos valores destas propriedades na literatura. Uma forma de simplificação consiste em utilizar os parâmetros de correção do plano desviador f_0 , f_1 e α iguais a zero, mantendo a superfície de plastificação no plano desviador com forma circular.

A correspondência entre as propriedades utilizadas no Mohr-Coulomb e no SR3 pode ser obtida através das equações que fornecem os valores da coesão e do ângulo de atrito do critério de Mohr-Coulomb no plano p - q , tais como as equações apresentadas no trabalho de Potts e Zdravkovic (1999). A partir das Equações

(3-18) e (3-19) indicadas abaixo, onde θ é o ângulo de atrito do material e c é a coesão no critério de Mohr-Coulomb e K_1 e K_2 são fatores de calibração, pode-se obter os valores de p_t e β que relacionam a superfície de escoamento do SR3 com a superfície de escoamento média do Mohr-Coulomb.

$$\tan \beta = K_1 \frac{2\sqrt{3} \sin \theta}{3 + \sin \theta} \quad (3-18)$$

$$p_t = \frac{2\sqrt{3} c \cos \theta}{3 + \sin \theta} \frac{K_2}{\tan \beta} \quad (3-19)$$

4

Modelagem numérica de zonas de dano através de um meio contínuo

Após a definição dos conceitos fundamentais, foram desenvolvidos modelos numéricos de formação e evolução de zonas de dano através de um meio contínuo utilizando o MEF com formulação Lagrangiana clássica, bem como os métodos para grandes deformações (RITTS, ALE, CEL). Após um conjunto de análises, todos estes modelos foram comparados, discutindo-se suas vantagens e limitações na modelagem da evolução estrutural das zonas de dano. Também foram realizadas análises paramétricas, a fim de verificar o impacto de cada propriedade na evolução estrutural da zona de dano.

4.1

Modelos numéricos utilizando o MEF com formulação para grandes deslocamentos

Nesta seção, é descrita a criação de um modelo numérico de geração e evolução de zonas de dano em escala do reservatório através de um meio contínuo, com base em modelos de localização de deformação apresentados por Anastasopoulos *et al.* (2007). Conforme exemplificado na Figura 4.1, foram criados modelos numéricos bidimensionais que representam um corte vertical na região central da zona de dano de uma falha normal, onde a largura da zona de dano geralmente é maior. As análises computacionais dos modelos numéricos bidimensionais foram realizadas utilizando o MEF Lagrangiano convencional utilizando o software comercial Abaqus®, utilizando uma abordagem Iso-h (o tamanho apropriado de elemento é obtido a partir do conhecimento prévio da magnitude das dimensões da zona de dano, obtidas em afloramentos). Na solução dos modelos numéricos, foi utilizado o solver Abaqus/Standard® com formulação para grandes deslocamentos (formulação Lagrangiana atualizada).

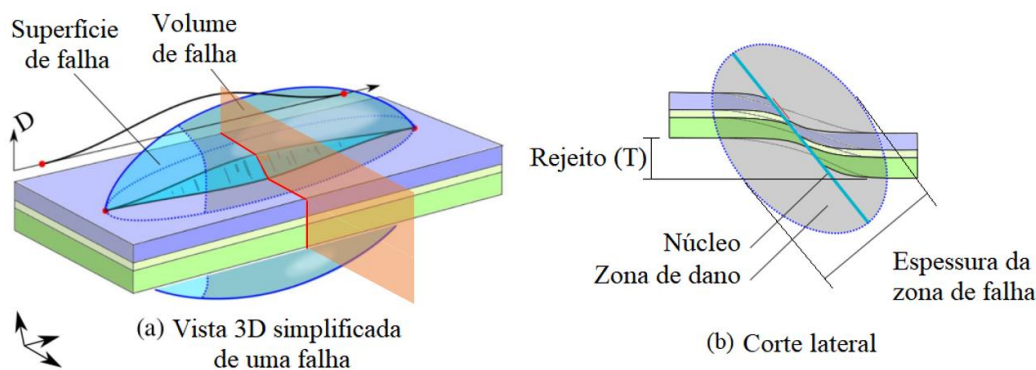


Figura 4.1 – Exemplo de corte lateral na região central de uma falha normal (Adaptado de Godefroy *et al.*, 2017).

A configuração do modelo é baseada no trabalho de Anastasopoulos *et al.* (2007), com o objetivo de estudar a localização de deformações em falhas normais no estado plano de deformações. A Figura 4.2 apresenta a configuração do modelo, suas dimensões, as condições de contorno aplicadas e malha utilizada. A malha é composta por elementos quadriláteros de 8 nós e integração de Gauss de nove pontos (integração “full”). Em relação às suas condições iniciais, o modelo é inicializado com um estado de tensão isotrópica (σ_c) de 10 MPa. As zonas de dano são criadas pela aplicação incremental de deslocamento em parte da base inferior do modelo e em sua lateral direita, com uma inclinação de 45° com a direção vertical, com o deslocamento vertical máximo igual a 100 m. Os deslocamentos horizontais do lado esquerdo do modelo são restritos na direção horizontal. Na base inferior à esquerda, onde não são impostos deslocamentos prescritos, foi considerada uma linha que representa uma placa rígida como condição de contorno vertical. Esta placa foi utilizada para amenizar a distorção excessiva de alguns elementos próximos à região onde o deslocamento é aplicado.

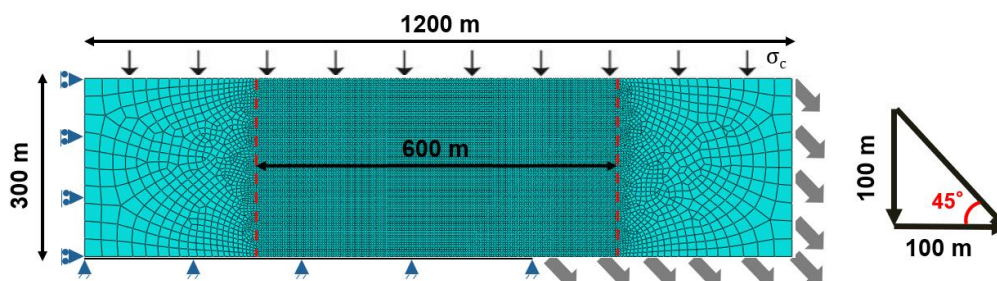


Figura 4.2 - Representação da configuração do modelo, suas dimensões, condições de contorno aplicadas e malha utilizada.

Em relação aos materiais empregados no modelo numérico, considera-se inicialmente apenas um material com propriedades homogêneas. O material empregado possui propriedades análogas a uma rocha carbonática, indicadas na Tabela 4.1 e que correspondem a travertinos testados em laboratório (Kiewiet, 2015). O material foi modelado adotando comportamento elastoplástico, com o critério de Mohr-Coulomb com uma lei de fluxo não associada. As primeiras análises consideram plasticidade ideal.

Tabela 4.1 - Propriedades do travertino (Kiewiet, 2015).

Propriedade	Carbonato
Ângulo de atrito interno (ϕ)	34,0°
Ângulo de dilatação (ψ)	24,0°
Coesão (c)	6 MPa
Módulo de Young (E)	17 GPa
Coefficiente de Poisson (ν)	0,3

Em cada análise assume-se que as zonas de dano correspondem às regiões onde ocorrem as deformações plásticas. Assim, a largura da zona de dano é obtida através de uma análise da distribuição das deformações plásticas. É importante ressaltar que o núcleo também deveria estar incluído dentro das zonas com deformação plástica. No entanto, este nem sempre é formado e quando existe, sua largura pode ser consideravelmente inferior daquela correspondente à zona de dano. Uma medida escalar da deformação plástica, que é uma grandeza tensorial, é necessária como referência da evolução do processo e para a sua representação. Portanto, foi utilizada uma variável escalar que representa a magnitude das regiões plásticas (*PEMAG*) dada por:

$$PEMAG = \sqrt{\frac{2}{3}(\boldsymbol{\varepsilon}^{PL} : \boldsymbol{\varepsilon}^{PL})} = \sqrt{\frac{2}{3}(PE_{P1}^2 + PE_{P2}^2 + PE_{P3}^2)} \quad (4-1)$$

onde $\boldsymbol{\varepsilon}^{PL}$ é o tensor de deformações plásticas, e PE_{P1} , PE_{P2} e PE_{P3} são as deformações plásticas principais. Para medir a largura da zona de dano, uma linha horizontal é incluída no modelo, conforme mostrado na Figura 4.3. Ao longo desta linha obtém-se a distribuição *PEMAG* em cada etapa das simulações. O limite da zona de dano é definido pelo ponto de inflexão da curva de distribuição da *PEMAG*, conforme ilustrado no lado direito da Figura 4.3.

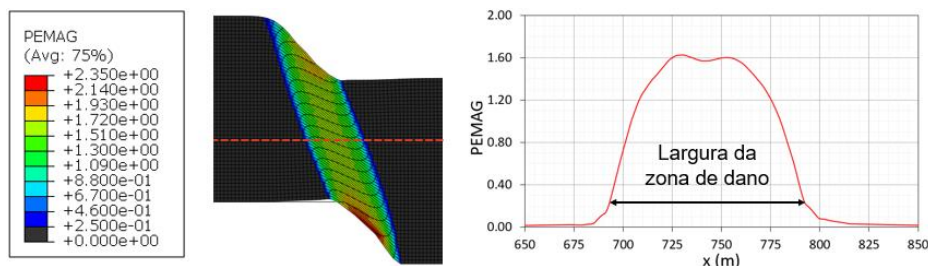


Figura 4.3 - Representação do processo de medição da largura da zona de dano.

Conforme explicado no item 3.1 **Erro! Fonte de referência não encontrada.**, o uso do MEF juntamente com um modelo de plasticidade com uma lei de fluxo não associada pode levar a soluções espúrias dependentes da malha. Por isso, foi realizado um estudo de sensibilidade da malha considerando modelos com diferentes níveis de discretização na região central do modelo onde se desenvolve a zona de dano, como apresenta a Figura 4.4.

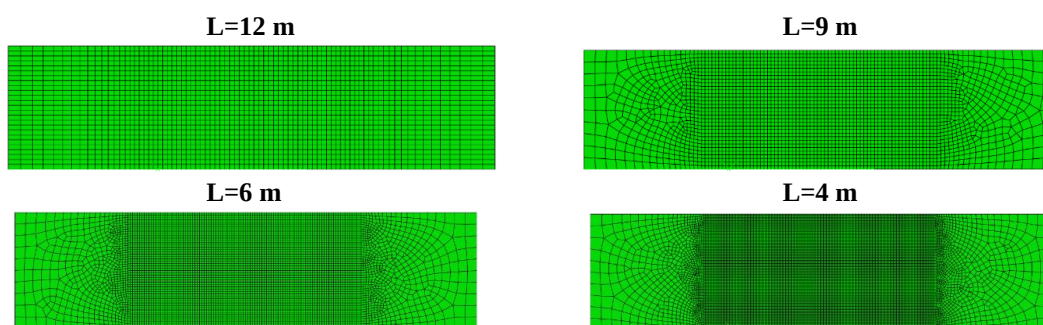
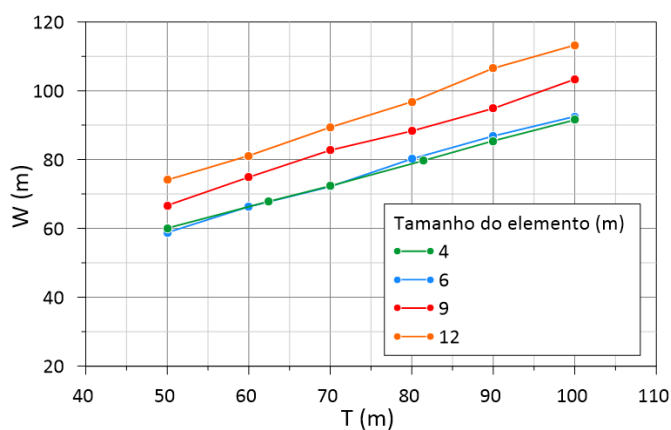


Figura 4.4 – Malhas utilizadas no estudo de sensibilidade. O parâmetro L representa o tamanho da aresta dos elementos na região central.

Para cada modelo, é registrada uma curva que relaciona a largura da zona de dano (W) ao deslocamento vertical imposto (T), que foi aplicado de maneira incremental, de forma semelhante às observações de campo, conforme exemplificado na Figura 2.13. Os resultados obtidos são exibidos na Figura 4.5.



Tamanho do elemento na região central (m)	Tempo de análise (min)
12	4.6
9	15.4
6	18.4
4	131.7

Figura 4.5 - Resultados obtidos e tempo de análise do estudo de sensibilidade de malha.

Como é possível constatar, para um determinado deslocamento, a largura da zona de dano aumenta com o tamanho do elemento. No entanto, se observa uma convergência de resultados quando se empregaram tamanhos de elementos de 6 e 4 m, porém, com um aumento significativo no tempo de processamento. Consequentemente, não foram realizadas análises com tamanhos de elementos inferiores. Portanto, para as análises seguintes, adotou-se uma malha com elementos de tamanho de 6 m na região central do modelo. Essa malha tem 19378 nós e 6283 elementos quadrilaterais. A Figura 4.6 apresenta o resultado da distribuição da magnitude da deformação plástica (*PEMAG*) para o modelo com elementos de tamanho de 6 m na região central ao longo da simulação do modelo, a partir da qual é possível visualizar a formação da zona de dano.

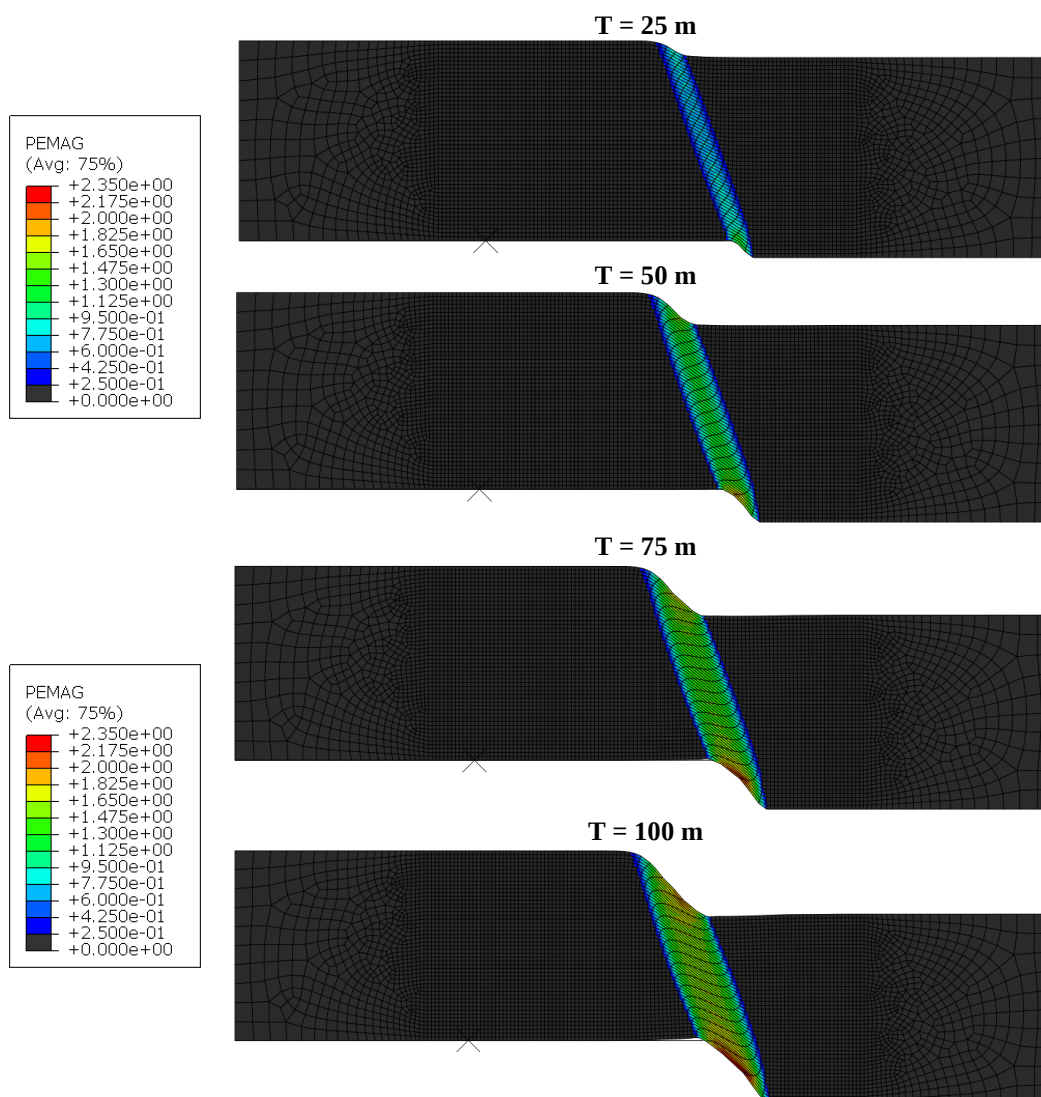


Figura 4.6 – Representação da zona de dano através da distribuição de *PEMAG*

Foi analisada a distribuição de *PEMAG* na região central da zona de dano ao longo da simulação do modelo de formação de zonas de dano, conforme apresentado na Figura 4.7. Percebe-se que a deformação dos elementos pode representar a rotação do material dentro da zona de dano, uma das principais causas para sua formação. No entanto, a rotação dos elementos acaba gerando elevadas distorções, que podem acarretar em problemas de convergência e resultados não realistas.

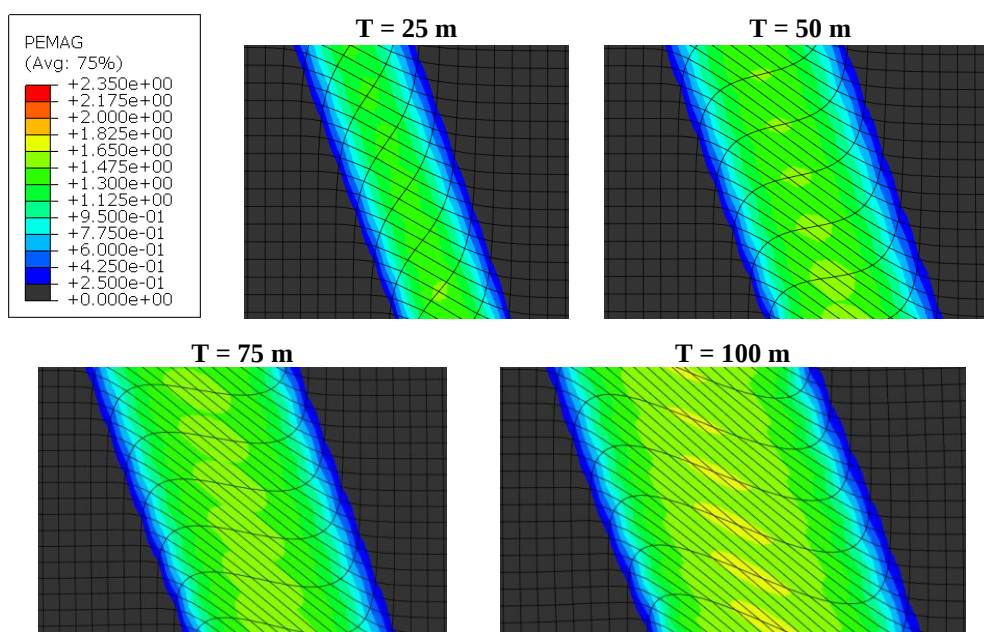


Figura 4.7 – Distribuição das deformações plásticas na região central da zona de dano.

Os resultados de largura de zona de dano obtidos considerando o material com as propriedades listadas na Tabela 4.1 são mostrados na Figura 4.8. Para fins de comparação, os resultados numéricos da relação da largura da zona de dano (W) com deslocamento verdadeiro (D) foram plotados juntamente com observações de afloramento registradas em rochas carbonáticas, em escala log-log, (Balsamo *et al.*, 2016; Alaei e Torabi, 2017; Mayolle *et al.*, 2019). Para isso, foram calculados os valores de deslocamento verdadeiro do modelo numérico a partir do rejeito vertical e da inclinação da zona de dano. É possível ver que os resultados numéricos estão muito próximos das observações de campo, e que ambos se aproximam de uma relação de lei de potência.

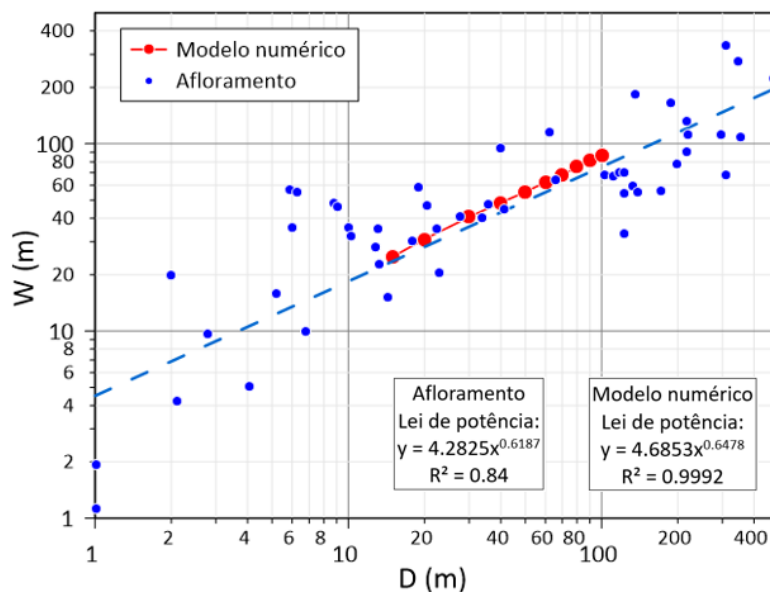


Figura 4.8 - Comparação entre os dados de afloramento e os resultados do modelo numérico.

Após a análise dos resultados de largura da zona de dano, realizou-se uma análise das deformações e tensões que ocorreram no maciço para um melhor entendimento do processo de deformação. Primeiramente, foi obtida a distribuição das deformações cisalhantes, apresentada na Figura 4.9, para um deslocamento vertical aplicado igual a 100 metros. Pode-se observar o predomínio das deformações cisalhantes na zona de dano, e por isso processo cisalhante pode ser um dos responsáveis pela formação desta zona.

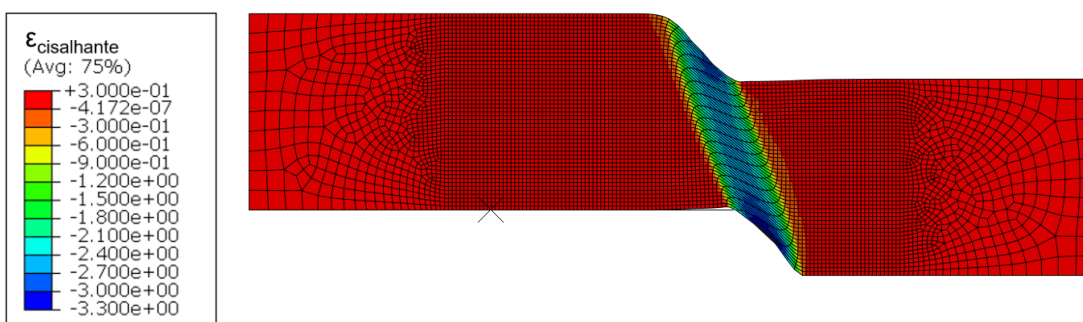


Figura 4.9 – Valores de deformação cisalhante no maciço.

