



Carla Massignani Carrapatoso

**Avaliação Numérica do Processo Mecânico de Corte em
Evaporitos e Carbonatos Através do Método dos
Elementos Discretos**

Tese de Doutorado

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio como requisito parcial para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Sergio Augusto Barreto da Fontoura

Rio de Janeiro
Fevereiro de 2018



Carla Massignani Carrapatoso

**Avaliação Numérica do Processo Mecânico de Corte em
Evaporitos e Carbonatos Através do Método dos
Elementos Discretos**

Tese apresentada como requisito parcial para obtenção do grau de Doutor pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil e Ambiental da PUC-Rio. Aprovada pela Comissão Examinadora abaixo assinada.

Prof. Sergio Augusto Barreto da Fontoura

Orientador

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Eurípedes do Amaral Vargas Junior

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof.^a Raquel Quadros Velloso

Departamento de Engenharia Civil e Ambiental – PUC-Rio

Prof. Paulo Couto

Universidade Federal do Rio de Janeiro

Dr. João Carlos Plácido

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Dr. Araken Dumont Ramos Lima

Prof. Márcio da Silveira Carvalho

Coordenador Setorial do

Centro Técnico Científico – PUC-Rio

Rio de Janeiro, 26 de fevereiro de 2018

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

Carla Massignani Carrapatoso

Graduou-se em Engenharia Civil na Universidade Federal do Rio Grande do Sul, tendo desenvolvido trabalho científico na área de ensaios geotécnicos. Cursou mestrado no Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, tendo desenvolvido dissertação na área de geomecânica aplicada a perfuração de poços de petróleo. Durante o período de doutorado, trabalhou junto ao Grupo de Tecnologia e Engenharia de Petróleo da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, onde atualmente se enquadra como pesquisadora nas áreas de modelagem numérica de corte em rocha e de P&D em estabilidade de poços de petróleo.

Ficha Catalográfica

Carrapatoso, Carla Massignani

Avaliação numérica do processo mecânico de corte em evaporitos e carbonatos através do método dos elementos discretos / Carla Massignani Carrapatoso ; orientador: Sergio Augusto Barreto da Fontoura. – 2018.

238 f. : il. color. ; 30 cm

Tese (doutorado)–Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, 2018.

Inclui bibliografia

1. Engenharia Civil e Ambiental – Teses. 2. Corte em rocha. 3. Ensaio de cortador único. 4. Modelagem numérica. 5. Método dos elementos discretos. 6. Evaporitos. I. Fontoura, Sergio Augusto Barreto da. II. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. III. Título.

CDD: 624

Para meus amados pais, Sencita e Fernando.

Agradecimentos

Acredito que a evolução moral e intelectual do espírito acontece gradualmente ao longo de diversas encarnações na quais nós nos propomos a desafiar as nossas capacidades no ambiente familiar, profissional e social. Nesta minha mais recente trajetória, sinto que o doutorado encerra um destes ciclos de aprendizado do qual me orgulho e levarei comigo eternamente. Sou grata a Deus pelas oportunidades que me concedeu e pela família que me designou.

Certamente eu não teria conseguido completar esse ciclo sem a ajuda de muitos amigos, colegas e familiares que me doaram seu tempo e conhecimento. Os mais importantes, e à quem devo a minha vida, são meus pais Fernando e Sencita, aos quais agradeço por me darem uma formação íntegra e educação que me capacitaram a realizar os meus planos pessoais e profissionais. A vocês, meu eterno reconhecimento e amor. Manifesto também a minha gratidão e saudades desmedidas da minha vó Nina, que me criou e ensinou o amor incondicional.

Agradeço ao meu amor Luis, por ter me apoiado emocionalmente e pelas valiosas discussões técnicas que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho.

Obrigada ao meu pequeno João Marcelo, que me ofereceu conforto e motivação durante todo o período de doutorado.

À Rita, obrigada por estar sempre disposta a ajudar e cuidar do João, contribuindo para que eu pudesse me dedicar ao trabalho.

Ao meu amigo Emmanuel, minha sincera admiração e agradecimento pela amizade, companheirismo, e parceria profissional, que tornaram meus dias muito mais felizes, suaves e produtivos.

Agradeço ao querido amigo Guilherme pelas incontáveis conversas técnicas e motivacionais em que compartilhamos nossas expectativas profissionais e de vida que, sem dúvida, me incentivaram a terminar esse trabalho.

À Ingrid, por termos compartilhado muitos meses de trabalho e de ganho de conhecimento na área de pesquisa de corte em rocha e, especialmente, pela amizade que construímos.

O meu muito obrigada à querida Fernanda, por ter cuidado do João diversos dias para que eu pudesse trabalhar na elaboração da tese.

Josi, Gabi e Paulinha, minhas amigas amadas que estão sempre comigo compartilhando a vida, muito obrigada pelo carinho e por terem me ouvido sempre que precisei.

Agradeço ao GTEP e amigos do GTEP, especialmente à Vivian, por me proporcionarem um ambiente profissional agradável e de excelente nível acadêmico.

Agradeço ao meu orientador Sergio Fontoura pelo direcionamento técnico deste trabalho. Obrigada pela parceria profissional de tantos anos, pela confiança no meu trabalho e conhecimentos transmitidos. A oportunidade de trabalharmos juntos no GTEP certamente me trouxe grandes oportunidades de aprendizado e de amadurecimento profissional.

À Baker Hughes pelo fornecimento dos dados utilizados para este estudo.

Ao Departamento de Engenharia Civil da PUC-Rio.

À PUC-Rio, pelo apoio financeiro.

Obrigada a todos que colaboraram de alguma forma para a realização deste trabalho.

Resumo

Carrapatoso, Carla Massignani; Fontoura, Sergio Augusto Barreto. **Avaliação Numérica do Processo Mecânico de Corte em Evaporitos e Carbonatos Através do Método dos Elementos Discretos**. Rio de Janeiro, 2018. 238 p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A perfuração de poços de petróleo em ambientes adversos requer especialistas dedicados a estudá-la a fim de garantir que ela ocorra de forma rápida, segura e com qualidade. Dentro desse contexto, há estudos experimentais e numéricos que avaliam a ação de corte feita por um cortador individual objetivando quantificar as forças de contato, propor soluções para aumentar o seu tempo de vida útil e a sua taxa de penetração, e entender o mecanismo de corte. Seguindo esta linha de pesquisa, a presente Tese visa oferecer uma melhor compreensão para o problema de interação rocha/cortador PDC (*Polycrystalline Diamond Compact*) ao longo da perfuração de depósitos evaporíticos de halita e de reservatórios de carbonatos. O estudo foi abordado através da modelagem numérica do ensaio de cortador único e da modelagem numérica de corte por múltiplos cortadores através do método dos elementos discretos. Resultados experimentais aferiram a calibração da amostra sintética e dos modelos numéricos de corte em rocha. Um estudo numérico paramétrico do ensaio de cortador único foi feito objetivando identificar parâmetros que controlam a ação de corte. Em seguida, foi desenvolvida uma equação analítica que quantifica a energia específica mecânica global resultante da ação de múltiplos cortadores, a fim de entender e quantificar qual a contribuição de cada cortador na eficiência global. A equação foi aplicada usando os resultados das modelagens numéricas de múltiplos cortadores. Constatou-se que o bom ajuste entre as previsões numéricas e os resultados experimentais validou o uso do método dos elementos discretos para modelar o processo de corte em diferentes tipos de rochas. A modelagem numérica desenvolvida neste estudo pode ser considerada uma ferramenta útil para projeto e otimização do desempenho de brocas de perfuração.

Palavras-chave

Corte em rocha; ensaio de cortador único; modelagem numérica; método dos elementos discretos; evaporitos.

Abstract

Carrapatoso, Carla Massignani; Fontoura, Sergio Augusto Barreto (Advisor). **Numerical Evaluation of the Mechanical Cutting Process in Evaporites and Carbonates Using the Discrete Element Method.** Rio de Janeiro, 2018. 237 p. Tese de Doutorado – Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Oil wells drilling in adverse environments requires specialists dedicated to study the drilling process to ensure a quickly, safely and quality performance. In this context, experimental and numerical studies can be find in technical literature that evaluate the cutting action done by a single cutter aiming to quantify the contact forces, proposing solutions to increase its useful life time and its rate of penetration, and to understand the cutting mechanism. Following this line of research, this Thesis aims to provide a better understanding regarding the rock / polycrystalline diamond compact cutter interaction during the halite deposits and carbonate reservoirs drilling. The study was approached through numerical modeling of the single cutter test and through numerical modeling of the cutting action by multiple cutters using the discrete element method. Experimental results were used to calibrate the synthetic sample and the rock cutting numerical models. A parametric numerical study of the single cutter test was done aiming to identify parameters that control the cutting action. Then, an analytical equation was developed that quantifies the global mechanical specific energy resulting from the cutting action of multiple cutters, in order to understand and quantify the contribution of each cutter to overall efficiency. The equation was applied using the results of numerical modeling of multiple cutters developed in this work. It was verified that the good agreement between numerical predictions and experimental results validated the use of the discrete element method to model the cutting process in different rock types. The numerical modeling developed in this study can be considered a useful tool for design and optimizing the performance of drill bits.

Keywords

Rock cutting; single cutter test; numerical modeling; discrete element method; evaporites.

Sumário

1 Introdução	32
1.1 Justificativa	34
1.2 Objetivos	34
1.3 Organização da Tese	35
2 Revisão bibliográfica	37
2.1 Evaporitos	39
2.2 Carbonatos	52
2.3 Ensaio de cortador único	56
2.3.1 Influência do confinamento	61
2.3.2 Influência da geometria	64
2.3.3 Influência da profundidade de corte	72
2.3.4 Influência do desgaste	75
2.3.5 Influência da limpeza do cortador através da circulação de fluido	80
2.4 Método dos elementos discretos	83
2.4.1 Teoria do método dos elementos discretos	83
2.4.1.1 Modelos de Contato	85
2.4.1.2 Ciclo de cálculo no método dos elementos discretos particulados	87
2.4.1.3 Estabilidade Numérica	89
2.4.2 Aplicações do DEM para estudos de corte em rocha	92
3 Metodologia e planejamento das modelagens	102
3.1 Ensaios de laboratório em halita e no calcário de Cartago	102
3.1.1 Ensaios triaxiais em halita	103
3.1.2 Ensaios triaxiais no calcário de Cartago	105
3.1.3 Ensaios de cortador único em halita	106
3.1.4 Ensaios de perfuração em escala real em halita	112
3.2 Calibração do modelo numérico através de ensaios triaxiais	117
3.2.1 Modelagem de ensaios triaxiais	119
3.2.2 Calibração numérica da halita	120

3.2.2.1 Calibração numérica da halita utilizando o modelo de ligação paralela convencional	121
3.2.2.2 Calibração numérica da halita utilizando o modelo de ligação paralela modificado	123
3.2.2.3 Comparação entre a calibração numérica da halita utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada	133
3.2.3 Calibração numérica do calcário	139
3.3 Modelagem numérica do ensaio de cortador único	143
3.4 Modelagem numérica da ação de corte por múltiplos cortadores	150
3.5 Matriz de simulações	154
4 Resultados	158
4.1 Estudo paramétrico do chanfro	158
4.2 Estudo paramétrico da profundidade de corte	167
4.3 Estudo paramétrico do ângulo de ataque	175
4.4 Estudo paramétrico do cortador desgastado	183
4.5 Estudo paramétrico do ângulo de inclinação lateral	194
4.6 Estudo paramétrico do confinamento e do acúmulo de material na face do cortador	197
4.7 Análise de sensibilidade dos parâmetros de corte	206
4.8 Estimativa da Energia Específica Mecânica para um conjunto de cortadores PDC	209
4.8.1 Modelo numérico de múltiplos cortadores – aplicação 1	213
4.8.2 Modelo numérico de múltiplos cortadores – aplicação 2	219
5 Considerações Finais	225
5.1 Conclusões	225
5.2 Sugestões para continuidade da linha de pesquisa	229
6 Referências Bibliográficas	231

Lista de figuras

Figura 2.1: Localização dos maiores depósitos de evaporitos no mundo (Firme, 2013).	40
Figura 2.2: Localização dos depósitos do pré-sal (Silva, C. F, 2016).	41
Figura 2.3: Esquema da seção geológica da Bacia de Santos (Silva, C. F, 2016).	41
Figura 2.4: Esquema da seção geológica da Bacia de Campos (Silva, C. F, 2016).	42
Figura 2.5: Sedimentos fraturados acima da crista do diápiro (Mackay et al., 2007 apud Dusseault, 2005).	43
Figura 2.6: Curvas tensão-deformação para halita (Höfer e Thoma, 1968).	46
Figura 2.7: Planos de cisalhamento na amostra de carnalita ensaiada com confinamento de 200 kp/cm ² (Höfer e Thoma, 1968).	46
Figura 2.8: Resultados de ensaio uniaxial em halita (Jandakaew, 2003).	47
Figura 2.9: Ensaio triaxial com confinamento de 5.5 MPa (Jandakaew, 2003).	48
Figura 2.10: Ensaio triaxial com confinamento de 12.4 MPa (Jandakaew, 2003).	48
Figura 2.11: Ensaio triaxial com confinamento de 15.2 MPa (Jandakaew, 2003).	49
Figura 2.12: Amostras rompidas após ensaio triaxial. Amostra da esquerda confinada a 15.2 MPa e amostra da direita confinada a 12.4 MPa (Jandakaew, 2003).	49
Figura 2.13: Curvas tensão-deformação para ensaios triaxiais em halita sob diferentes confinamentos (Liang et al., 2007).	50
Figura 2.14: Deslocamento por deslizamento através de uma estrutura cristalina. Os passos ilustrados de A até F mostram a propagação do deslizamento pelo cristal. Os números de 1 a 8 se referem aos planos cristalográficos do cristal (Twiss e Moores, 1992).	51

Figura 2.15: Distribuição mundial dos reservatórios carbonáticos de hidrocarbonetos (Schlumberger, 2007).	52
Figura 2.16: Amostra virtual do travertino turco: vazios (em vermelho) e porosidade intergranular (em azul) (Hernandez-Pico, 2013).	53
Figura 2.17: Nódulos de sílica em testemunho de carbonato pertencente ao pré-sal da costa do Brasil (Oliveira, et al., 2015).	54
Figura 2.18: Nódulos de sílica evidenciando a heterogeneidade nas amostras de carbonato (adaptado de Silveira, 2006).	56
Figura 2.19: Scratch test em uma amostra do arenito Berea. (a) Corte com ruptura frágil e (b) Corte com ruptura dúctil (Richard, 1998).	57
Figura 2.20: Equipamento de cortador único – célula de alta pressão – Universidade de Tulsa (Rafatian et al., 2009).	58
Figura 2.21: Esquema de funcionamento do equipamento de cortador único – Universidade de Tulsa (Rafatian et al., 2009).	58
Figura 2.22: Esquema do ensaio de cortador único (Melo, 2011).	59
Figura 2.23: Força de corte para diferentes DOC – arenito Wildmoor Red (Richard, 1998).	59
Figura 2.24: MSE versus resistência à compressão simples (Richard et al., 1998).	61
Figura 2.25: MSE versus pressão confinante para o calcário de Cartago (Rafatian et al., 2009).	61
Figura 2.26: Remoção de material e mecanismos de corte durante o ensaio de cortador único (Kaitkay e Lei, 2005).	62
Figura 2.27: Morfologia dos cascalhos após ensaio de cortador único – (a) ensaio sem confinamento (Kaitkay e Lei, 2005); (b) corte com confinamento (Rafatian et al., 2009).	62
Figura 2.28: (a) Simulação para condições atmosféricas (b) Simulação para 20 MPa (Ledgerwood, 2007).	63
Figura 2.29: Efeito da pressão confinante na força de corte (Martinez et al., 2013).	63
Figura 2.30: Ângulo de ataque de um cortador PDC (Plácido e Pinho, 2009).	64

Figura 2.31: Ângulo de inclinação lateral (Bourgoyne et al., 1991 apud Carrapatoso, 2011).	64
Figura 2.32: Movimento de material através do cortador para diferentes ângulos de ataque (Kaitkay e Lei, 2005).	65
Figura 2.33: Influência do ângulo de ataque na MSE – calcário de Cartago (Rajabov et al., 2012).	66
Figura 2.34: Influência do ângulo de inclinação lateral na MSE – calcário de Cartago (Rajabov et al., 2012).	66
Figura 2.35: Influência do ângulo de ataque (Jianyong, 2012).	67
Figura 2.36: Força de corte versus profundidade de corte (modificado de Akbari et al., 2014a).	68
Figura 2.37: MSE versus DOC para diferentes tamanhos de chanfro (modificado de Akbari et al., 2014b).	68
Figura 2.38: Forças atuando em um cortador sem desgaste (modificado de Adachi et al., 1996).	70
Figura 2.39: Força normal versus força tangencial para três tipos de rocha (Ghoshouni e Richard, 2008).	71
Figura 2.40: Ângulo entre a força resultante e o vetor normal à face do cortador versus ângulo de ataque (modificado de Ghoshouni e Richard, 2008).	72
Figura 2.41: Efeito da profundidade de corte nas forças médias de corte (Mendoza et al., 2011).	73
Figura 2.42: Influência da profundidade de corte na MSE em ensaio de cortador único com confinamento de 250 psi (Rajabov et al., 2012).	74
Figura 2.43: Influência da profundidade de corte na MSE em ensaio de cortador único para pressão atmosférica (Rajabov et al., 2012).	74
Figura 2.44: Influência da profundidade de corte na MSE e nas forças de corte – modelagem bidimensional para halita em condições atmosféricas (Martinez et al., 2013).	75
Figura 2.45: Configurações de cortadores desgastados (Ortega e Glowka, 1984).	77

Figura 2.46: Taxa de desgaste experimental em função da temperatura da área desgastada do cortador (Glowka e Stone, 1985).	78
Figura 2.47: Cortador severamente desgastado (Freeman et al., 2012).	79
Figura 2.48: Cortador submetido a diferentes taxas de desgaste (Freeman et al., 2012).	79
Figura 2.49: Cortador desgastado (Detournay e Defourny, 1992).	80
Figura 2.50: Cascalhos em forma de fita presos na face do cortador (Rafatian et al., 2009).	81
Figura 2.51: Ensaio de cortador único com jato de fluido (Freeman et al., 2012).	82
Figura 2.52: Temperaturas nos cortadores dos ensaios de cortador único com jato de fluido (Freeman et al., 2012).	82
Figura 2.53: Esquema representativo dos modelos de partículas macia e dura (O'Sullivan, 2011).	83
Figura 2.54: Representação do modelo de ligação paralela (PFC3D, 2008).	87
Figura 2.55: Processo iterativo de cálculo do método dos elementos discretos (O'Sullivan, 2011).	89
Figura 2.56: Sistema simples massa-mola (PFC3D, 2008).	90
Figura 2.57: Sistema múltiplo massa-mola (PFC3D, 2008).	90
Figura 2.58: Modelo de corte (Block e Jin, 2009).	93
Figura 2.59: Resultados das modelagens: (a) energia específica mecânica e (b) modo de ruptura versus profundidade de corte (Block e Jin, 2009).	93
Figura 2.60: Ensaio de corte em laboratório e modelo numérico (Rojek, Labra e Onate, 2010).	94
Figura 2.61: Componentes de força de corte numérica e experimental (Rojek, Labra e Onate, 2010).	94
Figura 2.62: Evolução do desgaste do cortador – (a) experimento (b) modelo numérico (Rojek, Labra e Onate, 2010).	95
Figura 2.63: Modelos de corte não confinados – diferentes frequências de oscilação (Akbari et al., 2011).	96

Figura 2.64: UCS normalizada e módulo de elasticidade de rochas sintéticas com diferentes porosidades (Mendoza, 2013).	97
Figura 2.65: Efeito da porosidade da amostra sintética na geração de partículas (Mendoza, 2013).	97
Figura 2.66: Modelagem de ensaio triaxial com 69 MPa de confinamento e com 70 % de peanuts (Ledgerwood, 2013).	98
Figura 2.67: Curvas de ensaios triaxiais e modelos numéricos para o calcário de Cartago (Ledgerwood, 2013).	98
Figura 2.68: Modelo termomecânico de corte em rocha: (a) esquema do problema mecânico (b) esquema do problema térmico (Rojek, 2014).	99
Figura 2.69: Geometria do modelo numérico bidimensional de corte em rocha (Rojek, 2014).	100
Figura 2.70: Desgaste acumulado na superfície do cortador (Rojek, 2014).	101
Figura 2.71: Variação do formato do cortador devido ao processo de desgaste (Rojek, 2014).	101
Figura 3.1: Ensaio uniaxial - 10%/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).	103
Figura 3.2: Ensaio triaxial com confinamento de 2.1MPa – 10 %/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).	104
Figura 3.3: Ensaio triaxial com confinamento de 20.1MPa – 10 %/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).	104
Figura 3.4: Ensaios de compressão no calcário de Cartago.	105
Figura 3.5: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 0 MPa.	107
Figura 3.6: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 0 MPa.	107
Figura 3.7: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 2.1 MPa.	108
Figura 3.8: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 2.1 MPa.	108
Figura 3.9: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 20.1 MPa.	109

Figura 3.10: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 20.1 MPa.	109
Figura 3.11: Esquema ilustrando a profundidade de corte em ensaios de cortador único.	110
Figura 3.12: Amostra de halita: (a) antes do ensaio de corte (b) depois do ensaio de corte – 0psi (GTEP, 2013).	112
Figura 3.13: Cascalhos de halita oriundos de ensaio de cortador único – 0 psi (GTEP, 2013).	112
Figura 3.14: Imagem da broca DP0123, utilizada nos ensaios de perfuração em escala real (Carrapatoso, 2011).	113
Figura 3.15: Peso sobre broca aplicado nos ensaios de perfuração em escala real para 120 RPM.	114
Figura 3.16: Profundidade de corte média para os cortadores dos ensaios de perfuração em escala real.	116
Figura 3.17: MSE calculada durante os ensaios de perfuração em escala real.	117
Figura 3.18: Fluxo de trabalho para a calibração de um ensaio triaxial no DEM.	118
Figura 3.19: Amostra sintética no PFC ^{3D} : (a) confinamento aplicado por paredes; (b) confinamento aplicado nas partículas de superfície.	120
Figura 3.20: Curva tensão-deformação experimental versus calibração numérica usando modelo de ligação paralela convencional.	122
Figura 3.21: Definição do módulo secante para o experimento de compressão simples.	124
Figura 3.22: Obtenção do ajuste de curva para o experimento de compressão simples.	124
Figura 3.23: Fluxograma da rotina computacional que modifica a rigidez do contato do modelo de ligação paralela convencional em função da deformação da amostra sintética.	126
Figura 3.24: Macro calibração da halita – modelo de ligação paralela não convencional.	127

Figura 3.25: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio uniaxial – halita.	128
Figura 3.26: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio com confinamento de 2.1 MPa – halita.	129
Figura 3.27: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio com confinamento de 20.1 MPa – halita.	129
Figura 3.28: Fluxograma da rotina computacional que modifica a rigidez do contato do modelo de ligação paralela convencional em função da superposição entre as partículas.	131
Figura 3.29: Ensaio triaxial e modelo calibrado usando o modelo de ligação paralela modificado.	132
Figura 3.30: Fluxograma do processo de calibração da halita – modelo de ligação paralela modificado.	133
Figura 3.31: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio uniaxial em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.	135
Figura 3.32: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio de 2.1 MPa em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.	136
Figura 3.33: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio de 20.1 MPa em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.	136
Figura 3.34: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio uniaxial utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.	137
Figura 3.35: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio triaxial de 2.1 MPa de confinamento utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.	138
Figura 3.36: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio triaxial de 20.1 MPa de confinamento utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.	138