Também foi analisada a distribuição das deformações volumétricas que ocorrem no maciço, apresentada na Figura 4.10, para um deslocamento vertical aplicado igual a 100 metros. Verifica-se a ocorrência de deformações volumétricas dilatantes as quais podem contribuir para a formação de fraturas e o aumento da porosidade da rocha na região da zona de dano. Também é possível constatar que

os maiores valores, tanto de deformação cisalhante quanto de deformação volumétrica, ocorrem nas regiões próximas das bordas do modelo, superior e inferior, onde há uma mudança brusca de deslocamento. No entanto, tais valores podem estar acontecendo devido as condições de contorno do modelo que geram uma mudança brusca de deslocamento nestas regiões, provocando uma grande deformação nos elementos.

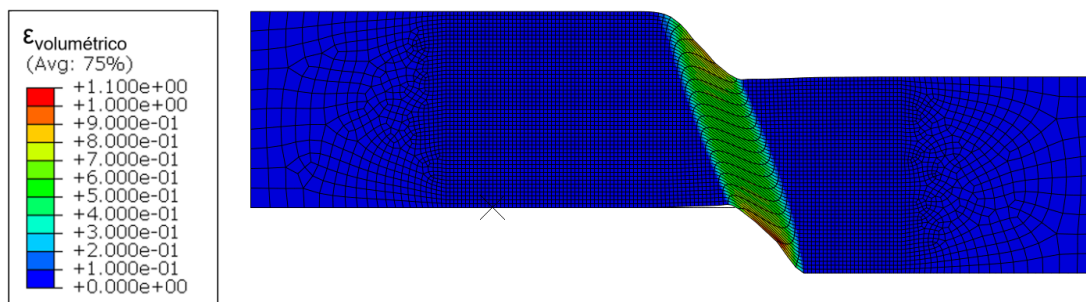


Figura 4.10 – Valores de deformação volumétrica no maciço.

Para um melhor entendimento do estado de tensões no maciço após a plastificação, foi obtida a distribuição da tensão hidrostática (p) no maciço, apresentada na Figura 4.11. Observe que no caso particular dessa variável, o ABAQUS® apresenta valores positivos em compressão e negativos em tração. Neste sentido, pode-se identificar a predominância de tensões hidrostáticas de tração na região central da zona de dano, apontando que, após a plastificação, a trajetória de tensões dos elementos da zona de dano deve seguir em direção a região de tração. Dessa forma, esse mecanismo de deformação pode indicar o surgimento de fraturas não apenas do modo II, mas também fraturas do modo I e híbridas. A predominância de tensões hidrostáticas de tração era esperada pois as condições de contorno impostas tendem a tracionar o maciço. É possível notar tensões hidrostáticas de compressão elevadas na região superior à esquerda e na região inferior à direita da zona de dano devido à grande deformação que ocorre nos elementos destas regiões por impacto da mudança brusca de deslocamento gerada pelas condições de contorno do modelo.

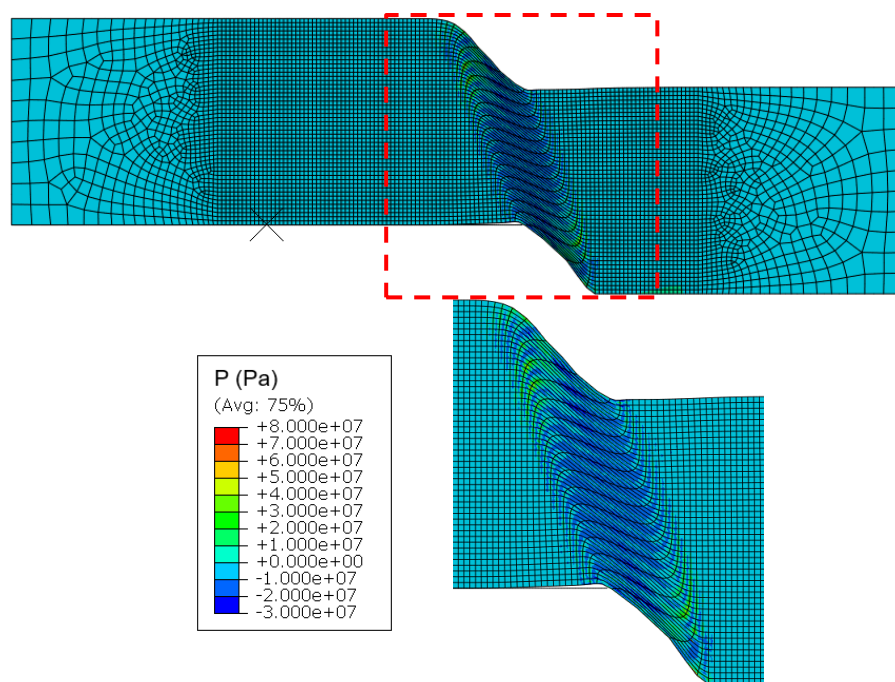


Figura 4.11 – Valores de tensão hidrostática no maciço em Pa (tensões hidrostáticas negativas indicam tração).

Também foram obtidas as distribuições das tensões principais mínimas e máximas, conforme apresentado na Figura 4.12 (valores) e na Figura 4.13 (representação). Para componentes de tensão normal, o ABAQUS® adota a convecção de valores positivos para tração e negativos para compressão. Constatase que na região onde a zona de dano é formada e na região adjacente predominam tensões principais máximas de tração. Apenas uma pequena parte na região superior esquerda e na região inferior direita da zona de dano apresentam tensão principal máxima de compressão, o que pode associado à grande distorção ocorrida nos elementos por impacto da mudança brusca de deslocamento gerada pelas condições de contorno do modelo.

De maneira semelhante ao observado nas tensões hidrostáticas, o predomínio de tensões principais máximas de tração pode apontar para a formação de fraturas de modo II nesta região. Também é possível inferir a partir da presença das tensões principais máximas de tração na região adjacente à zona de dano, o desenvolvimento de uma falha antitética incipiente associada à falha principal, representada pela linha azul tracejada nas Figuras Figura 4.12 e Figura 4.13. Quanto à tensão principal mínima, percebe-se o predomínio das tensões de compressão no maciço, que podem estar ocorrendo em contrapartida à tração causada pela condição de contorno, como uma forma de manter o equilíbrio no maciço. Apenas

alguns pontos no centro e nas bordas da zona de dano apresentam tensão principal mínima de tração.

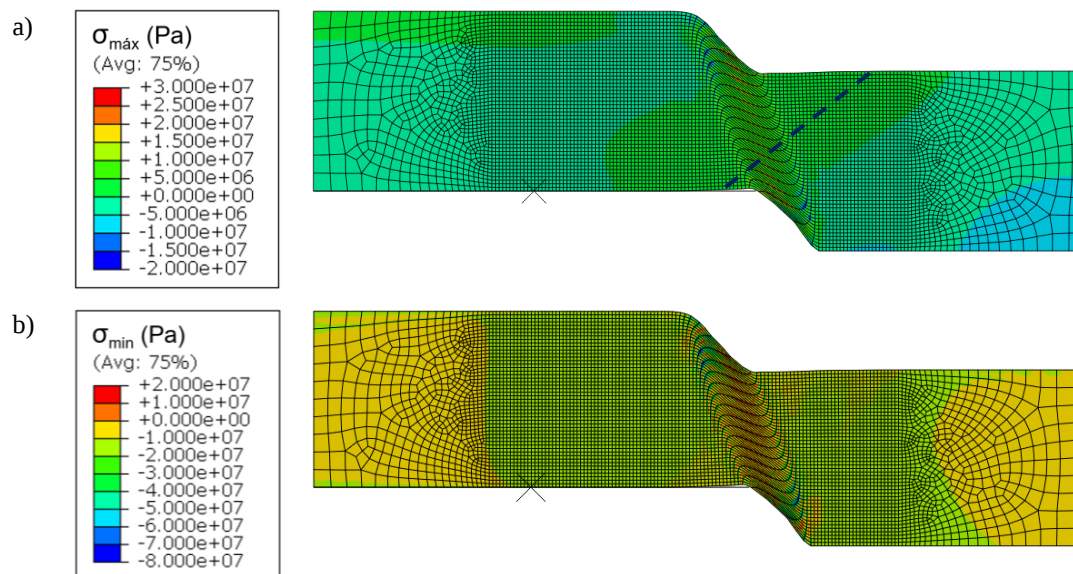


Figura 4.12 – Valores das tensões principais (em Pa): a) tensão principal máxima; b) tensão principal mínima.

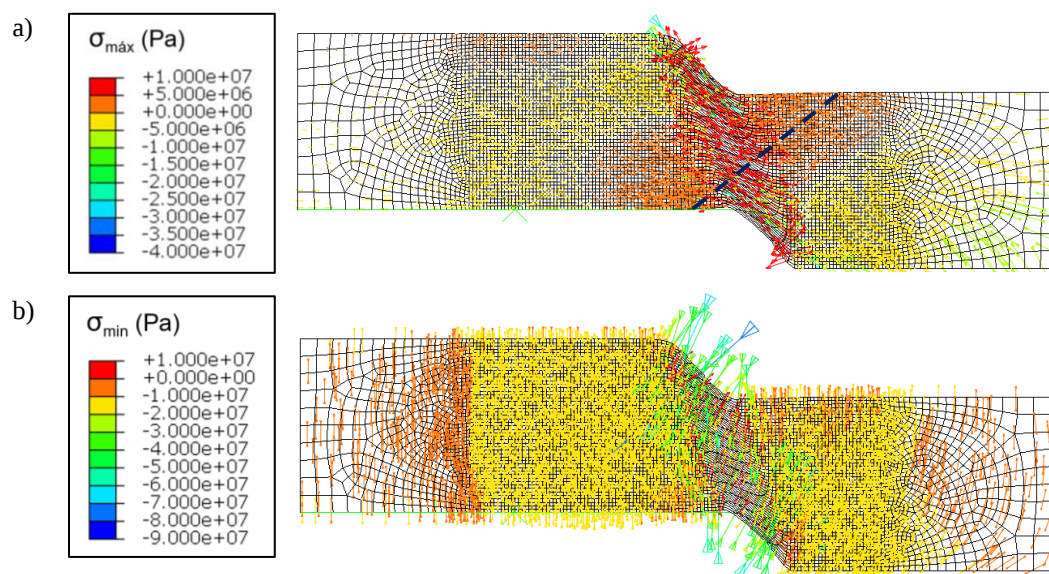


Figura 4.13 – Representação das tensões principais (em Pa): a) tensão principal máxima; b) tensão principal mínima.

Por fim, foi obtida a trajetória de tensões do ponto de Gauss central de um elemento no centro da zona de dano e de um elemento na borda da zona de dano, apresentadas na Figura 4.14. Para ambos os pontos, é possível notar que as

trajetórias de tensões seguem um padrão semelhante, que consiste no aumento da tensão de von Mises (q), seguida do encontro da trajetória de tensões com a superfície de plastificação e por fim o prosseguimento na direção da região de tração, conforme observado nas tensões hidrostáticas. Através da trajetória de tensões, observa-se que a ruptura do material na zona de dano é por cisalhamento.

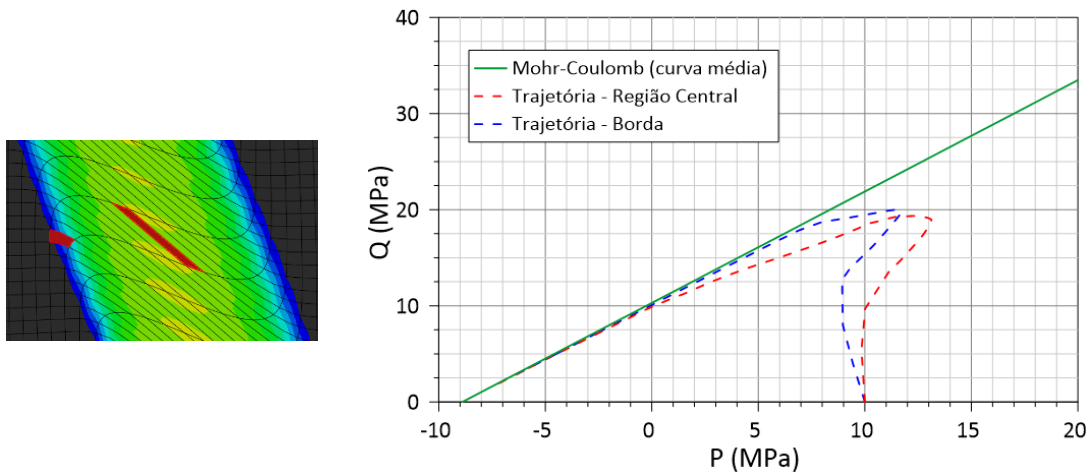


Figura 4.14 – Trajetória de tensões para um ponto na região central e na borda da zona de dano.

4.2

Modelos Numéricos aplicando grandes deformações

Conforme constatado no item anterior, a utilização do MEF com formulação Lagrangiana para a modelagem da formação de zonas de dano pode apresentar problemas associados aos altos níveis de distorção dos elementos, o que pode comprometer os resultados obtidos. Por esse motivo, foram criados modelos numéricos baseados nos modelos de localização de deformação em falhas normais como no trabalho de Anastasopoulos *et al.* (2007), utilizando os métodos para grandes deformações descritos no item 3.1.1. Para a construção e solução desses modelos, utilizou-se as ferramentas disponíveis no software comercial ABAQUS®. Foi utilizado um material com as mesmas propriedades utilizadas no modelo numérico descrito no item 4.1 e na Tabela 4.1, com material elastoplástico, utilizando o critério de Mohr-Coulomb com uma lei de fluxo não associada e plasticidade ideal.

4.2.1 RITSS

No primeiro momento foi utilizado o método RITTS no modelo de formação de zona de dano de falha normal, utilizando as ferramentas disponíveis no ABAQUS®. A configuração do modelo, suas dimensões, as condições de contorno aplicadas e o tamanho dos elementos foram similares às utilizadas no item 4.1. Para este caso não foi necessária a utilização de uma placa rígida como condição de contorno vertical na base, pois a utilização do método RITSS ameniza a distorção excessiva dos elementos nesta região. Adotou-se malhas com elementos de tamanho de 6 m na região central de todos os modelos. O procedimento do remalhamento consistiu nas seguintes etapas:

- a) Término da análise devido à distorção dos elementos;
- b) Extração da malha deformada do modelo e sua transformação em um novo modelo;
- c) Atribuição do material, das condições de contorno e criação uma nova malha;
- d) Transferências das variáveis de campos (tensões e deformações nos pontos de Gauss) da malha original para a malha atual e continuação da análise.

O processo de interpolação e transferência de variáveis da malha antiga para a malha atual é extremamente importante e foi realizado através da ferramenta mapeamento de solução de malha a malha (*map solution*) disponível no software comercial ABAQUS®. Esta ferramenta opera interpolando resultados de nós na malha antiga para pontos na nova malha (pontos de integração neste tipo de análise) e possui duas etapas, conforme explicado na Figura 4.15. A primeira etapa envolve a associação de variáveis de solução aos nós na malha antiga (malha rosa). Os valores das variáveis da solução nos nós da malha antiga são obtidas extrapolando os valores dos pontos de integração para os nós de cada elemento e, em seguida, calculando a média desses valores sobre todos os elementos adjacentes a cada nó. Em seguida, é obtida a localização de cada ponto de integração na nova malha (malha azul) em relação à malha antiga e então as variáveis são interpoladas dos nós do elemento antigo para os pontos de Gauss no novo modelo.

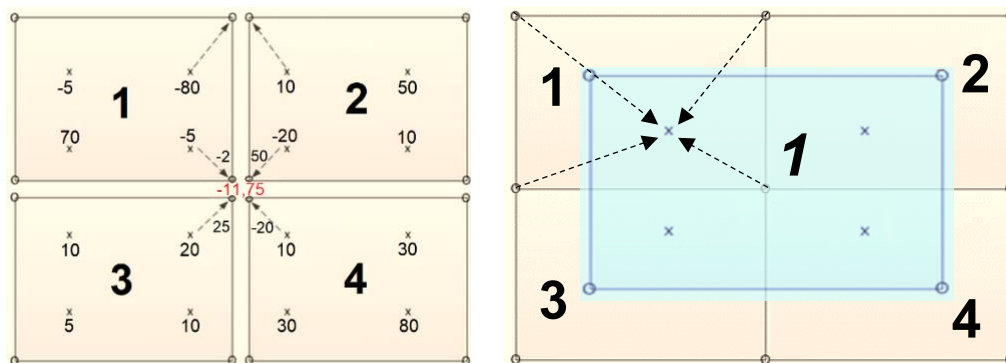


Figura 4.15 - Representação do funcionamento da ferramenta mapeamento de solução (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).

Devido ao processo de extrapolação e suavização das variáveis, o mapeamento de solução de malha a malha pode gerar uma suavização na solução, o que pode causar uma dispersão dos valores das variáveis mapeadas. No caso da deformação plástica, podem ser geradas zonas de dano artificialmente mais amplas em algumas regiões. Uma forma de conter este efeito consiste refinar mais a malha em regiões onde os gradientes da solução são elevados, como na região onde surge a zona de dano. Outra alternativa é aumentar a quantidade de remalhamentos.

No presente estudo, optou-se por utilizar uma malha mais refinada na região central do modelo onde a zona de dano se desenvolve, bem como analisar a quantidade de remalhamentos necessária para evitar a distorção dos elementos. A Figura 4.16 ilustra um exemplo de remalhamento e de transferência de variáveis em um modelo de formação de zonas de dano.

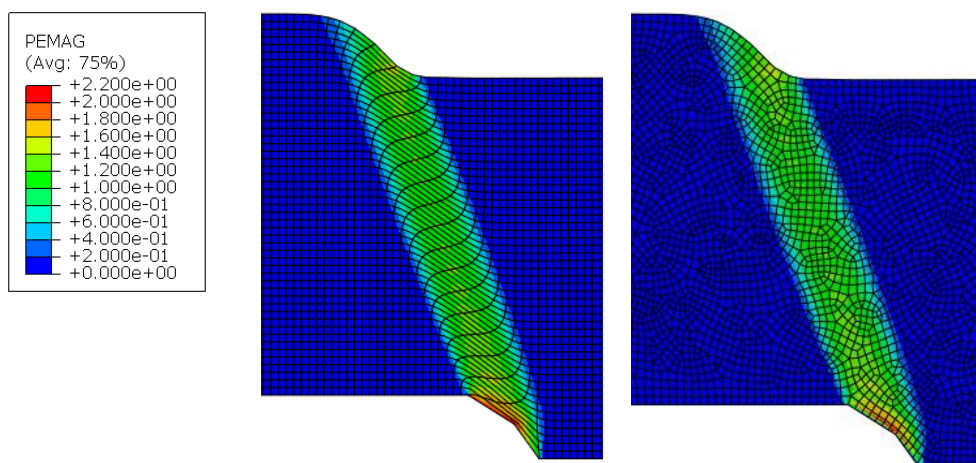


Figura 4.16 – Exemplo de remalhamento e transferência de variáveis, para um rejeito vertical igual a 50 metros.

Após a consolidação do procedimento de remalhamento e continuação da análise, foi realizado um conjunto de testes para verificar o impacto do remalhamento no resultado da largura da zona de dano, onde variou-se a quantidade de remalhamentos. A partir deste conjunto de testes foi possível analisar a quantidade de remalhamentos necessária para diminuir o nível de distorção da malha. Foi realizado a simulação de:

- um modelo sem remalhamentos para comparação;
- um modelo com um remalhamento, com um deslocamento vertical de 50 metros aplicado em cada malha;
- um modelo com dois remalhamentos, com um deslocamento vertical de 30 metros aplicado nas duas primeiras malhas e um deslocamento vertical de 40 metro aplicado na última malha;
- um modelo com três remalhamentos, com um deslocamento vertical de 25 metros aplicado em cada malha. As malhas utilizadas para este modelo são ilustradas na Figura 4.17;

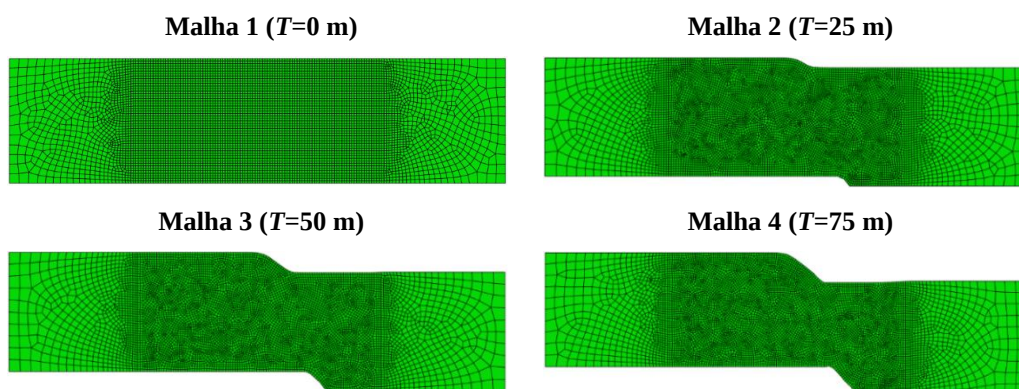


Figura 4.17 – Malhas utilizadas no modelo com quatro remalhamentos.

Foram obtidos os resultados numéricos da relação da largura da zona de dano (W) com o rejeito vertical (T) para os quatro modelos criados, ilustrados na Figura 4.18. É possível observar que o remalhamento afetou pouco o resultado da largura da zona de dano.

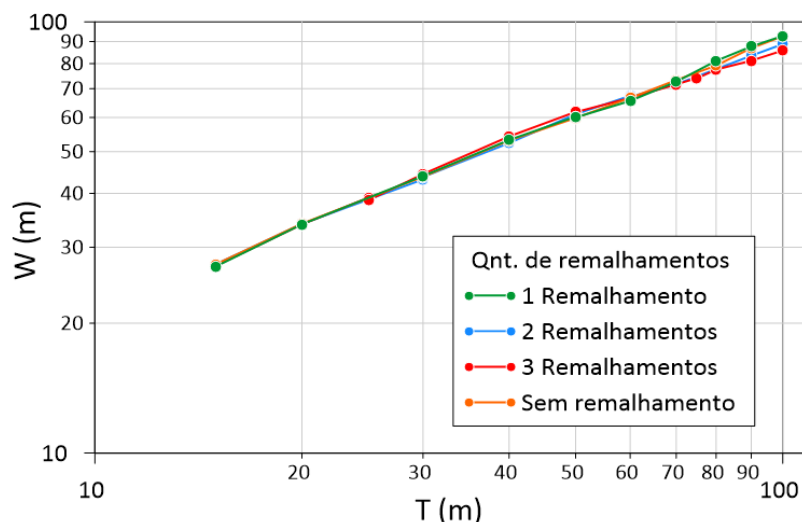


Figura 4.18 – Resultados da largura da zona de dano utilizando remalhamento (RITTS).

Para mensurar o impacto do remalhamento nos modelos, calculou-se a razão de aspecto dos elementos dos modelos para um rejeito vertical igual a 100 metros. A razão de aspecto é a razão entre a aresta mais longa e a mais curta de um elemento e tem como propósito medir a qualidade da malha do modelo. Foi obtido para cada modelo a quantidade de elementos que possuem uma razão de aspecto igual ou maior que quatro com forma de mensurar o nível de distorção da malha, conforme apresentado na Tabela 4.2. É possível observar que o remalhamento é muito eficaz na diminuição da distorção dos elementos em modelos submetidos a grandes deformações, com a diminuição em 44% da quantidade de elementos com razão de aspecto maior do que quatro com apenas um remalhamento. Pode-se observar na Tabela 4.2 que a aplicação de três remalhamentos gerou uma diminuição de 95% na quantidade de elementos distorcidos. Por isso, definiu-se a utilização de três remalhamentos no modelo criado utilizando o método RITTS.

Tabela 4.2 - Quantidade de elementos com razão de aspecto maior do que quatro nos modelos utilizando o RITTS.

Quantidade de remalhamentos	Quantidade de elementos
Sem remalhamento	248
1 remalhamento	109
2 remalhamentos	36
3 remalhamentos	13

Para analisar o impacto do remalhamento na distribuição de tensões, foi obtida a distribuição da tensão hidrostática no maciço, conforme apresentado na Figura 4.19. Constata-se que os maiores valores de tensão hidrostática de tração ocorrem na região da zona de dano, de maneira análoga ao modelo utilizando MEF com formulação Lagrangiana clássica. No entanto, o modelo com remalhamento apresenta algumas diferenças, como o surgimento de tensões hidrostáticas de tração nas regiões adjacentes à zona de dano e também o desaparecimento dos valores elevados de tensão de compressão que surgiam devido à grande deformação dos elementos.

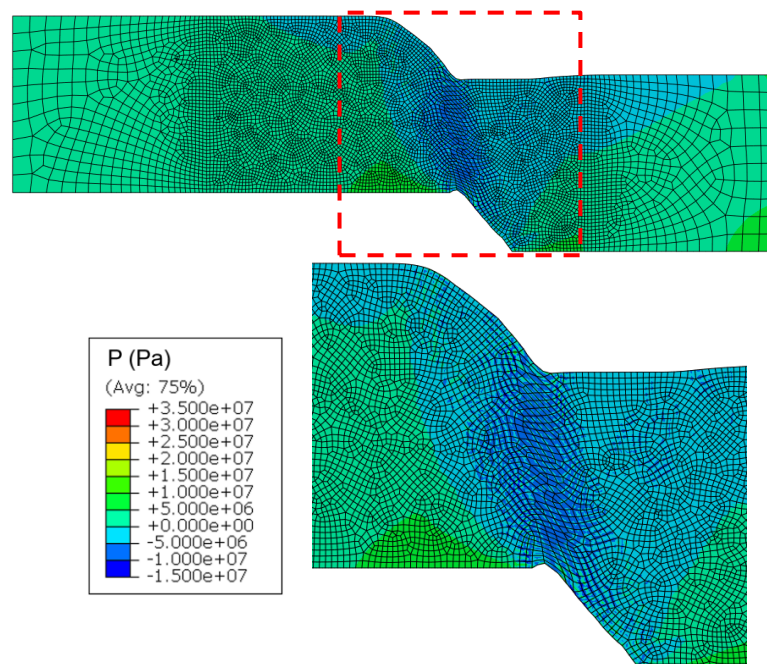


Figura 4.19 – Valores de tensão hidrostática no maciço utilizando o método RITTS.

A partir da análise dos resultados, notou-se que o método RITTS é uma alternativa viável para problemas de localização de deformações com grandes deslocamentos, pois diminui drasticamente a distorção dos elementos e elimina os valores elevados de tensões que ocorrem nas regiões onde há uma mudança brusca de deslocamento, afetando pouco o resultado da largura da zona de dano. No entanto, ao utilizar o método RITTS usando as ferramentas disponíveis no ABAQUS®, observou-se algumas desvantagens, listadas abaixo, em comparação ao MEF com formulação clássica, que favorecem a utilização deste último em detrimento ao método RITTS.

- a) A decisão de parar a análise e atualizar a malha é uma questão de exame do usuário, sem que haja um parâmetro claro para avaliar esta decisão. Dessa forma, o remalhamento pode ser feito antes ou depois do necessário;
- b) Não existe a possibilidade de realizar o remalhamento apenas nas regiões onde se encontram os elementos distorcidos, levando à necessidade de remalhar regiões onde houve pouca ou nenhuma distorção de elementos;
- c) O método utilizado não é um processo automático;
- d) Esse método consiste na criação de várias análises, cada uma das quais representa a configuração do modelo em períodos sequenciais distintos do histórico da simulação, dificultando a análise dos resultados. Dessa forma, apesar do método RITTS ser uma alternativa para problemas de localização de deformações, se torna praticamente inviável a realização de estudos de sensibilidade utilizando este método.

4.2.2 CEL

Após a construção e solução de modelos utilizando o método RITTS, foram construídos modelo numéricos de falha normal utilizando o método CEL, disponível no ABAQUS®. A configuração do modelo e suas dimensões são similares às utilizadas no item 4.1. Utilizando a metodologia CEL, o material carbonático, que sofre grandes deformações, foi modelado através de uma malha Euleriana. No contorno da região com material rochoso foram modeladas partes utilizando malhas Lagrangianas, através das quais as condições de contorno são aplicadas de maneira semelhante a utilização de placas na aplicação das condições de contorno em modelos análogos. As partes Lagrangianas foram modeladas com um comportamento rígido, tendo como única função a aplicação das condições de contorno. Um algoritmo de contato geral é utilizado para descrever o contato entre elementos Lagrangianos e Eulerianos.

Diferente do modelo descrito no item 4.1, foram aplicadas condições de contorno também no topo do modelo, devido à dificuldade de aplicar condição de contorno de tração através do contato entre os elementos Lagrangianos e Eulerianos. A Figura 4.20 ilustra as malhas utilizadas durante a análise, a malha Euleriana na parte superior da figura e a malha Lagrangiana na parte inferior da

figura, bem como as condições de contorno aplicadas através da malha Lagrangiana. Na malha Euleriana, os elementos em azul consistem nos elementos preenchidos com material rochoso, enquanto os elementos em vermelho estão sem material.

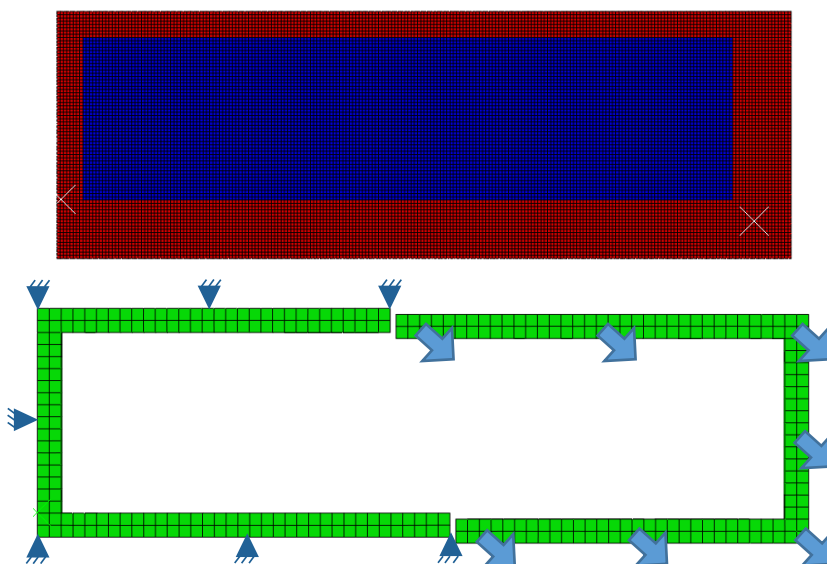


Figura 4.20 - Representação das malhas utilizadas: malha Euleriana (superior) e malha Lagrangiana (inferior), com as condições de contorno aplicadas.

A implementação CEL na versão ABAQUS® 2017, versão utilizada neste trabalho, está disponível apenas para modelos 3D. Como simplificação, foi utilizado apenas um elemento na profundidade já que o problema se aproxima da condição de deformação plana. Deste modo, a eficiência computacional do CEL não pode ser comparada à das abordagens RITSS e ALE com modelos 2D. Além disso, diferentemente dos outros métodos, no método CEL os cálculos são realizados com um esquema de integração global explícito, o que leva a tempos de duração da análise significativos. Os cálculos explícitos não requerem procedimentos iterativos, mas por não serem incondicionalmente estáveis requerem incrementos de tempo pequenos. Quando o algoritmo explícito é utilizado para uma análise quase-estática, como a formação de zonas de dano, as acelerações no modelo devem ser suficientemente lentas para evitar efeitos inerciais indesejáveis. Dessa forma, aplicou-se um deslocamento de 100 metros à velocidade de 10 m/s, obtida através da análise da velocidade de propagação da onda em um travertino, alcançando assim um tempo de análise mais curto enquanto as forças inerciais permaneceram insignificantes.

O processo de medição da largura da zona de dano utilizado no método CEL foi semelhante ao utilizado no item 4.1. No entanto, como a variável *PEMAG* não é disponibilizada para os elementos Eulerianos, foi utilizada então a variável *PEEQVAVG*, que consiste na deformação plástica equivalente calculada como uma média ponderada da fração de volume de todos os materiais no elemento. Foi realizado um estudo de sensibilidade da malha considerando diferentes tamanhos de elementos com arestas de 4 m, 6 m, 9 m e 12 m. As curvas obtidas para cada malha estão ilustradas na Figura 4.21. Pode-se observar que não houve convergência dos resultados com as malhas utilizadas. Apesar de não apresentar convergência dos resultados, constata-se que o resultado obtido utilizando o CEL para um modelo com elementos de arestas de 6 m ficou próximo do resultado obtido no item 4.1 (MEF com formulação clássica).

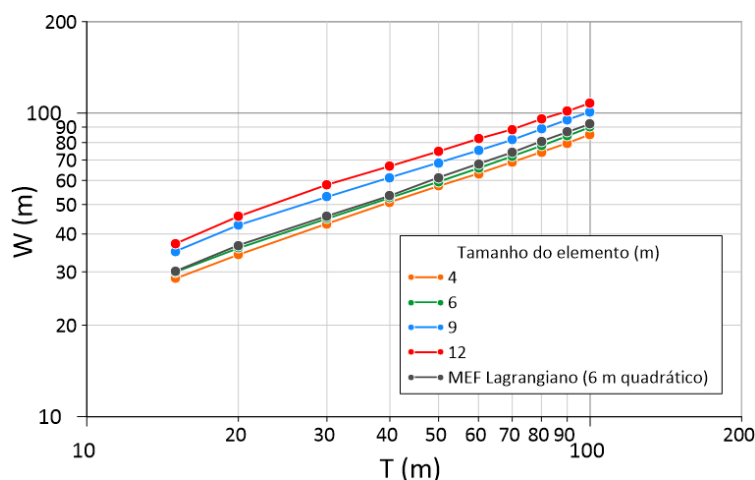


Figura 4.21 – Resultados da largura da zona de dano utilizando o ABAQUS CEL, em comparação ao resultado obtido utilizando o MEF com formulação clássica Lagrangiana.

A Figura 4.22 ilustra o resultado da distribuição de *PEEQVAVG* do modelo com elementos com aresta de 6 metros utilizando o método CEL. É possível observar que utilizando esta abordagem eliminamos completamente a distorção causada pelo elevado nível de deformação.

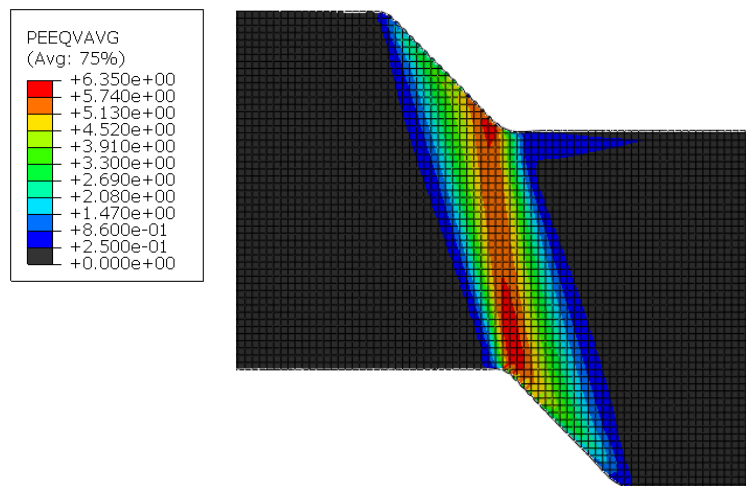


Figura 4.22 – Distribuição de *PEEQVAVG* do modelo de formação de zona de dano, com elementos de aresta igual a 6 metros utilizando o método CEL, para um rejeito vertical de 100 metros.

Para analisar o impacto do da utilização dos elementos Eulerianos nas tensões, foi obtida a distribuição da tensão hidrostática no maciço, apresentada na Figura 4.23. Pode-se observar esforços de tração na região da zona de dano de maneira análoga ao que ocorre no modelo do MEF com formulação Lagrangiana. Contudo, percebe-se a baixa qualidade da distribuição de tensões que ocorre devido à complexidade de obter os valores de tensões em elementos Eulerianos. Dessa forma, há uma dificuldade para analisar as tensões em modelos utilizando o método CEL, o que torna este método pouco interessante.

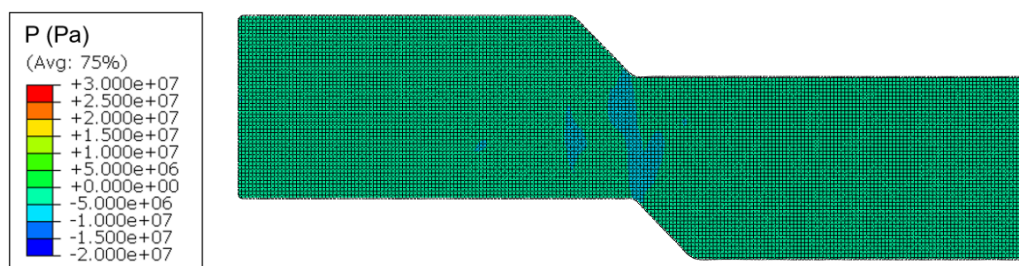


Figura 4.23 – Valores de tensão hidrostática na formação de zona de dano em regime normal, utilizando o método CEL.

Apesar dos resultados de largura da zona de dano obtidos no método CEL se aproximarem daqueles obtidos utilizando o MEF com formulação clássica, observa-se que o método CEL não se mostrou adequado para problemas de localização de deformações como a formação de zonas de dano. De forma resumida, as principais desvantagens na construção e na solução do modelo utilizando o CEL, em comparação ao MEF com formulação clássica, são:

- a) Dificuldade de rastrear o material, devido ao fato de os elementos poderem estar parcialmente ocupados pelo material, sendo difícil definir o contorno do material;
- b) Dificuldade de aplicar condições de contorno, pois a aplicação de deslocamentos na malha Euleriana não é possível diretamente, sendo necessária a criação de elementos Lagrangianos e de um contato entre elementos Lagrangianos e Eulerianos para a aplicação as condições de contorno de deslocamento;
- c) Dificuldade em obter os valores coerentes de tensões nos elementos Eulerianos;
- d) A utilização de um esquema de integração global explícito.

4.2.3 ALE

Por fim, analisou-se o modelo de falha normal utilizando a ferramenta de malha adaptativa Lagrangiana-Euleriana Arbitrária disponível no ABAQUS®, juntamente com o solver Standard com grandes deslocamentos. A configuração do modelo, suas dimensões, as condições de contorno aplicadas e malha utilizada foram similares às utilizadas no item 4.1, porém utilizando elementos com interpolação linear, pois elementos com interpolação quadrática não estão disponíveis para método ALE através do ABAQUS®.

O algoritmo do ALE utilizado consiste em duas etapas: a primeira etapa consiste na criação de uma nova malha através de um processo chamado remapeamento ou suavização, que consiste em alterar e otimizar a localização dos nós da malha, porém sem modificar sua topologia. Já na segunda etapa, as variáveis de campo (tensões e deformações nos pontos de Gauss) são mapeadas da malha original para a malha otimizada através de um processo chamado de advecção ou transporte, onde o material flui para a nova malha otimizada. Apesar do procedimento ser teoricamente semelhante ao procedimento adotado no método RITTS, no ALE o processo de remapeamento é realizado diversas vezes durante a análise, com mudanças menos bruscas, operando na malha original sem modificar sua topologia. Além disso, o procedimento de transferência das variáveis da malha

antiga para a nova malha é diferente, levando em consideração que no ALE as mudanças na malha são muito menores em cada etapa de remapeamento.

O sucesso da utilização do ALE depende da escolha dos métodos utilizados para cada uma das etapas, principalmente o processo de suavização. Dois métodos de suavização de malha estão disponíveis, a projeção de configuração original e a suavização de volume. No presente trabalho foi utilizado o método de suavização de volume, que consiste em determinar a posição dos nós a partir de uma média ponderada de volume dos centros dos elementos ao redor do nó em análise (Dassault Systèmes, 2014). A Figura 4.24 exemplifica o procedimento de suavização de volume. Para este caso, a posição do nó M é determinada por uma média ponderada por volume das posições dos centros dos elementos dos quatro elementos adjacentes. O método tenderá a impelir o nó M para longe do centro do elemento C_1 (elemento com menor área) e em direção ao centro do elemento C_3 (elemento com maior área), reduzindo assim a distorção do elemento.

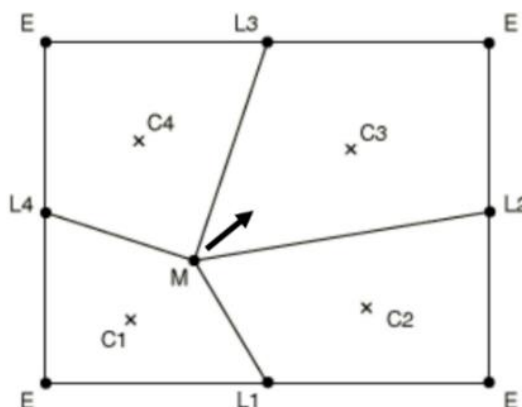


Figura 4.24 – Exemplificação do método de suavização de volume (Adaptado de Dassault Systèmes, 2014).

Em relação à etapa de advecção, é utilizado um método explícito baseado no método de Lax-Wendroff para integrar a equação de advecção (Dassault Systèmes, 2014). Outros fatores importantes ao se utilizar a ferramenta ALE são a frequência que se realiza esse processo e a quantidade de varreduras realizadas a cada processo. Na maioria dos casos, a frequência é o parâmetro que mais afeta a qualidade da malha. Por padrão, a suavização de malha foi realizada após cada incremento, com o número de varreduras igual a vinte.

Após a escolha do método de suavização e da sua frequência, foi realizado um estudo de sensibilidade da malha considerando diferentes tamanhos de

elementos com arestas de 3 m, 4,5 m, 6 m e 9 m na região central do modelo, onde se desenvolve a zona de dano. O processo de medição largura da zona de dano utilizado no método ALE é semelhante ao utilizado no item 4.1. As curvas obtidas para cada malha estão ilustradas na Figura 4.25. Pode-se observar que não houve convergência nos resultados com as malhas utilizadas. Contudo, nota-se que o resultado obtido utilizando o ALE para um modelo com uma malha de elementos de tamanho igual a 3 m na região central ficou próximo do resultado obtido no item 4.1 (MEF com formulação clássica).

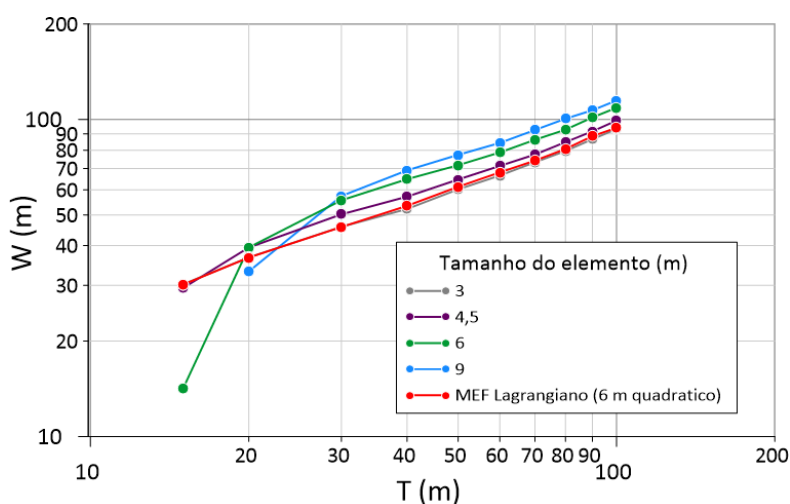


Figura 4.25 – Resultados da largura da zona de dano W em função do rejeito T utilizando o ALE, em comparação ao resultado obtido utilizando o MEF com formulação clássica Lagrangiana (em vermelho).

Uma grande desvantagem do método ALE é possibilidade de ocorrer distorção da malha em problemas que envolvem deformações grandes devido as limitações dos métodos de suavização. Por isso, é necessário verificar o estado da malha deformada para verificar o impacto da utilização do método ALE para cada tipo de problema. Para tal foi obtido o resultado de distribuição de *PEMAG* utilizando o método ALE do modelo com elementos com arestas de 3 m, conforme ilustra a Figura 4.26. É possível observar que para rejeitos de até 40 metros houve uma diminuição da distorção dos elementos em toda malha, se comparado ao modelo construído utilizando o MEF com formulação Lagrangiana clássica. No entanto, apesar de conseguir lidar com níveis maiores de deformação, para rejeitos maiores que 40 metros ocorre distorção excessiva de alguns elementos próximos à região onde há mudança brusca de deslocamento.

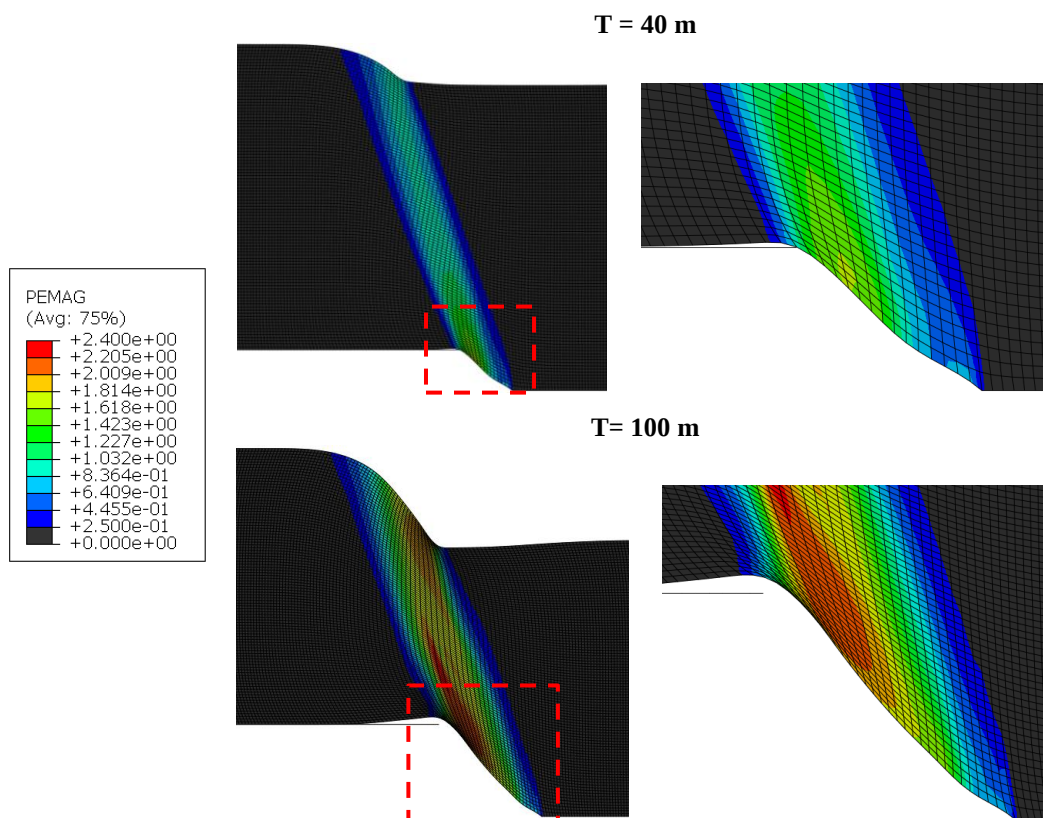


Figura 4.26 – Distribuição de *PEMAG* do modelo de formação de zona de dano utilizando o método ALE, para rejeitos verticais iguais a 40 metros e 100 metros respectivamente.