Figura 3.37: Imagem de amostra sintética com porcentagem de peanuts – algoritmo peanuts_GTEP.	141
Figura 3.38: Curvas tensão-deformação calcário de Cartago – modelos Clumps, Peanuts e experimento 34.4 MPa.	141
Figura 3.39: Ensaio triaxiais – experimentos e modelagens numéricas – calcário de Cartago.	142
Figura 3.40: Características geométricas do modelo de corte.	144
Figura 3.41: Configuração da análise paramétrica do tamanho do chanfro.	145
Figura 3.42: Configuração da análise paramétrica do ângulo de ataque.	145
Figura 3.43: Configuração da análise paramétrica do ângulo de inclinação lateral.	146
Figura 3.44: Configuração da análise paramétrica da profundidade de corte.	146
Figura 3.45: Configuração da análise paramétrica da limpeza do cortador.	147
Figura 3.46: Configuração da análise paramétrica do nível de desgaste do cortador.	147
Figura 3.47: Ambiente de corte – (a) modelo bidimensional e (b) modelo tridimensional.	148
Figura 3.48: Área de corte para um cortador com seção circular.	149
Figura 3.49: Geometria e disposição de cortadores em uma broca PDC – vista lateral.	151
Figura 3.50: Geometria e disposição de cortadores em uma broca PDC – vista da base.	151
Figura 3.51: Discretização dos cortadores em triângulos para posterior importação no <i>software</i> de elementos discretos.	152
Figura 3.52: Vista lateral do modelo numérico que contempla a ação de múltiplos cortadores do tipo PDC em amostra sintética de halita.	152
Figura 3.53: Vista isométrica do modelo numérico que contempla a ação de múltiplos cortadores do tipo PDC em amostra sintética de halita.	153
Figura 4.1: Cortadores com e sem chanfro – halita – PFC ^{2D} .	159

Figura 4.2: Cortadores com diferentes tamanhos de chanfro – calcário – PFC ^{3D} .	159
Figura 4.3: Média das forças verticais – halita – modelagem bidimensional – condições atmosféricas.	160
Figura 4.4: Média das forças verticais – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	160
Figura 4.5: Média das forças verticais – calcário – modelagem tridimensional - confinamento de 20.1 MPa.	161
Figura 4.6: Distribuição das forças de contato na face do cortador – calcário – modelagem tridimensional.	161
Figura 4.7: Média das forças horizontais – halita – modelagem bidimensional – condição atmosférica.	162
Figura 4.8: Média das forças horizontais – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	162
Figura 4.9: Média das forças tangenciais – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	163
Figura 4.10: MSE versus tamanho do chanfro – halita – modelagem bidimensional – condição atmosférica.	164
Figura 4.11: MSE versus tamanho do chanfro – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	164
Figura 4.12: MSE versus tamanho do chanfro – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	165
Figura 4.13: MSE versus tamanho do chanfro – calcário – modelagem tridimensional versus dados experimentais– confinamento de 3.1 MPa.	165
Figura 4.14: Influência do chanfro na agressividade do cortador – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.	166
Figura 4.15: Força horizontal média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem bidimensional.	168
Figura 4.16: Força vertical média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem bidimensional.	168
Figura 4.17: Força horizontal média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem tridimensional.	169

Figura 4.18: Força vertical média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem tridimensional.	169
Figura 4.19: Força horizontal média versus DOC – halita confinamento de 20.1 MPa – modelo numérico tridimensional.	170
Figura 4.20: Força vertical média versus DOC – halita confinamento de 20.1 MPa – modelo numérico tridimensional.	170
Figura 4.21: Força horizontal média versus DOC – calcário de Cartago – 3.1 MPa – modelagem tridimensional.	171
Figura 4.22: Força vertical média versus DOC – calcário de Cartago – 3.1 MPa – modelagem tridimensional.	171
Figura 4.23: MSE versus DOC – modelo bidimensional e tridimensional em halita e experimento – pressão atmosférica.	172
Figura 4.24: MSE versus DOC – modelo tridimensional halita e experimento – confinamento de 20.1 MPa.	173
Figura 4.25: MSE versus DOC - PFC ^{3D} - 3.1 MPa – calcário de Cartago.	173
Figura 4.26: Influência da profundidade de corte e do chanfro na MSE – calcário – 3.1 MPa.	175
Figura 4.27: Força horizontal média – halita pressão atmosférica – modelo bidimensional.	176
Figura 4.28: Força vertical média – halita pressão atmosférica – modelo bidimensional.	176
Figura 4.29: Força horizontal média – halita pressão atmosférica – modelo tridimensional.	177
Figura 4.30: Força vertical média – halita pressão atmosférica – modelo tridimensional.	177
Figura 4.31: Força vertical média– halita confinamento de 20.1 MPa – modelo tridimensional.	178
Figura 4.32: Força horizontal média– halita confinamento de 20.1 MPa – modelo tridimensional.	178
Figura 4.33: Força vertical média – calcário de Cartago – 20.1 MPa– PFC ^{3D} .	179
Figura 4.34: Força horizontal média – calcário de Cartago – 20.1 MPa– PFC ^{3D} .	179

Figura 4.35: Modelagens em calcário: (a) ângulo de ataque de 5°; (b) ângulo de ataque de 50°.	180
Figura 4.36: MSE versus ângulo de ataque – calcário de Cartago – 20.1 MPa – PFC ^{3D} .	181
Figura 4.37: MSE versus ângulo de ataque – halita condições atmosféricas – modelos bidimensional e tridimensional.	181
Figura 4.38: MSE versus ângulo de ataque – halita confinamento 20.1 MPa – PFC ^{3D} .	182
Figura 4.39: Vista lateral dos modelos desgastados – halita – modelos numéricos bidimensionais.	184
Figura 4.40: Projeto dos cortadores tridimensionais desgastados – vistas lateral e inferior.	184
Figura 4.41: Projeto dos cortadores tridimensionais desgastados – perspectiva isométrica.	185
Figura 4.42: Discretização dos cortadores tridimensionais desgastados – vistas lateral e inferior.	185
Figura 4.43: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador levemente desgastado.	186
Figura 4.44: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador moderadamente desgastado.	186
Figura 4.45: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador severamente desgastado.	187
Figura 4.46: Força vertical para cortador severamente desgastado – halita – modelagem bidimensional em condições atmosféricas.	188
Figura 4.47: Força vertical para cortador suavemente desgastado – halita – modelagem bidimensional em condições atmosféricas.	188
Figura 4.48: Média das forças verticais para cortadores desgastados – halita – modelos bidimensionais para condições atmosféricas.	189
Figura 4.49: Média das forças verticais para cortadores desgastados – halita – modelos tridimensionais para condições atmosféricas.	189
Figura 4.50: Média das forças verticais para cortadores desgastados – calcário – modelos tridimensionais para confinamento de 20.1 MPa.	190

Figura 4.51: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – halita – modelo bidimensional para condições atmosféricas.	190
Figura 4.52: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – halita – modelo tridimensional para condições atmosféricas.	191
Figura 4.53: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – carbonato – modelo tridimensional para confinamento de 20.1 MPa.	191
Figura 4.54: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – halita – modelo bidimensional para condições atmosféricas.	192
Figura 4.55: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – halita – modelo tridimensional para condições atmosféricas.	192
Figura 4.56: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – calcário – modelo tridimensional para confinamento de 20.1 MPa.	193
Figura 4.57: Modelos numéricos para avaliação do ângulo de inclinação lateral na eficiência do corte.	194
Figura 4.58: Força média horizontal para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.	195
Figura 4.59: Força média vertical para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.	195
Figura 4.60: Força média transversal para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.	196
Figura 4.61: MSE para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.	197
Figura 4.62: Influência do confinamento na força média horizontal – halita.	198
Figura 4.63: Influência do confinamento na força média horizontal – calcário.	198
Figura 4.64: Influência do confinamento na força média vertical – halita.	199

Figura 4.65: Influência do confinamento na força média vertical – calcário.	199
Figura 4.66: Influência do confinamento na MSE – halita.	200
Figura 4.67: Influência do confinamento na MSE – calcário.	201
Figura 4.68: Imagem do material acumulado na face do cortador – halita - confinamento de 0 MPa e de 20.1 MPa.	201
Figura 4.69: Força média horizontal para cortador com e sem acúmulo de material – calcário.	202
Figura 4.70: Força média horizontal para cortador com e sem acúmulo de material – halita.	203
Figura 4.71: Força média vertical para cortador com e sem acúmulo de material – calcário.	203
Figura 4.72: Força média vertical para cortador com e sem acúmulo de material – halita.	204
Figura 4.73: Influência da limpeza do cortador na MSE – calcário.	205
Figura 4.74: Influência da limpeza do cortador na MSE – halita.	205
Figura 4.75: Ilustração da área de corte, da DOC e da direção das forças de corte.	211
Figura 4.76: Força média vertical obtida para os cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.	215
Figura 4.77: Força média horizontal obtida para os cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.	215
Figura 4.78: Trabalho na direção horizontal realizado pelos cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.	216
Figura 4.79: Volume cortado pelos cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.	216
Figura 4.80: Valores finais de MSE para o modelo numérico de múltiplos cortadores - 20.1 MPa de confinamento.	217
Figura 4.81: Acúmulo diferenciado de partículas na face de cortadores diametralmente opostos – modelo numérico de 20.1 MPa.	218
Figura 4.82: Vista superior dos cortadores objetivando identificar a profundidade de corte com a qual cortam a amostra.	220

Figura 4.83: Força média vertical obtida para os cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.	221
Figura 4.84: Força média horizontal obtida para os cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.	221
Figura 4.85: Trabalho na direção horizontal realizado pelos cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.	222
Figura 4.86: Volume cortado pelos cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.	222
Figura 4.87: Valores finais de MSE para o modelo numérico de múltiplos cortadores – 41.36 MPa de confinamento.	223
Figura 4.88: Comparação entre MSE obtida nos modelos numéricos de cortador único e múltiplos cortadores e a média das MSEs obtidas nos experimentos de perfuração em escala real – confinamento de 41.36 MPa.	224

Lista de Quadros

Quadro 2.1: Composição química dos principais minerais evaporíticos (adaptado de Moriak, et al., 2009).	40
Quadro 2.2: Matriz dos experimentos de cortador único (modificado de Akbari et al., 2014).	67
Quadro 3.1: Parâmetros do cortador.	109
Quadro 3.2: Valores médios de força e valores finais de MSE para os ensaios de corte.	111
Quadro 3.3: Valores médios de força tangencial e de MSE medidos ao final da 2 ^o revolução para ensaios com confinamento de 20.1 MPa.	111
Quadro 3.4: Características dos ensaios de perfuração em escala real em halita.	113
Quadro 3.5: Valores de MSE final e DOC final extraídos dos ensaios de perfuração em escala real.	115
Quadro 3.6: Valor de MSE obtido de um ensaio de perfuração em escala real.	117
Quadro 3.7: Conjunto de micro parâmetros estabelecidos através da calibração numérica para a halita.	122
Quadro 3.8: Micro parâmetros estabelecidos através da macro calibração do ensaio de UCS.	127
Quadro 3.9: Micro parâmetros estabelecidos para a calibração utilizando o novo modelo de ligação paralela modificado.	132
Quadro 3.10: Micro parâmetros utilizados para criar amostras sintéticas do calcário de Cartago.	143
Quadro 3.11: Tempo médio de simulação para o modelo numérico de cortador único.	148
Quadro 3.12: Características da amostra sintética gerada para o modelo numérico de múltiplos cortadores.	153
Quadro 3.13: Geometria dos cortadores que compõem o modelo numérico de múltiplos cortadores.	154

Quadro 3.14: Tempo de simulação dos modelos numéricos de múltiplos cortadores.	154
Quadro 3.15: Planejamento das simulações – halita – PFC2D.	155
Quadro 3.16: Planejamento das simulações – halita modelos não confinados – PFC3D.	155
Quadro 3.17: Planejamento das simulações – halita modelos confinados a 20.1 MPa – PFC3D.	155
Quadro 3.18: Planejamento das simulações – calcário – PFC3D.	155
Quadro 3.19: Planejamento das simulações de avaliação do confinamento e da limpeza do cortador – calcário – PFC3D.	156
Quadro 3.20: Planejamento das simulações de avaliação do confinamento e da limpeza do cortador – halita – PFC3D.	156
Quadro 3.21: Modelos construídos a fim de comparar com resultados encontrados na literatura – calcário – PFC3D.	157
Quadro 3.22: Planejamento das simulações numéricas de múltiplos cortadores em halita.	157
Quadro 4.1: Quadro resumo com as MSEs finais e forças médias para cada modelo numérico avaliado no estudo paramétrico do chanfro.	166
Quadro 4.2: Quadro resumo das forças médias de corte e da MSE final de cada modelagem numérica para a análise paramétrica da profundidade de corte - halita e calcário.	174
Quadro 4.3: Valores de MSE – modelos numéricos e experimentos halita.	183
Quadro 4.4: Valores absolutos das forças médias de corte e valores finais das MSE dos modelos numéricos.	183
Quadro 4.5: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – halita – modelos bidimensionais em condições atmosféricas.	193
Quadro 4.6: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – halita – modelos tridimensionais em condições atmosféricas.	193

Quadro 4.7: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – calcário – modelos tridimensionais para confinamento de 20.1 MPa.	193
Quadro 4.8: Tabela resumo da média das forças de corte e da MSE final para cada modelo numérico – análise paramétrica do ângulo de inclinação lateral.	196
Quadro 4.9: Tabela resumo da média das forças de corte e da MSE final para cada modelo numérico – análise paramétrica do confinamento.	201
Quadro 4.10: Quadro resumo mostrando a influência da geometria do cortador, do confinamento, da profundidade de corte, da limpeza e do desgaste do cortador na eficiência do corte através de modelagem numérica.	207
Quadro 4.11: Conjunto de forças, DOC, deslocamento horizontal, trabalho e área de corte estimada para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores de 20.1 MPa.	214
Quadro 4.12: Energia específica mecânica estimada para o modelo numérico de múltiplos cortadores – confinamento de 20.1 MPa.	218
Quadro 4.13: Conjunto de forças, DOC, deslocamento horizontal, trabalho e área de corte estimada para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores de 41.36 MPa.	220
Quadro 4.14: Energia específica mecânica estimada para o modelo numérico de múltiplos cortadores – confinamento de 41.36 MPa.	223

Lista de Siglas

DOC	Profundidade de corte
MSE	Energia específica mecânica
WOB	Peso sobre a broca
PDC	Diamante compacto policristalino
BHA	Conjunto de fundo de poço
TOB	Torque sobre a broca
PFC	Particle flow code
DEM	Método dos elementos discretos
RPM	Revoluções por minuto
ROP	Taxa de penetração
CCS	Resistência à compressão confinada

Lista de Símbolos

A_c	Área da seção transversal do cortador que corta a rocha
a	Parâmetro de desgaste adimensional
α	Ângulo de abertura da área de corte
β	Ângulo de inclinação lateral do cortador
Δt	Passo de tempo
D_a	Diâmetro da amostra
d_i	Distância do cortador ao eixo central de giro
d_y	Deslocamento vertical do cortador
d_x	Deslocamento horizontal do cortador
ϵ	Energia específica intrínseca da rocha
ε	Deformação axial
E_c	Módulo de contato partícula-partícula
E_s	Módulo secante
\bar{E}_c	Módulo da ligação paralela
ψ	Ângulo de atrito interfacial rocha-cortador
F_i	Força do contato
F_i^n	Força normal do contato
F_n^c	Força de corte na direção normal à superfície da rocha
F_s^c	Força de corte na direção paralela à superfície da rocha
F_{si}	Força cisalhante do contato no passo de tempo corrente
$F_{s_{\max}}$	Força cisalhante máxima do contato
F_y	Força média vertical que atua no cortador
F_x	Força média horizontal que atua no cortador
H	Altura da amostra
H_{cont}	Condutância de contato térmico
H_s	Dureza da superfície
I	Momento de inércia da partícula
k	Rigidez da mola
K_{Ic}	Tenacidade da fratura
k^n	Componente normal tangencial da rigidez
K^n	Componente normal secante da rigidez
K^s	Componente cisalhante secante da rigidez

λ	Condutividade térmica
l	Comprimento característico do material
L	Distância entre raios de duas partículas
μ	Coeficiente de atrito
μ_c	Coeficiente de fricção
μ_D	Ângulo de atrito na área desgastada do cortador
m	Massa da partícula
M_i	Momento resultante atuando na partícula
MSE_D	Energia específica mecânica para cortador desgastado
v_T	Velocidade de escorregamento
n	Número de cortadores
n_c	Números de ciclos de cálculo
P_n	Pressão de contato
ρ	Densidade da partícula
R	Raio do cortador
R_{min}	Raio mínimo da partícula
R_{max}	Raio máximo da partícula
R_p	Raio da partícula
S	Energia gasta durante o processo de perfuração
σ_c	Resistência à compressão
$\bar{\sigma}_c$	Resistência normal da ligação paralela
σ_1	Tensão axial
θ	Ângulo de ataque do cortador
τ	Trabalho
$\bar{\tau}_c$	Resistência cisalhante da ligação paralela
T	Período para livre oscilação do sistema massa-mola
t_{crit}	Máximo incremento de tempo
U^n	Superposição entre duas entidades em contato
\bar{w}	Taxa de desgaste
w_i	Velocidade angular do centro de massa da partícula
\dot{w}_i	Aceleração angular do centro de massa da partícula
x_i	Posição do centro de massa da partícula
\dot{x}_i	Velocidade do centro de massa da partícula
\ddot{x}_i	Aceleração do centro de massa da partícula
ζ	Razão entre forças horizontal e vertical que atuam no cortador

*O caderno em branco chama-se tempo. E nós somos
autores de todos os capítulos que se desenrolam por
fatos vividos, no livro da Eternidade.*

Chico Xavier

1

Introdução

A indústria do petróleo, especialmente aqueles envolvidos com o desenvolvimento de campos na costa do Brasil e da África, tem mostrado grande interesse em estudar a otimização da perfuração de poços em formações de evaporitos compostos por minerais salinos (ex.: halita) e nas formações do pré-sal devido à necessidade de atingir maiores taxas de penetração. O desafio atual das operadoras é minimizar o tempo de perfuração dos poços do pré-sal, especialmente nas camadas de evaporito e nos reservatórios de carbonato. Para isso, além de garantir padrões de qualidade e de segurança durante a operação de perfuração, é importante melhorar o máximo possível a sua eficiência, garantindo uma boa limpeza de fundo de poço (com remoção adequada de cascalhos), minimizando a ocorrência de vibrações, utilizando uma broca adequada ao tipo de rocha que está sendo perfurada, e garantindo sua integridade durante o maior tempo possível.

Logo, percebe-se que as operadoras devem superar diversos desafios a fim de produzir economicamente as reservas de hidrocarbonetos das formações do pré-sal. Além de desafios como perfurar poços extremamente profundos em um ambiente onde a lâmina d'água excede os 2000 metros e onde existem formações de evaporitos de mais de 2000 m de espessura, o carbonato do pré-sal se torna uma rocha de difícil perfuração.

Os carbonatos do pré-sal da costa do Brasil apresentam características geológicas e petrofísicas complexas. Sua parte superior é composta por calcário com intervalos ricos em fragmentos de sílica em forma de nódulos. Estes nódulos de elevada resistência podem causar o desgaste prematuro da broca e baixas taxas de penetração, devido à sua alta abrasividade, impactando na vida útil da broca, aumentando o tempo gasto em manobras e consequentemente aumentando o tempo improdutivo o que ocasiona gastos operacionais altíssimos.

O depósito evaporítico de halita é um material de difícil perfuração, pois apresenta algumas características particulares como a sua reologia (fluência) e baixa densidade (quando comparada a outras rochas depositadas em ambientes tão profundos quanto ele). Portanto, problemas de perfuração vêm ocorrendo em função destas características, como o fechamento de poço e a modificação do

campo de tensões ao redor das camadas salinas, ocorrendo especialmente quando elas estão em ambientes confinados. Somadas à necessidade de diminuir gastos operacionais, estas incertezas que aparecem durante a perfuração dos evaporitos compostos por minerais salinos potencializam a intenção de aumentar a taxa de penetração, a fim de que a coluna de perfuração fique o menor tempo possível exposta à parede do poço.

A interação entre rocha e broca é um aspecto importante no processo de otimização da perfuração. Atualmente, ainda é preciso aprimorar o entendimento a respeito do processo físico da quebra da rocha durante a perfuração de poços de petróleo que permita o desenvolvimento de um procedimento racional para a otimização das operações de perfuração. A influência do comportamento mecânico da rocha durante a ruptura em ambientes de elevado confinamento e o papel da pressão do fluido de perfuração devem ser entendidos a fim de criar procedimentos para melhorar a eficiência da perfuração.

Este é um tema que desperta o interesse das empresas envolvidas com a perfuração de poços, pelos motivos supracitados, e desperta também o interesse das fabricantes de brocas, que desejam criar brocas resistentes, eficientes, com projeto geométrico que prolongue seu tempo de vida e eleve as taxas de penetração. Existem diversas pesquisas visando compreender melhor este processo de interação rocha/broca através de ensaios de perfuração em escala real, através de ensaios de cortador único e através de modelagem numérica de corte em rocha.

O ensaio de cortador único possui um custo operacional relativamente mais baixo do que um ensaio de perfuração em escala real. Adicionalmente, ele pode ser mais vantajoso porque permite a eliminação de muitas variáveis que estão presentes no ensaio de perfuração em escala real. Estes argumentos justificam o desenvolvimento de maior quantidade de trabalhos experimentais desenvolvidos com o equipamento de cortador único e também o surgimento de estudos analíticos e numéricos no referido tema.

Neste cenário, a motivação para esta pesquisa é fornecer uma melhor compreensão para o problema de interação rocha/cortador PDC (diamante compacto policristalino) ao longo da perfuração de depósitos evaporíticos de halita e de reservatórios de carbonatos através de uma análise numérica utilizando o método dos elementos discretos. O estudo será abordado através da modelagem numérica do ensaio de cortador único e da modelagem numérica da ação de corte

por múltiplos cortadores. Resultados experimentais são utilizados para aferir a calibração da amostra sintética e entender mecanismos e parâmetros que controlam a ação de corte.

A Energia Específica Mecânica (MSE) é normalmente usada para avaliar a eficiência do corte em rocha e é definida como sendo a quantidade de trabalho necessário para a remoção de uma unidade de volume de rocha. Este parâmetro será utilizado neste trabalho como referência para identificar o que precisa ser mudado a fim de melhorar a perfuração.

1.1

Justificativa

O corte em rocha é um mecanismo complexo de entender e de controlar devido à quantidade de variáveis envolvidas, tais como os detalhes estruturais do sistema de corte, as propriedades da rocha e os modos de ruptura. A perfuração rotativa de poços de petróleo e gás contempla alguns desses métodos de corte complexos e o desafio de compreender e melhorar o processo de perfuração é consideravelmente maior para o ambiente do pré-sal.

Existe uma lacuna de conhecimento relacionado ao desenvolvimento de modelos mecânicos precisos o suficiente para descrever o mecanismo de corte (incluindo perdas, tais como o atrito e o desgaste) e também é preciso compreender melhor a relação entre esses modelos e os parâmetros de perfuração.

Dentro desse contexto, a modelagem numérica da interação mecânica rocha/cortador pode revelar conhecimentos que levem ao desenvolvimento de melhores projetos geométricos de brocas, entendimento de mecanismos de desgaste e de ruptura sob variadas condições operacionais (peso sobre a broca, rotações por minuto, etc....). Portanto, o presente estudo de Tese se justifica, de acordo com os objetivos apresentados no item a seguir.