Para analisar o impacto da utilização do método ALE nas tensões, foi obtida a distribuição da tensão hidrostática no maciço para um rejeito igual a 40 metros, apresentada na Figura 4.27. De maneira semelhante ao observado nos outros modelos, é possível observar a predominância de esforços de tração na região da zona de dano, propiciando condições para a formação de fraturas nestas regiões.

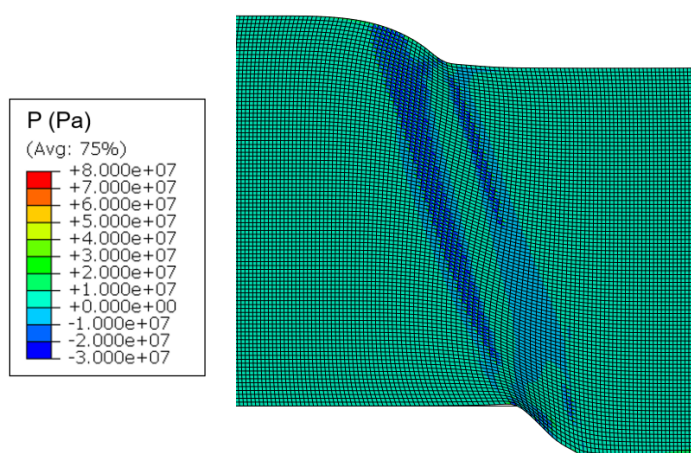


Figura 4.27 – Valores de tensão hidrostática na formação de zona de dano em regime normal para um rejeito igual a 40 metros utilizando o método ALE.

Embora os resultados de largura de zona de dano obtidos no método ALE concordarem com os resultados obtidos utilizando o MEF com formulação clássica, o método ALE se mostrou computacionalmente mais caro e não conseguiu eliminar o problema de distorção dos elementos para este tipo de problema. Assim sendo, o método ALE não se mostrou interessante para problemas de formação de zonas de dano. As principais desvantagens observadas na utilização do método ALE são:

- a) Computacionalmente caro.
- b) Apenas elementos com interpolação linear estão disponíveis para o uso nas ferramentas ALE do software ABAQUS®. No entanto, elementos com interpolação quadrática podem ser utilizados no método ALE, com alguns códigos tendo este tipo de elemento implementado para o ALE, como por exemplo o *software* ENAC utilizado no trabalho de Wang *et al.* (2015);
- c) Ao contrário do que ocorre nos outros métodos, nesse método ainda é possível ocorrer distorção da malha, principalmente para problemas que envolvem grandes deformações, como os modelos de formação de zonas de dano que foram construídos;
- d) Os métodos de suavização podem não ter um bom desempenho em domínios altamente distorcidos, podendo em certos casos até piorar a distorção dos elementos.

4.2.4 Comparação dos métodos

Para fins de comparação, os resultados numéricos de largura de zona de dano obtidos utilizando os métodos para grandes deformações são plotados juntamente com os resultados numéricos obtidos utilizando o MEF com formulação para grandes deslocamentos, conforme apresentado na Figura 4.28, juntamente com o tempo de análise para cada modelo. É possível constatar que os resultados numéricos estão muito próximos entre si. Pode-se observar que os resultados obtidos utilizando MEF com formulação para grandes deslocamentos são consistentes. Assim sendo, por sua formulação mais simples e por conseguir obter resultados consistentes, o MEF com formulação para grandes deslocamentos se mostrou mais adequado para este tipo de aplicação.

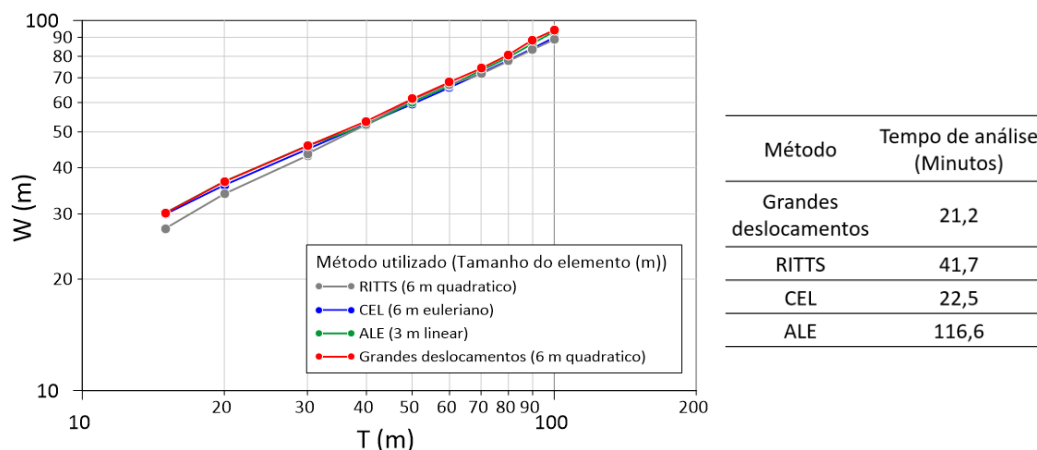


Figura 4.28 – Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) e o tempo de análise utilizando os métodos para grandes deformações em comparação com o MEF com formulação para grandes deslocamentos.

Em relação aos métodos para grandes deformações, notou-se que o método CEL não é um método adequado para este tipo de análise devido às suas desvantagens como a dificuldade de se aplicar as condições de contorno, dificuldade de obter os valores de tensões e deformações em elementos Eulerianos e a utilização de um esquema de integração global explícito. O método ALE também não se mostrou adequado, pois mesmo diminuindo o nível de distorção da malha, não conseguiu eliminar completamente a distorção dos elementos para este tipo de problema, chegando a piorar o nível de distorção em algumas regiões devido às limitações do método de suavização. Além disso, o ALE é um método computacionalmente caro, sendo o método que demandou o maior tempo de análise.

Por fim, o método RITTS se mostrou o método mais promissor, principalmente para problemas que lidam com um elevado nível de deformação, sendo capaz de lidar com a grandes distorções dos elementos, diferentemente do método ALE. O método RITTS também é capaz por fornecer valores coerentes de tensões e deformações, o que não ocorre no método CEL. Apesar de promissor, o método RITTS ainda apresenta alguns desafios como problemas na transferência de variáveis da malha antiga para a nova, a falta de automatização do método e a necessidade de criação de diversas análises para um mesmo problema, inviabilizando a realização de estudos de sensibilidade utilizando este método. A Tabela 4.3 apresenta um resumo das vantagens e desvantagens de cada um dos métodos para grandes deformações.

Tabela 4.3 - Resumo das vantagens e desvantagens dos métodos para grandes deformações.

Método	Vantagens	Desvantagens
RITTS	• Capacidade de lidar com elevado nível de distorção; • Possibilidade de utilizar elementos com interpolação quadrática; • Facilmente acoplado a qualquer programa padrão de elementos finitos.	• Não é um processo automático; • Não há critério definido para termino da análise e remalhamento; • Consiste na criação de várias análises, cada uma das quais representa a configuração do modelo em períodos sequenciais distintos; • Não existe a possibilidade de realizar o remalhamento apenas nas regiões com elementos distorcidos. • A transferência de variáveis da malha antiga para a nova pode gerar uma difusão na solução.
CEL	• Capacidade de eliminar completamente a distorção; • Necessita da criação de apenas uma análise.	• Dificuldade na obtenção das tensões e deformações nos elementos Eulerianos; • Dificuldade de se aplicar as condições de contorno; • Dificuldade de rastrear o material nos elementos Eulerianos; • Disponível no ABAQUS apenas para modelos tridimensionais; • Os cálculos são realizados com um esquema de integração global explícito.
ALE	• Capacidade de diminuir a distorção dos elementos para níveis menos elevados de deformação; • Necessita da criação de apenas uma análise.	• Computacionalmente caro; • Apenas elementos com interpolação linear estão disponíveis na ferramenta utilizada; • Ainda é possível ocorrer distorção dos elementos da malha, principalmente para problemas que envolvem deformação grande; • Os métodos de suavização podem não ter um bom desempenho em domínios altamente distorcidos, podendo em certos casos até piorar a distorção dos elementos. • A transferência de variáveis da malha antiga para a malha remapeada pode gerar uma difusão na solução.

4.3 Estudo de sensibilidade

Após a criação de modelos numéricos em escala de reservatório baseados no MEF convencional e nos métodos para grandes deformações, foi realizado um estudo de sensibilidade para identificar os principais fatores que influenciam o desenvolvimento das zonas de dano, principalmente a sua largura. Para isso, foram

realizados oito conjuntos de simulações utilizando o MEF convencional variando os parâmetros da Tabela 4.1 um por vez, enquanto os outros permanecem fixos. Os oito conjuntos de simulações consistem na variação dos seguintes parâmetros:

- a) Ângulo de atrito Residual (ϕ_R)
- b) Módulo de elasticidade (E)
- c) Coeficiente de Poisson (ν)
- d) Ângulo de atrito (ϕ)
- e) Coesão (c)
- f) Ângulo de dilatância (ψ)
- g) Tensão isotrópica inicial (σ_c)
- h) Coeficiente Lateral (K_0)

Ao contrário dos itens anteriores, os gráficos que relacionam o rejeito à largura da zona de dano ($T \times W$) foram plotados em escala natural com o intuito de facilitar a interpretação dos dados. No primeiro conjunto de testes foi realizado um estudo para verificar o impacto do amolecimento local na formação e evolução das zonas de dano. Para isso, foi utilizado uma regra de amolecimento isotrópica baseada no trabalho de Fern e Soga (2016), utilizada inicialmente para arenitos. O amolecimento é realizado através da diminuição no ângulo de atrito e do ângulo de dilatância em função da deformação plástica desviadora equivalente E_d^p seguindo uma lei de amolecimento exponencial, enquanto a coesão permanece constante. A Equação (4-2) apresenta a expressão matemática da deformação plástica desviadora equivalente, enquanto a lei de amolecimento exponencial utilizada se encontra na Equação (4-3), com o valor de β empregado igual a cinco, conforme obtido na literatura (Fern e Soga, 2016).

$$E_d^p = \sqrt{\frac{3 \left(\varepsilon_{p_{xx}}^{dv^2} + \varepsilon_{p_{yy}}^{dv^2} + \varepsilon_{p_{zz}}^{dv^2} \right)}{2} + \frac{3 \left(\tau_{p_{xy}}^{dv^2} + \tau_{p_{yz}}^{dv^2} + \tau_{p_{zx}}^{dv^2} \right)}{4}} \quad (4-2)$$

$$\phi = (\phi_{pico} - \phi_{residual}) * e^{-\beta * E_d^p} + \phi_{residual} \quad (4-3)$$

O ângulo de atrito residual foi variado entre valores de 34° (comportamento plástico perfeito), 29° (comportamento aproximadamente dúctil), 24° e 19° (comportamento frágil). Os valores de ângulo de atrito residual consistem em valores obtidos na literatura para o tipo de rocha em análise, para diferentes tensões

confinantes (Lin *et al.*, 2018). Os resultados $T \times W$ obtidos variando o ângulo de atrito residual são mostrados na Figura 4.29, juntamente com as propriedades utilizadas neste conjunto de testes.

Nota-se que quando o ângulo de atrito residual tem um valor próximo do ângulo de atrito de pico, ou seja, o material tem um comportamento aproximadamente dúctil, o impacto do amolecimento é pequeno. Dessa forma, verifica-se que é possível aproximar o comportamento das rochas em altas tensões confinantes, que possuem um comportamento dúctil, a partir de um modelo constitutivo plástico perfeito. Como os modelos construídos neste trabalho estão submetidos à altas tensões confinantes iniciais, nas análises seguintes foram utilizados apenas modelos constitutivos com comportamento plástico perfeito. Quando a diminuição do ângulo de atrito passa a ser considerável, é possível observar um impacto razoável da ordem de até 20% de diminuição da largura da zona de dano para um rejeito igual a 100 metros. Isto demonstra a importância da definição correta de uma lei de amolecimento e das propriedades de resistência residuais para rochas frágeis em baixas tensões confinantes.

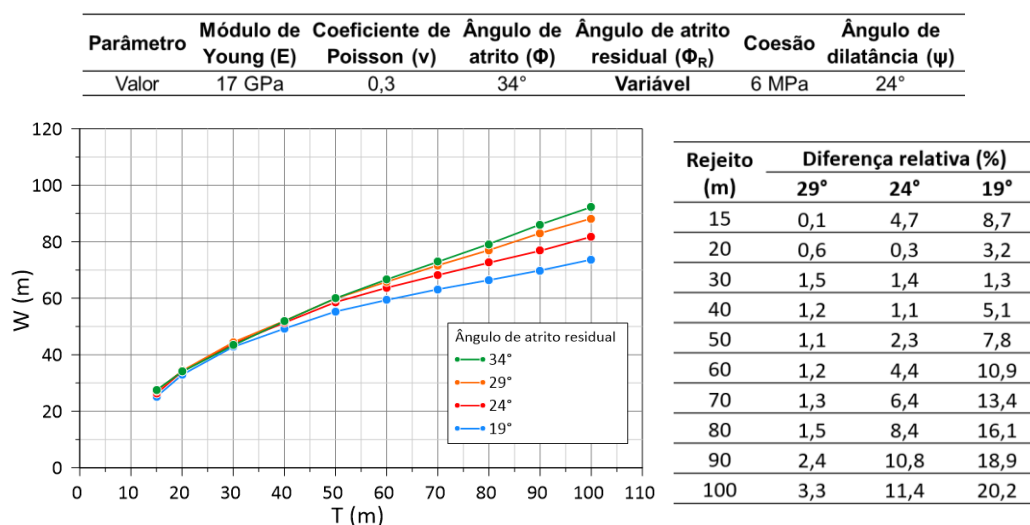


Figura 4.29 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o ângulo de atrito residual, a diferença relativa para o modelo padrão com comportamento plástico perfeito ($\phi_R = 34^\circ$) e as propriedades utilizadas no primeiro conjunto de testes.

Após a verificação do impacto do amolecimento, foram realizados conjuntos de simulações onde foram variados os parâmetros elásticos: módulo de Young e coeficiente de Poisson. O módulo de Young foi variado entre valores de 8,5 GPa, 17 GPa, 25,5 GPa e 34 GPa, que consistem em valores dentro da faixa de variação

reportadas na literatura para o tipo de rocha em análise (rocha carbonática) (Zoback, 2007). Os resultados correspondentes $T \times W$ obtidos, bem como a diferença relativa em módulo para o modelo com o módulo de elasticidade igual a 17 GPa e as propriedades utilizadas neste conjunto de testes, são apresentados na Figura 4.30. A partir da variação do módulo de Young, pode-se observar pequenas diferenças para pequenos deslocamentos, de até 40 metros. No entanto, para rochas mais rígidas e para grandes deslocamentos, essas diferenças se tornam imperceptíveis.

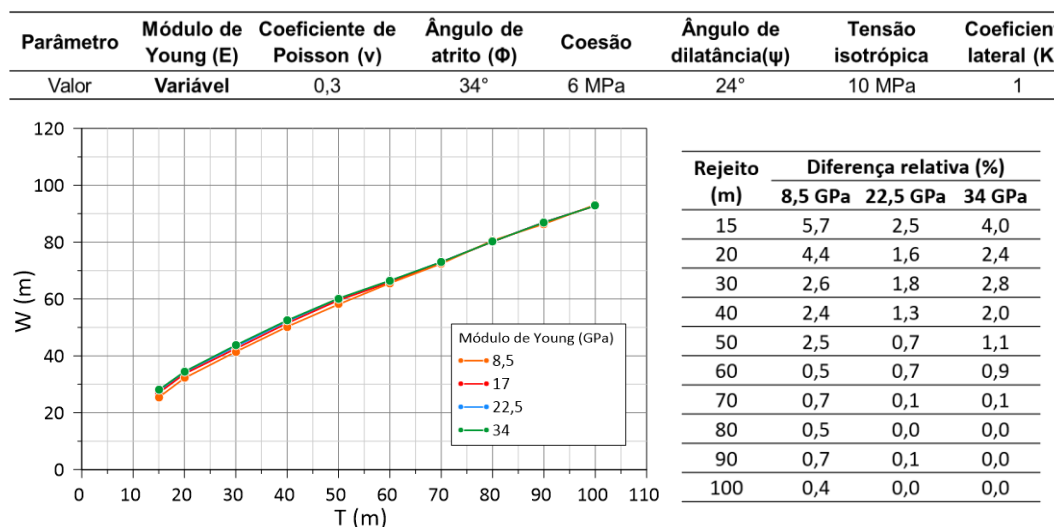


Figura 4.30 - Resultados da largura de zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o módulo de Young, a diferença relativa para o modelo padrão com $E = 17$ GPa e as propriedades utilizadas no segundo conjunto de testes.

Para uma análise mais apurada, foi realizado um corte horizontal na metade da altura de todos os modelos, onde a distribuição de $PEMAG$ para um rejeito de 100 metros foi obtida, conforme ilustrado na Figura 4.31. Pode-se verificar que para um valor elevado de rejeito, a variação da largura da zona de dano é mínima, levando em consideração o erro no processo de extrapolação da variável $PEMAG$ e do processo de medição.

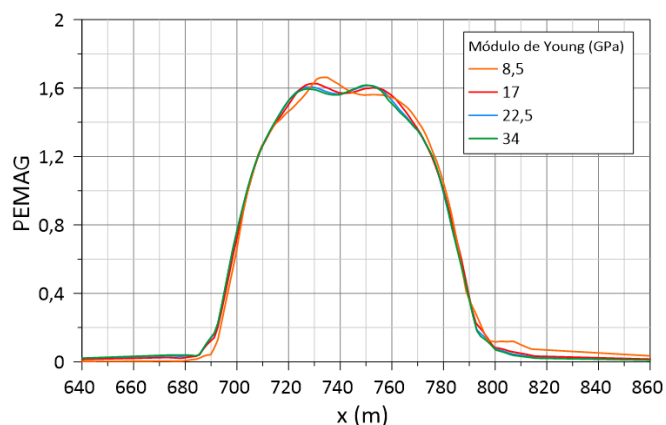


Figura 4.31 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos módulos de elasticidade.

Com relação ao coeficiente de Poisson, este foi alterado no terceiro conjunto de testes para valores de 0,1, 0,2, 0,3 e 0,4, que consistem em valores dentro da faixa de variação reportadas na literatura para o tipo de rocha em análise (Zoback, 2007). Os resultados correspondentes $T \times W$, bem como a diferença relativa em módulo para o modelo com o coeficiente de Poisson igual a 0,3 e as propriedades utilizadas neste conjunto de testes, são apresentados na Figura 4.32. Também foi obtida a distribuição de $PEMAG$ em um corte horizontal nos modelos para um rejeito de 100 metros, apresentada na Figura 4.33. Através destas curvas, pode-se observar que este parâmetro não afetou a largura da zona de dano.

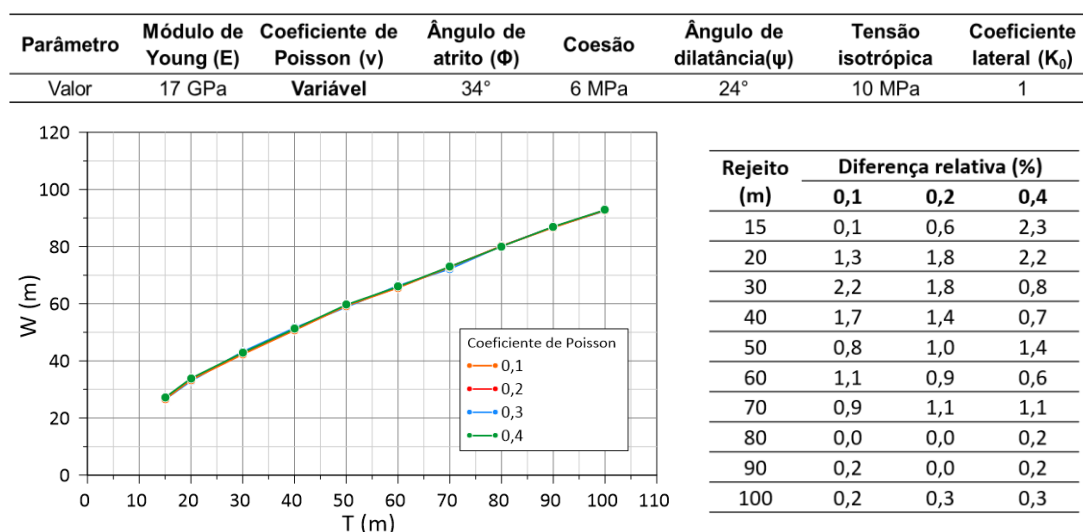


Figura 4.32 - Resultados da largura de zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o coeficiente de Poisson, a diferença relativa para o modelo padrão com $\nu = 0,3$ e as propriedades utilizadas no terceiro conjunto de testes.

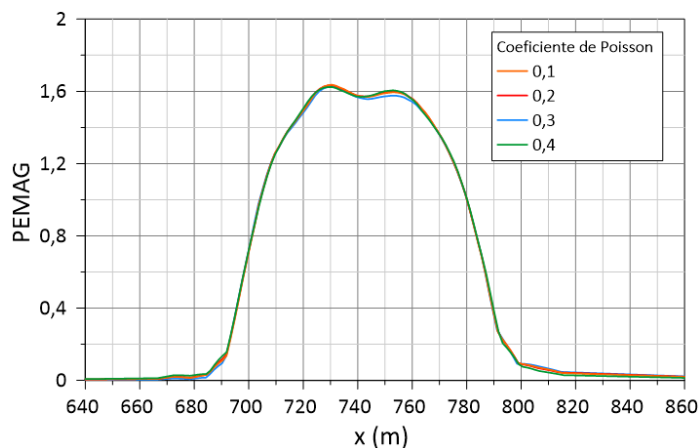


Figura 4.33 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de coeficiente de Poisson.

Nos seguintes conjuntos de testes, foi analisada a influência dos parâmetros de resistência: ângulo de atrito e coesão. No quarto conjunto de testes, o ângulo de atrito foi modificado para valores de 24° , 29° , 34° e 38° , que consistem em valores dentro da faixa de variação reportadas na literatura para travertinos (Zoback, 2007). O ângulo de dilatância e a coesão permaneceram constante. Os resultados obtidos alterando o ângulo de atrito estão indicados na Figura 4.34, juntamente com as propriedades utilizadas neste conjunto de testes.

Nota-se que o ângulo de atrito tem impacto significativo no desenvolvimento de zonas de dano. Para deslocamentos de 100 m, por exemplo, é possível ver que as larguras da zona de dano com ângulos de atrito de 24° e 38° apresentam diferenças de até 30 m. Esses resultados são esperados, uma vez que ângulos de atrito maiores atrasam a ocorrência de deformações plásticas de acordo com o critério de Mohr-Coulomb. Consequentemente, a largura da zona de dano é maior para baixos ângulos de atrito.