1.2

Objetivos

Compreender e avaliar numericamente o processo de corte em rocha de um cortador PDC, analisando os efeitos das variações de condições relevantes que afetam a eficiência de perfuração. Para isto serão analisadas separadamente a

influência da geometria do cortador, a influência do confinamento, da profundidade de corte, da limpeza do cortador e o seu desgaste.

Compreender e avaliar numericamente qual a contribuição das forças de corte de cada cortador na estimativa da energia específica mecânica global de um conjunto de cortadores PDC. Para isso serão realizadas modelagens numéricas da ação de corte de múltiplos cortadores, serão avaliadas as forças de corte de cada cortador e a energia específica mecânica global será estimada através de uma equação analítica desenvolvida neste trabalho.

Para completar este objetivo principal, serão desenvolvidos os seguintes objetivos secundários:

- Investigar qual é o atual estado de conhecimento dos temas a que se dedica esta pesquisa.
- Desenvolver um fluxo de trabalho que possibilite criar uma amostra numérica representativa a partir de resultados de ensaios triaxiais e usá-la para modelar outros ensaios de laboratório: o ensaio de cortador único e o ensaio de perfuração em escala real.
- Construir modelos numéricos do ensaio de cortador único considerando diferentes geometrias de cortador e diferentes condições de corte para análise e validação dos resultados.
- Construir modelos numéricos da ação de corte de múltiplos cortadores, considerando disposição geométrica próxima dos cortadores de uma broca PDC para análise e validação dos resultados.

1.3

Organização da Tese

A estrutura da presente Tese segue o fluxo de trabalho proposto a fim de modelar numericamente ensaios de cortador único e de múltiplos cortadores a partir de experimentos triaxiais.

O Capítulo 2 visa o estudo do estado da arte dos temas a que se dedica esta pesquisa.

O Capítulo 3 apresenta os ensaios de laboratório que servem de modelo experimental e de comparação para validação das calibrações numéricas e das modelagens de corte. A metodologia proposta para desenvolver a calibração numérica da halita e do calcário também é apresentada neste Capítulo. Por último, é apresentado o conjunto de simulações proposto para a análise numérica paramétrica de corte.

O Capítulo 4 apresenta os resultados das modelagens numéricas. Estão inclusas análises da influência da geometria, da profundidade de corte, do confinamento, do acúmulo de material na face do cortador e do seu desgaste no processo de corte. O desenvolvimento de uma equação analítica para quantificar a energia específica mecânica para um conjunto de cortadores PDC é apresentado neste Capítulo, bem como a sua aplicação através da modelagem numérica de corte efetuado por múltiplos cortadores.

O Capítulo 5 contempla as conclusões do trabalho e o Capítulo 6 apresenta a listagem das referências consultadas, tanto para a confecção da revisão bibliográfica, quanto para o desenvolvimento das demais etapas da Tese.

2

Revisão bibliográfica

O comportamento mecânico das rochas salinas começou a ser estudado objetivando resolver problemas de projetos em minas de sal e com a finalidade de manter a sua estabilidade. Mais recentemente, cavernas de sal têm sido vistas como uma possibilidade para servir de armazenamento subterrâneo para óleo e gás e, atualmente, a indústria do petróleo está descobrindo grandes reservas de óleo localizadas abaixo de espessas camadas de evaporitos (pré-sal). Estas aplicações de engenharia requerem um sólido entendimento a respeito das propriedades mecânicas do evaporito, especialmente porque elas variam segundo a sua origem, componentes mineralógicos, disposição lito estratigráfica, textura e história diagenética, etc. (Liang et al., 2007). Alguns trabalhos que avaliam o comportamento mecânico da halita quando submetidos a ensaios de compressão serão revisados neste Capítulo objetivando, através do seu entendimento, auxiliar no processo de calibração numérica do evaporito estudado nesta Tese. Também será feita uma breve revisão bibliográfica a respeito dos problemas de perfuração que ocorrem ao atravessar zonas de depósitos evaporíticos e de carbonatos, a fim de compreender a necessidade de estudos experimentais e numéricos que visem a melhoria da performance de perfurações nestas formações rochosas com brocas do tipo PDC.

O ensaio de cortador único, como o próprio nome sugere, tem por objetivo estudar a interação entre um cortador circular e uma rocha de interesse. Há diversas análises que podem ser feitas a partir deste ensaio, que podem elucidar questões relativas à geometria do cortador, à sua posição na broca, ao seu material de composição e, também, questões relativas ao processo de raspagem da rocha, como a influência do tipo de rocha, confinamento, remoção de cascalhos e desgaste do cortador. Existem poucos experimentos de cortador único descritos na literatura. Glowka (1987) apresenta o ensaio com o objetivo de estudar o desgaste de brocas do tipo PDC. Zijssling (1987) apresentou experimentos de cortador único, executados em condições confinadas, objetivando simular as condições de fundo de poço. Glowka (1989a, b) discutiu o uso do experimento para melhorar o projeto geométrico de brocas PDC. Richard *et al.* (1998) apresentaram resultados de

scratch test, executado com o objetivo de se determinar a resistência à compressão simples de rochas. Detournay e Tan (2002) realizaram ensaios de cortador único para estudar a influência da pressão de poros no comportamento da rocha durante o corte. Kaitkay e Lei (2005) avaliaram a influência de parâmetros geométricos do cortador e da profundidade de corte (DOC) em ensaios de cortador único confinados. Rafatian *et al.* (2009) estudaram a influência do confinamento e do tipo de fluido na eficiência do corte. Rajabov *et al.* (2012) fizeram diversos ensaios de cortador único para diferentes DOC e confinamentos, objetivando avaliar a influência dos ângulos de ataque e de inclinação lateral. As publicações descritas acima são as de maior relevância no tema, do ponto de vista de estudos experimentais em cortador único. Com relação à modelagem numérica, existem diversos trabalhos publicados utilizando principalmente o método dos elementos finitos e o método dos elementos discretos. Este último método tem sido utilizado mais recentemente para representar o processo de interação entre rocha e cortador, com resultados encorajadores, e com algumas vantagens quando comparado a um método numérico de meios contínuos. Para esta classe de problemas, o meio discretizado particulado permite simular com maior precisão as grandes deformações a que o material está submetido, já que este comportamento é avaliado a partir da habilidade que os pares de partículas têm de deslizar e de se separar (ou se aproximar). Alguns trabalhos de relevância que utilizam o método de elementos discretos para avaliação da interação entre cortador único e rocha serão citados ao longo da revisão bibliográfica. Cada item da revisão enfoca um problema diferente que é avaliado através de ensaios experimentais e/ou numéricos de cortador único; para cada problema serão discutidos os trabalhos de maior relevância.

A Energia Específica Mecânica (MSE) é um conceito que tem sido utilizado na Indústria do Petróleo tanto para criar programas de otimização de perfuração, como para decidir quando é o melhor momento para trocar de broca. Neste trabalho, a MSE será utilizada para quantificar a eficiência do corte, lembrando que a eficiência equivale à razão entre a MSE obtida no ensaio e a MSE mínima prevista para a rocha em estudo. É comum relacionar a MSE mínima com a resistência da rocha (Teale, 1965), porém atualmente sabe-se que esta relação não se estabelece para perfurações em ambientes confinados. Essa questão tem sido investigada por alguns pesquisadores e, enquanto não se descobre outro parâmetro que quantifique a eficiência de perfurações em ambientes de elevada pressão de confinamento, a

MSE continua sendo amplamente utilizada para este fim. Portanto, a MSE será utilizada neste trabalho como referência para quantificar a eficiência do corte e, quanto menor o seu valor absoluto, mais eficiente é o ensaio.

2.1 Evaporitos

Este item objetiva fazer uma breve introdução a respeito dos evaporitos para adquirir um pouco de conhecimento a respeito dos desafios encontrados durante a perfuração de poços de petróleo nos campos de pré-sal *offshore* do Brasil. A percepção do ambiente geológico complexo que existe nas Bacias de Santos e de Campos (que englobam quase que 100 % das deposições evaporíticas do pré-sal) e dos problemas encontrados durante a perfuração dos evaporitos auxilia o leitor a entender o porquê são importantes e necessários estudos acadêmicos visando a otimização de brocas, a interação rocha/broca e o processo de perfuração como um todo. Também será abordado um subitem discutindo o comportamento mecânico da halita quando submetida a ensaios de compressão simples e confinada, revisão que se justifica devido ao processo de calibração numérica da halita realizada neste trabalho.

A intensa evaporação de água do mar, em mares isolados ou em bacias de circulação restrita, faz com que os sais ali dissolvidos se concentrem e precipitem, gerando os depósitos evaporíticos que são encontrados nas bacias sedimentares (Moriak, et al., 2009). Os principais minerais evaporíticos são apresentados no Quadro 2.1.

As bacias evaporíticas são encontradas em diversos lugares ao redor do mundo. Observam-se depósitos significativos nas regiões intertropicais, tendo como exemplo as bacias do Golfo do México, bacias nas regiões *offshore* do oeste da África, leste do Brasil e Oriente médio. A Figura 2.1 apresenta a disposição dos grandes depósitos evaporíticos ao redor do mundo.

Quadro 2.1: Composição química dos principais minerais evaporíticos (adaptado de Moriak, et al., 2009).

Mineral	Composição
Calcita	$CaCO_3$
Magnesita	$MgCO_3$
Dolomita	$Ca(FeMg)CO_3 \cdot 2$
Trona	$Na_3H(CO_3) \cdot 2.2H_2O$
Gipsita	$CaSO_4 \cdot 2H_2O$
Anidrita	$CaSO_4$
Halita	$NaCl$
Kainita	$KMg(SO_4)Cl \cdot 3H_2O$
Kieserita	$MgSO_4 \cdot H_2O$
Langbeinita	$K_2Mg_2(SO_4)_3$
Silvita	KCl
Carnalita	$KMgCl_3 \cdot 6H_2O$
Taquidrita	$CaMg_2 \cdot Cl_6 \cdot 12H_2O$
Bischofita	$MgCl_2 \cdot 6H_2O$
Polihalita	$K_2CaMg_2(SO_4)4.6H_2O$

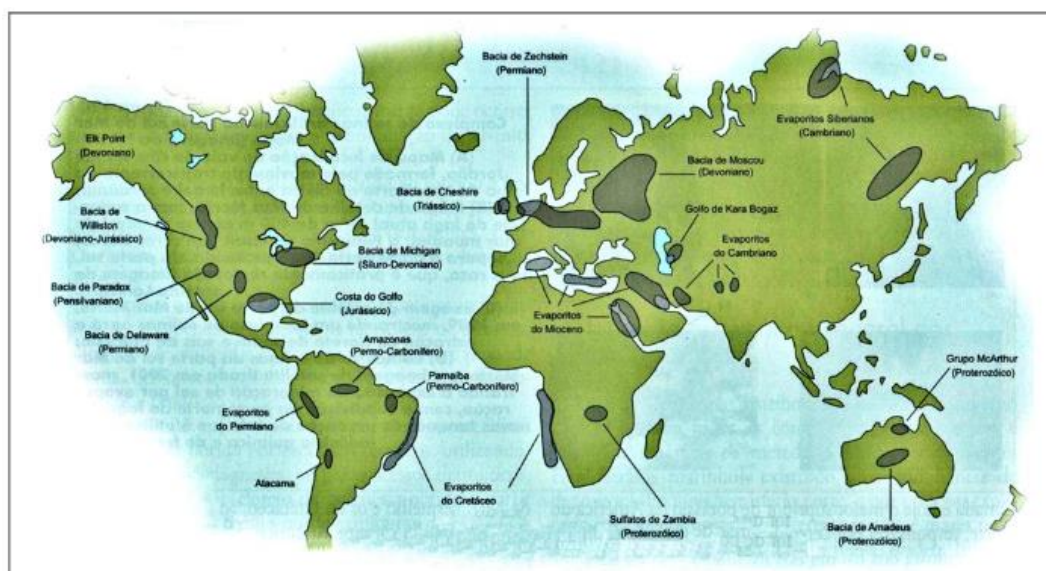


Figura 2.1: Localização dos maiores depósitos de evaporitos no mundo (Firme, 2013).

A costa do Brasil possui uma camada de evaporitos de cerca de 800 km de extensão e de 2000 m de espessura que se localiza entre os estados do Espírito Santo e Santa Catarina (Figura 2.2). É nesta região que ocorre a exploração do petróleo do pré-sal. Ali, a lâmina d'água varia entre 1500 a 3000 m de profundidade, seguida de aproximadamente 1000 m de rochas sedimentares, abaixo há aproximadamente 2000 m de evaporitos e, finalmente, encontram-se os reservatórios de carbonatos.

A Figura 2.3 apresenta a seção geológica da Bacia de Santos onde é possível visualizar a Formação Ariri, que corresponde às deposições de evaporitos

(compostos principalmente por halita e anidrita) e o Grupo Guaratiba, correspondendo aos reservatórios de Carbonatos (Silva, C. F, 2016).

A Figura 2.4 apresenta a seção geológica da Bacia de Campos. Os evaporitos são representados pela estratigrafia de cor roxa (Formação Retiro) e abaixo estão os reservatórios de Carbonatos (coquinas da Formação Coqueiros e estromatólitos da Formação Macabu) (Domingues, 2011).



Figura 2.2: Localização dos depósitos do pré-sal (Silva, C. F, 2016).

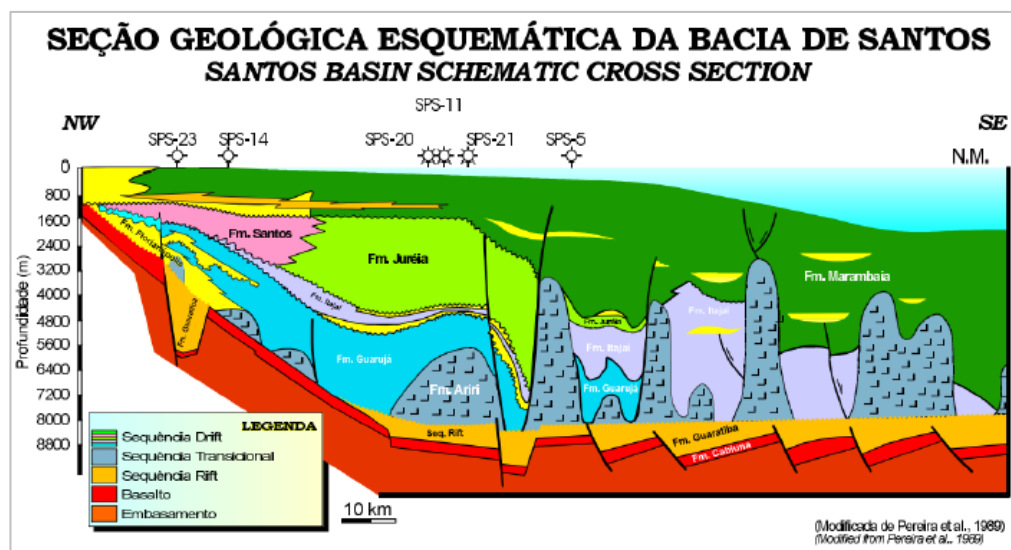


Figura 2.3: Esquema da seção geológica da Bacia de Santos (Silva, C. F, 2016).

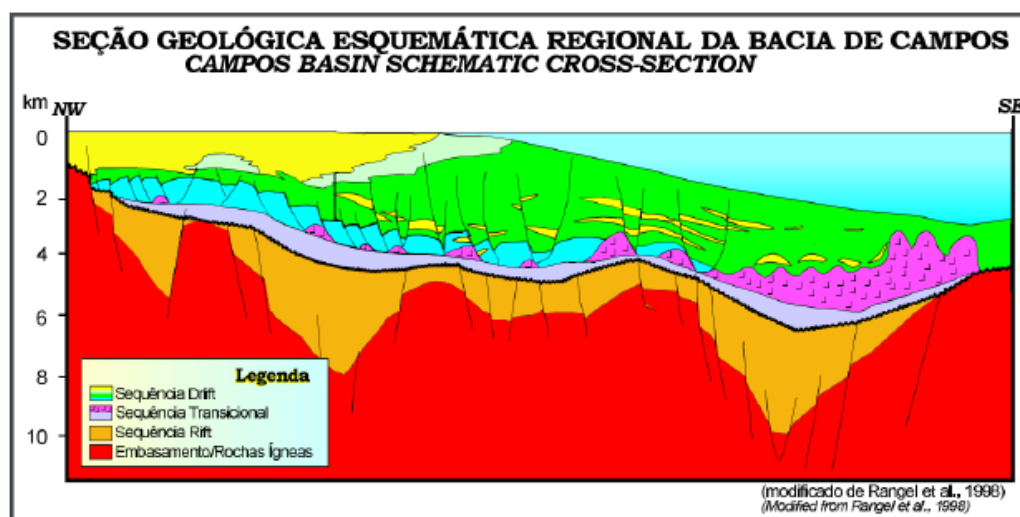


Figura 2.4: Esquema da seção geológica da Bacia de Campos (Silva, C. F, 2016).

Através da observação das seções geológicas apresentadas na Figura 2.3 e na Figura 2.4, fica mais claro de se entender que para alcançar os reservatórios do pré-sal há que se perfurar regiões profundas, camadas de evaporitos que, dependendo do projeto do poço podem ser extensas, para então atingir reservatórios carbonáticos heterogêneos, que também são rochas de difícil perfuração (o item 2.2 discute perfuração em carbonatos). Deve-se acrescentar a informação de que muitas vezes os poços são direcionais e essa geometria acarreta em dificuldades relacionadas à estabilidade, à flambagem da coluna de perfuração e à remoção de cascalhos do poço. Assim, todas as equipes envolvidas no processo de perfuração de um poço se beneficiam e têm interesse em perfurar as camadas de evaporito com a maior taxa de penetração possível, a fim de que o poço fique aberto o menor tempo possível.

Adiante serão apresentados os problemas mais comuns que acontecem durante a perfuração das camadas de evaporitos especialmente aqueles compostos pelo mineral halita, devido à sua capacidade de fluir. Segundo Israel et al., 2008 e Willson et al. (2005), os principais problemas que podem ocorrer durante a perfuração em sais móveis são:

- Entrada da camada de rochas salinas: a camada de rochas salinas nem sempre se encontra em profundidades rasas. Neste caso, os parâmetros de perfuração são controlados de modo que se perceba, através da sua variação, quando a perfuração está próxima do depósito salino. É importante reconhecer essa aproximação para que se possam controlar possíveis problemas durante a perfuração neste intervalo.

Estes riscos geralmente estão associados a mudanças no regime de tensões no intervalo imediatamente acima da rocha salina, que ocorrem devido ao diapirismo. Segundo Israel, et al., 2008, formações fraturadas e falhadas acima da camada de rochas salinas têm sido encontradas em perfurações recentes. Acredita-se que as fraturas se formaram quando a camada mais antiga e mais pressurizada que se encontra acima das rochas salinas foi empurrada para cima e fraturou devido à perda de pressão (perde pressão porque se aproxima da superfície). Este cenário introduz riscos na perfuração como a perda de circulação. Se a formação acima das rochas salinas não perdeu pressão quando empurrada para cima, então zonas de sobre pressão podem existir neste intervalo. A Figura 2.5 ilustra as fraturas originadas acima da crista do diápiro.

- Israel et al. (2008) acrescentam que ocorre uma redução da taxa de penetração e um aumento do torque quando a perfuração se aproxima do topo da camada salina. A partir desta observação e de dados de sísmica, pode-se prever com antecedência a sua aproximação e prevenir potenciais riscos ao perfurar esta região.

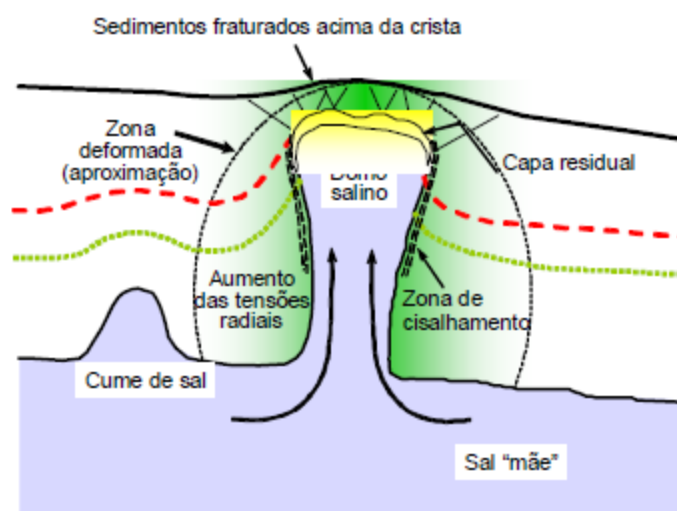


Figura 2.5: Sedimentos fraturados acima da crista do diápiro (Mackay et al., 2007 apud Dusseault, 2005).

- Choques e vibrações: estes problemas são uns dos mais desafiadores ao se perfurar formações evaporíticas. Vibrações excessivas podem romper algumas ferramentas no fundo do poço, levando a equipe de

perfuração a executar uma manobra, com o objetivo de substituir a peça quebrada. Choques e vibrações podem ser gerados pela utilização de brocas instáveis ou muito agressivas, alargadores mal posicionados ou podem ocorrer em saís com fluência elevada.

- Inclusões: podem representar um desafio durante a perfuração por dois motivos principais. O primeiro deles é que ao se utilizar alargadores (*under-reamers*) durante a perfuração e forem encontradas inclusões, pode acontecer de a broca e os alargadores estarem perfurando diferentes formações. Isto pode resultar em choques e vibrações que podem danificar o conjunto de fundo de poço (*Bottom Hole Assembly - BHA*). O segundo motivo é a incerteza da pressão de poros dentro da inclusão: a pressão dentro de uma inclusão pode ser muito grande ou muito pequena. Ela depende de sua gênese e de sua litologia. Neste cenário pode ocorrer influxo de material vindo da formação para o poço (*kick*), perda de circulação e aprisionamento de coluna. Segundo Willson et al. (2005), quando as inclusões puderem ser visualizadas em sísmica, é recomendada a instalação do revestimento antes de atravessá-las, para que elevada pressão de fluido seja utilizada evitando influxos para o interior do poço.
- Saída da camada de rochas salinas: nesta zona podem ocorrer os seguintes problemas, citados por Willson (2005): zona de detritos, incerteza da pressão abaixo da camada salina, erros nas medidas de velocidade e camadas dobradas. As zonas de detritos ocorrem quando as tensões forem muito perturbadas, elevando a pressão de poros da formação abaixo das rochas salinas. Elas também ocorrem quando as tensões cisalhantes entre a rocha salina e a formação imediatamente abaixo aumentam o suficiente para causar a ruptura da rocha. Os erros nas medidas de velocidade através dos ensaios de sísmica levam a incertezas de valores de pressão de poros na formação abaixo das rochas salinas e causam uma incerteza em se determinar em qual profundidade se encontra a base deste material. Com relação às camadas de rochas dobradas, pode-se dizer que este comportamento

gera fraturas e falhas. Nesse caso pode ocorrer perda de circulação, instabilidade do poço e zonas de detritos.

- Zona de hidrocarbonetos pobres: os maiores riscos associados à perfuração neste tipo de zona estão associados a: fechamento do poço (*pack-offs*), queda na pressão no momento de recolher a coluna (*swabbing*), defeitos nos componentes do *BHA*, dificuldade em instalar o revestimento (*running casing*). Romo et al. (2007) recomendam que se evite a perfuração nas zonas de hidrocarbonetos pobres ou que se perfure ela o mais rápido possível.

2.1.1

Experimentos de compressão simples e confinada em halita

A rocha evaporítica estudada neste trabalho é composta por cristais de halita. A estrutura da matriz rochosa deste tipo de rocha sedimentar a diferencia das demais por ser composta exclusivamente de minerais de halita cristalizados, formando um material homogêneo que não apresenta poros. Devido principalmente às suas características composicionais, este tipo de material apresenta um comportamento mecânico diferenciado quando submetido a ensaios de compressão uniaxial e triaxial, respectivamente.