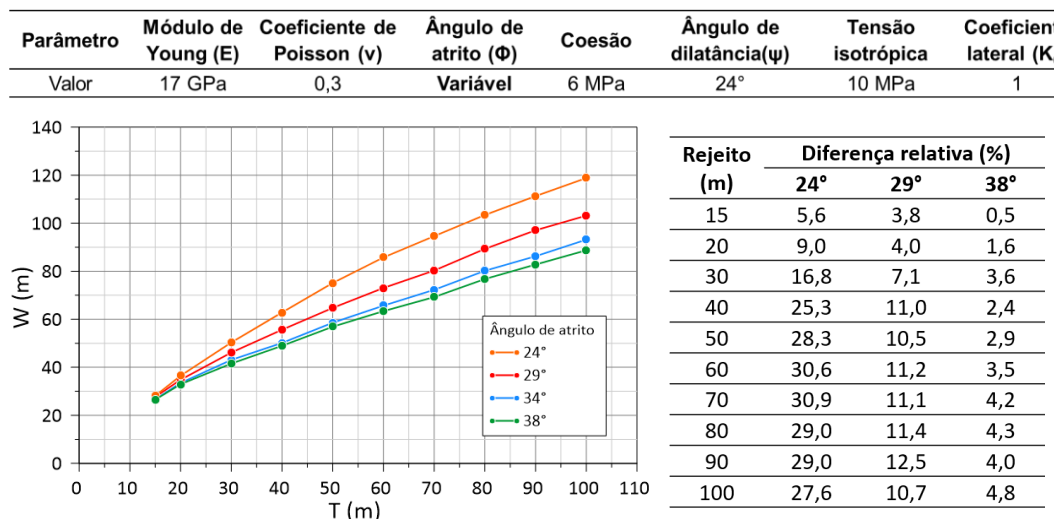


Figura 4.34 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando o ângulo de atrito, a diferença relativa para o modelo padrão com $\phi = 34^\circ$ e as propriedades utilizadas no quarto conjunto de testes.

A Figura 4.35 apresenta a distribuição de *PEMAG* em um corte horizontal na metade da altura dos modelos para um rejeito de 100 metros. Pode-se notar que quanto menor o ângulo de atrito utilizado, mais distribuída é a deformação plástica, gerando consequentemente uma zona de dano maior, porém com um menor valor de pico de deformação plástica.

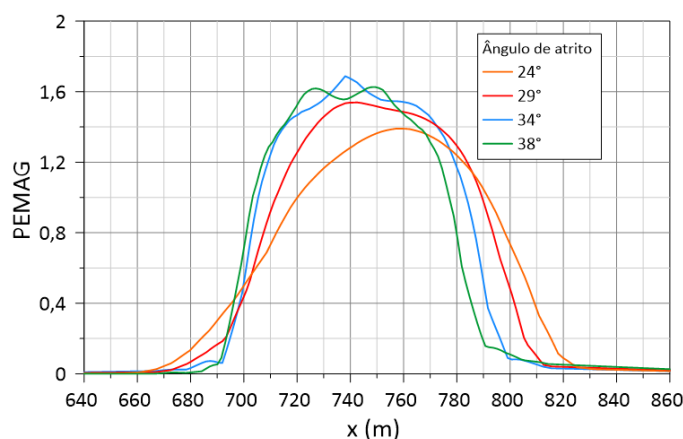


Figura 4.35 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de ângulo de atrito.

Em relação à coesão, esta variável foi alterada para os valores 1 MPa, 3 MPa, 6 MPa, 9 MPa e 12 MPa, que consistem em valores dentro da faixa de variação reportadas na literatura para travertinos (Zoback, 2007). O ângulo de atrito e o ângulo de dilatação permaneceram constantes, com os valores iguais a 34° e 24° respectivamente. Os resultados correspondentes $T \times W$ obtidos, bem como a

diferença relativa em módulo para o modelo com coesão igual a 6 MPa e as propriedades utilizadas neste conjunto de testes, são apresentados na Figura 4.36. A curva de distribuição de *PEMAG* em um corte horizontal nos modelos para um rejeito de 100 metros é apresentada na Figura 4.37. Através destas curvas, nota-se que a coesão pouco afeta a zona de dano, com diferenças na ordem de 1-2 m na largura da zona de dano e um leve aumento no valor de pico de deformação plástica.

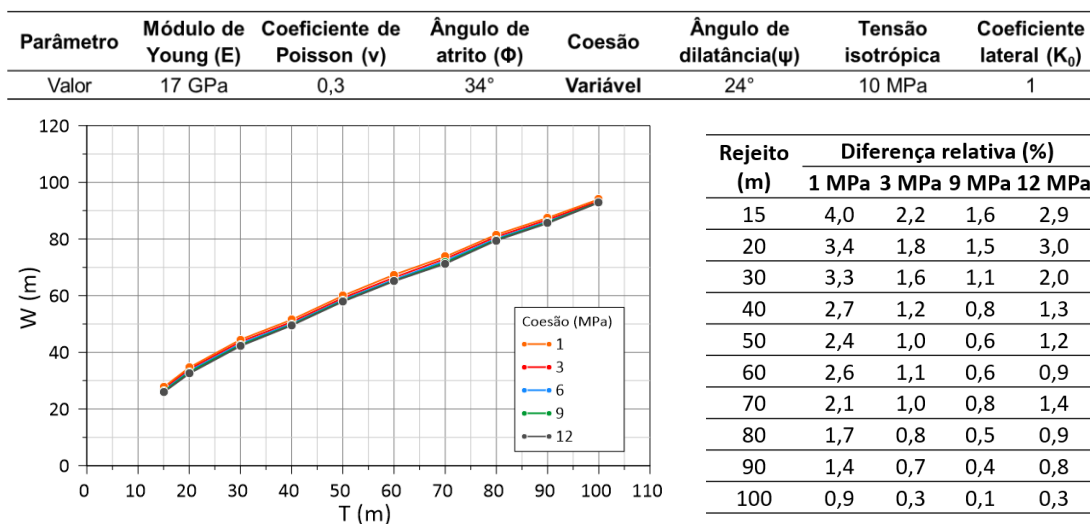


Figura 4.36 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a coesão, a diferença relativa para o modelo padrão com $c = 6$ MPa e as propriedades utilizadas no quinto conjunto de testes.

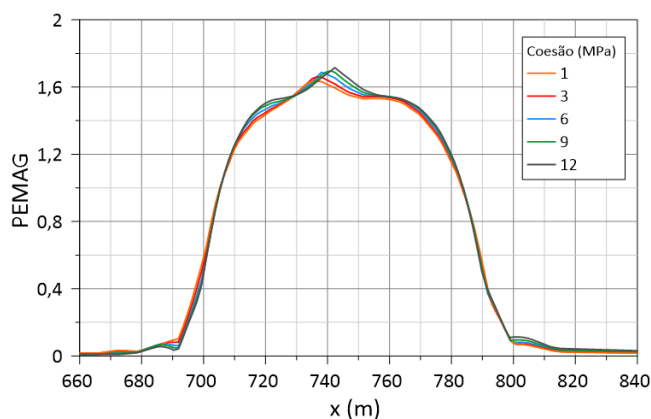


Figura 4.37 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos valores de coesão.

Também foi realizado um conjunto de testes variando o ângulo de dilatação, assumindo os valores 21°, 27°, 30° e 34°, que consistem em valores dentro da faixa de variação reportadas na literatura para o tipo de rocha em análise (Zoback, 2007), sempre com valores menores ou iguais ao ângulo de atrito, que foi fixado em 34°.

As curvas $T \times W$ obtidas, a diferença relativa em módulo para o modelo com o ângulo de dilatância igual a 24° e as propriedades utilizadas neste conjunto de testes são ilustrados na Figura 4.38. A curva de distribuição de $PEMAG$ em um corte horizontal para um rejeito de 100 metros é exibida na Figura 4.39. Pode-se verificar que o ângulo de dilatância tem um grande impacto na zona de dano. É possível ver que ângulos de dilatância mais baixos desencadeiam larguras de zona de dano menores, com diferenças de até 45 metros na largura, e com valores mais elevados de pico de deformação plástica. Esses resultados são esperados uma vez que ângulos de dilatância menores limitam a ocorrência de deformações plásticas volumétricas.

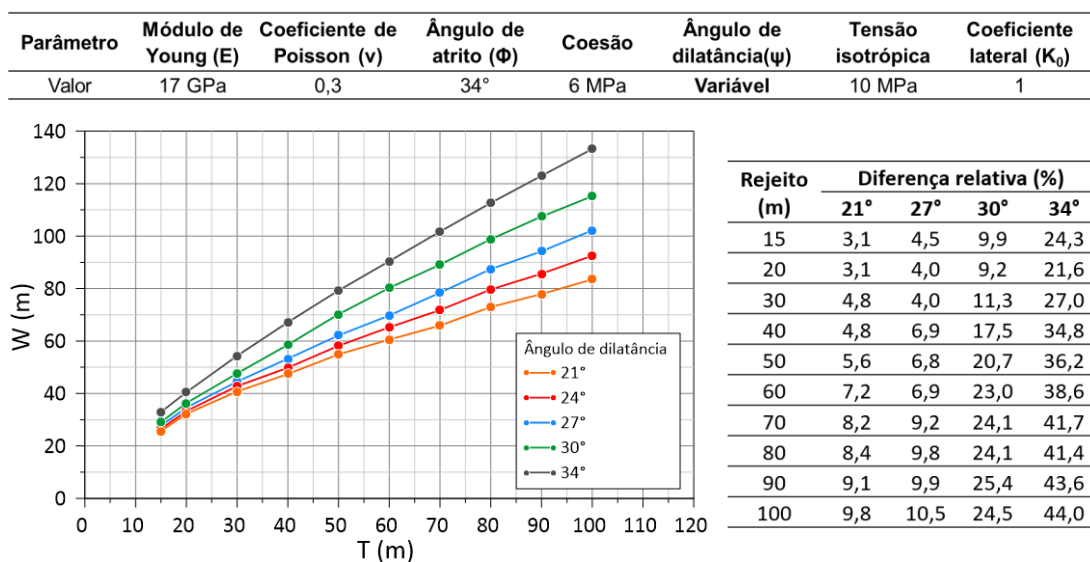


Figura 4.38 - Largura da zona de dano de acordo W (m) em função do rejeito T (m) com o ângulo de dilatância, a diferença relativa para o modelo padrão com $\psi = 24^\circ$ e as propriedades utilizadas no sexto conjunto de testes.

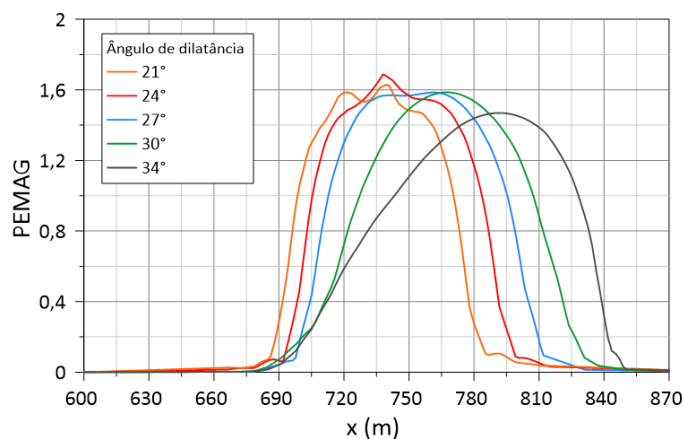


Figura 4.39 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, para diversos ângulo de ângulo de dilatância.

É possível notar a partir da Figura 4.40 que o ângulo de dilatância também tem um grande impacto na inclinação da zona de dano, com o ângulo de inclinação da zona de dano formada sendo aproximadamente a soma de dois ângulos, a inclinação do deslocamento imposto (45°) e o ângulo de dilatância adotado. Além disso, observou-se que quando a diferença entre o ângulo de atrito e o ângulo de dilatância é igual ou maior do que 15° surgiram problemas de convergência na solução. Isso ocorre, pois o uso de uma regra de fluxo não associada em modelos de plasticidade pode produzir a perda de estabilidade mecânica e também a perda de elipticidade das equações diferenciais parciais que governam a plasticidade.

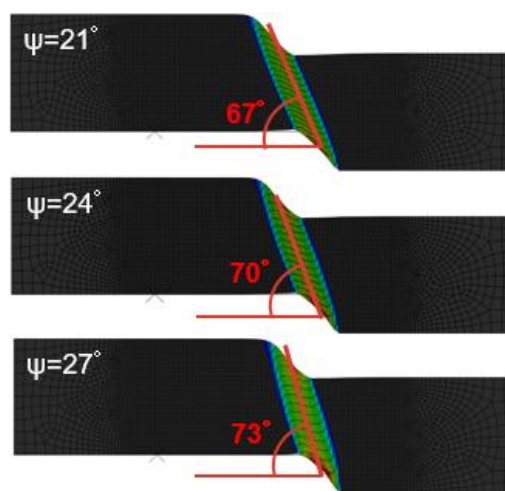


Figura 4.40 - Inclinação da zona de dano de acordo com o ângulo de dilatância.

Por fim, um conjunto adicional de simulações foi conduzido para verificar o impacto das tensões iniciais no desenvolvimento de zonas de dano. Na Figura 4.41 é possível ver os resultados $T \times W$ considerando os valores de tensões isotrópicas de 10 MPa, 20 MPa, 30 MPa e 40 MPa, que consistem em valores de tensão atuantes em formações profundas, entre 1000 e 3500 metros de profundidade (Zoback, 2007). A curva de distribuição de $PEMAG$ dos modelos para um rejeito de 100 metros é exibida na Figura 4.42. Observa-se que para rejeitos menores, a largura da zona de dano é maior para menores tensões iniciais. Esses resultados são esperados uma vez que os estados de maior tensão estão mais distantes da envoltória de Mohr-coulomb, retardando a ocorrência de deformações plásticas no início das simulações. Porém, para deslocamentos maiores, a tensão inicial não parece afetar os resultados. É importante destacar que o estado de tensão inicial pode afetar indiretamente o desenvolvimento das zonas de dano através da alteração das

propriedades do material, como as propriedades de resistência e o ângulo de dilatação.

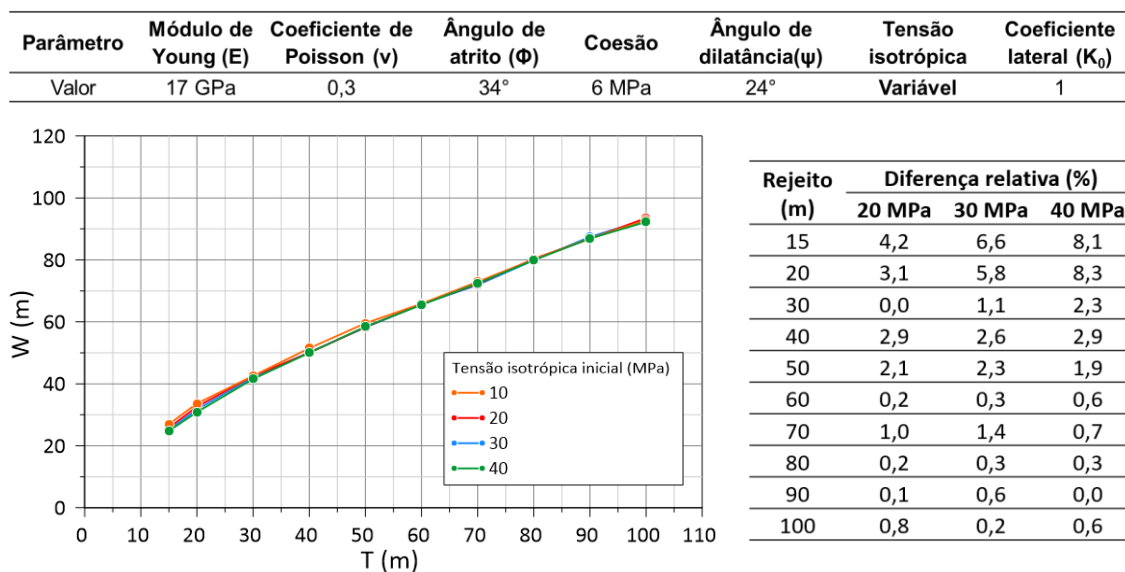


Figura 4.41 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a tensão inicial isotrópica., a diferença relativa para o modelo padrão com $\sigma_c = 10$ MPa e as propriedades utilizadas no sétimo conjunto de testes.

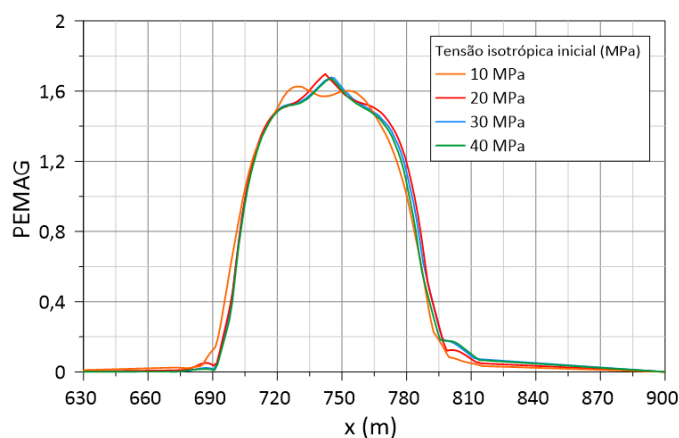


Figura 4.42 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, variando a tensão inicial isotrópica.

Em outro conjunto de testes, a tensão vertical foi fixada em 10 MPa e as tensões horizontais foram inicializadas considerando os coeficientes de tensão horizontal iguais 0,5, 0,75, 0,9 e 1. Os resultados $T \times W$ são ilustrados na Figura 4.43 juntamente com as propriedades utilizadas neste conjunto de testes, enquanto a Figura 4.44 apresenta a curva de distribuição de $PEMAG$ dos modelos para um rejeito de 100 metros. Percebe-se que a tensão horizontal praticamente não afeta a evolução da zona de dano, levando em consideração o erro no processo de medição

da largura da zona de dano. Em ambas as simulações, pode-se perceber que o modelo atinge o estado plástico de maneira rápida, logo o estado inicial de tensões afeta pouco o resultado da zona de dano.

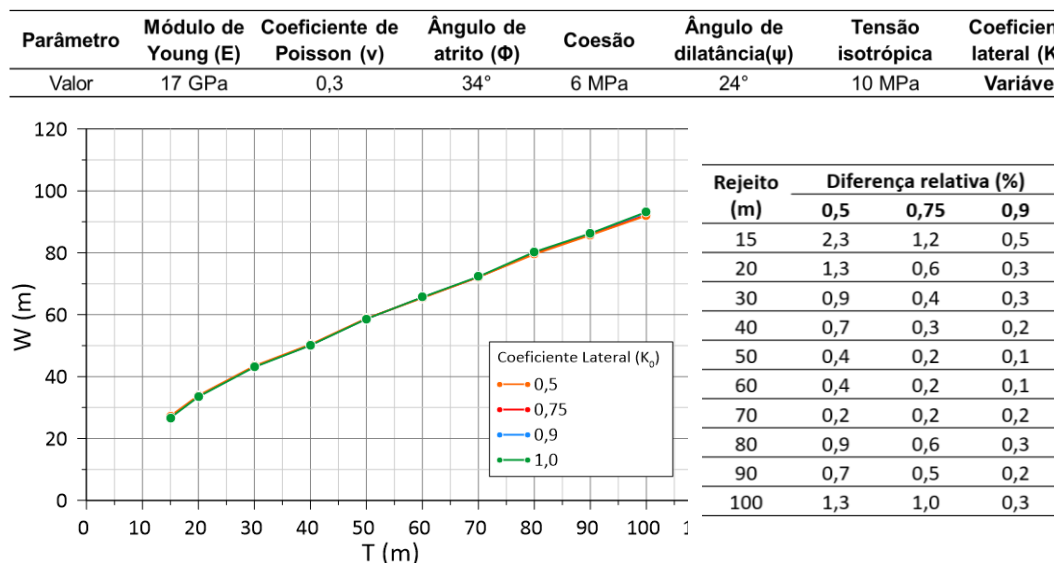


Figura 4.43 - Resultados da largura da zona de dano W (m) em função do rejeito T (m) variando a tensão inicial horizontal, a diferença relativa para o modelo padrão com $K_0 = 1,0$ e as propriedades utilizadas no oitavo conjunto de testes.

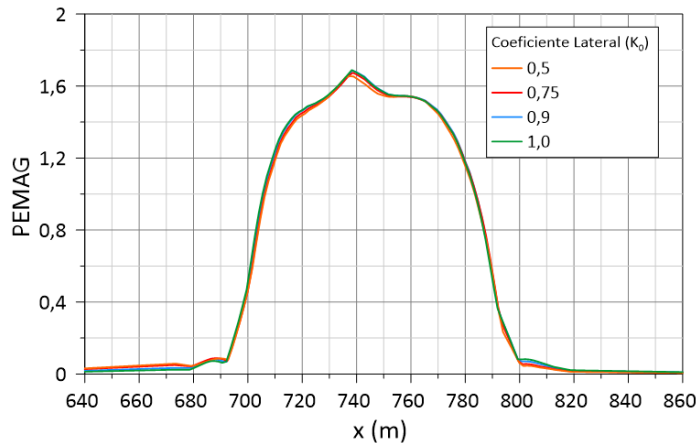


Figura 4.44 – Distribuição da magnitude da deformação plástica em um corte horizontal para um rejeito de cem metros, variando a tensão inicial horizontal.

A Tabela 4.4 apresenta um resumo do estudo de sensibilidade. A partir de testes aplicando o amolecimento local, pode-se perceber que o amolecimento tem um impacto relevante na evolução das zonas de dano, demonstrando que para ângulos de atrito residuais menores, a largura da zona de dano tende a ser menor. Também é possível observar que nem a coesão nem as propriedades elásticas aparentam ser propriedades importantes para o desenvolvimento de zonas de dano.

Por outro lado, os ângulos de atrito e de dilatação têm grande impacto. Para ângulos de atrito maiores, a largura da zona de dano é menor, enquanto que para ângulos de dilatação maiores, a largura da zona de dano é maior. No tocante ao estado de tensão inicial, nota-se a partir dos resultados que as tensões iniciais têm alguma influência quando os deslocamentos verticais são pequenos, levando a zonas de dano mais amplas quando são consideradas tensões menores.

Tabela 4.4 - Resumo do estudo de sensibilidade.

Variável	Valores adotados	Impacto
Módulo de elasticidade (E)	8.5 GPa, 17 GPa, 25.5 GPa e 34 GPa	Pequenas diferenças para pequenos rejeitos
Coefficiente de Poisson (ν)	0,1, 0,2, 0,3 e 0,4	Praticamente nulo
Ângulo de atrito (ϕ)	24°, 29°, 34° e 38°	Grande impacto, de até 30 m
Coesão (c)	1 MPa, 3 MPa, 6 MPa, 9 MPa e 12 MPa	Pequeno impacto, por volta de 1-2 m
Ângulo de dilatação (ψ)	21°, 24°, 27°, 30° e 34°	Grande impacto, de até 50 m
Tensão isotrópica inicial (σ_c)	10 MPa, 20 MPa, 30 MPa e 40 MPa	Pequenas diferenças para pequenos rejeitos
Coefficiente Lateral (K_0)	0,5, 0,75, 0,9 e 1,0	Praticamente nulo
Ângulo de atrito Residual (ϕ_R)	19°, 24°, 39° e 34°	Grande impacto, de até 20 m

5

Modelagem numérica de zonas de dano com descontinuidades

Esta seção se dedica à modelagem e estudo da geração e evolução de zona de dano de uma falha isolada em escala do reservatório, em um meio isotrópico e homogêneo com inclusão de descontinuidades. No modelo proposto neste capítulo, o plano de falha é incluído por meio de duas superfícies de contato e a falha e sua respectiva zona de dano são representados em sua totalidade, como mostra a Figura 5.1. Esta metodologia se diferencia dos modelos apresentados no Capítulo 4, onde toda zona de falha era obtida através de um meio contínuo e apenas um corte na região central era representado. A construção deste tipo de modelo é interessante pois permite um estudo da estrutura de uma falha geológica, bem como a identificação dos diferentes mecanismos de deformação que ocorrem ao longo da zona de dano (Fossen, 2010). Também é possível analisar a formação da zona de dano na ponta da falha, permitindo um melhor entendimento das deformações que podem ocorrer nesta região.

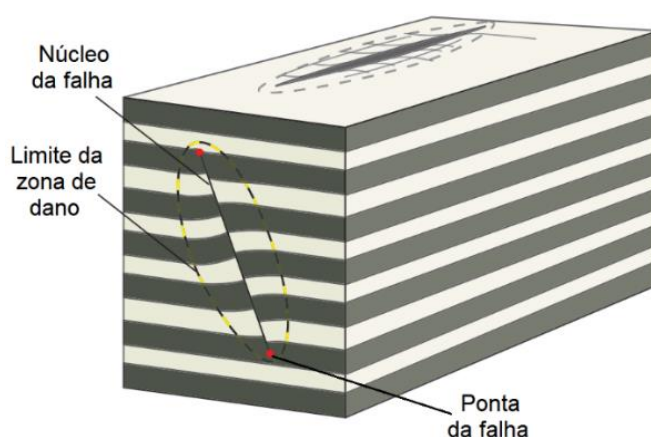


Figura 5.1 – Representação de uma falha normal isolada e sua zona de dano, com representação da interseção entre a superfície da falha e uma superfície arbitrária (Adaptado de Fossen, 2010).

As análises computacionais dos modelos numéricos foram realizadas utilizando o MEF Lagrangiano convencional empregando o software comercial Abaqus®, utilizando uma abordagem Iso-h (o tamanho apropriado de elemento é

obtido a partir do conhecimento prévio da magnitude das dimensões da zona de dano, obtidas em afloramentos). Na solução dos modelos numéricos, foi utilizado o solver Abaqus/Standard® com formulação para grandes deslocamentos (formulação Lagrangiana atualizada). Em relação ao material da rocha hospedeira, foi utilizado um material com as mesmas propriedades utilizadas no modelo numérico descrito no item 4.1 e apresentadas na Tabela 4.1, que correspondem a travertinos testados em laboratório, com um comportamento elastoplástico utilizando o critério de Mohr-Coulomb com uma lei de fluxo não-associada.

A premissa básica do modelo é apresentada na Figura 5.2 e consiste na definição do plano de falha na região central, com uma inclinação de 65° com a horizontal, através de duas superfícies superpostas dentro do modelo que podem se mover de maneira independente, criando assim uma descontinuidade. Dessa maneira, diminui-se o problema de distorção dos elementos devido à aplicação de deslocamentos cisalhantes, evitando a necessidade de utilização de métodos para lidar com grandes deformações.

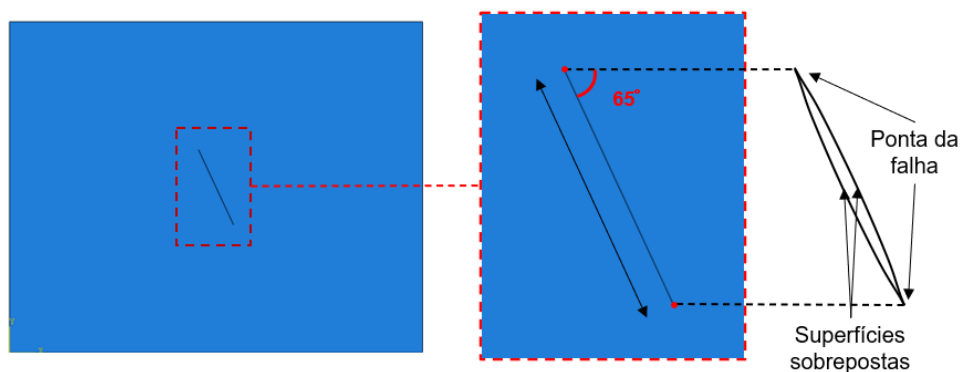


Figura 5.2 - Representação da premissa básica do modelo.

A zona de dano é criada pela aplicação incremental de deslocamento em ambas superfícies de deslizamento, com sentidos opostos em cada superfície, conforme ilustrado na Figura 5.3. O valor do deslocamento na superfície de falha varia em função da posição com perfil de deslocamento em forma de parábola, com o valor máximo de deslocamento ocorrendo na região central da falha, enquanto nas pontas da falha o deslocamento é nulo. Inicialmente, foram aplicados apenas deslocamentos cisalhantes na superfície de deslizamento, ou seja, deslocamentos paralelos ao plano da falha. No contorno do modelo os deslocamentos são restritos em todas as direções, representando o meio de grandes dimensões no qual a falha

se encontra. Em relação às suas condições iniciais, o modelo é inicializado com um estado de tensão isotrópico (σ_c) de 10 MPa.

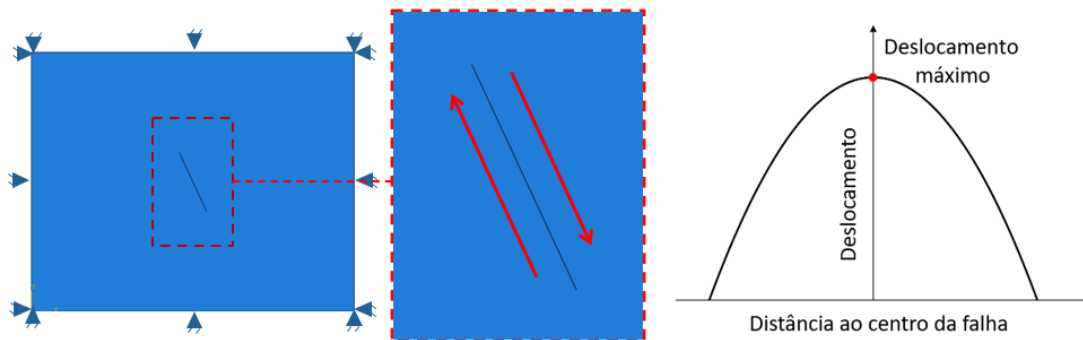


Figura 5.3 - Representação das condições de contorno dos modelos.

Primeiramente foi construído um modelo tridimensional, com suas dimensões apresentadas na Figura 5.4. No centro do modelo, foi criado o plano de falha, onde os deslocamentos foram aplicados, e regiões adjacentes ao plano de falha, onde a zona de dano se desenvolve. Para o caso tridimensional, o valor do deslocamento aplicado no plano de falha varia em função da posição tanto na direção y quanto na direção z , com uma distribuição de deslocamento em forma de parabolóide.

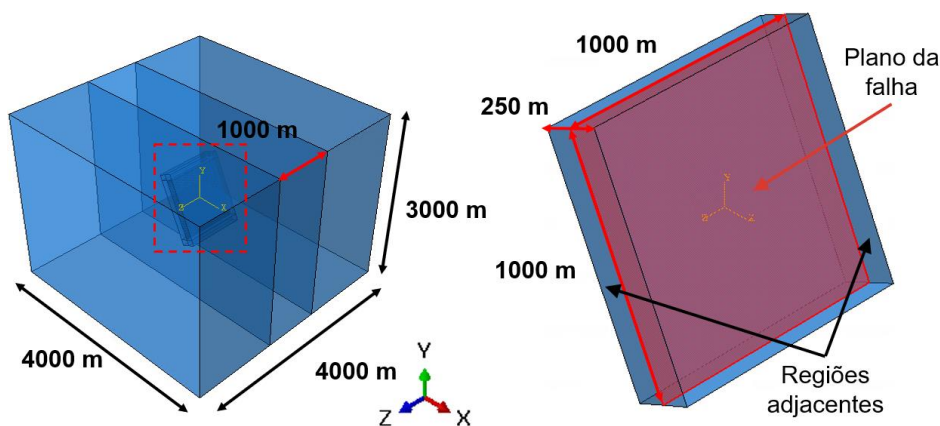


Figura 5.4 – Dimensões externas (à esquerda) e da região central (à direita) do modelo tridimensional.

A malha utilizada no modelo tridimensional de geração de zonas de dano é apresentada na Figura 5.5. No total, a malha é composta por 111012 elementos hexaédricos lineares de 8 nós e integração de Gauss de oito pontos. Na região central utilizou-se uma malha estruturada e com tamanho de elemento constante igual a 20 metros, para uma melhor representação da zona de dano, enquanto que no resto do modelo, onde o nível de deformações é consideravelmente menor, utilizou-se uma malha não-estruturada e com elementos de tamanho variável.

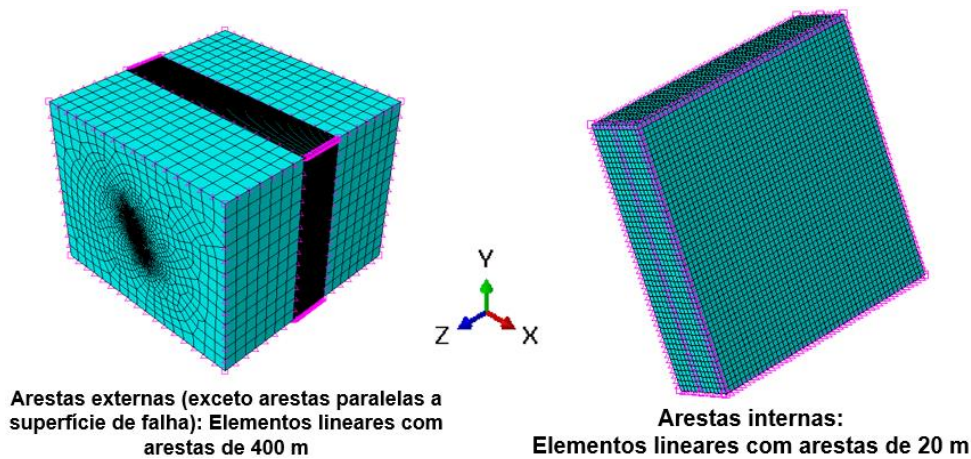


Figura 5.5 – Tamanho dos elementos utilizado nas arestas externas (à esquerda) e da região central (à direita) do modelo tridimensional.

De maneira semelhante ao modelo anterior, em cada análise assumiu-se que as zonas de dano correspondem à região adjacente à superfície de deslizamento onde ocorrem as deformações plásticas. Por esse motivo, foi utilizada uma variável escalar denominada de *PEMAG* que representa a magnitude das regiões plásticas, definida por meio da equação (4-1). Dessa forma, para visualizar a zona de dano foi obtido o resultado de distribuição de *PEMAG* em um corte vertical e em um corte horizontal da região central do modelo tridimensional, conforme apresentado na Figura 5.6. Através da sobreposição dos cortes, é possível identificar o formato tridimensional da zona de dano, que apresenta um formato aproximado de um elipsoide, conforme o esperado para o deslocamento aplicado.

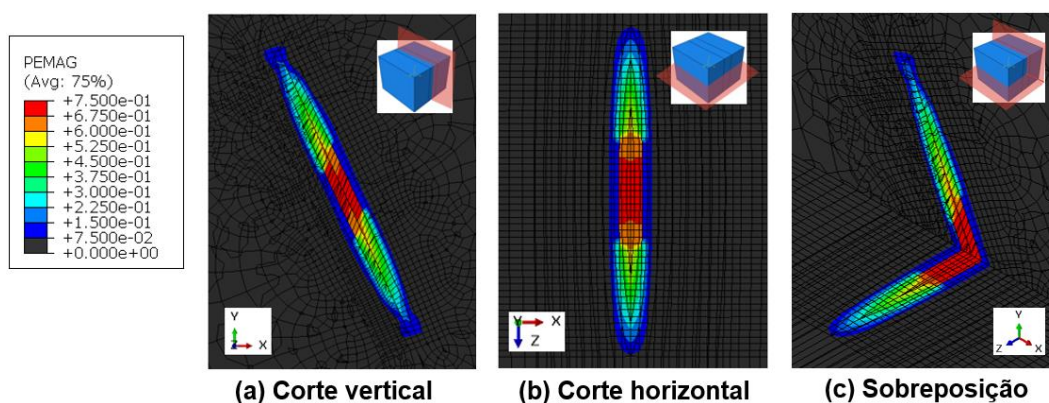


Figura 5.6 – Representação da zona de dano através da distribuição da magnitude da deformação plástica (*PEMAG*), para um deslocamento de 100 metros (a) em um corte vertical e (b) em um corte horizontal (c) sobreposição dos cortes.

Nota-se que no corte horizontal a zona de dano apresenta uma forma simétrica de elipse (a zona de dano tem o mesmo formato em ambos os lados), com o deslocamento máximo ocorrendo na região central. No entanto, no corte vertical a zona de dano apresenta uma configuração mais complexa, com uma forma antissimétrica (a forma da zona de dano no teto é igual a forma refletida da zona de dano no muro). Essa diferença ocorre devido ao modo de cisalhamento dominante. No corte horizontal, o modo de cisalhamento dominante é o modo III, com cisalhamento perpendicular ao plano de falha, conforme pode-se observar através dos deslocamentos verticais apresentados na Figura 5.7. Por isso, a zona de dano apresenta uma forma simétrica, pois o mecanismo de deformação é semelhante em ambos os lados, com a ocorrência de deformações de natureza cisalhante.

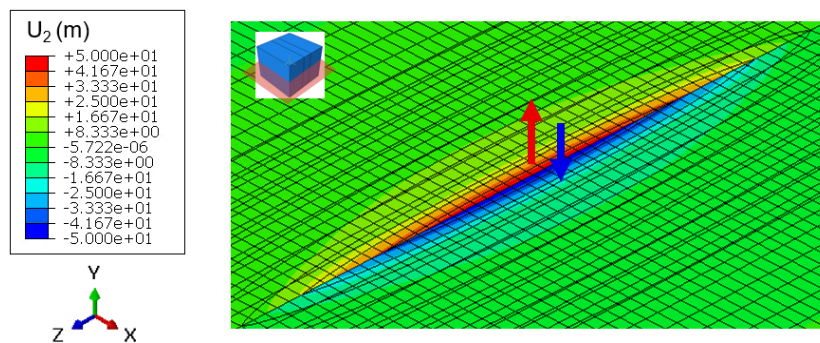


Figura 5.7 – Deslocamento verticais que ocorre na zona de dano, em um corte horizontal.

Já no corte vertical, o modo de cisalhamento dominante é o modo II, com cisalhamento paralelo ao plano de falha, que gera zonas extensionais e contracionais na zona adjacente à falha, conforme podemos notar através dos deslocamentos apresentados na Figura 5.8. Por tal motivo, a zona de dano apresenta uma forma tipicamente antissimétrica, refletindo estas zonas extensionais e contracionais existentes, que podem ser observadas pela variação das deformações ao longo da falha (Figura 5.8). Devido ao seu comportamento antissimétrico e complexo, para um melhor entendimento da estrutura e das dimensões de uma zona de dano, é necessário um estudo mais aprofundado da variação da zona de dano ao longo da altura da falha. No entanto, a construção de modelos tridimensionais com malhas mais refinadas ou com elementos com interpolação quadrática é indesejável devido ao elevado custo computacional.

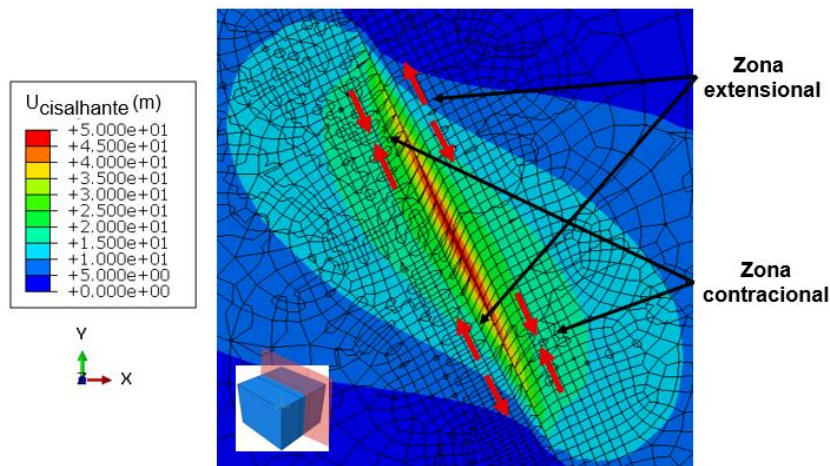


Figura 5.8 – Deslocamento cisalhantes que ocorrem na zona de dano, em um corte vertical.

Por isso, foi criado um modelo bidimensional equivalente a um corte vertical na região central do modelo para verificar a equivalência entre os modelos tridimensionais e bidimensionais. A configuração do modelo bidimensional, suas dimensões e a malha utilizada estão ilustradas na Figura 5.9. A princípio, a malha foi composta por 3602 elementos quadrilaterais lineares de quatro nós e integração de Gauss de quatro pontos. O resultado da distribuição da magnitude da deformação plásticas (*PEMAG*) para o modelo bidimensional é apresentado na Figura 5.10 em conjunto com o resultado do corte vertical no modelo tridimensional. Pode-se observar que visualmente a zona de dano obtida através do modelo bidimensional aproxima-se do resultado obtido no modelo tridimensional.

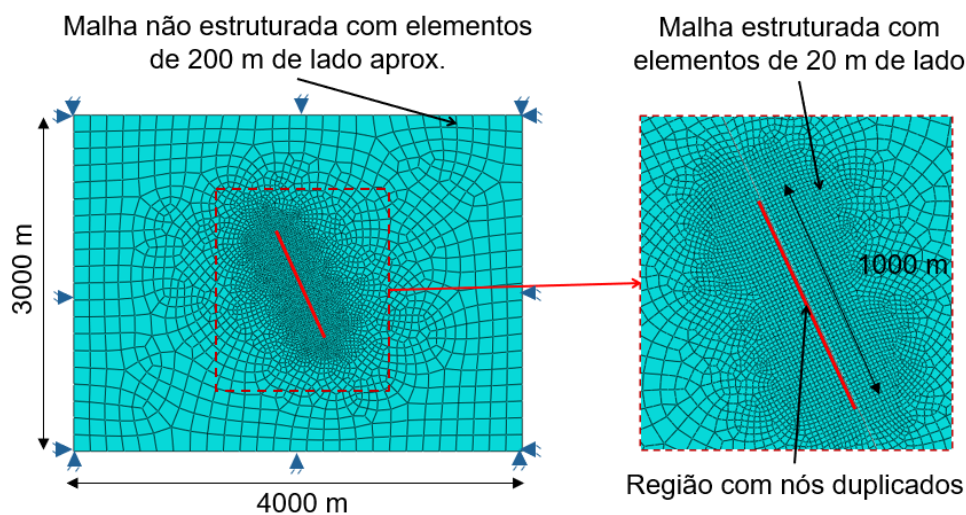


Figura 5.9 – Dimensões e malha utilizada do modelo bidimensional.

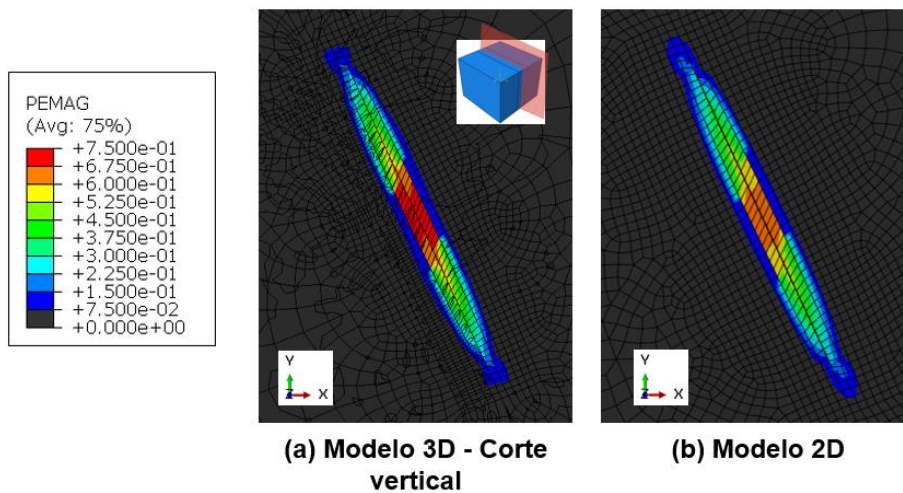


Figura 5.10 – Representação da zona de dano através da distribuição de *PEMAG*, para um deslocamento de 100 metros, (a) em um corte vertical do modelo tridimensional e (b) no modelo bidimensional.

Para a validação do modelo bidimensional, foi realizada a medição da zona de dano em ambos os modelos. O processo de medição da largura da zona de dano empregado foi semelhante ao método utilizado no item 4.1, que consiste na obtenção da distribuição de *PEMAG* em um segmento horizontal na região central da zona de dano em cada etapa das simulações. O limite da zona de dano é então definido pelo ponto de inflexão da curva de distribuição da *PEMAG*. Feita a medição, são registradas as curvas que relacionam a largura da zona de dano (W) ao deslocamento imposto (D), mantendo a altura da falha constante, apresentadas na Figura 5.11 juntamente com o tempo de análise para cada modelo.

Verifica-se que os resultados de ambos os modelos se aproximam, levando em consideração os erros no processo de medição. Além disso, o tempo de análise no modelo tridimensional é muito superior ao tempo de análise do modelo bidimensional. Dessa forma, pode-se concluir que fazer uma aproximação do problema de formação e evolução de zonas de dano através de modelos bidimensionais é uma alternativa razoável. Portanto, para as análises seguintes, utilizam-se apenas modelos bidimensionais.

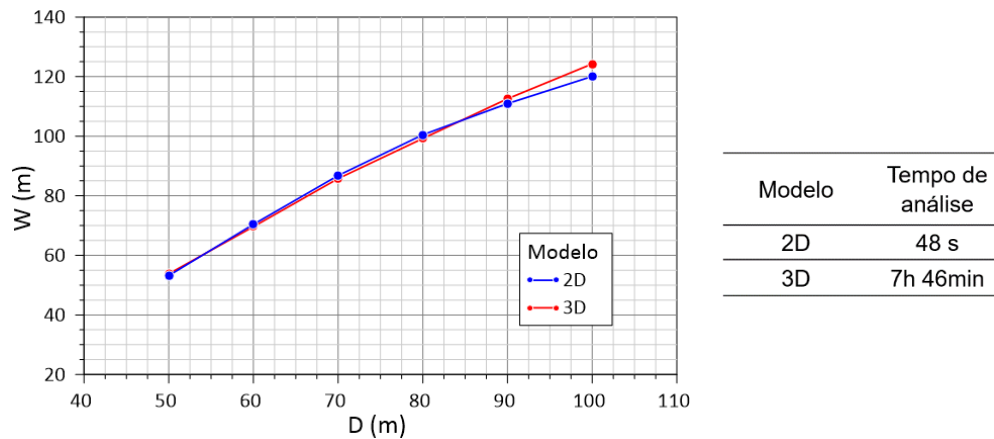


Figura 5.11 – Resultados de largura da zona de dano obtidos na região central e tempo de análise para o modelo bidimensional e para o modelo tridimensional.