Estas diferenças observadas no seu comportamento mecânico foram estudadas experimentalmente através de ensaios de compressão e alguns trabalhos relevantes existentes na literatura técnica serão revisados neste item.

Höfer e Thoma (1968) executaram ensaios uniaxiais e triaxiais nos evaporitos do tipo carnalita, anidrita e halita. Serão mencionados adiante os resultados obtidos para os estudos experimentais de halita. O equipamento triaxial utilizado é uma câmara Kármán que suporta pressões internas de até 200 kp/cm² e utiliza amostras com diâmetros de até 42 mm, com relação altura-diâmetro de 2. A Figura 2.6 apresenta a curva tensão-deformação para a rocha halita submetida a diferentes confinamentos.

Através da Figura 2.6 percebe-se que o trecho linear da curva tensão-deformação é pequeno para todos os ensaios. O ensaio uniaxial é o único a apresentar ruptura quase-frágil. Os ensaios confinados apresentam considerável comportamento não linear antes da ruptura, que pode ser entendido como um trecho de deformações plásticas. A ruptura das amostras confinadas forma um plano de

cisalhamento como consequência desta grande deformação plástica. O ensaio com confinamento de 200 kp/cm² foi interrompido antes do estágio final devido à limitação do equipamento.

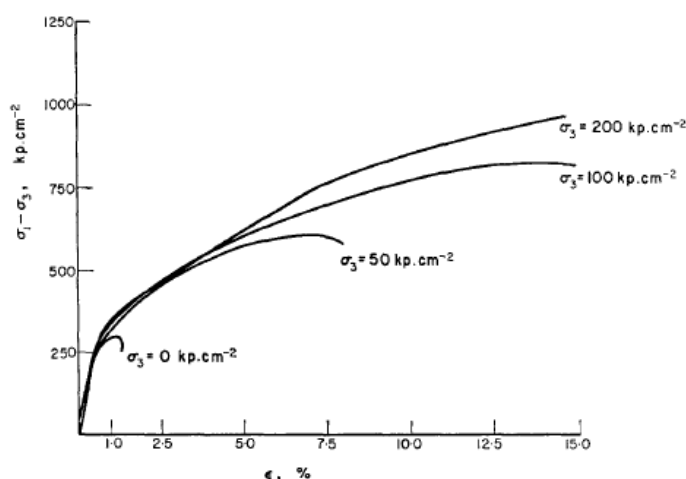


Figura 2.6: Curvas tensão-deformação para halita (Höfer e Thoma, 1968).

A Figura 2.7 apresenta uma amostra de carnalita testada com confinamento de 200 kp/cm² rompida por plano de cisalhamento. O modo de ruptura desta amostra é semelhante ao da halita nas mesmas condições de confinamento.



Figura 2.7: Planos de cisalhamento na amostra de carnalita ensaiada com confinamento de 200 kp/cm² (Höfer e Thoma, 1968).

Fossum e Fredrich (2002) realizaram um estudo experimental a respeito do comportamento mecânico dos evaporitos para o Golfo do México e ensaios triaxiais foram feitos e analisados neste trabalho. Os autores afirmam que a ruptura da amostra de halita submetida a um ensaio uniaxial apresentou um pico de resistência seguido de uma queda de tensão, indicativa de ruptura quase-frágil. Nos ensaios confinados os autores observaram ruptura quase-frágil das amostras submetidas a

confinamentos de em torno de 5 MPa. Para confinamentos maiores, foi observado que o carregamento axial aplicado atinge um valor máximo e a amostra continua se deformando sem haver queda da tensão axial. Os autores definem este tipo de ruptura como sendo dúctil.

Jandakaew (2003) estudou o efeito da trajetória de tensões na deformação da halita e a Figura 2.8 apresenta os resultados dos ensaios uniaxiais executados.

Na Figura 2.8 percebe-se que todas as amostras apresentam um trecho linear de tensão-deformação, alcançando tensões de em torno de 15 MPa, seguido de um trecho não linear e posterior ruptura. A média dos valores de resistência é de 34.7 ± 2.2 MPa.

As Figuras 2.9, 2.10 e 2.11 apresentam os resultados dos ensaios triaxiais obtidos por Jandakaew (2003) para os confinamentos de 5.5 MPa, 12.4 MPa e 15.2 MPa. Um plano de cisalhamento é observado para as amostras com confinamentos entre 5.5 e 12.4 MPa (amostra à direita da Figura 2.12). Múltiplos planos de cisalhamento são observados nas amostras com confinamentos maiores (15.2 MPa) (amostra à esquerda da Figura 2.12).

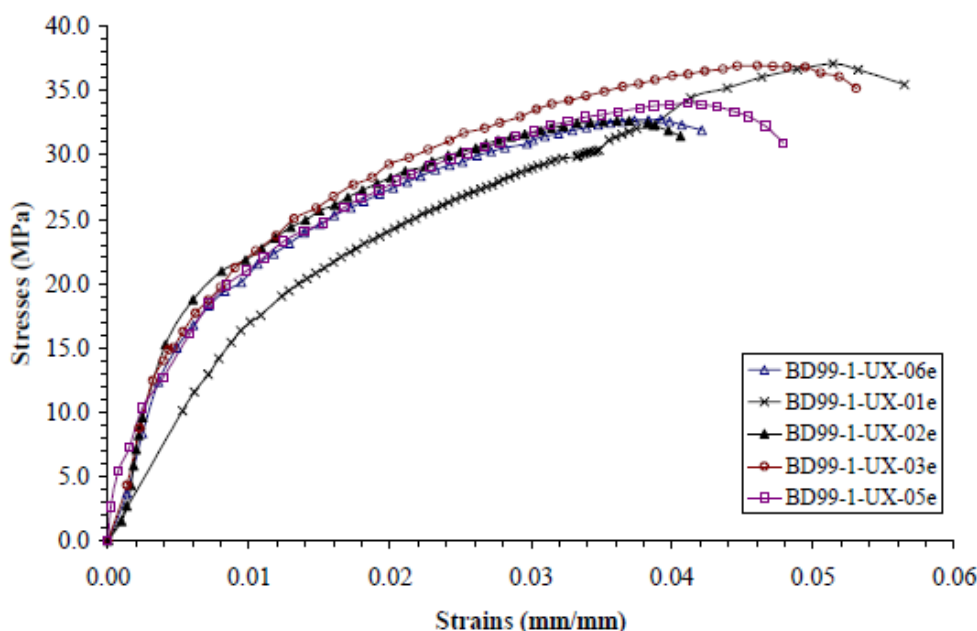


Figura 2.8: Resultados de ensaio uniaxial em halita (Jandakaew, 2003).

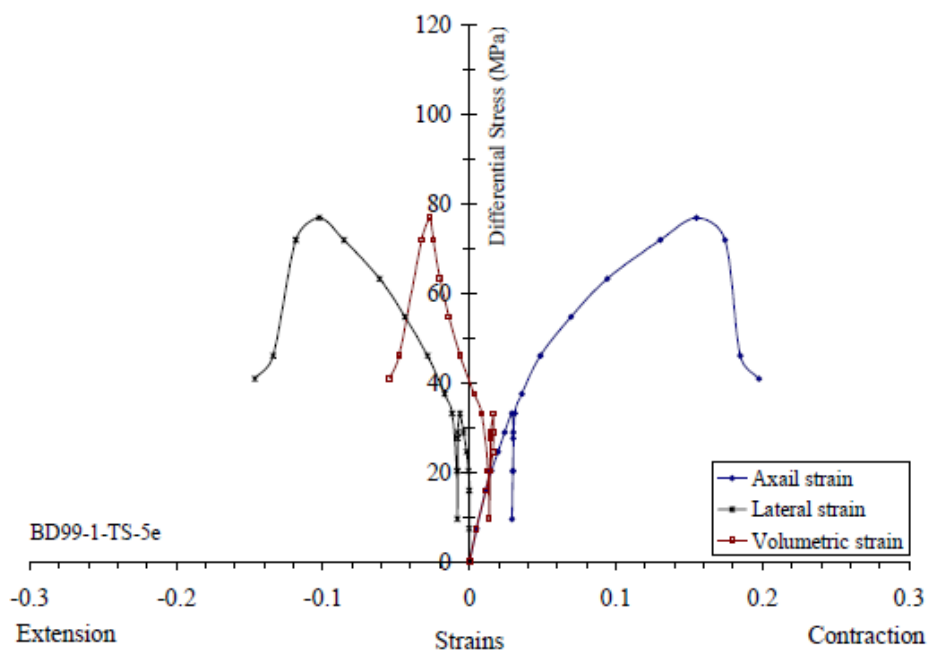


Figura 2.9: Ensaio triaxial com confinamento de 5.5 MPa (Jandakaew, 2003).

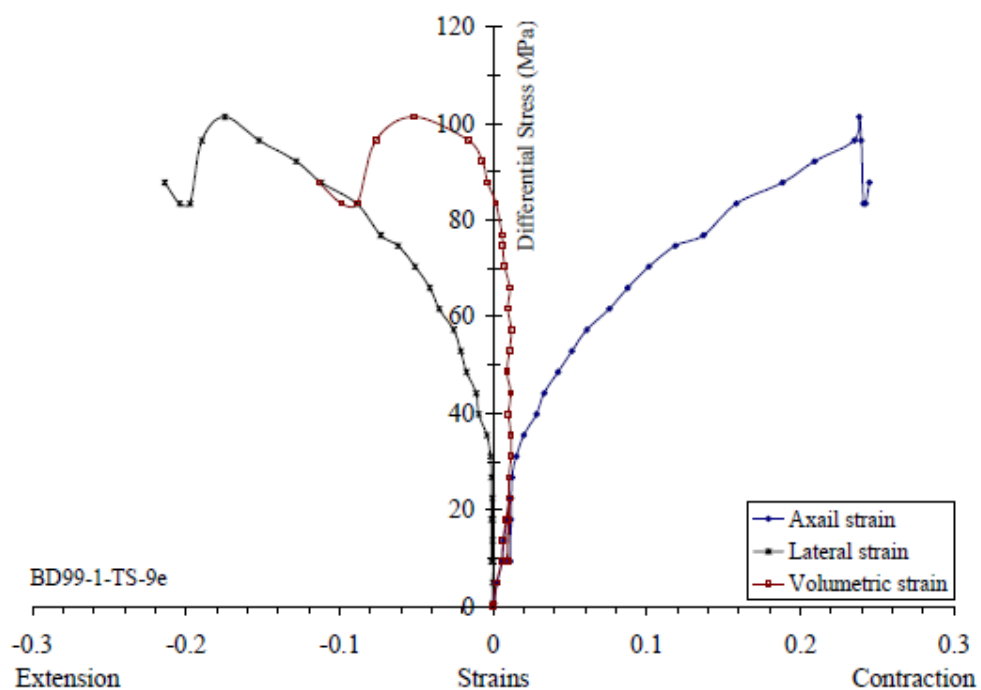


Figura 2.10: Ensaio triaxial com confinamento de 12.4 MPa (Jandakaew, 2003).

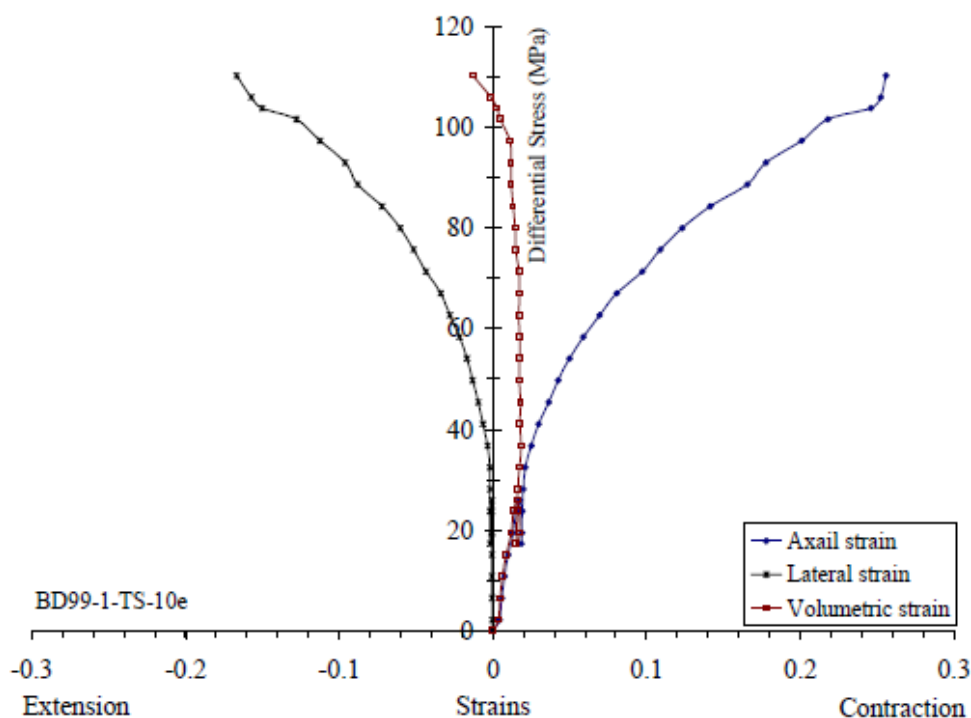


Figura 2.11: Ensaio triaxial com confinamento de 15.2 MPa (Jandakaew, 2003).

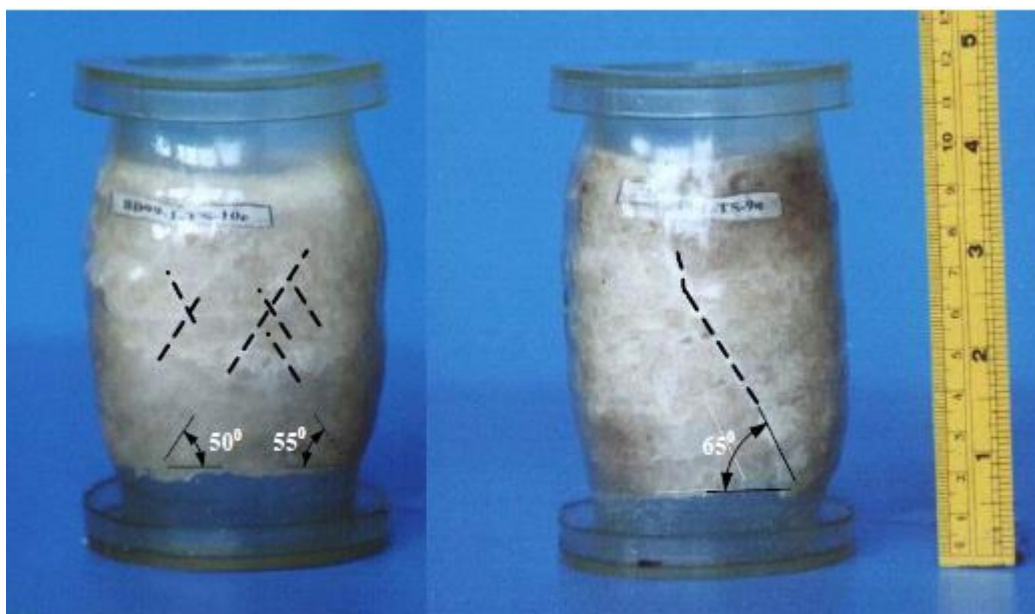


Figura 2.12: Amostras rompidas após ensaio triaxial. Amostra da esquerda confinada a 15.2 MPa e amostra da direita confinada a 12.4 MPa (Jandakaew, 2003).

Liang et al. (2007) estudou as propriedades mecânicas de rochas evaporíticas com intercalações de diferentes minerais e estudou o comportamento de evaporitos puros, como a halita. Ensaio triaxiais foram executados utilizando confinamentos de 5, 10 e 15 MPa e a Figura 2.13 apresenta seus resultados. Para os ensaios uniaxiais, a resistência à compressão simples da halita foi aproximadamente de 20 MPa e 17 MPa para cada amostra.

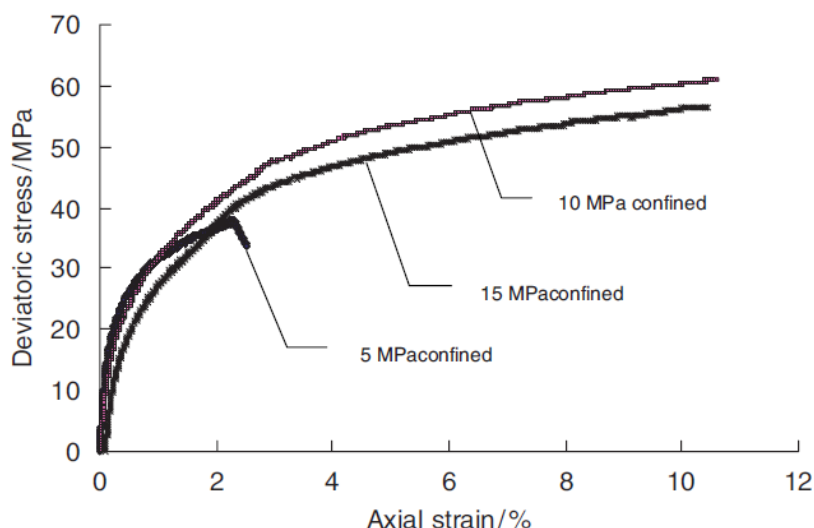


Figura 2.13: Curvas tensão-deformação para ensaios triaxiais em halita sob diferentes confinamentos (Liang et al., 2007).

Liang et al. (2007) consideram que uma transição do modo de ruptura quase-frágil para dúctil pode ser percebida pelo valor de resistência dos ensaios confinados. Há um grande incremento de resistência entre os confinamentos de 0, 5 e 10 MPa, enquanto a resistência do ensaio de 15 MPa permanece próxima à do ensaio de 10 MPa. Esta diminuição no incremento de resistência sugere uma mudança de ruptura por desagregação da estrutura cristalina para uma ruptura por deformação visco elástica dentro dos cristais e ao longo da interface entre cristais (Liang et al., 2007). Os autores enfatizam que as amostras com ruptura quase-frágil apresentaram fraturas na direção axial enquanto as amostras com ruptura dúctil apresentaram embarrigamento seguido da formação de plano de cisalhamento.

Twiss e Moores (1992), explicam o processo de deformação plástica de materiais formados por uma estrutura cristalina a nível micro estrutural. Um dos principais tipos de deformação a nível micro estrutural que ocorrem para cristais que estão submetidos a uma tensão desviadora a baixas temperaturas é o deslocamento por deslizamento.

Segundo Twiss e Moores (1992), o deslocamento por deslizamento é o movimento de ligações iônicas ao longo de um plano através de uma estrutura cristalina. Cada vez que um deslocamento se movimenta através de um cristal, parte deste cristal movimenta um ponto da sua estrutura cristalina ao longo de um plano, relativamente ao restante do cristal. O plano que separa ambas as partes e ao longo do qual ocorre o movimento é conhecido como plano de deslizamento (exemplo

deste plano de deslizamento é o plano AB ilustrado na Figura 2.14). A Figura 2.14 ilustra o processo de deslocamento por deslizamento em uma estrutura cristalina.

A fim de permitir que o movimento de deslocamento por deslizamento aconteça, todas as ligações iônicas ao longo do plano devem quebrar. As quebras acontecem passo a passo, sendo que a quebra de uma ligação é imediatamente seguida pela criação de outra. Fossum e Fredrich (2002) consideram que o processo de deslocamento por deslizamento é o principal fenômeno que ocorre durante a deformação plástica da halita quando ela é submetida a uma tensão desviadora em baixas temperaturas.

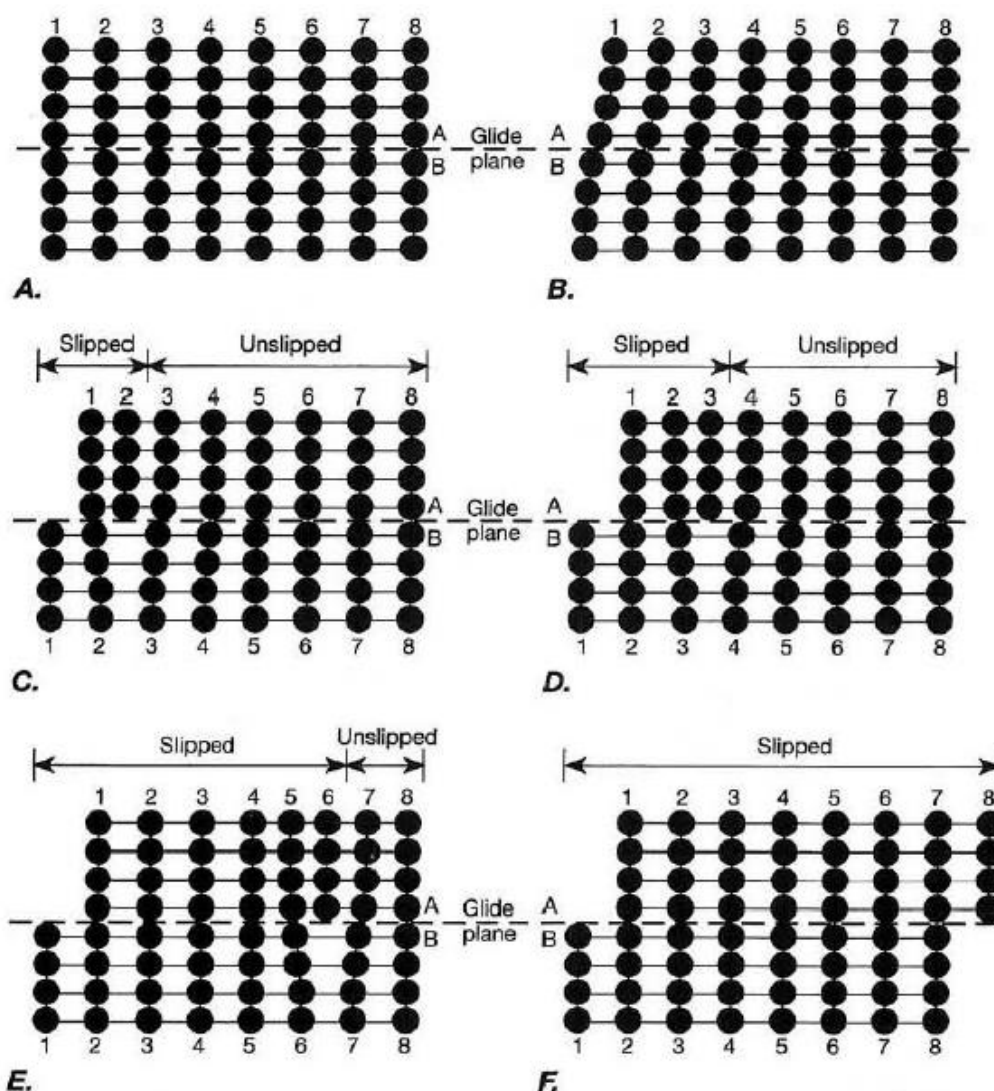


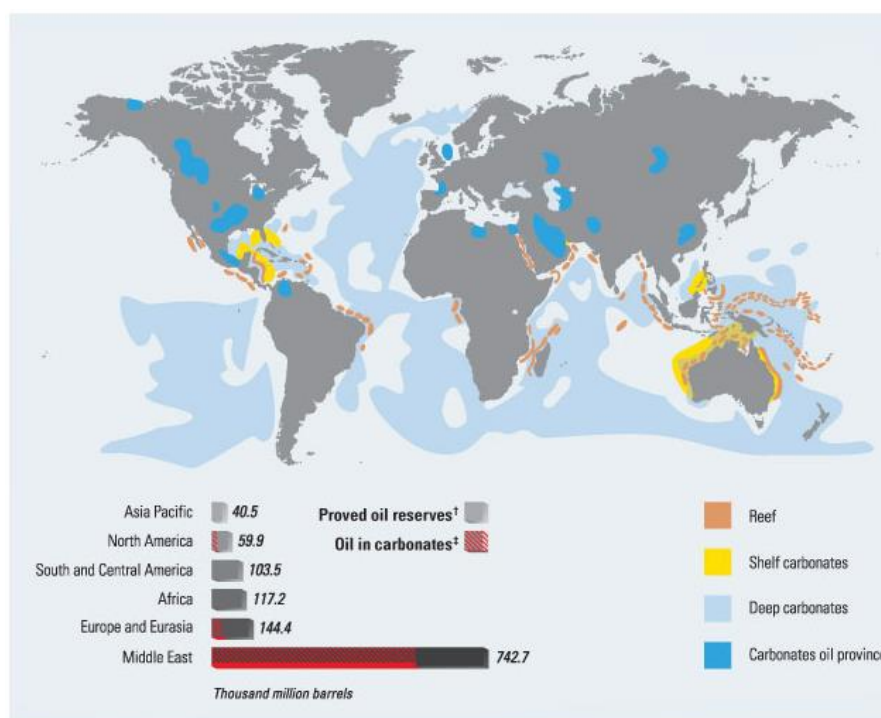
Figura 2.14: Deslocamento por deslizamento através de uma estrutura cristalina. Os passos ilustrados de A até F mostram a propagação do deslizamento pelo cristal. Os números de 1 a 8 se referem aos planos cristalográficos do cristal (Twiss e Moores, 1992).