Após feita a comparação entre os modelos tridimensionais e bidimensionais com elementos com interpolação linear, foram construídos modelos bidimensionais com elementos com interpolação quadrática, com sua configuração, suas dimensões e a malha utilizadas semelhantes as registradas na Figura 5.9. Conforme explicado no item 3.1, a acurácia da solução do MEF depende da malha adotada para este tipo de aplicação. Por isso, foi realizado um estudo de convergência da malha variando a quantidade de elementos na representação da superfície de deslizamento. Para cada modelo, é registrada uma curva $D \times W$, conforme ilustrado na Figura 5.12.

Não foi observado o surgimento de resultados espúrios dependentes da malha. Além disso, é possível observar convergência de resultados quando a quantidade de elementos na falha é igual ou superior a setenta elementos, acompanhada por aumento significativo no tempo de análise. Assim sendo, para análises posteriores, adotou-se um modelo com setenta elementos (elementos com aproximadamente 14 metros de aresta) na representação da superfície de deslizamento. Essa malha possui 12678 nós, 4088 elementos quadrilaterais e 102 elementos triangulares.

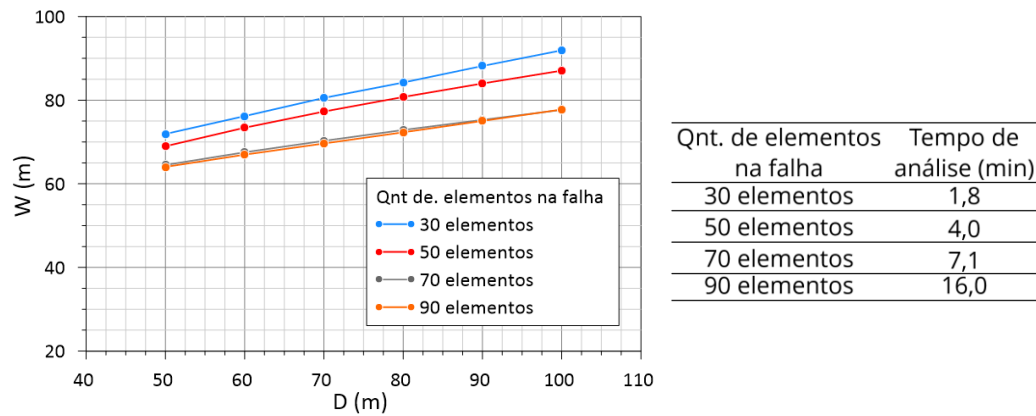


Figura 5.12 – Resultados obtidos e tempo de análise do estudo de sensibilidade de malha.

A Figura 5.13 apresenta o resultado da distribuição da magnitude da deformação plástica (*PEMAG*) para o modelo bidimensional com setenta elementos utilizados na representação da superfície de deslizamento. Conforme o esperado, a zona de dano apresenta uma forma antissimétrica, com zonas extensionais e contracionais bem definidas.

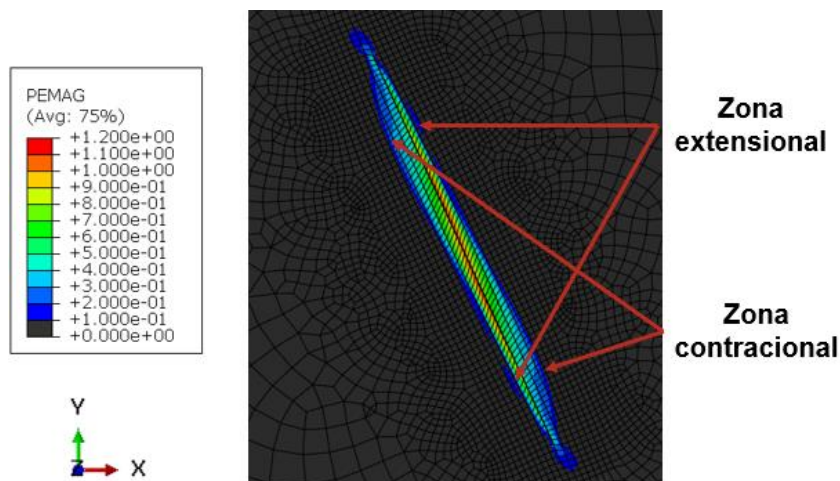


Figura 5.13 – Representação da zona de dano através da distribuição de *PEMAG*, para um deslocamento igual a 100 metros no modelo bidimensional.

Percebe-se que a zona de dano é mais ampla na zona contracional e mais estreita na zona extensional. Para estudar a variação da zona de dano ao longo da altura da falha, foi obtido o limite da zona de dano, medido na perpendicular ao plano de falha, em diversos pontos ao longo do plano de falha, para um deslocamento máximo igual a cem metros. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 5.14. Constata-se que, para o perfil de deslocamento aplicado, a forma da zona de dano varia bastante ao longo da altura da falha, com o valor máximo de

largura ocorrendo fora da região central. A ocorrência da largura máxima da zona de dano fora da região central está relacionada à diferença dos mecanismos de deformação ao longo da zona de dano. Dessa forma, observa-se que a largura da zona de dano varia ao longo da falha. Assim sendo, uma das causas para a dispersão dos dados obtidos nas observações nos afloramentos pode ser o local da medição da zona de dano, pois em afloramentos observações são meramente superficiais, sem conhecimento da estrutura tridimensional das falhas.

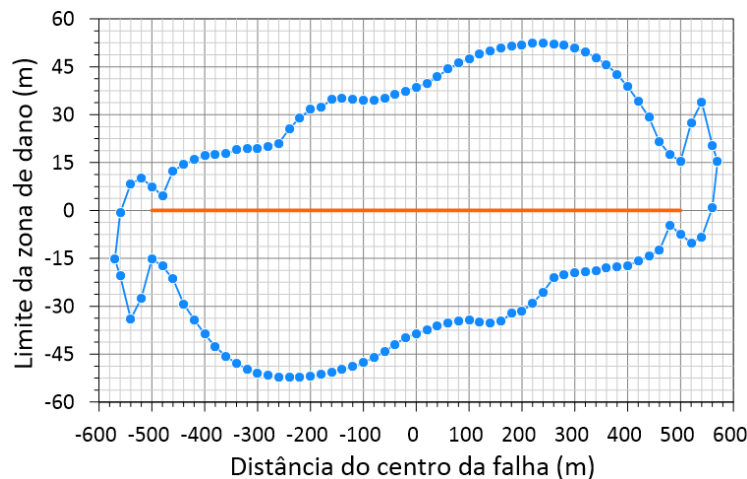


Figura 5.14 – Limite da zona de dano em função da distância ao centro da falha. A linha laranja representa o plano de falha.

Para um melhor entendimento dos mecanismos de deformação que ocorrem ao longo do plano de falha, foi obtida a distribuição de deformação cisalhante e de deformação volumétrica, conforme apresenta a Figura 5.15. Verifica-se que para o perfil de deslocamento aplicado há uma predominância de deformações cisalhantes ao longo de toda zona de dano, conforme o esperado. Observa-se que os maiores valores de deformação cisalhante ocorrem na zona contracional, justamente onde a zona de dano é mais ampla. Isto pode indicar o surgimento de fraturas de cisalhamento ao longo de toda zona de dano, com predominância na região contracional. Em relação às deformações volumétricas, observa-se a ocorrência de deformações volumétricas de dilatação na região central e na região extensional, onde as deformações cisalhantes são menores. Isto pode ser um indício da formação de fraturas híbridas, bem como do aumento da porosidade nestas regiões. Além disso, é possível identificar o surgimento de deformações volumétricas de compactação nas zonas contracionais das pontas da falha, o que pode estar associado à formação da zona de dano nesta região.

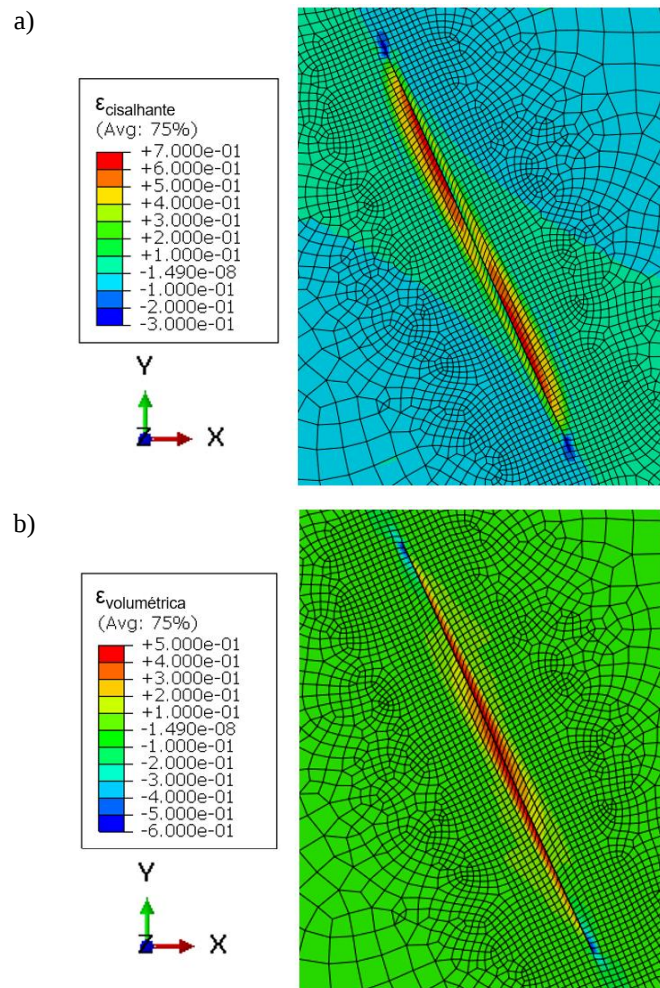


Figura 5.15 – Valores de a) deformação cisalhante e b) deformação volumétrica para um deslocamento máximo igual a 100 metros.

Prosseguindo no estudo dos mecanismos de deformação que ocorrem ao longo do plano de falha, foi obtida a distribuição da tensão hidrostática, conforme exibido na Figura 5.16. Constata-se que, para o perfil de deslocamento aplicado, há uma predominância de tensões hidrostáticas de compressão atuando na zona de dano, com os maiores valores ocorrendo na zona contracional. Os altos valores de tensão hidrostática de compressão podem estar relacionados ao nível elevado de deformações cisalhantes que ocorrem nesta região, o que pode ser a causa da formação da zona de dano mais ampla nesta região. Também é possível identificar a predominância de tensões hidrostáticas de tração na ponta da falha, o que pode estar relacionado a formação de fraturas do modo I nesta região, com a formação de estruturas como *wing cracks* e *horsetail fractures*.

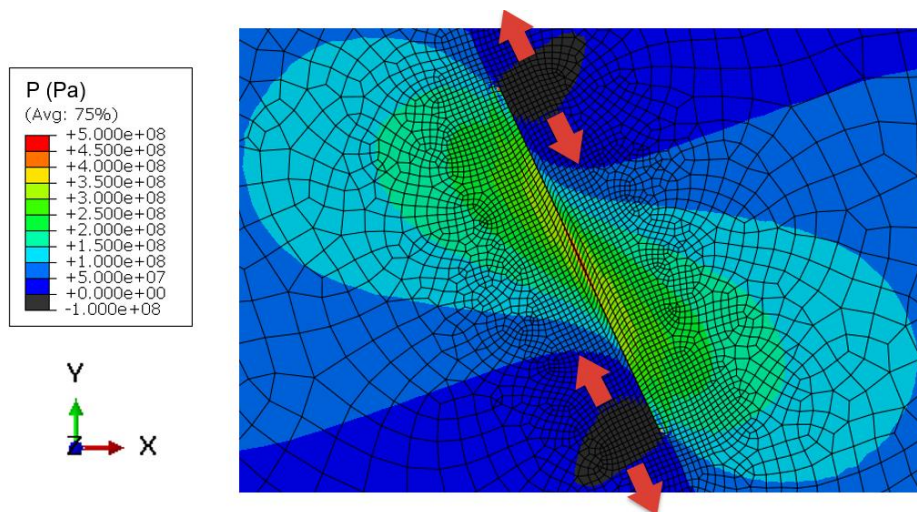


Figura 5.16 – Valores de tensão hidrostática para um deslocamento máximo igual a 100 metros.

Conforme a Figura 5.17 apresenta, é possível identificar a formação de uma zona de dano justamente na região onde ocorrem as deformações volumétricas de compactação. A partir da análise das Figuras 5.15, 5.16 e 5.17, pode-se inferir que a zona de dano de ponta deve possuir um formato assimétrico, contendo uma região com plastificação devido a compressão (Figura 5.17) e outra região submetida a tração (Figura 5.16), que pode ter a presença de estruturas como fraturas. Não é possível visualizar a zona de dano de ponta na região de tração através da distribuição de *PEMAG* porque não foi especificado um valor de corte (*cut off*) de tensão no critério de plasticidade utilizado.

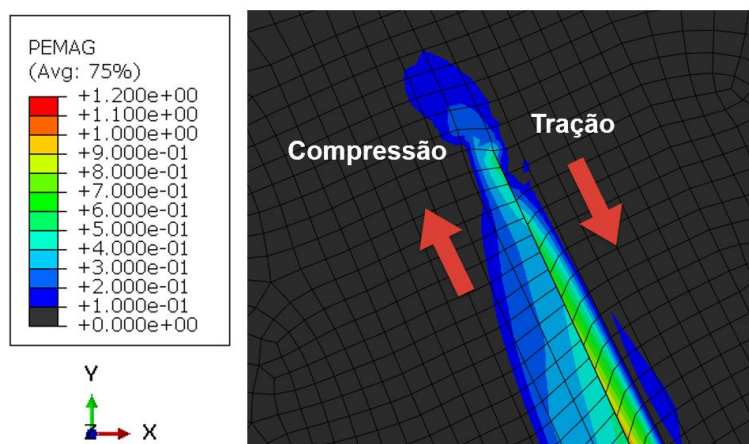


Figura 5.17 – Representação da zona de dano na ponta da falha através da distribuição de *PEMAG*, para um deslocamento igual a 100 metros no modelo bidimensional.

Nas análises anteriores, utilizou-se apenas modelos com altura de falha constante, onde o crescimento da largura da zona de dano estava associado apenas

ao crescimento do deslocamento máximo. No entanto, na natureza, o crescimento da zona de dano também está associado ao crescimento do comprimento e altura da falha. Dessa forma, foi realizado um conjunto de simulações para verificar o impacto da altura no desenvolvimento de zonas de dano. Para isso, foram criados modelos considerando os valores de altura de falha iguais a 500 metros, 750 metros, 1000 metros, 1250 metros e 1500 metros, que consistem em valores dentro da faixa de variação para um deslocamento cisalhante máximo igual a 100 metros (Fossen, 2010).

Os resultados são apresentados na Figura 5.18. Constata-se que para maiores valores de altura de falha, a largura da zona de dano é maior. Por isso, em situações onde a falha está restrita verticalmente, o crescimento da largura da zona de dano pode ser menor. Tais resultados são esperados, pois quanto maior o plano de falha, maior o esforço necessário para gerar os deslocamentos. Consequentemente, forma-se uma zona de dano mais ampla. Dessa forma, o conhecimento da estrutura tridimensional das falhas, incluindo sua altura, é essencial para um melhor entendimento dos mecanismos de deformação bem como para a identificação das dimensões corretas da zona de dano.

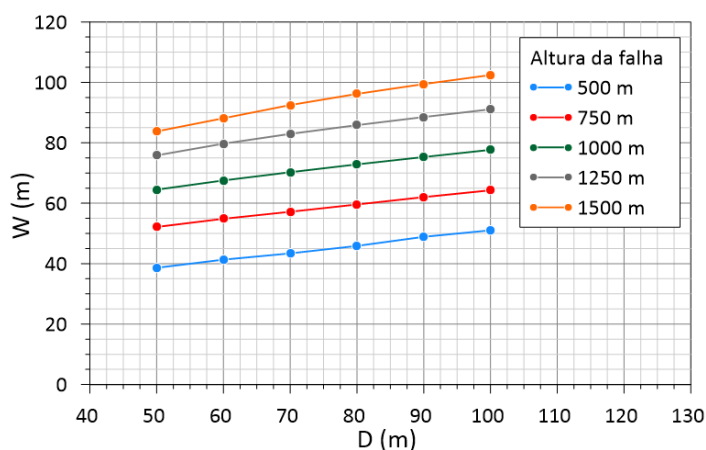


Figura 5.18 – Resultados da largura da zona de dano com o deslocamento imposto D (m) variando a altura da falha.

No presente trabalho foi estudada a formação de zonas de dano em falhas normais, que surgem para acomodar o movimento do teto para baixo em relação ao muro em regimes extensionais. No entanto, apesar dos deslocamentos cisalhantes serem dominantes em falhas normais, existe um componente de deslocamento normal ao plano de falha que surge em decorrência ao regime extensional imposto.

Para investigar seu impacto na evolução da zona de dano, foram aplicados deslocamentos extensionais no plano de falha, em conjunto com os deslocamentos cisalhantes previamente aplicados. O valor do deslocamento extensional na superfície de falha, de maneira semelhante ao deslocamento cisalhante, varia em função da posição ao longo da falha através de uma distribuição parabólica, com o valor máximo de deslocamento ocorrendo na região central da falha enquanto nas pontas da falha o deslocamento é nulo.

Para este fim, foram criados modelos considerando os valores de deslocamento extensionais iguais a 2 metros, 4 metros, 6 metros, 8 metros e 10 metros, que consistem em valores dentro da faixa de variação para um deslocamento cisalhante máximo igual a 100 metros (Torabi *et al.*, 2019). Os resultados de largura de dano obtidos, descontando a região com espaço vazio gerada pela aplicação dos deslocamentos extensionais, estão indicados na Figura 5.19. A partir da aplicação dos deslocamentos extensionais, pode-se observar uma diminuição não muito intensa da largura da zona de dano, seguindo aproximadamente uma função linear. Esses resultados ocorrem pois a aplicação de deslocamentos extensionais juntamente com os deslocamentos cisalhantes gera uma diminuição do esforço de cisalhamento que ocorre ao longo plano de falha. Com a diminuição das deformações cisalhantes, conseqüentemente houve uma diminuição na largura da zona de dano. Assim sendo, os deslocamentos extensionais atuantes em uma região podem afetar os resultados da largura de zona de dano medidos em tal região, contribuindo assim para dispersão dos dados obtidos nas observações nos afloramentos.

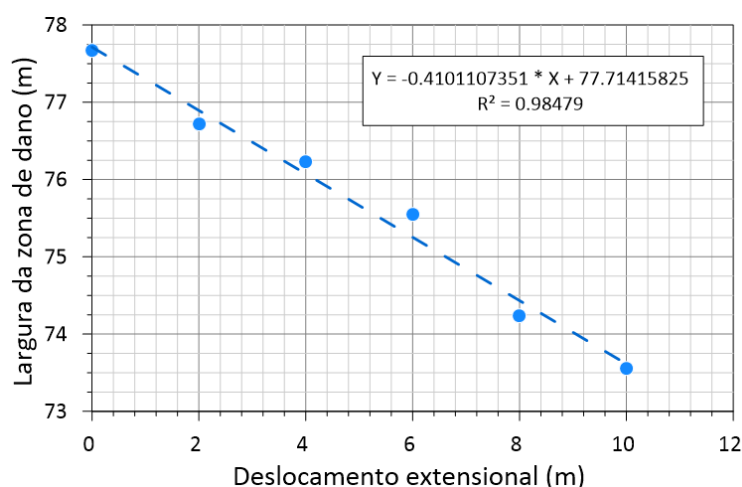


Figura 5.19 – Resultados da largura da zona de danos variando o deslocamento extensional máximo, para um deslocamento cisalhante.

Por fim, foram realizadas simulações para analisar a influência da compactação na formação das zonas de dano. Para isso, foi necessário utilizar um modelo constitutivo mais avançado, pois o critério de Mohr-Coulomb é incapaz de representar a ruptura por compactação devido à ausência de uma superfície de plastificação de compactação. Por essa razão, utilizou-se o modelo constitutivo *Soft Rock Plasticity* (SR3), detalhado no item 3.2.2. Em relação às propriedades do material, os valores de p_t , β e ψ' que relacionam a superfície de plastificação do SR3 com a superfície de plastificação média do Mohr-Coulomb foram obtidos a partir das Equações (3-18) e (3-19). As propriedades elásticas utilizadas foram as mesmas utilizadas no critério de Mohr-Coulomb enquanto que os valores de p_c e N_y foram obtidos na literatura a partir do trabalho de Coelho *et al.* (2002). O resumo das propriedades utilizadas no critério SR3 se encontram na Tabela 5.1, enquanto a Figura 5.20 ilustra a superfície de plastificação do critério SR3 no plano p - q , comparada com a superfície de plastificação do Mohr-Coulomb.

Tabela 5.1 - Propriedades utilizadas no critério SR3 correspondentes as propriedades da Tabela 4.1.

Propriedade	Carbonato
Ângulo de atrito interna (β)	53,5°
Ângulo de dilatação (ψ')	35,6°
N_y	2,5
p_t	7,4 MPa
p_c	140 MPa
E	17 GPa
ν	0,3

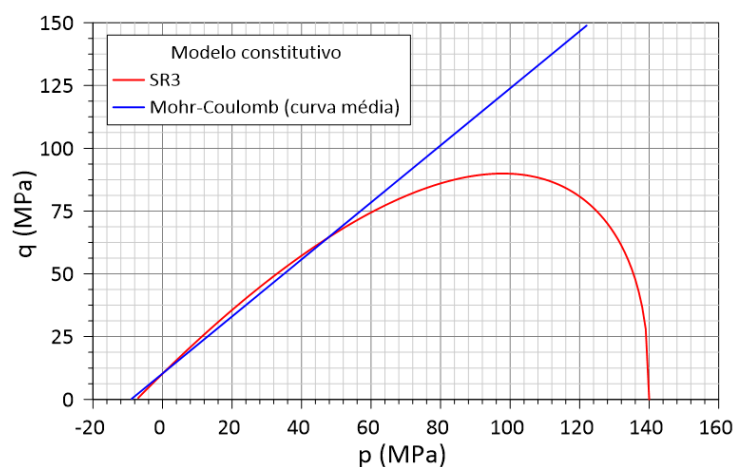


Figura 5.20 - Superfície de plastificação do critério SR3 no plano p - q em comparação com a superfície de plastificação média do Mohr-Coulomb.

O resultado da distribuição da magnitude da deformação plástica (*PEMAG*) para o modelo utilizando o critério SR3 é indicado na Figura 5.21, juntamente com os resultados obtidos utilizando o critério de Mohr Coulomb. Pode-se verificar que a utilização do um modelo elastoplástico com *cap*, o SR3, teve um grande impacto na forma da zona de dano, com uma diminuição perceptível da largura de zona de dano ao longo de todo plano de falha. Para estudar o impacto da compactação ao longo da falha, foram obtidos os limites da zona de dano em diversos pontos do modelo utilizando o critério SR3, para um deslocamento máximo igual a cem metros. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 5.22, juntamente com os resultados obtidos no modelo utilizando o critério de Mohr Coulomb. A partir destes resultados, observa-se que a compactação gera uma zona de dano mais estreita na zona contracional. A consideração da compactação também influenciou na não formação da zona de dano de ponta, que surgia na região contracional da ponta da falha. Contudo, a utilização do um modelo elastoplástico com superfície de compactação teve um impacto menor na zona de dano da região extensional, onde as deformações plásticas tem natureza cisalhante. Assim sendo, é possível observar que a utilização um modelo elastoplástico com *cap* é muito importante para uma análise mais realista da formação e evolução das zonas de dano.

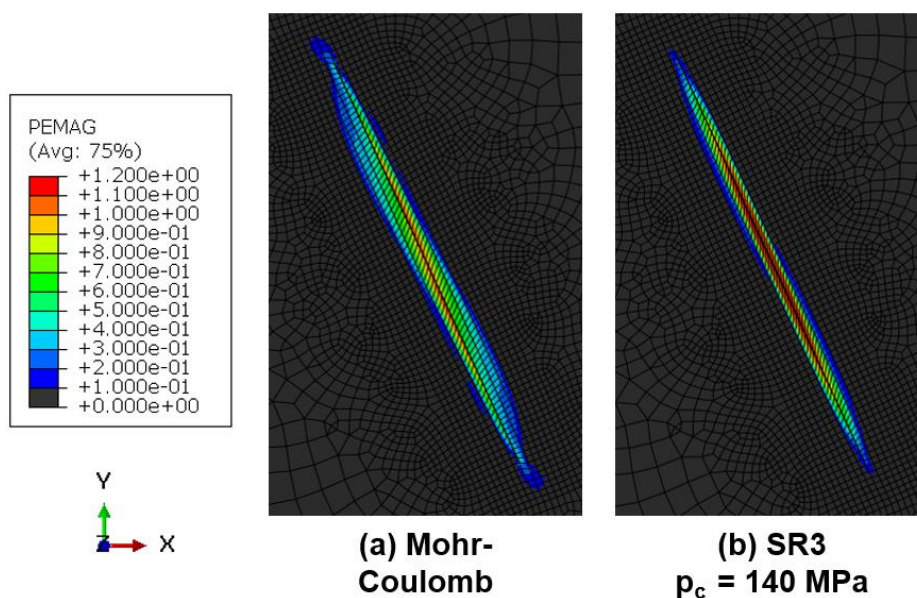


Figura 5.21 - Resultados da largura da zona de dano utilizando os modelos constitutivos de Mohr-Coulomb e SR3.

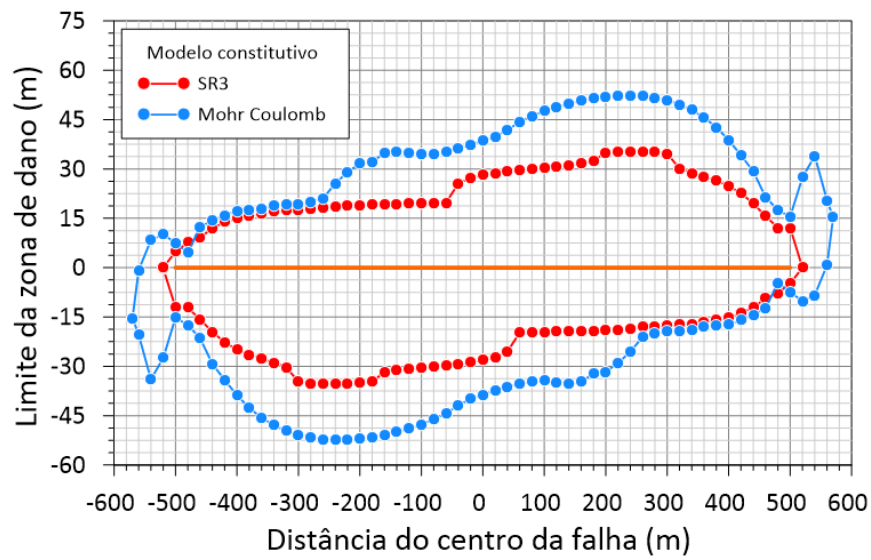


Figura 5.22 – Limite da zona de dano em função da distância ao centro da falha utilizando os critérios de Mohr-Coulomb e SR3. A linha laranja representa o plano de falha.

6 Conclusões

Neste trabalho objetivou-se o desenvolvimento de metodologias para modelagem geomecânica da geração e evolução estrutural de zonas de dano. Para isso, foram criados modelos em escala de reservatório baseados no MEF para estudar as zonas de dano em rochas sedimentares de interesse na indústria de óleo e gás. Duas metodologias que definem as zonas de dano através de regiões plastificadas foram apresentadas.

A primeira metodologia consiste em representar toda a zona de falha através de um meio contínuo. Inicialmente foram construídos vários modelos baseados em uma formulação para grandes deslocamentos. Os resultados obtidos foram consistentes com as observações de afloramentos, indicando que esta abordagem pode ser uma boa opção para caracterização de zonas de dano. Porém, observaram-se problemas de convergência devido a uma elevada distorção em alguns elementos da malha, o que poderia afetar a acurácia dos resultados. Neste sentido, foram construídos novos modelos numéricos utilizando alguns métodos conhecidos para o tratamento de grandes deformações como a técnica de remalhamento e interpolação para pequenas deformações (RITTS), a técnica Euleriana-Lagrangiana acoplada (CEL), e a técnica Lagrangiana-Euleriana arbitrária (ALE). A partir dos resultados, observou-se que o método CEL não é um método apropriado para este tipo de problema, pois apresenta desvantagens consideráveis, como a dificuldade de obter os valores de tensões e deformações nos elementos Eulerianos assim como de se aplicar as condições de contorno. O método ALE também não se mostrou interessante pois além de ser um método computacionalmente caro, não conseguiu eliminar completamente a distorção dos elementos, sendo que em algumas regiões, o nível de distorção foi agravado. O método RITTS se mostrou o método mais promissor dentre os três métodos para grandes deformações, tendo capacidade de lidar com a elevada distorção dos elementos. No entanto, este método ainda apresenta alguns inconvenientes na construção do modelo, oferecendo pouca vantagem em comparação ao MEF Lagrangiano convencional. Em geral os

resultados obtidos com os três métodos foram similares daqueles obtidos utilizando o MEF com formulação para grandes deslocamentos. No entanto, as análises considerando grandes deformações demandaram tempos significativamente superiores, tanto na construção dos modelos quanto no processamento dos dados. Concluiu-se então que o MEF com formulação para grandes deslocamentos é o método mais apropriado para este tipo de problema, pois apresenta resultados consistentes com as observações de campo e é computacionalmente mais rápido.

Em seguida, se realizou uma análise de sensibilidade com o objetivo de avaliar o impacto das propriedades elásticas e de resistência no desenvolvimento de zonas de dano em rochas carbonáticas. Os resultados mostraram que nem as propriedades elásticas nem a coesão impactam no desenvolvimento das zonas de dano. Por outro lado, se verificou que os ângulos de atrito e de dilatância têm um impacto direto da zona de dano. Os resultados indicaram que para ângulos de atrito maiores, a largura da zona de dano tende a ser menor. Esse efeito é o oposto no caso do ângulo de dilatância. O amolecimento, observado em vários ensaios experimentais, também foi simulado através de uma redução gradual do ângulo de atrito em função das deformações plásticas desviadoras. Observou-se que quanto menor é o ângulo de atrito residual, menor é a largura da zona de dano que se forma. Por fim, foi avaliada a influência das tensões iniciais. Os resultados mostraram que as tensões iniciais têm alguma influência quando os níveis de tensão são baixos, levando a zonas de dano mais amplas. No entanto, considerando os elevados níveis de tensão identificados em campos do pré-sal, estas não afetam os resultados. Além disso, ensaios experimentais têm mostrado que para esses mesmos níveis de tensão, as rochas apresentam um amolecimento praticamente desprezível. Neste sentido, concluiu-se que modelos elasto-plástico perfeitos podem representar satisfatoriamente o comportamento das rochas carbonáticas intatas nas condições encontradas nos campos do pré-sal. Contudo, os resultados indicaram que a modelagem da zona de dano através de elementos contínuos não permite uma boa análise da estrutura nem a identificação dos mecanismos de deformação observados em falhas geológicas.

Neste sentido, foi proposta uma segunda metodologia, utilizando modelos com um plano de falha representado por meio de duas superfícies de contato. A inclusão de duas superfícies independentes justapostas dentro do modelo cria uma descontinuidade, evitando o problema de distorção dos elementos devido a

aplicação de elevados deslocamentos. Foram aplicados deslocamentos diferenciais com direções opostas nos nós de cada superfície de contato, simulando o processo de formação de zonas de falha. A partir de um modelo tridimensional, foi possível obter um melhor conhecimento da estrutura tridimensional da zona de dano de uma falha ao longo de sua altura e comprimento. Foram construídos também modelos bidimensionais, demonstrando a possibilidade de utilizar uma aproximação bidimensional para estudar o problema de formação e evolução de zonas de dano. Um estudo de sensibilidade de malha no modelo 2D mostrou uma convergência de resultados com a redução dos tamanhos dos elementos na superfície de contato.

A partir do modelo definido, foram obtidos os limites de plastificação que definem a zona de dano em diversos pontos ao longo do plano de falha. Constatou-se que a largura da zona de dano pode variar significativamente ao longo da falha, com seu valor máximo ocorrendo não necessariamente na região central da falha. Dessa forma, conclui-se que o local de medição da zona de dano é um fator relevante no processo de obtenção da largura da zona de dano. Também foram estudados os mecanismos de deformação que ocorrem ao longo do plano de falha, sendo a maior parte da deformação ao longo da falha de natureza cisalhante, acompanhada de deformações volumétricas nas regiões central e extensional.

Em relação à zona de dano que se origina na ponta da falha, conclui-se que esta possui um formato assimétrico, como consequência do deslocamento aplicado. Dessa forma, a zona de dano da ponta contém uma região com dano majoritariamente de compressão, que deve apresentar estruturas como bandas de compactação, e outra região com dano devido a tração, que deve apresentar estruturas como fraturas.

Também foram realizadas novas simulações com o objetivo de identificar o impacto da altura da falha no desenvolvimento da zona de dano. Verificou-se que a altura da falha tem um grande impacto, sendo que para maiores valores a largura da zona de dano é maior. Dessa forma, em situações onde a falha está restrita verticalmente, o crescimento da largura da zona de dano pode ser menor.

Por fim, foram realizadas simulações para analisar a influência das deformações volumétricas na formação das zonas de dano. Para isso, foi necessário utilizar o modelo constitutivo *Soft Rock Plasticity* (SR3), pois este modelo é capaz de representar a plastificação por compactação. A partir dos resultados observou-se que a consideração da plastificação por compactação gera uma zona de dano mais

estreita, principalmente na zona contracional. Porém, o impacto é bem menor na zona de dano da região extensional, onde as deformações plásticas têm natureza cisalhante. Dessa forma, conclui-se que a utilização de um modelo elastoplástico com superfície de compactação é importante para modelagem geomecânica da geração e evolução estrutural de zonas de dano.

6.1

Sugestões para Trabalhos Futuros

Como recomendações de trabalhos futuros para dar continuidade à pesquisa, sugere-se:

- a) Realizar a modelagem da formação das zonas de dano em falhas reversas e transcorrentes, e também com superposição de eventos;
- b) Estudar cenários com camadas de materiais diferentes, como xisto e arenito;
- c) Utilizar modelos constitutivos mais sofisticados, com superfície *cut off* de tensão na tração ou métodos de regularização;
- d) Aprimorar a utilização do método RITSS, automatizando o processo para modelagem com grandes deformações;
- e) Utilizar perfis de deslocamento diferentes no modelo com o plano de falha incluído através de duas superfícies de contato;
- f) Aplicar outros tipos de formulações de elementos finitos como, por exemplo, utilizando elementos coesivos, para modelar a formação de descontinuidades da zona de dano;
- g) Estudar cenários hidromecânicos acoplados.
- h) Estudar o efeito das zonas de dano nas propriedades elásticas e de permeabilidade
- i) Criar modelos considerando a anisotropia pós-plastificação.

ABREU, R. O.; ROEHL, D. M (Orientadora); SANCHEZ, E. C. M. (Coorientador). **Algoritmos para Integração e Calibração de Modelos Elastoplásticos com Múltiplas Superfícies de Plastificação**. Rio de Janeiro, 2019. 163p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

ALAEI, B.; TORABI, A. **Seismic imaging of fault damaged zone and its scaling relation with displacement**. Interpretation, v. 5, n. 4, p. 83-93, 2017.

ANASTASOPOULOS, I. et al. **Fault Rupture Propagation through Sand: Finite-Element Analysis and Validation through Centrifuge Experiments**. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, v. 133, n. 8, p. 943–958, 2007.

ANDRADE, T. J. et al. **Computational modeling of formation and evolution of damage zones in reservoir scale**. Proceedings of the XLI Ibero-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering. Rio de Janeiro, ABMEC, 2020, p. 1–7.

BAKROON, M. et al. **Arbitrary Lagrangian-Eulerian Finite Element Formulations Applied to Geotechnical Problems**. Numerical Methods in Geotechnics, v. 41, p. 33–44, 2017a.

BAKROON, M. et al. **Geotechnical large deformation numerical analysis using implicit and explicit integration**. Proceedings of the 3rd International Conference on New Advances in Civil Engineering. Helsinki, ICNACE, 2017b, p. 26–36.

BALSAMO, F. et al. **Anatomy and paleofluid evolution of laterally restricted extensional fault zones in the Jabal Qusaybah anticline, Salakh arch, Oman**. Bulletin of the Geological Society of America, v. 128, p. 957–972, 2016.

BERG, S. S.; SKAR, T. **Controls on damage zone asymmetry of a normal fault zone: outcrop analyses of a segment of the Moab fault, SE Utah**. Journal of Structural Geology, v. 27, n. 10, p. 1803–1822, 2005.

BUITER, S. J. H. et al. **The numerical sandbox: Comparison of model results for a shortening and an extension experiment**. Geological Society Special Publication, v. 253, p. 29–64, 2006.

CAINE, J. S. et al. **Fault zone architecture and permeability structure**. Geology, v. 24, n. 11, p. 1025–1028, 1996.

CASTAÑO, M. A. R.; ROEHL, D. M. (Orientadora); QUISPE, R. Q. (Coorientador). **Modelagens 2D e 3D para avaliação de reativação de falhas geológicas em reservatórios de petróleo**. Rio de Janeiro, 2016. 105p. Dissertação de Mestrado - Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

CHANDRA, B. **Soil-Structure Interaction Simulation Using a Coupled Implicit Material Point - Finite Element Method**. Munich, 2019. 172p. Master Thesis – Department of Civil, Geo and Environmental Engineering, Technical University of Munich.

CHOI, J. H. et al. **Definition and classification of fault damage zones: A review and a new methodological approach**. *Earth-Science Reviews*, v. 152, p. 70–87, 2016.

COELHO, L. C. et al. **Modelagem numérica do colapso de poros em rochas carbonáticas**. Proceedings of the 2º Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo & Gás. Rio de Janeiro, ABPG, 2002, p. 1–6.

CORRÊA, R. S. M.; VELLOSO, R. Q. (Orientadora). **Modelagem do comportamento tensão-deformação de zonas de falhas em travertinos através do método dos elementos finitos**. Rio de Janeiro, 2016. 93p. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

CROOK, A. J. L. et al. **Benchmarks for the evolution of shear localisation with large relative sliding in frictional materials**. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, v. 195, p. 4991–5010, 2006.

DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS® User Manual (version 2017)**. SIMULIA, a division of Dassault Systèmes, Providence, Rhode Island, p. 1–1146., 2014.

DAVIS, R. O.; SELVADURAI, A. P. S. **Plasticity and Geomechanics**. Cambridge University Press, 1ª edição. Reino Unido, 2002.

DEY, R. et al. **Large deformation finite-element modelling of progressive failure leading to spread in sensitive clay slopes**. *Geotechnique*, v. 65, n. 8, p. 657–668, 2015.

ELLIS, S. et al. **Comparisons between analogue and numerical models of thrust wedge development**. *Journal of Structural Geology*, v. 26, n. 9, p. 1659–1675, 2004.

FELIPPA, C. A. **Introduction to finite element methods**. University of Colorado. Estados Unidos, 2004.

FERN, E. J.; SOGA, K. **The role of constitutive models in MPM simulations of granular column collapses**. *Acta Geotechnica*, v. 11, n. 3, p. 659–678, 2016.

FERNÁNDEZ, F.; VARGAS, E. A. (Orientador); MÜLLER, A. L. (Coorientador). **Modelagem Numérica de Problemas Geotécnicos de Grandes Deformações Mediante o Método do Ponto Material**. Rio de Janeiro, 2020. 168p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

FOSSEN, H. et al. **Deformation bands in sandstone: A review**. Journal of the Geological Society, v. 164, n. 4, p. 755–769, 2007.

FOSSEN, H. **Structural Geology**. Cambridge University Press, 1ª edição. Reino Unido, 2010.

FOSSEN, H.; HESTHAMMER, J. **Possible absence of small faults in the Gullfaks Field, northern North Sea: implications for downscaling of faults in some porous sandstones**. Journal of Structural Geology, v. 22, p. 851–863, 2000.

GODEFROY, G. et al. **A parametric fault displacement model to introduce kinematic control into modeling faults from sparse data**. Interpretation, v. 6, n. 2, p. 1–13, 2018.

GRAY, G. G. et al. **Overview of continuum and particle dynamics methods for mechanical modeling of contractional geologic structures**. Journal of Structural Geology, v. 59, p. 19–36, 2014.

GULIB, F. **Constitutive models and finite elements for plasticity in generalised continuum theories**. Edinburgh, 2018. 209p. Ph.D. Thesis — Institute for Infrastructure and Environment, University of Edinburgh.

HENNINGS, P. et al. **Relationship between fractures, fault zones, stress and reservoir productivity in the Suban gas field, Sumatra, Indonesia**. AAPG Bulletin, v. 96, n. 4, p. 753–772, 2012.

IACONETA, I. **Discrete-continuum hybrid modelling of flowing and static regimes**. Catalunya, 2019. 193p. Ph.D. Thesis — Departament d'Enginyeria Civil i Ambiental, Universitat Politècnica de Catalunya.

JOHRI, M. et al. **A scaling law to characterize fault-damage zones at reservoir depths**. AAPG Bulletin, v. 98, n. 10, p. 2057–2079, 2014.

KIEWIET, M. C. D. N. **Comportamento Hidromecânico de Zonas de Falha em Travertino: Estudo Experimental e Numérico sobre o Impacto da Reativação Estrutural na Produção de Reservatórios**. Rio de Janeiro, 2015. 652p. Tese (Doutorado em Geologia) — Programa de Pós-graduação em Geologia, Instituto de Geociências, Universidade Federal do Rio de Janeiro.

KIM, Y. S. et al. **Fault damage zones**. Journal of Structural Geology, v. 26, n. 3, p. 503–517, 2004.

LAZARI, M et al. **Finite element modelling of shear bands in porous media by means of non-local viscoplasticity**. Proceedings of the 8th International

Conference on Computational Plasticity - Fundamentals and Applications. Barcelona, Spain: COMPLAS, 2015a, p. 140–150.

LAZARI, M. et al. **Local and non-local elasto-viscoplasticity in strain localization analysis of multiphase geomaterials**. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, v. 39, n. 14, p. 1570–1592, 2015b.

LIN, Q. et al. **Study of Post-Peak Strain Softening Mechanical Behaviour of Rock Material Based on Hoek–Brown Criterion**. Advances in Civil Engineering, Special Issue, p. 1–9, 2018.

MA, D. B. et al. **Seismic damage zone and width–throw scaling along the strike-slip faults in the Ordovician carbonates in the Tarim Basin**. Petroleum Science, p. 752–762, 2019.

MAYOLLE, S. et al. **Scaling of fault damage zones in carbonate rocks**. Journal of Structural Geology, v. 124, p. 35–50, 2019.

MEDEIROS, C. E. B. **Modelagem Numérica De Zonas De Falhas Utilizando O Método Dos Elementos Finitos**. 2020. 156p. — Departamento de Engenharia Civil, Universidade Federal de Pernambuco (UFPE), Recife, 2020.

MENDES, C. A. T. et al. **The GeMa Framework – An Innovative Framework for the Development of Multiphysics and Multiscale Simulations**. Proceedings of the VII European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering (ECCOMAS Congress 2016). Athens: Institute of Structural Analysis and Antiseismic Research School of Civil Engineering National Technical University of Athens (NTUA), 2016, p. 7886–7894

PAUL, P. et al. **Fluid Flow in a Fractured Reservoir Using a Geomechanically-Constrained Fault Zone Damage Model for Reservoir Simulation**. Proceedings of the SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Anaheim, USA: Society of Petroleum Engineers, 2007, p. 1-22.

PEACOCK, D. C. P. et al. **A broader classification of damage zones**. Journal of Structural Geology, v. 102, p. 179–192, 2017.

PEREIRA, F. L. G. et al. **Fault reactivation case study for probabilistic assessment of carbon dioxide sequestration**. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, v. 71, p. 310–319, 2014.

POTTS, D. M.; ZDRAVKOVIC, L. **Finite Element Analysis in Geotechnical Engineering**. Thomas Telford Publishing, 1ª edição, Reino Unido, 1999.

QU, D.; TVERANGER, J. **Incorporation of deformation band fault damage zones in reservoir models**. AAPG Bulletin, v. 100, n. 3, p. 423–443, 2016.

QUEVEDO, R. et al. **2D and 3D numerical modeling of fault reactivation**. Proceedings of the 51st US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium 2017. San Francisco, USA: ARMA, 2017, p. 2247–2252.

QUISPE, R. J. Q.; ROMANEL, C. (Orientador); SOLÉ, A. G. (Coorientador) **Análise tridimensional de problemas hidromecânicos em solos parcialmente saturados**. Rio de Janeiro, 2012. 163f. Tese (Doutorado) — Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

ROHMER, J. et al. **Off-fault shear failure potential enhanced by high-stiff/low-permeable damage zone during fluid injection in porous reservoirs**. Geophysical Journal International, v. 202, n. 3, p. 1566–1580, 2015.

RUEDA, J. A. C.; ROEHL, D. M. (Orientadora); FIGUEIREDO, M. F. O. (Coorientadora). **Reativação de falhas geológicas com modelos numéricos discretos e distribuído**. Rio de Janeiro, 2013. 137p. Dissertação de Mestrado — Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

SÜMER, Y.; AKTAŞ, M. **Defining parameters for concrete damage plasticity model**. Challenge Journal of Structural Mechanics, v. 1, n. 3, p. 149–155, 2015.

TORABI, A. et al. **Fault zone architecture and its scaling laws: where does the damage zone start and stop?**. Geological Society, London, Special Publications, v. 496, n. 1, p. 99–124, 2019a.

TORABI, A. et al. **Fault Core Thickness: Insights from Siliciclastic and Carbonate Rocks**. Geofluids, v. 2019, p. 1–24, 2019b.

WANG, D. et al. **Large deformation finite element analyses in geotechnical engineering**. Computers and Geotechnics, v. 65, p. 104–114, 2015.

YANG, X. et al. **Episodic growth of fold-thrust belts: Insights from Finite Element Modelling**. Journal of Structural Geology, v. 102, p. 113–129, 2017.

ZHANG, J. J. **Applied Petroleum Geomechanics**. Gulf Professional Publishing, 1ª edição. Estados Unidos, 2019.

ZOBACK, M. D. **Reservoir Geomechanics**. Cambridge University Press, 1ª edição. Reino Unido, 2007.