2.2 Carbonatos

A Indústria do Petróleo, especialmente aqueles envolvidos na extração de óleo na costa do Brasil, tem mostrado grande interesse em otimizar as perfurações nas formações do pré-sal devido à necessidade de se obter maiores taxas de penetração. O desafio atual é minimizar o tempo total de perfuração dos poços, especialmente nos reservatórios de carbonatos, mantendo-se os padrões de qualidade e de segurança.

De acordo com Domingues (2011), o carbonato é um tipo de rocha sedimentar que tem origem química ou bioquímica composta principalmente por minerais carbonáticos (calcita, dolomita e aragonita). Adicionalmente a estes minerais, as rochas carbonáticas podem conter também minerais de argila, quartzo, minerais de fosfato, óxidos e sulfetos.

Hamzah et al. (2013) afirma que a maior parte dos hidrocarbonetos do mundo está presa nos reservatórios de carbonatos. A Figura 2.15 apresenta a distribuição mundial dos reservatórios carbonáticos de hidrocarbonetos.



Distribution of oil from carbonate sources around the world.

[†] BP Statistical Review, 2007

[‡] Schlumberger Market Analysis, 2007

Figura 2.15: Distribuição mundial dos reservatórios carbonáticos de hidrocarbonetos (Schlumberger, 2007).

Ahr (2008) afirma que os reservatórios de carbonato possuem características petrofísicas/geológicas complexas e heterogêneas. Além disso, essas rochas são naturalmente fraturadas e exibem sistemas porosos complexos. Quanto ao sistema poroso, sua complexidade está relacionada com os processos diagenéticos. Um processo importante é a dissolução, em que a calcita e a dolomita são lixiviadas, resultando em espaços porosos de dimensões variadas (Silveira, 2012).

A microestrutura dos carbonatos do pré-sal foi objeto de estudo de Hernandez-Pico (2013). O efeito da microestrutura nos parâmetros mecânicos da rocha foi determinado através de simulações numéricas utilizando o método dos elementos finitos em amostras carbonáticas virtuais derivadas de microtomografia. Adicionalmente às análises qualitativas, o processo de aquisição de imagens permitiu entender e visualizar os processos diagenéticos que ocorrem em travertinos, rocha que foi considerada análoga aos carbonatos do pré-sal. A Figura 2.16 ilustra uma amostra de travertino obtida através de microtomografia.

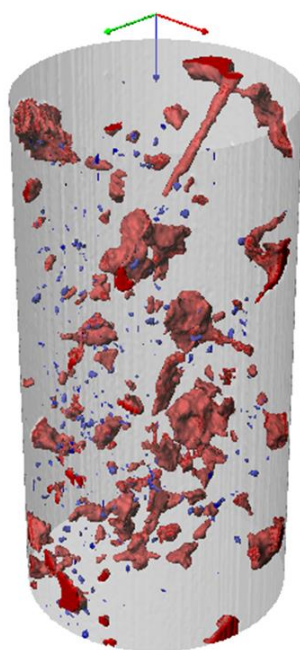


Figura 2.16: Amostra virtual do travertino turco: vazios (em vermelho) e porosidade intergranular (em azul) (Hernandez-Pico, 2013).

A Figura 2.17 apresenta um testemunho de carbonato extraído da região do pré-sal da costa brasileira. Nesta amostra se observa uma intercalação de sílica, confirmando a heterogeneidade deste material e esclarecendo uma das dificuldades de perfuração dos carbonatos desta região. Oliveira et al. (2015) mencionam que,

ao perfurar estes carbonatos, encontram baixas taxas de penetração e observam desgaste e quebra de cortadores que compõem as brocas PDC utilizadas.

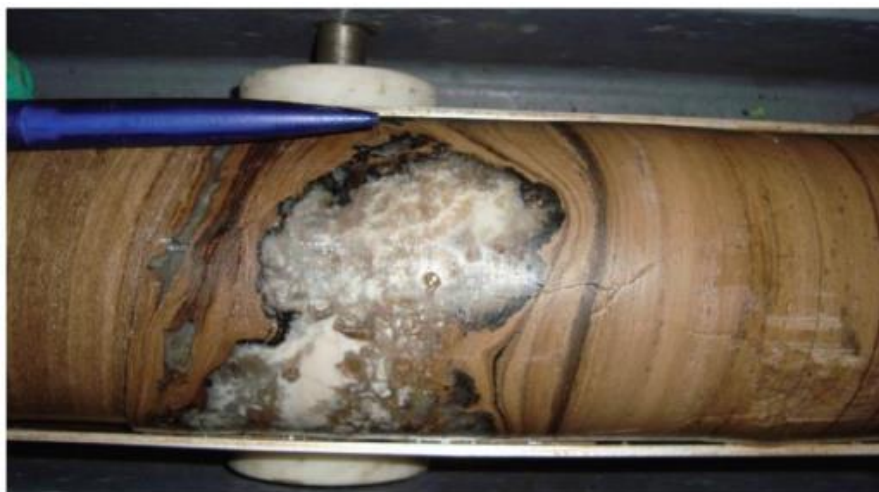


Figura 2.17: Nódulos de sílica em testemunho de carbonato pertencente ao pré-sal da costa do Brasil (Oliveira, et al., 2015).

Sun et al. (2000) afirma que formações com intercalações de material duro são propensas a causar a quebra dos cortadores das brocas PDC. Quando este tipo de broca perfura nestas zonas de transição de material, os cortadores sofrem diferentes forças, dependendo da sua posição na coroa da broca. Forças irregulares nos cortadores resultam em vibração axial. O aumento instantâneo de força nos cortadores que encontram as camadas duras pode provocar o seu esmagamento ou quebra.

De acordo com Weeden e Whipple (2010), as dificuldades em perfurar carbonatos são relacionadas à aplicação de fluidos de faturamento hidráulico ácidos, perda de circulação, baixa eficiência de perfuração, que têm grande efeito na eficiência operacional, produtividade e rentabilidade do poço.

Norefferendy et al. (2013) destacam potenciais problemas associados à aplicação de técnicas de perfuração convencionais em rochas de carbonato, dentre elas: má qualidade da limpeza do poço, baixas taxas de perfuração, altas vibrações e eventos de aprisionamento de coluna. Como exemplo, os autores supracitados apresentam dados de perfurações realizadas entre 2001 e 2012 em um reservatório de carbonato na Malásia, em que 30% deles tiveram perda total.

Neste contexto, Weeden e Whipple (2010) afirmam que uma compreensão fundamental da interação entre a broca, matriz da rocha, projeto do conjunto de fundo de poço e práticas de perfuração são cruciais para atingir uma perfuração

eficiente. Além disso, a eficiência da perfuração é o resultado da interação entre quatro características de desempenho da broca: durabilidade, estabilidade, orientação e agressividade. Quanto à durabilidade, durante o processo de corte, a broca está sujeita a forças e transferência de calor que podem comprometer sua integridade. Como consequência, o seu desempenho pode ser dramaticamente alterado. A estabilidade da broca está relacionada às vibrações axiais e torcionais. Segundo Weeden e Whipple (2010), este tipo de instabilidade pode ser controlada modificando-se o projeto da estrutura de corte.

A agressividade da broca pode ser definida como sendo uma resposta da broca em termos de velocidade axial à uma força axial aplicada (peso sobre a broca - WOB) e à uma rotação (revoluções por minuto - RPM) em um ambiente idealizado. A agressividade pode ser influenciada por diversos fatores, entre eles: ângulos de inclinação lateral e de ataque dos cortadores, espaçamento dos cortadores e exposição do cortador à rocha (Weeden and Whipple, 2010).

Hinaai et al. (2013) também apresentam estudos relacionados a projetos de broca PDC para fins de ganho de performance em ambientes complexos como em reservatórios de carbonatos. Através de seus estudos em campo, os autores enfatizam que as perfurações direcionais são complicadas, pois as brocas PDC não são capazes de manter um consistente controle de direcionamento da face, aumentando com isso o trabalho direcional e resultando em danos à estrutura dos cortadores, o que diminui a taxa de penetração.

Os desafios relacionados ao ganho de performance em formações heterogêneas e resistentes requerem uma combinação das seguintes estratégias de projeto: aumentar o tamanho do cortador, diminuir a quantidade de cortadores, utilizar perfis mais curtos e menor quantidade de haletas. A dificuldade de otimização das brocas PDC está ligada ao fato de que a sua durabilidade e a estabilidade exigem estratégias opostas quando comparadas às estratégias para aumentar a taxa de penetração (Hinaai et al., 2013).

Os problemas citados pelos autores acima também foram observados em perfurações nos reservatórios de carbonato do pré-sal do Brasil. Características inerentes da estrutura do carbonato, como a existência de nódulos de sílica, conforme apresentado na Figura 2.18, aumentam a resistência e a abrasividade da rocha. Essas características juntamente com as vibrações geradas na broca PDC

durante a perfuração reduzem significativamente o tempo de vida útil dos cortadores (Lima e Tocantins, 2012).

Lima e Tocantins (2012) também descrevem que, a fim de prever o desempenho de brocas, é necessário desenvolver um modelo dinâmico integrado para o entendimento das forças que atuam no sistema de perfuração, que são resultado da combinação da resistência da rocha, da ação das estruturas de corte, dos parâmetros operacionais e do *BHA*.

As dificuldades em se perfurar as rochas carbonáticas que estão reportadas na literatura sugerem que estudos mais sofisticados e integrados devam ser desenvolvidos para prever o comportamento e melhorar a performance da perfuração com brocas PDC. Neste sentido, compreender os processos mecânicos envolvidos na interação rocha/cortador é de fundamental importância para possibilitar a otimização dos parâmetros de corte e, conseqüentemente, aumentar a taxa de perfuração.

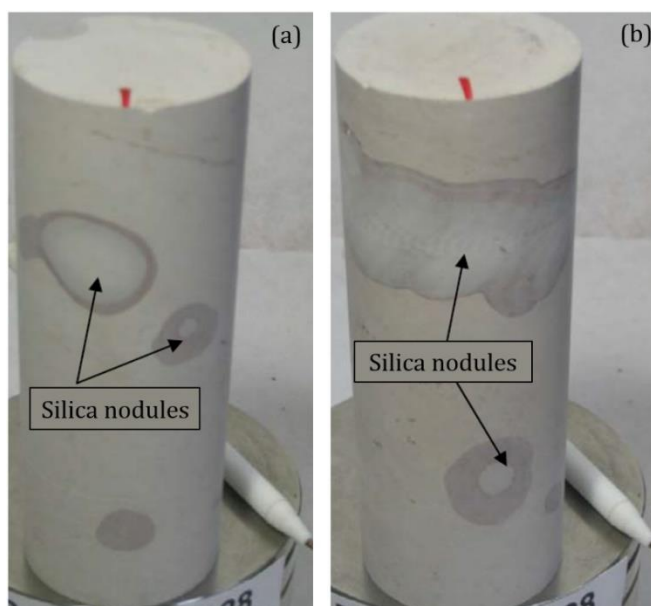


Figura 2.18: Nódulos de sílica evidenciando a heterogeneidade nas amostras de carbonato (adaptado de Silveira, 2006).

2.3

Ensaio de cortador único

Os equipamentos existentes de cortador único apresentam diferentes configurações no que diz respeito à geometria de cortador, à possibilidade ou não de aplicar confinamento e quanto à aplicação de rotação (que pode ser feita aplicando rotação à amostra de rocha ou aplicando rotação ao cortador). A Figura

2.19 ilustra o corte em rocha por um equipamento de cortador único conhecido como *scratch test* cortando uma amostra de rocha horizontalmente. Tipicamente, neste ensaio é feito um corte linear na amostra, em condições atmosféricas, com cortador retangular. Percebe-se a diferença entre um corte com ruptura dúctil (Figura 2.19 – (b)) e um corte com ruptura frágil (Figura 2.19 - (a)) e onde se visualiza a propagação de uma fratura na rocha durante a solicitação do cortador.

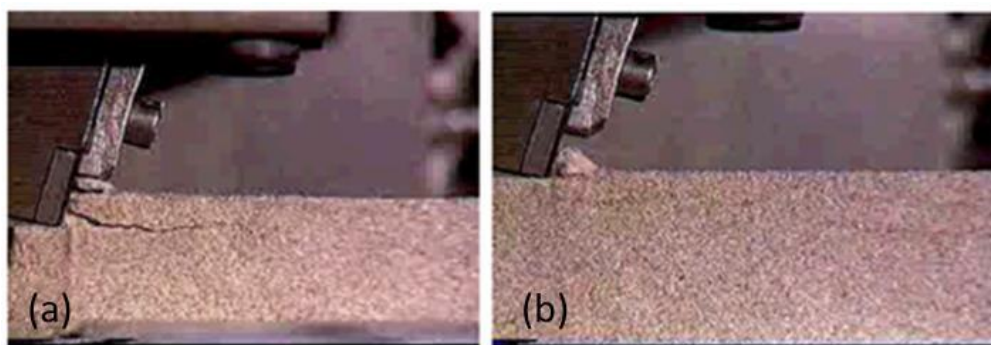


Figura 2.19: Scratch test em uma amostra do arenito Berea. (a) Corte com ruptura frágil e (b) Corte com ruptura dúctil (Richard, 1998).

As Figuras 2.20 e 2.21 apresentam o equipamento de cortador único e seu esquema de funcionamento, respectivamente, descritos e utilizados por Rafatian *et al.* 2009. Este equipamento, especificamente, pode fornecer três diferentes tipos de pressões à amostra de rocha: pressão de confinamento que atua nas faces laterais, pressão de poros que atua nos poros da rocha (esta pressão é aplicada e controlada através da superfície de base da amostra) e a pressão de fluido de perfuração que atua na superfície de topo da amostra. Após a aplicação das pressões desejadas, a amostra é rotacionada a uma determinada velocidade e o cortador é movido a uma velocidade axial, penetrando na rocha. As forças exercidas pela rocha na face do cortador são monitoradas ao longo do experimento. Kaitkay e Lei (2005) descrevem um equipamento de cortador único em que o cortador faz a ação de giro e o movimento vertical de penetração, enquanto a amostra permanece estática.



Figura 2.20: Equipamento de cortador único – célula de alta pressão – Universidade de Tulsa (Rafatian et al., 2009).

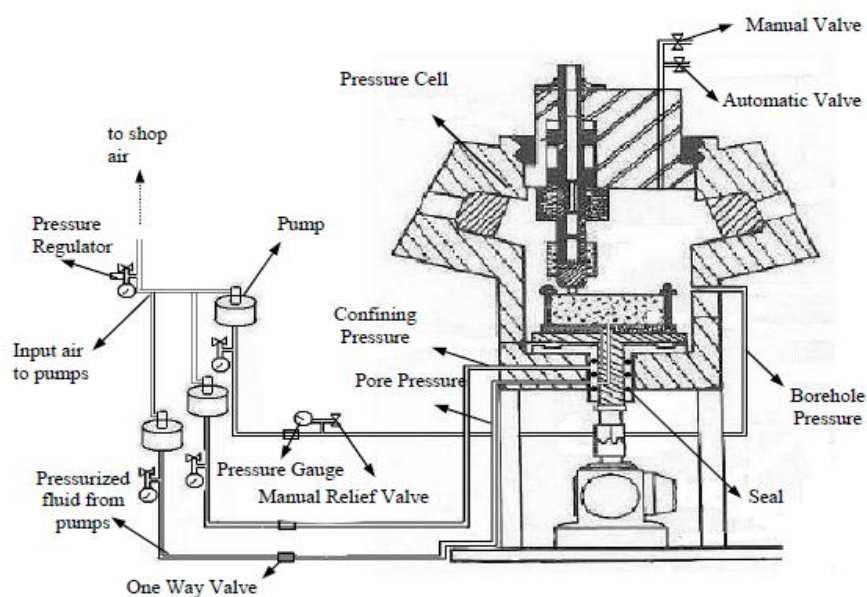


Figura 2.21: Esquema de funcionamento do equipamento de cortador único – Universidade de Tulsa (Rafatian et al., 2009).

Melo (2011) ilustra o esquema de deslocamento de um ensaio de cortador único ao longo da amostra (Figura 2.22). O movimento é circular, bem como o cortador. É importante observar que, a cada revolução, o cortador aprofunda mais

para o interior da amostra, e, portanto, a seção de contato aumenta até que a altura do cortador em contato com a rocha seja equivalente ao seu raio.

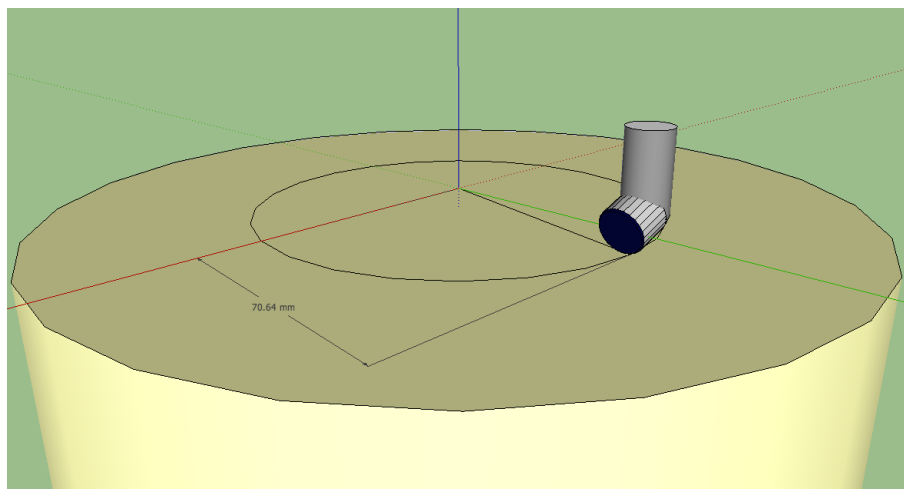


Figura 2.22: Esquema do ensaio de cortador único (Melo, 2011).

A Figura 2.23 apresenta um exemplo das forças geradas na face de um cortador durante seu movimento de corte. A curva de maior magnitude corresponde ao ensaio executado com a maior profundidade de corte (DOC = 1.06 mm). Estes experimentos foram executados em condições atmosféricas.

As forças de corte apresentam elevada frequência de oscilações. O aumento da força até atingir o pico máximo da oscilação corresponde à deformação da rocha durante o corte. Quando o material rompe, a força diminui até alcançar o menor pico da oscilação. Este processo acontece diversas vezes ao longo do ensaio.

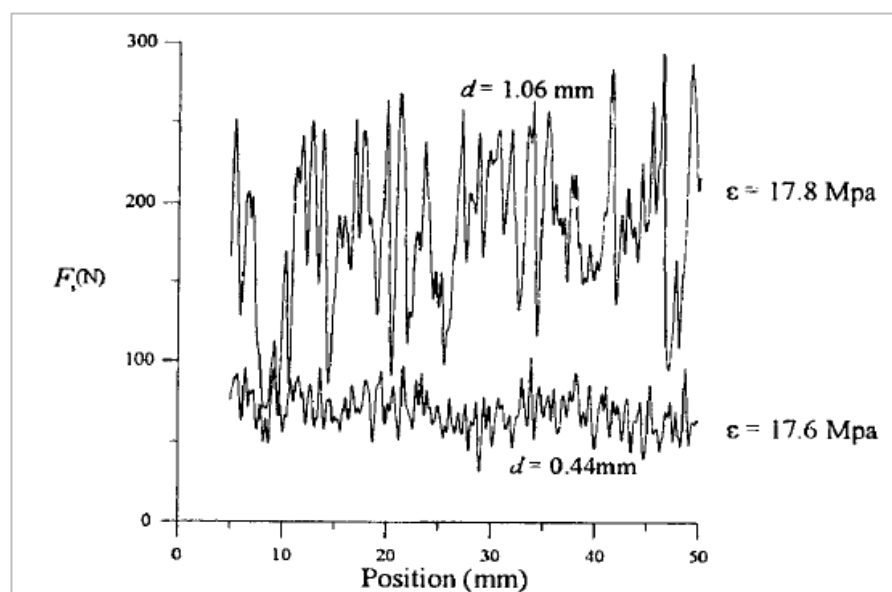


Figura 2.23: Força de corte para diferentes DOC – arenito Wildmoor Red (Richard, 1998).

A magnitude das forças de corte é dependente de parâmetros geométricos do cortador como a geometria do chanfro, o ângulo de ataque (*back-rake angle*), e ângulo de inclinação lateral (*side-rake angle*); é dependente das condições de contorno do ensaio, como o confinamento e a profundidade de corte; e é dependente do tipo de rocha (características mecânicas e mineralógicas).

A eficiência da perfuração de um poço é geralmente medida através da Energia Específica Mecânica, conceito que foi apresentado no início deste Capítulo. Teale (1965) definiu a energia específica mecânica como sendo a energia necessária para escavar um volume unitário de rocha. Através de ensaios de perfuração em escala real (*full-scale test*) com brocas de cone, em condições atmosféricas, o autor sugeriu que a MSE seria numericamente equivalente à resistência à compressão simples da rocha.

Conforme apresenta a Equação 2.1, definida por Teale (1965), a MSE é função das forças atuantes no cortador (trabalho axial e tangencial realizado durante o corte, que equivale à força vertical multiplicada pelo deslocamento vertical; e à força horizontal multiplicada pelo deslocamento horizontal) e do volume de rocha cortado. Em geral, o termo da equação de energia específica mecânica correspondente à contribuição do trabalho axial é pequeno quando comparado ao termo correspondente ao trabalho tangencial (Carrapatoso, 2011).

$$MSE = \frac{\tau_{axial\ na\ broca}}{V_{total\ cortado}} + \frac{\tau_{tangencial\ na\ broca}}{V_{total\ cortado}} \quad (2.1)$$

Richard *et al.* (1998) realizaram ensaios de *scratch test* em condições atmosféricas, com profundidade de corte constante e geometria retangular de cortador. A MSE observada nos ensaios pode ser relacionada com a resistência à compressão simples da rocha, conforme apresenta a Figura 2.24 e percebe-se uma boa correlação entre os dois parâmetros.

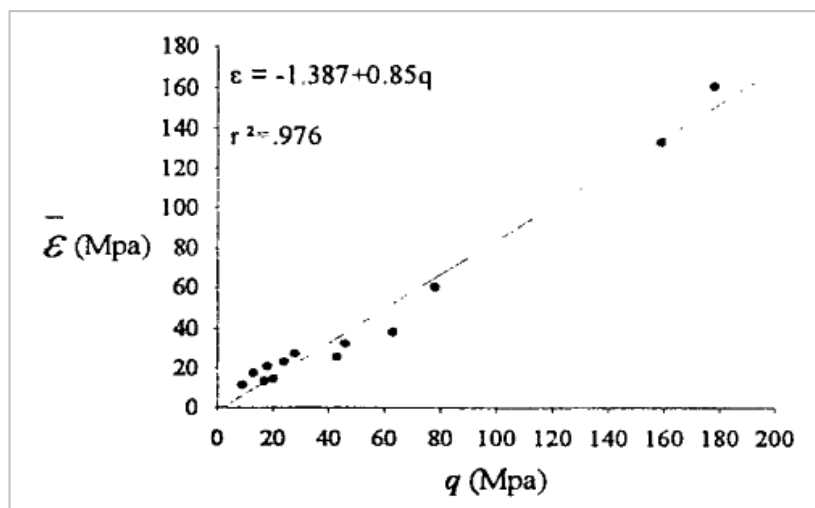


Figura 2.24: MSE versus resistência à compressão simples (Richard et al., 1998).

2.3.1 Influência do confinamento

No item anterior foi sugerido que a energia específica mecânica pode ser comparada à resistência à compressão da rocha, para o caso de perfurações em pressão atmosférica. Quando o ambiente de perfuração é pressurizado, há um consenso entre os pesquisadores de que há uma maior dificuldade de se cortar a rocha, devido a processos ainda não completamente entendidos. A Figura 2.25 apresenta uma comparação entre a MSE e a resistência à compressão confinada durante um ensaio de cortador único, para o calcário de Cartago. Percebe-se que a MSE é drasticamente maior do que a resistência à compressão confinada da rocha (CCS) e a diferença entre as duas variáveis aumenta com o aumento da pressão confinante.

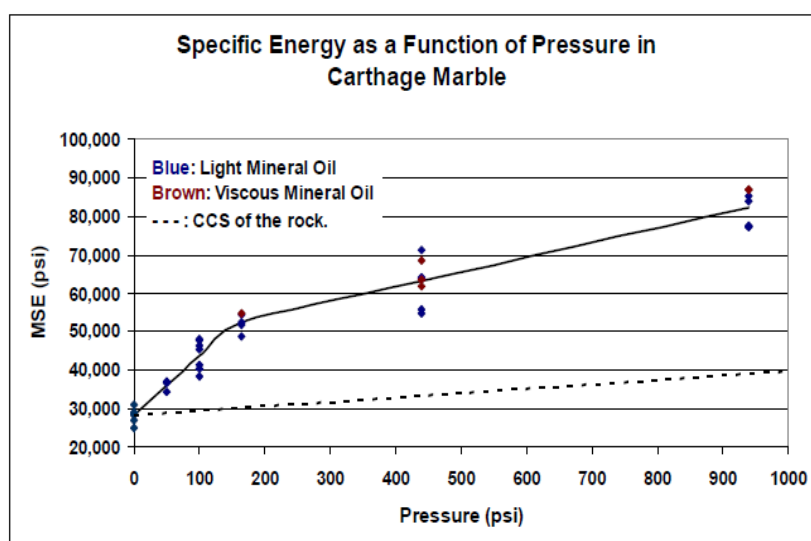


Figura 2.25: MSE versus pressão confinante para o calcário de Cartago (Rafatian et al., 2009).

A Figura 2.26 apresenta um esboço do processo de corte durante um ensaio de cortador único para condições atmosférica e confinada. Há uma clara diferença no mecanismo de corte e no processo de remoção do material da face do cortador. Esta diferença pode ser observada na morfologia dos cascalhos, como mostra a Figura 2.27.

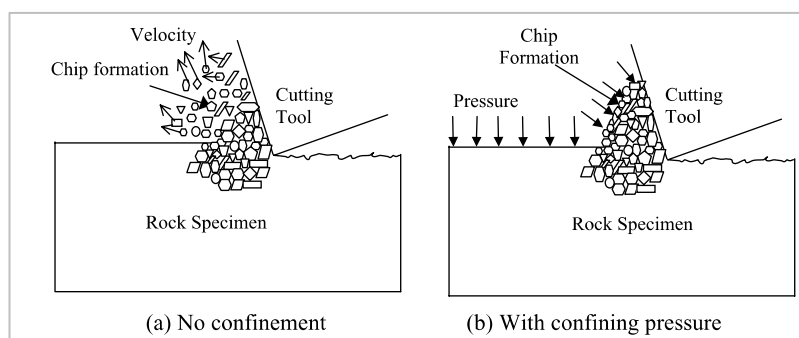


Figura 2.26: Remoção de material e mecanismos de corte durante o ensaio de cortador único (Kaitkay e Lei, 2005).

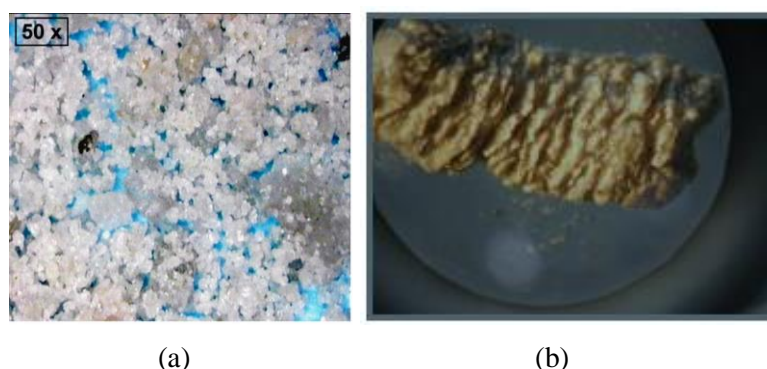


Figura 2.27: Morfologia dos cascalhos após ensaio de cortador único – (a) ensaio sem confinamento (Kaitkay e Lei, 2005); (b) corte com confinamento (Rafatian et al., 2009).

Ledgerwood (2007) modelou numericamente o processo de corte para diferentes condições de pressão. Foi feita uma análise bidimensional utilizando-se o método dos elementos discretos objetivando-se compreender a mudança no processo de ruptura. A Figura 2.28 apresenta os resultados da modelagem que indicam que o fluxo de detritos (*crushed material*) abaixo e na frente do cortador é um mecanismo importante que controla a eficiência do corte. O autor explica que, em condições atmosféricas, a passagem do cortador gera rachaduras na rocha, gerando grandes lascas de material elástico, que são ejetadas para longe da face do cortador. Já em ambientes confinados, o corte em rocha com utilização de fluido de perfuração não gera este tipo de cascalho. O material cortado tem o formato de uma fita com superfície em forma de serra (Figura 2.28 b) e fica preso à face do cortador

devido ao confinamento gerado pelo fluido de perfuração. Outros estudos sugerem que este cascalho seja composto por um material totalmente esmagado e recompactado (Judzis *et al.*, 2007).

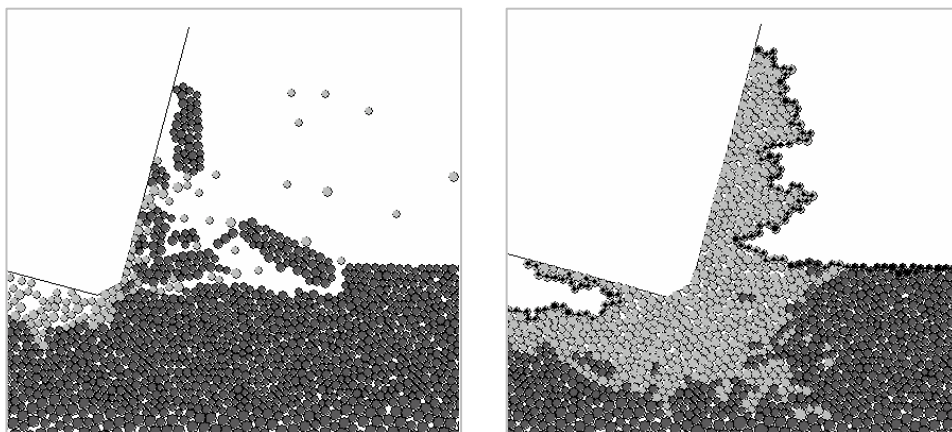


Figura 2.28: (a) Simulação para condições atmosféricas (b) Simulação para 20 MPa (Ledgerwood, 2007).

Martinez *et al.* (2013) realizaram modelagem através do método dos elementos finitos para estudar a influência de alguns parâmetros, incluindo a pressão confinante, no corte de halita. Os autores reportam que, durante a simulação de corte em rocha para condições confinadas, há maior acúmulo de material na face do cortador do que na simulação em condições atmosféricas (Figura 2.29). Este acúmulo é responsável, pelo menos em parte, pelo aumento da força de corte com o aumento da pressão de confinamento.

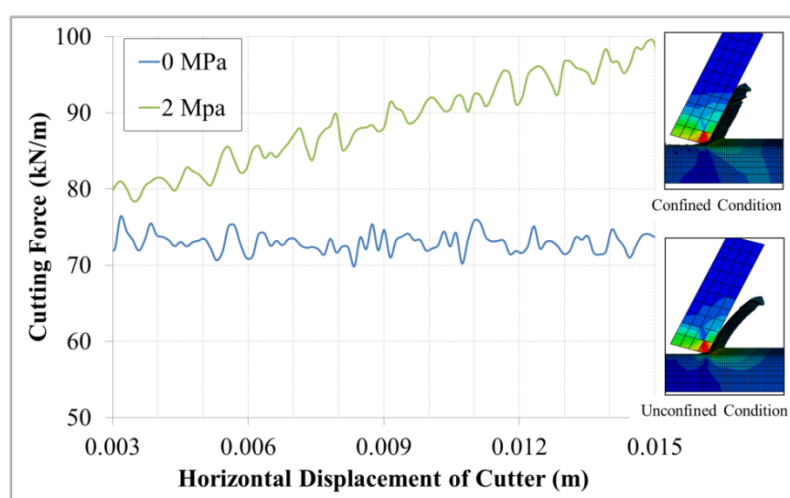


Figura 2.29: Efeito da pressão confinante na força de corte (Martinez et al., 2013).

2.3.2 Influência da geometria

Os cortadores são estrategicamente dispostos na face da broca para garantir uma cobertura completa da seção do poço. Eles deverão ser colocados de modo a obter um determinado ângulo de ataque e um determinado ângulo de inclinação lateral. O ângulo de ataque é aquele que relaciona a face do cortador a uma linha perpendicular à formação que está sendo perfurada. Este ângulo contribui para o desempenho da broca influenciando a eficiência da sua limpeza (feita através da circulação de fluido), aumentando/diminuindo a sua agressividade e prolongando a vida útil do cortador (Wamsley e Ford, 2006). Cada cortador apresenta um ângulo diferente, que varia com a sua posição entre o centro da broca e a parte externa (calibre). A Figura 2.30 ilustra o ângulo de ataque de um determinado cortador.

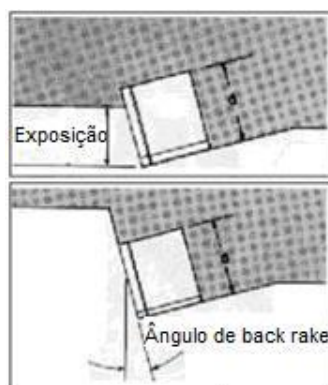


Figura 2.30: Ângulo de ataque de um cortador PDC (Plácido e Pinho, 2009).

O ângulo de inclinação lateral representa a orientação dos cortadores em relação ao plano horizontal. A Figura 2.31 ilustra este ângulo.

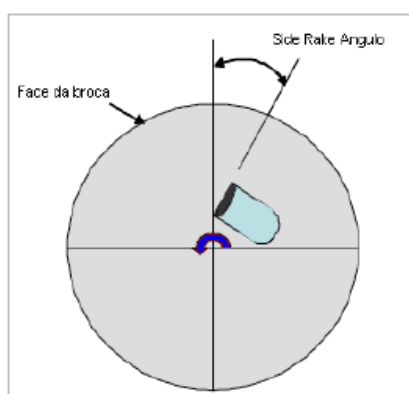


Figura 2.31: Ângulo de inclinação lateral (Bourgoyne et al., 1991 apud Carrapatoso, 2011).

Recentemente, a estrutura geométrica do cortador vem sendo estudada para compreender seu efeito na eficiência da perfuração. As forças e os mecanismos de

corte podem mudar dependendo do ângulo de ataque e de inclinação lateral. A Figura 2.32 apresenta a diferença no movimento do material cortado à frente do cortador conforme a variação do ângulo de ataque (Kaitkay e Lei, 2005). Quanto maior o ângulo, maior quantidade de material tende a se movimentar na base do cortador. Para ângulos de ataque menores, maior a quantidade de material que desliza e se acumula na face do cortador.

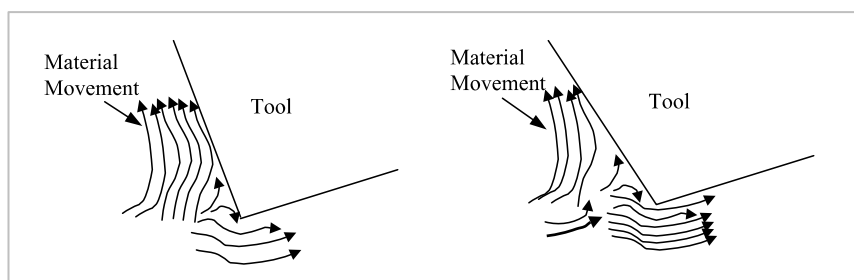


Figura 2.32: Movimento de material através do cortador para diferentes ângulos de ataque (Kaitkay e Lei, 2005).

Rajabov *et al.* (2012) realizaram ensaios de cortador único em condições confinadas (250 psi e 500 psi) e em condições atmosféricas, utilizando o equipamento da Universidade de Tulsa, para o calcário de Cartago, o folhelho Mancos e o arenito Torrey Buff. Foi analisada a influência do ângulo de ataque e do ângulo de inclinação lateral. Os resultados indicam que, para ambas as condições de pressão (confinamento e sem confinamento), a magnitude da energia específica mecânica dobra seu valor quando o ângulo de ataque aumenta de 10° para 40° para o calcário de Cartago e para o arenito Torrey Buff. Já para o folhelho Mancos, para o mesmo aumento de ângulo de ataque, a MSE triplica de valor. Com relação às investigações sobre a influência do ângulo de inclinação lateral, observou-se que sua influência é pequena entre 0° e 30° , sendo que para esta condição a MSE aumenta em torno de 20%. Quando o ângulo varia de 30° a 60° , a MSE praticamente triplica seu valor. Os autores associam esse aumento de energia específica à modificação que ocorre no volume de corte para elevados ângulos de inclinação lateral. A Figura 2.33 e a Figura 2.34 apresentam a influência do ângulo de ataque e do ângulo de inclinação lateral na eficiência do corte do calcário de Cartago para diferentes confinamentos.

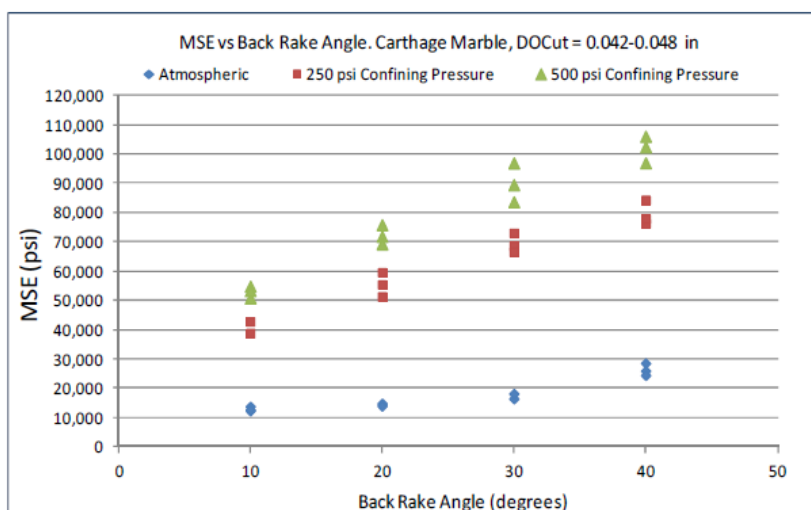


Figura 2.33: Influência do ângulo de ataque na MSE – calcário de Cartago (Rajabov et al., 2012).

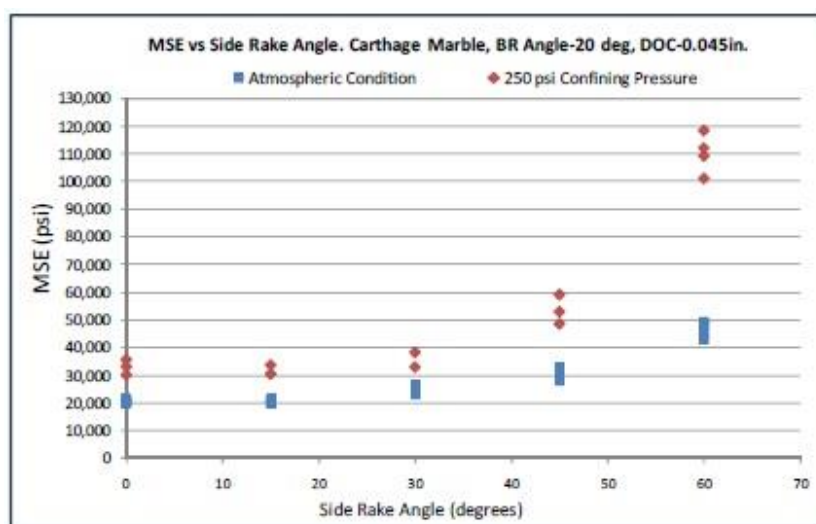


Figura 2.34: Influência do ângulo de inclinação lateral na MSE – calcário de Cartago (Rajabov et al., 2012).

A influência do ângulo de ataque também foi estudada por Jianyong (2012). Foram executados diferentes ensaios utilizando profundidades de corte constantes para cortadores retangulares e circulares. A Figura 2.35 apresenta a energia específica mecânica normalizada versus o ângulo de ataque. O autor utiliza dois resultados experimentais obtidos por Richard (1998) para comparação. Observando-se a Figura 2.35, percebe-se que a MSE aumenta juntamente com o ângulo de ataque.

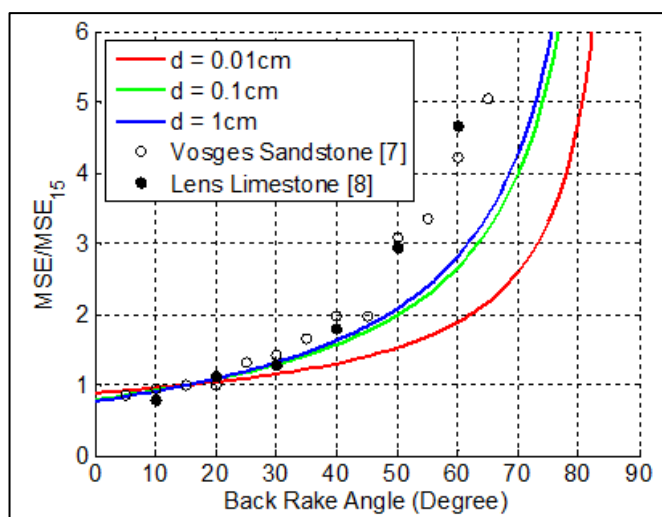


Figura 2.35: Influência do ângulo de ataque (Jianyong, 2012).

Akbari *et al.* (2014a) estudaram a influência do tamanho do cortador, do tamanho do chanfro do cortador e do ângulo de ataque na resposta de ensaios de cortador único realizados no calcário de Cartago. Os experimentos foram conduzidos na universidade de Tulsa, considerando uma condição confinada no valor de 3.1 MPa. O Quadro 2.2 resume a matriz de ensaios apresentada por Akbari *et al.* (2014a). Deve-se destacar que os testes foram executados com ângulo de ataque de 20° e ângulo de inclinação lateral de 0°. Adicionalmente, o chanfro possui ângulo de 45° com a face do cortador e uma velocidade média de giro de 80 RPM foi utilizada na execução dos ensaios.

Quadro 2.2: Matriz dos experimentos de cortador único (modificado de Akbari *et al.*, 2014).

Diâmetro do cortador	Comprimento do chanfro	Profundidade de corte
13 mm	0.25 mm (0.010 in)	0.13 – 1.21 mm
13 mm	0.41 mm (0.016 in)	0.08 – 1.22 mm
16 mm	0.25 mm (0.010 in)	0.15 – 1.07 mm
16 mm	0.41 mm (0.016 in)	0.15 – 1.04 mm

Os resultados apresentados por Akbari *et al.* (2014a) mostraram que a influência do tamanho do cortador na resposta friccional do corte não é significativa. Quanto ao efeito do chanfro, concluiu-se que seu tamanho não influencia na força de corte para ensaios executados com mesmos valores de DOCs, conforme apresenta a Figura 2.36.

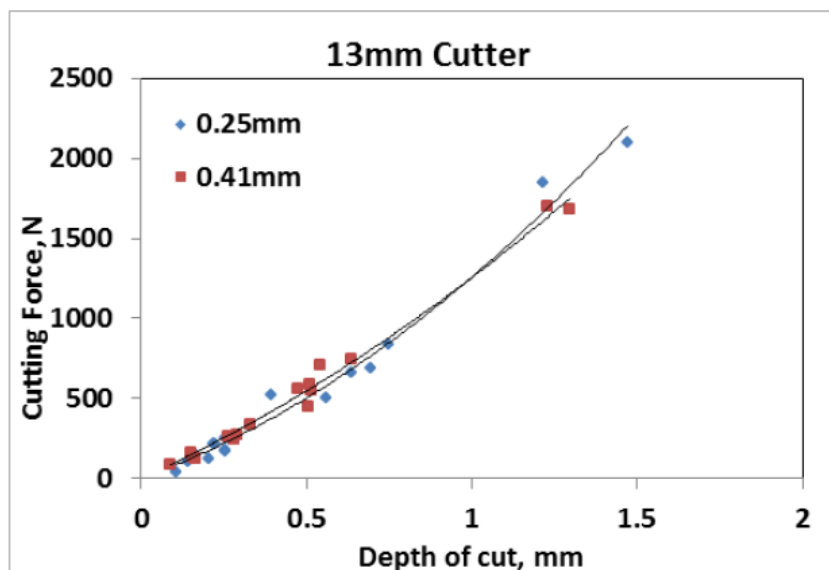


Figura 2.36: Força de corte versus profundidade de corte (modificado de Akbari et al., 2014a).

Akbari *et al.* (2014b) deu continuidade ao seu trabalho estudando o efeito do tamanho do chanfro na energia específica mecânica. A Figura 2.37 indica um aumento na MSE com o aumento do chanfro para valores pequenos de DOC. Por outro lado, para valores maiores de profundidade de corte ($DOC > 0.03$ in), essa influência do chanfro diminui. Akbari *et al.* (2014b) sugere que para maiores DOCs, a área não chanfrada do cortador em contato com a rocha é grande, reduzindo, portanto, a influência do chanfro.

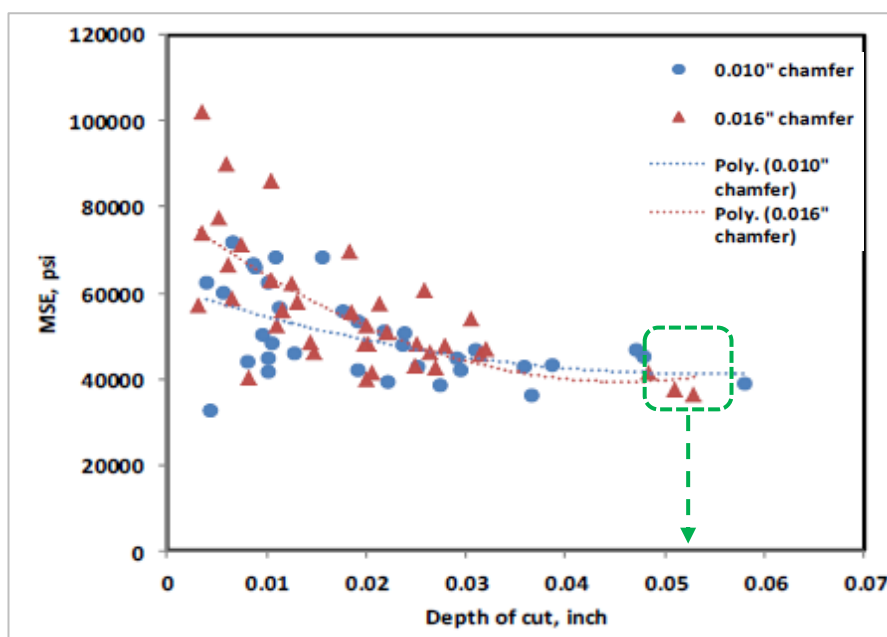


Figura 2.37: MSE versus DOC para diferentes tamanhos de chanfro (modificado de Akbari *et al.*, 2014b).

Os dados experimentais obtidos por Akbari *et al.* (2014a, b) serão utilizados como orientação para corroborar os resultados de algumas simulações numéricas de cortador único realizadas neste trabalho.

Adicionalmente à influência do tamanho do chanfro, é importante verificar a influência do ângulo de ataque e do ângulo de inclinação lateral na resposta friccional do corte. Esta resposta friccional pode ser fundamental na agressividade da broca, afetando a eficiência da operação de perfuração. A agressividade, para o ensaio de corte, é definida como a inclinação da curva que relaciona a força tangencial com a força normal de corte (Akbari *et al.*, 2014a).

A fim de estudar a interação rocha-cortador em termos de contato friccional, é interessante retomar alguns trabalhos mais antigos que tratam sobre o tema. Detournay e Defourny (1992) apresentaram um modelo analítico baseado na suposição de que a força total que atua no cortador é igual a soma das forças que agem na face do cortador com a soma das forças que atuam na área desgastada (se houver desgaste).

O modelo supracitado introduz a razão entre as forças horizontal e vertical que atuam na face do cortador (ζ). Adachi *et al.* (1996) realizaram experimentos de corte a fim de utilizar o modelo analítico de Detournay e Defourny (1992) para desenvolver um estudo a respeito dos processos friccionais entre rocha e cortador. Os autores afirmam que o modelo desenvolvido por Detournay e Defourny (1992) descreve o processo de corte em rocha como plástico e que esse modo de ruptura é observado em rochas sedimentares cortadas com profundidades de cortes pequenas (em torno de 1 mm). O modelo analítico considera cortadores com e sem desgaste, entretanto, neste item da Tese serão apresentadas somente as equações para a configuração sem desgaste (a equação do modelo analítico de Detournay e Defourny (1992) que inclui a influência do desgaste é apresentada no item 2.3.4 do Capítulo de Revisão bibliográfica). As forças que atuam na face do cortador podem ser vistas na Figura 2.38.

Seguindo as equações apresentadas por Adachi *et al.* (1996), é possível definir que F^c pode ser decomposta em duas componentes na direção normal e paralela à superfície da rocha, F_n^c e F_s^c respectivamente, como pode ser observado na Figura 2.38.

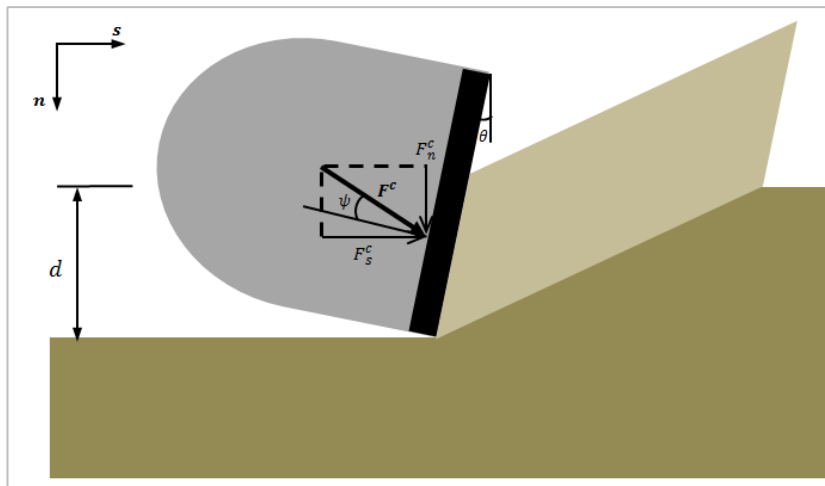


Figura 2.38: Forças atuando em um cortador sem desgaste (modificado de Adachi et al., 1996).

A inclinação de F^c na face do cortador é controlada por um coeficiente de fricção $\mu_c = \tan\psi$ onde ψ é tido como o ângulo de atrito interfacial rocha-cortador. As componentes de força tangencial e normal estão assim relacionadas:

$$F_n^c = \zeta F_s^c \quad (2.2)$$

Onde ζ é dado por:

$$\zeta = \tan(\psi + \theta) \quad (2.3)$$

E θ é o ângulo de ataque do cortador. Conforme já mencionado, a relação entre os componentes de força tangencial e normal (ζ^{-1}) pode ser entendida como sendo a agressividade do cortador. Destaca-se que o modelo proposto por Detournay e Defourny (1992) não considera a influência do ângulo de atrito lateral. Apesar disso, o modelo assume que ζ e μ_c são constantes para uma dada rocha e um dado tipo de cortador.

Como conclusão da campanha de experimentos feitas por Adachi *et al.* (1996), entende-se que o ângulo de atrito interfacial rocha/cortador (ψ) permanece constante com valor em torno de 19° , independentemente da rocha ensaiada. Os autores justificam este resultado devido à natureza do PDC, que é um material muito duro e possui uma rugosidade relativamente constante.

Ao contrário das suposições assumidas no modelo desenvolvido por Detournay e Defourny (1992), Richard (1998) e Coudyzer e Richard (2005) obtiveram evidências de que ψ não deve ser interpretado como sendo uma medida

do ângulo de atrito interfacial entre rocha e cortador e não é controlado por um fluxo unidirecional de material ao longo da face do cortador.

Ghoshouni e Richard (2008) estudaram os efeitos do ângulo de ataque no processo de corte sob o ponto de vista de fricção. Eles empregaram os conceitos apresentados por Detournay e Defourny (1992), e fizeram experimentos de *scratch tests* em diferentes tipos de rocha com o intuito de provar que o ângulo ψ varia com o ângulo de ataque durante o processo de corte. Os testes foram realizados com ângulo de ataque variando de 0° a 70° , bem como uma profundidade de corte de 0.2 mm.

O ângulo ψ foi obtido através da relação apresentada na Equação 2.3 e o valor de ζ foi obtido analisando a relação entre as forças normal e tangencial para cada ensaio (Figura 2.39).

A Figura 2.40 evidencia a variação do ângulo ψ com o ângulo de ataque. Em detalhe estão ilustradas as variáveis referidas neste estudo: ψ (ângulo entre a força resultante e o vetor normal à face do cortador), F (força de corte resultante) e θ (ângulo de ataque).

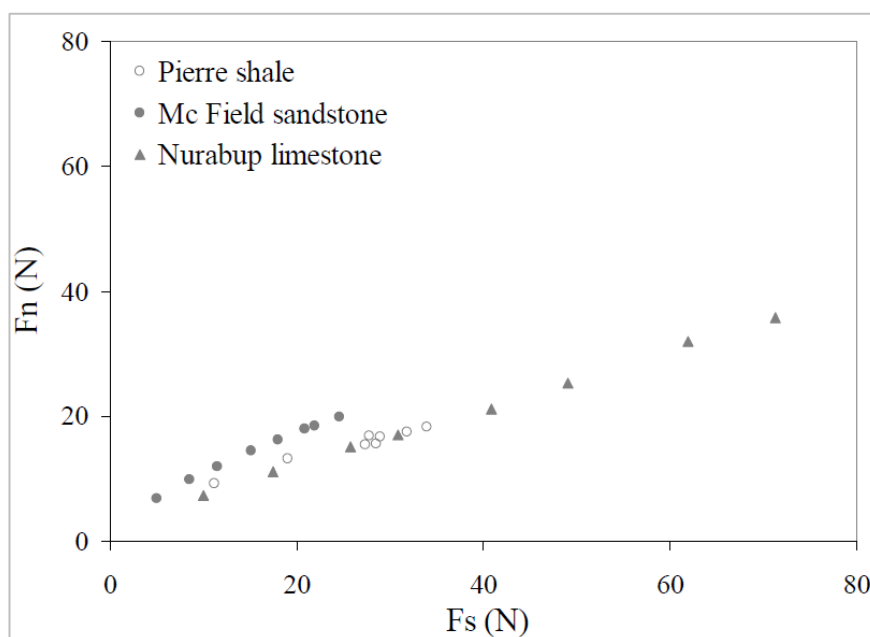


Figura 2.39: Força normal versus força tangencial para três tipos de rocha (Ghoshouni e Richard, 2008).

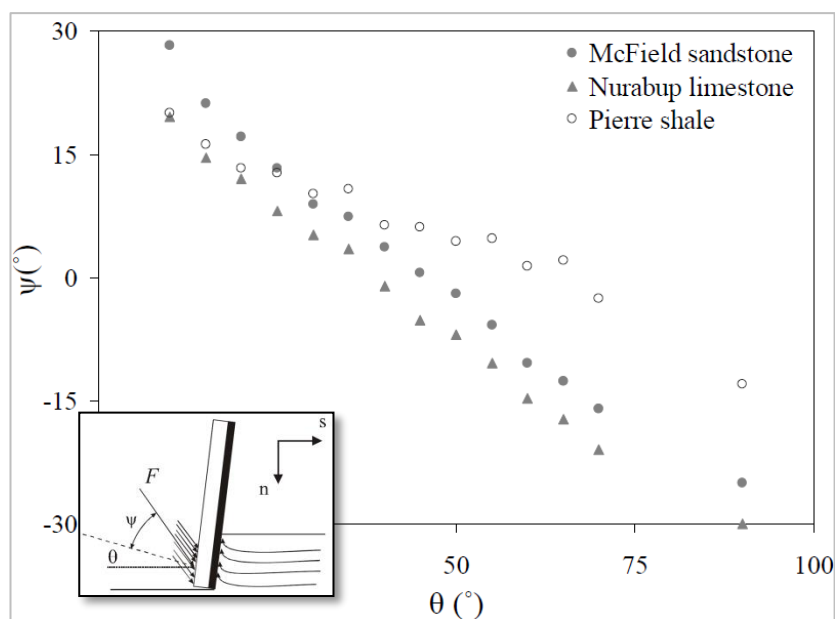


Figura 2.40: Ângulo entre a força resultante e o vetor normal à face do cortador versus ângulo de ataque (modificado de Ghoshouni e Richard, 2008).

De acordo com os autores, estes resultados sugerem que ψ não pode ser interpretado como sendo uma medida direta da fricção interfacial entre rocha e cortador. Baseado nas suas observações a respeito do fluxo de material (cascalhos) na face do cortador, os autores consideram legítimo sugerir que o ângulo ψ é afetado pelas propriedades de fricção da rocha. Entretanto, eles também enfatizam que não é possível formular uma lei em que somente o ângulo de atrito interno controle a relação entre ψ e θ , já que as curvas do gráfico ψ versus θ não se superpõem.

2.3.3

Influência da profundidade de corte

O trabalho experimental de Richard *et al.* (1998) apresenta o efeito da profundidade de corte no processo de corte em rocha experimental para condições atmosféricas. O autor concluiu que, para ensaios não confinados de cortador único há dois modos de ruptura que ocorrem dependendo da profundidade de corte utilizada. Para DOCs pequenas, geralmente menores do que 1 mm, o modo de ruptura da rocha é dúctil e é caracterizado pelo acúmulo de um material destruído e recompactado na face do cortador. Para DOCs maiores do que 1 mm, as rochas podem apresentar ruptura frágil, caracterizada por fissuras longas que se iniciam na ponta do cortador, levando à formação de lascas de rocha (*chips*). Os dois tipos de

ruptura observados em ensaios de cortador único para diferentes profundidades de corte foram apresentados no item 2.3 e podem ser visualizados na Figura 2.19.

Mendoza *et al.* (2011) simularam numericamente ensaios de *scratch test* em pressão atmosférica para o arenito Vosges, utilizando um *software* de elementos discretos. Foram modelados cortes rasos (pequena DOC) em algumas amostras sintéticas e a média das forças de corte obtidas aumentou linearmente até uma profundidade de corte de 1.2 mm. Maiores profundidades de corte resultaram em valores de força de corte oscilando ao redor da linha de tendência, conforme ilustra a Figura 2.41. Os autores também observaram que profundidades de corte pequenas nem sempre levam a modo de ruptura dúctil, como havia sido previsto anteriormente por Huang e Detournay (2008).

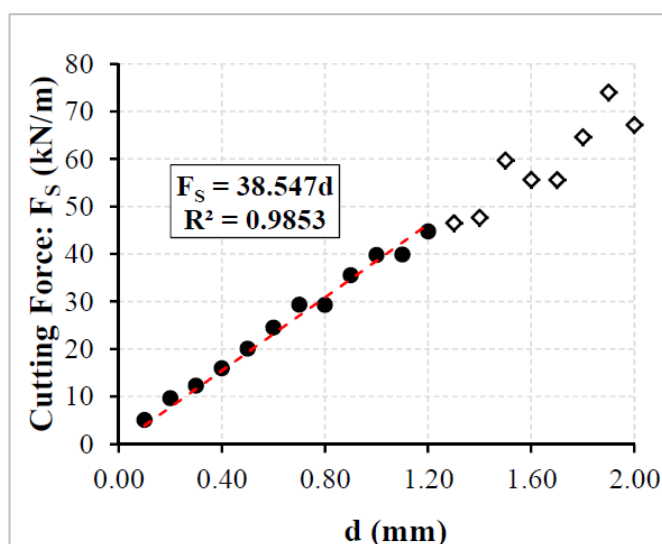


Figura 2.41: Efeito da profundidade de corte nas forças médias de corte (Mendoza et al., 2011).

Rajabov *et al.* (2012) executaram ensaios experimentais em um equipamento de cortador único que suporta elevadas pressões, utilizando amostras do calcário de Cartago, do folhelho Mancos e do arenito Torrey Buff. A profundidade de corte utilizada neste ensaio variou de 1 mm a 4 mm. A Figura 2.42 apresenta a queda dos valores de MSE com o aumento da profundidade de corte até 2 mm. Após esta profundidade de corte, a MSE aumenta ligeiramente. A Figura 2.43 apresenta comportamento similar para ensaios em condições atmosféricas.

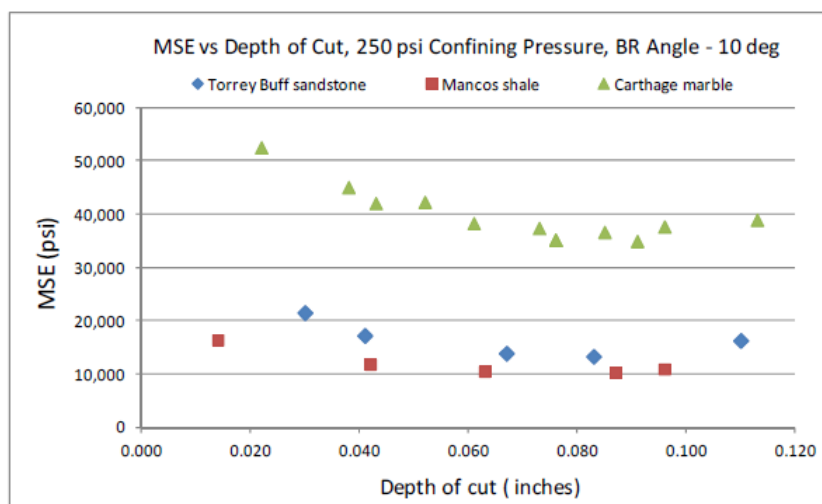


Figura 2.42: Influência da profundidade de corte na MSE em ensaio de cortador único com confinamento de 250 psi (Rajabov et al., 2012).

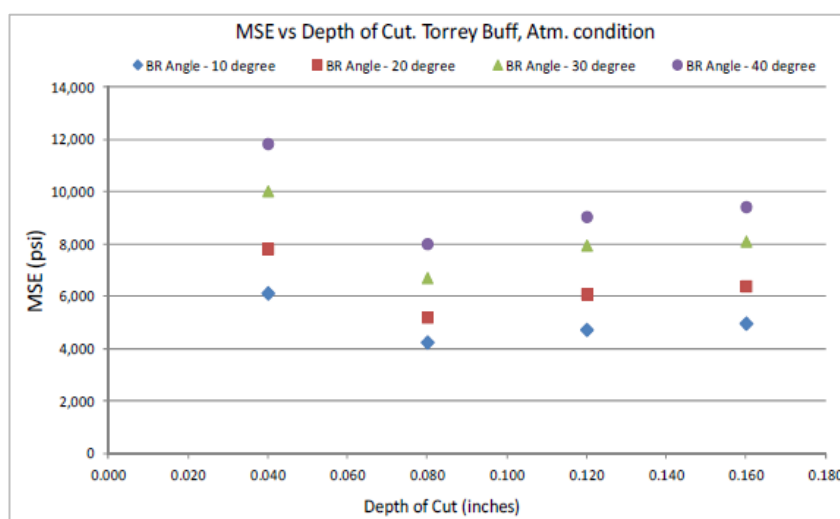


Figura 2.43: Influência da profundidade de corte na MSE em ensaio de cortador único para pressão atmosférica (Rajabov et al., 2012).

Martinez *et al.* (2013) desenvolveram modelagens numéricas tridimensionais e bidimensionais do ensaio de cortador único através do método dos elementos finitos para halita. O efeito da profundidade de corte foi observado e, como resultado, os valores de energia específica mecânica diminuíram com o aumento da profundidade de corte (Figura 2.44).

Akbari e Miska (2016) realizaram experimentos de cortador único no laboratório de perfuração da Universidade de Tulsa e concluíram que a profundidade de corte tem efeito significativamente maior nas forças de corte do que o ângulo de ataque, do que o ângulo de inclinação lateral e do que o confinamento.

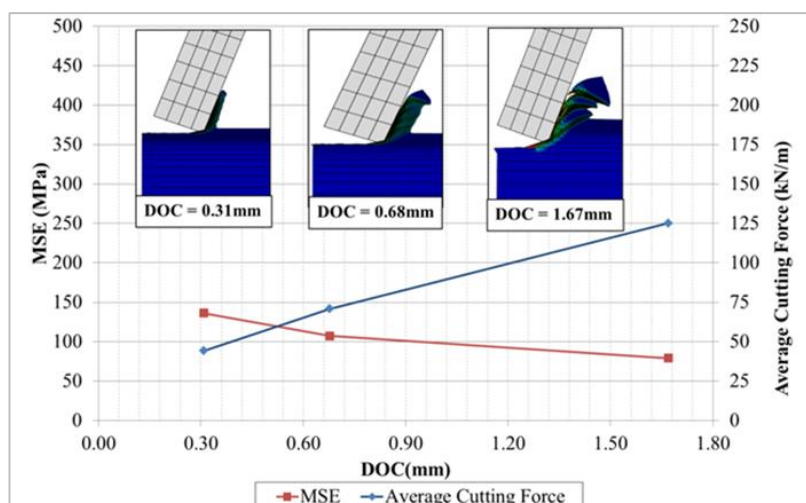


Figura 2.44: Influência da profundidade de corte na MSE e nas forças de corte – modelagem bidimensional para halita em condições atmosféricas (Martinez et al., 2013).

2.3.4 Influência do desgaste

Segundo Bayer (2001), desgaste é considerado um fenômeno ou um sistema característico. Não é uma propriedade do material, já que um mesmo material se desgasta diferentemente quando submetido a situações diversas e, materiais com propriedades diferentes não se desgastam igualmente quando expostos a uma mesma situação.

O desgaste de um cortador corresponde à variação do formato do cortador durante a ação de corte, resultando da perda gradual de material da ferramenta. Quando o desgaste do cortador atinge uma determinada extensão, este deve ser substituído a fim de garantir a ação de corte desejada.

Alguns fatores podem causar o desgaste de uma ferramenta (Bayer, 2001):

- **Abrasão:** o desgaste abrasivo é causado pelo atrito entre a ferramenta de corte e a peça de trabalho.
- **Adesão:** quando as partículas da peça de trabalho começam a ficar soldadas na ferramenta de corte, elas formam uma aresta (*build up edge*). Eventualmente, esta aresta e parte da ferramenta de corte são quebradas durante a ação de corte.
- **Química:** reação química pode ocorrer entre o fluido utilizado para facilitar o corte e a ferramenta de corte. O fluido pode causar oxidação da ferramenta, que pode acelerar a sua quebra.
- **Degradação térmica:** é causada por gradientes severos de temperatura durante a ação de corte. Variações grandes de temperatura podem gerar fissuras próximas à borda do cortador que poderão levar à quebra da ferramenta.

- Vibração e Rigidez: podem diminuir a vida útil da ferramenta e podem cortar de maneira ineficiente.

Segundo Rojek (2014), a previsão do desgaste é um elemento importante para o projeto e otimização das ferramentas de corte. O desgaste do cortador depende dos efeitos térmicos e mecânicos na interação rocha / cortador. Elevadas temperaturas desenvolvidas na superfície do cortador devido ao atrito entre a ferramenta de corte e a rocha, reduzem a dureza da superfície e aumentam o desgaste abrasivo.

Segundo Ford (2014), conforme a broca PDC perfura, em torno de 30% da área do cortador que está em contato com a formação está exposta a efeitos mecânicos e térmicos de desgaste. Quando o desgaste no cortador ultrapassa a camada de diamante sintético e atinge o substrato de carboneto de tungstênio, a eficiência de corte rapidamente decresce, diminuindo a taxa de penetração. Uma atitude comum, para enfrentar esse problema, é aumentar o peso sobre a broca a fim de manter uma taxa de penetração aceitável. Uma consequência desta tomada de decisão é o aumento da taxa de desgaste, levando o cortador à ruptura. Este ciclo de desgaste e dano do cortador é o principal fator limitante do desempenho e duração de cortadores PDC em formações duras e abrasivas.

Segundo Sinor e Warren (1989), o desgaste abrasivo (mecânico) está associado ao desenvolvimento de áreas uniformes desgastadas e com a gradual diminuição da ROP durante a vida da broca. É uma função da força aplicada ao cortador, da temperatura e velocidade do cortador e das propriedades da formação e do cortador.

A temperatura a que o cortador está submetido durante o corte é reconhecida como uma das principais causas de desgaste. Estudos analíticos, experimentais e numéricos foram desenvolvidos objetivando quantificar a influência da temperatura no desgaste de brocas PDC (Ortega e Glowka, 1984; Glowka e Stone, 1985; Glowka e Stone, 1986; Prakash e Appl, 1989; Freeman *et al.*, 2012; Rojek, 2014).

Ortega e Glowka (1984) discutiram os mecanismos de desgaste para brocas PDC e a importância da temperatura do cortador no seu desgaste. Os autores relatam que acima de 750°C, o desgaste acelera rapidamente devido à deterioração térmica e ao destacamento de grãos de diamante, resultando na ruptura do cortador. Para temperaturas abaixo de 750°C, o modo primário de desgaste foi descrito como desgaste abrasivo com microfissuras. A temperatura máxima do cortador, para

garantir uma operação segura, foi estabelecida em 750 °C. Os autores realizaram uma análise numérica bidimensional utilizando o método de diferenças finitas a fim de avaliar a distribuição de temperatura no cortador para aquecimento friccional e taxas de resfriamento conhecidas. Os modelos utilizados para a análise podem ser visualizados na Figura 2.45. É interessante notar que as três configurações de desgaste são comuns de serem encontradas em perfurações com brocas PDC: desgaste severo, moderado e leve.

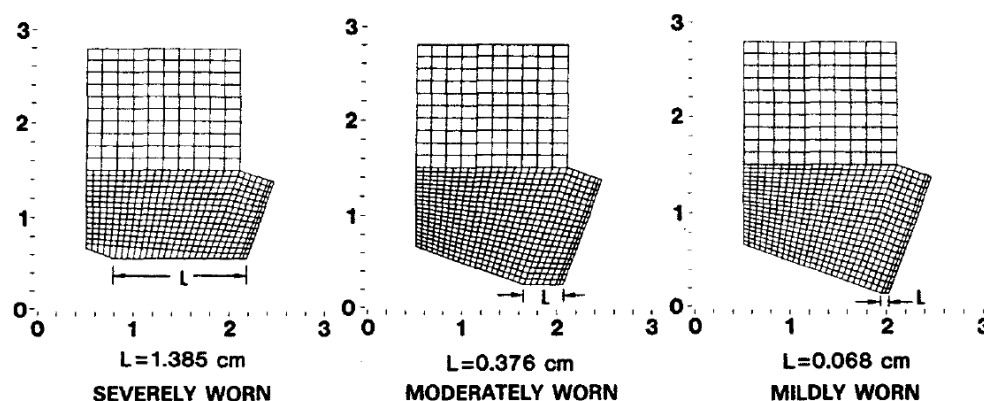


Figura 2.45: Configurações de cortadores desgastados (Ortega e Glowka, 1984).

Ortega e Glowka (1984) concluem que elevados gradientes térmicos podem se desenvolver na base desgastada de um cortador, contribuindo para a quebra e destacamento de diamantes. Também entendem que o resfriamento do cortador (pelo fluido de perfuração) tem um papel importante na redução da temperatura da base desgastada.

Glowka e Stone (1985) deram continuidade ao trabalho anterior desenvolvendo um modelo analítico de previsão de temperaturas em um cortador PDC. Eles mostraram um gráfico da taxa de desgaste versus temperatura na base do cortador (com dados experimentais dos trabalhos de Hibbs e Sogioian, 1983 e de Lee e Hibbs, 1989 *apud* Glowka e Stone, 1985) em que a taxa de desgaste aumentou dramaticamente acima de 350°C e, portanto, propuseram que esta temperatura seja considerada como temperatura crítica do cortador (Figura 2.46).

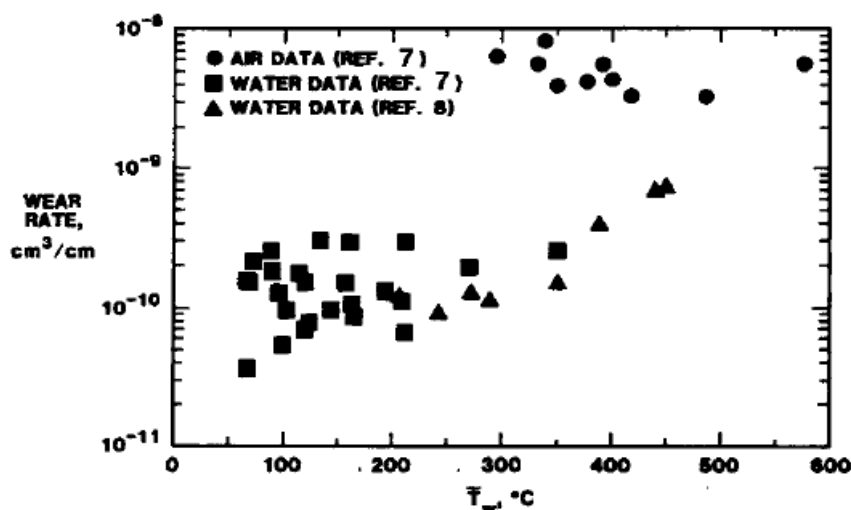


Figura 2.46: Taxa de desgaste experimental em função da temperatura da área desgastada do cortador (Glowka e Stone, 1985).

O trabalho de Freeman *et al.*, (2012) relata que a existência de tensões mecânicas dentro da matriz do cortador, geradas pela elevação da sua temperatura, podem resultar na quebra da pastilha. Essas tensões mecânicas são geradas devido à diferença de expansividade térmica entre os materiais que compõem o cortador: carboneto de tungstênio, cobalto metálico e cristais de diamante. Quando ocorre a quebra da pastilha, uma seção desgastada do cortador entra em contato com a rocha, resultando em maior aquecimento, elevada temperatura e consequente ruptura da pastilha de diamante.

Como efeito do desgaste, ocorre uma mudança na geometria do cortador, com a formação de uma área desgastada na sua base e possível quebra da pastilha de diamante. Ocorre também uma modificação na componente de forças resultantes no cortador, devido à mudança de geometria. A Figura 2.47 e a Figura 2.48 apresentam a geometria de um cortador severamente desgastado e de um cortador submetido a diferentes níveis de desgaste, respectivamente.

A mudança na geometria do cortador justifica a perda de eficiência do corte já que a área do cortador em contato com a rocha aumenta, levando ao aumento do atrito entre os dois materiais, ao aumento da temperatura do cortador devido à maior fricção, e, ao aumento do desgaste do cortador. É importante mencionar a importância da circulação de fluido de perfuração, já que ela auxilia no resfriamento do cortador, reduzindo a taxa de desgaste. A importância do jato de fluido no cortador será discutida na próxima seção.

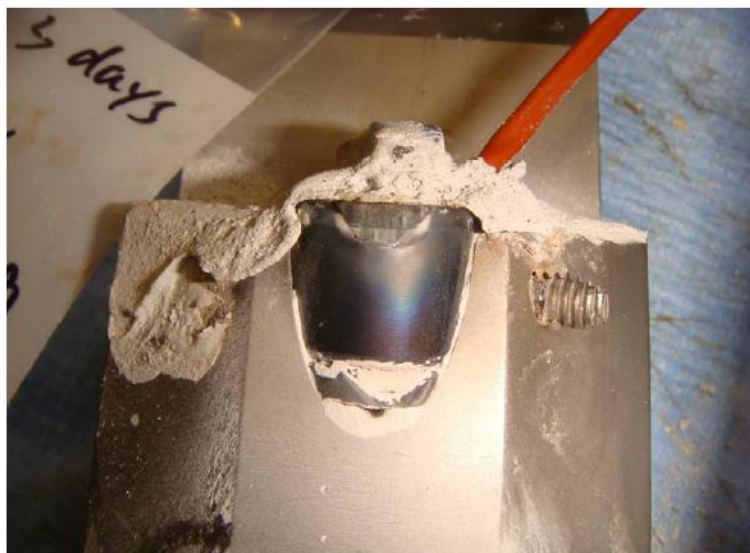


Figura 2.47: Cortador severamente desgastado (Freeman et al., 2012).

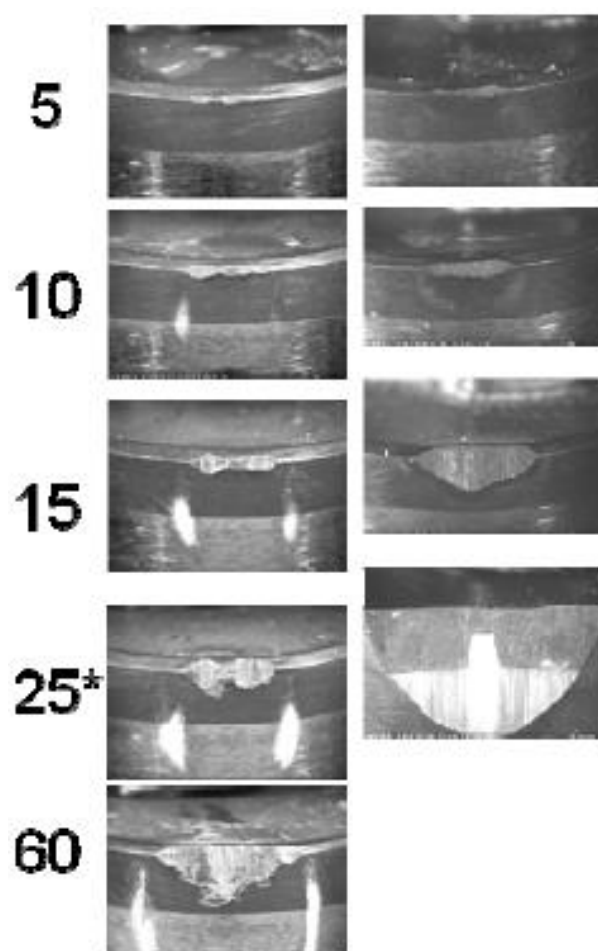


Figura 2.48: Cortador submetido a diferentes taxas de desgaste (Freeman et al., 2012).

Fisicamente, com o desenvolvimento de área desgastada, ocorre uma modificação das parcelas de força atuantes no cortador. A Figura 2.49 ilustra estas parcelas de força para um cortador desgastado.

Através da Figura 2.38 (apresentada no item 2.3.2) e da Figura 2.49, podemos perceber que, para um cortador desgastado há uma parcela a mais de força que deve ser considerada atuando na base do cortador. As componentes desta parcela resultam do atrito entre a área desgastada do cortador e a rocha, visivelmente dificultando o deslizamento do cortador. A energia específica mecânica para um cortador desgastado foi calculada por Detournay e Defourny (1992) considerando a influência da parcela de forças que atua na base de um cortador desgastado e pode ser visualizada na Equação 2.4.

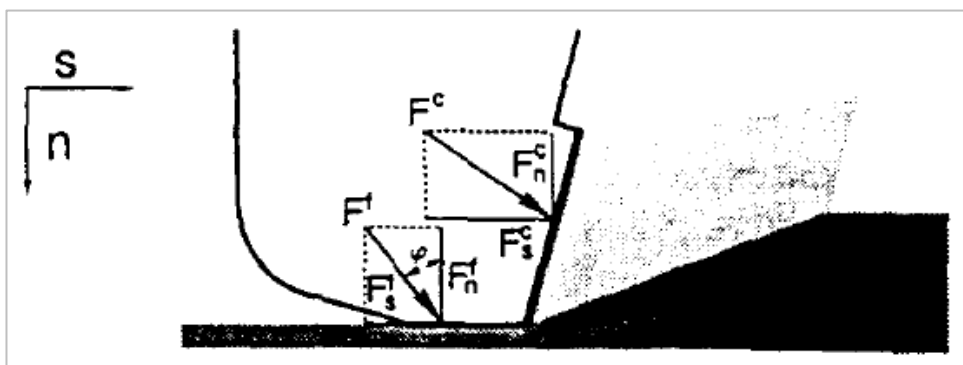


Figura 2.49: Cortador desgastado (Detournay e Defourny, 1992).

$$MSE_D = [1 - \mu \tan(\theta + \varphi)]\epsilon + \mu_D S \quad (2.4)$$

Onde MSE_D equivale à energia específica mecânica para cortador desgastado (MPa), ϵ é a energia específica intrínseca da rocha (MPa), μ_D é o ângulo de atrito na área desgastada do cortador, θ é o ângulo de ataque do cortador, φ é o ângulo de atrito na face do cortador e S é a energia gasta no processo de perfuração da rocha (MPa).

Através da Equação 2.4, percebe-se que a energia específica mecânica para o cortador desgastado é maior do que a energia específica mecânica para cortador afiado, já que se devem levar em consideração as componentes de força atuantes na base do cortador. A equação demonstra, portanto, a perda de eficiência do cortador desgastado durante o corte em rochas.

2.3.5

Influência da limpeza do cortador através da circulação de fluido

O trabalho de Ortega e Glowka (1984), que foi discutido na seção 2.3.4 estuda a previsão de temperatura em cortadores desgastados através de um modelo numérico-analítico. Em seus estudos, além do desgaste abrasivo do cortador, os

autores também abordam a importância que o fluido de perfuração exerce na manutenção das temperaturas na base do cortador. Eles argumentam que jatos de água direcionados para os cortadores reduzem mais as temperaturas do que um fluxo radial através da broca. Em um trabalho posterior, Glowka e Stone (1985) relatam que se uma boa hidráulica não for empregada no fundo do poço para a remoção do cascalho, a sua presença dificultará o resfriamento do cortador, colaborando para o seu desgaste.

Ledgerwood (2007) discute a diferença entre o corte em rocha feito em ambientes pressurizados e o corte em rocha feito em condições atmosféricas. Este trabalho foi discutido na seção 2.3.1 e é lembrado aqui, a fim de enfatizar a importância que o jato de fluido exerce na remoção do material que fica preso na face do cortador para cortes em ambientes confinados.



Figura 2.50: Cascalhos em forma de fita presos na face do cortador (Rafatian et al., 2009).

Judzis *et al.* (2009) sugere que modificações no design de broca e nos parâmetros operacionais, especialmente na hidráulica, devam ser feitos a fim de facilitar e promover a remoção dos detritos de cascalho do fundo do poço, para obter ganhos na taxa de penetração.

Freeman *et al.* (2012) realizaram ensaios de desgaste em cortador único com jato de fluido a fim de observar a influência do resfriamento do cortador no desenvolvimento da sua área desgastada (Figura 2.51). Os ensaios de desgaste realizados por estes autores utilizaram água e fluido de perfuração (Xanthan) e foi possível perceber o menor desenvolvimento de área desgastada para os ensaios feitos com água. A Figura 2.48 da seção 2.3.4 ilustra o resultado destes ensaios, sendo que as imagens da esquerda representam o ensaio feito com água e, as imagens da direita, os ensaios feitos com fluido de perfuração. Estes resultados indicam que a água pura é capaz de resfriar melhor o cortador do que o fluido de perfuração. A Figura 2.52 corrobora essa observação.



Figura 2.51: Ensaio de cortador único com jato de fluido (Freeman et al., 2012).

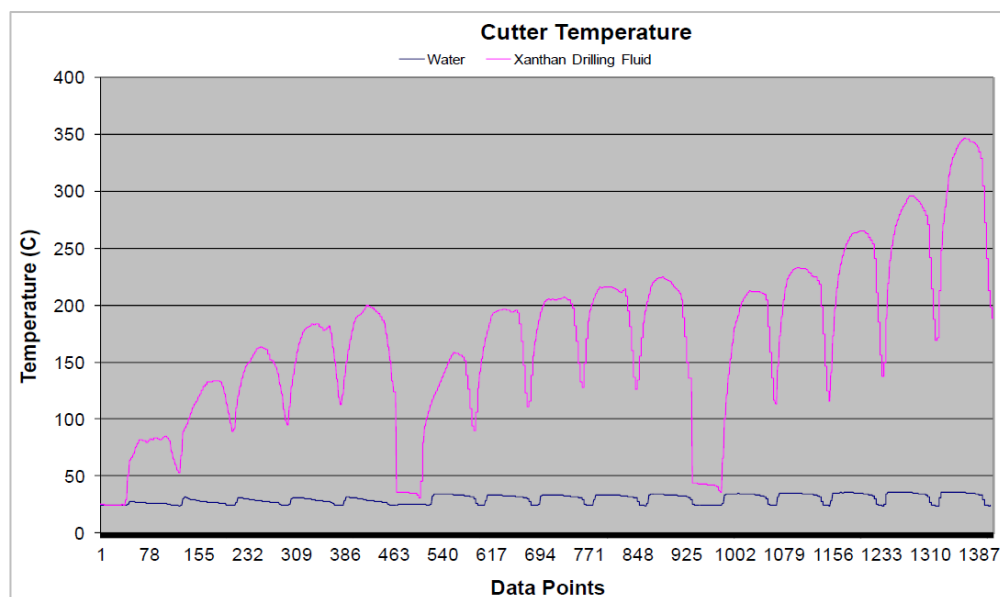


Figura 2.52: Temperaturas nos cortadores dos ensaios de cortador único com jato de fluido (Freeman et al., 2012).

Os autores comentam ainda que o fluido de perfuração apresenta um fluxo mais laminar que a água devido a sua viscosidade. Com isso, o fluido de perfuração é menos capaz de penetrar o cascalho, permitindo que ele continue preso à face do cortador. A presença deste material dificulta o resfriamento do cortador, facilitando o desenvolvimento do desgaste.

2.4 Método dos elementos discretos

2.4.1 Teoria do método dos elementos discretos

O método dos elementos discretos (DEM) permite simular numericamente o comportamento mecânico de diferentes materiais através de modelos formados por um conjunto de partículas. Estas partículas interagem por meio de seus pontos de contato e podem deslocar-se relativamente entre si por translação e rotação. Neste trabalho, o objetivo é utilizar esta metodologia para previsão do comportamento mecânico de rochas submetidas à ação de corte (perfuração) por um cortador de diamante sintético poli cristalino. O *software* utilizado para este fim é o PFC, *Particle Flow Code*.

O método dos elementos discretos pode ser dividido em duas categorias: modelo de partícula macia (*soft*) e modelo de partícula dura (*hard*) (Duran (2000) e Zhu *et al.* (2007) *apud* O'Sullivan, 2011). A diferença fundamental entre as duas abordagens é que no modelo de partícula macia, as partículas em contato podem se superpor, enquanto o mesmo não ocorre no modelo de partículas duras. A Figura 2.53 ilustra esquematicamente os dois modelos.

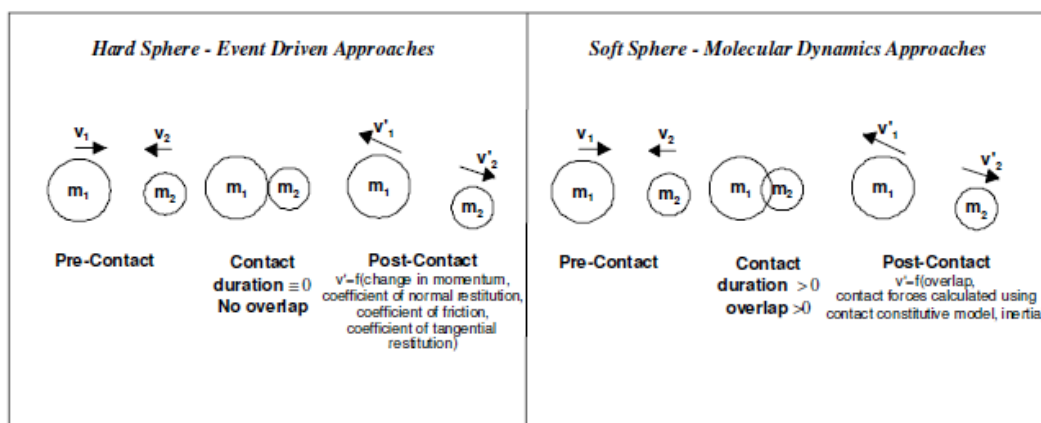


Figura 2.53: Esquema representativo dos modelos de partículas macia e dura (O'Sullivan, 2011).

Para ambas as abordagens, a evolução do sistema é analisada examinando o estado do conjunto de partículas durante intervalos de tempo distintos. O modelo de partículas duras não permite a interpenetração entre partículas. Quando elas colidem, ocorre dissipação de energia por deformação plástica e calor. No modelo de partículas macias, no qual a superposição de partículas é permitida, a simulação é dividida em incrementos de tempo discreto para resolver equações de equilíbrio

rotacional e translacional entre duas entidades em contato. Em cada incremento de tempo, as velocidades e acelerações das partículas são constantes. Estes incrementos de tempo são bem pequenos, para garantir que, em um único intervalo de tempo, as perturbações no sistema não propaguem para além das partículas vizinhas. Assim, as forças que agem em cada partícula são determinadas pela sua interação com as partículas com que fazem contato.

A formulação do método pode ser sintetizada através da aplicação, em cada passo de tempo, da segunda lei de Newton e da lei de força-deslocamento nas partículas e nos seus contatos, respectivamente. As seguintes hipóteses, descritas no manual do *software* PFC (PFC^{3D}, 2008), citadas por Mejía (2010) e por O’Sullivan (2011), são adotadas nesta formulação:

- As partículas são consideradas discos / esferas rígidas.
- As partículas podem se mover independentemente umas das outras e podem transladar e girar.
- O *software* identifica automaticamente novos contatos formados entre as partículas.
- Os contatos entre as partículas ocorrem em uma área muito pequena (quase pontual).
- Existe uma tolerância para a superposição entre as partículas. Sua magnitude está relacionada à força de contato, que é calculada através da lei de força-deslocamento. Esta superposição é pequena quando comparada ao tamanho das partículas.
- É possível aplicar um elemento de ligação entre os contatos das partículas. As partículas têm o formato de discos / esferas, mas podem configurar diferentes geometrias através de seu agrupamento.
- As forças compressivas entre as partículas podem ser calculadas a partir da magnitude da superposição entre elas.
- Nos pontos de contato, as partículas podem transmitir forças de compressão e de tração na direção normal do contato, e podem também transmitir força tangencial (cisalhante) na direção ortogonal à força normal de contato.
- As forças de tração podem ser calculadas considerando a distância de separação entre duas partículas. Uma vez que a força de tração exceda a força máxima de tração para aquele contato, as partículas podem se afastar uma da outra e seu contato é apagado e desconsiderado do ciclo de cálculo.
- O incremento de tempo escolhido para a modelagem deve ser pequeno o suficiente para que o movimento de uma partícula, em um passo de tempo, perturbe somente as partículas vizinhas.

- Um conjunto de partículas rígidas pode ser utilizado para representar um elemento único, de geometria diferente de um círculo / esfera. As partículas que conformam este conjunto podem permanecer a uma distância fixa entre si ou interpenetrarem.
- Faces ou paredes são elementos rígidos que formam um sistema de condição de contorno e podem confinar ou comprimir um grupo de partículas. Velocidade, força ou deslocamento podem ser aplicados a estes elementos rígidos.

2.4.1.1

Modelos de Contato

O comportamento geral de um material pode ser descrito numericamente, em elementos discretos, através de um modelo constitutivo de contato aplicado aos contatos das partículas. O modelo de contato atuante é composto por três componentes: o modelo de rigidez, o modelo de deslizamento e o modelo de ligação (PFC^{3D}, 2008).

O modelo de rigidez é definido por uma equação matemática que computa a rigidez normal e cisalhante do contato. A rigidez do contato entre duas entidades (partícula / partícula ou partículas / elemento rígido) é definida pelas componentes normal e cisalhante, k_n e k_s . Existem dois modelos padrão de rigidez disponíveis no *software* PFC: modelo linear e modelo de Hertz-Mindlin. Serão demonstradas adiante somente as equações referentes ao modelo linear. A descrição do modelo de contato Hertz-Mindlin e outros modelos de contato alternativos podem ser encontrados no manual do *software* PFC.

No modelo linear, a rigidez de contato entre dois elementos que estão em interação é calculada assumindo que atua em série. A componente normal secante da rigidez é descrita pela Equação 2.5.

$$K^n = \frac{k_n^{[A]} \cdot k_n^{[B]}}{k_n^{[A]} + k_n^{[B]}} \quad (2.5)$$

E a componente cisalhante tangencial da rigidez é dada pela Equação 2.6.

$$K^s = \frac{k_s^{[A]} \cdot k_s^{[B]}}{k_s^{[A]} + k_s^{[B]}} \quad (2.6)$$

As notações sobrescritas [A] e [B] se referem a duas entidades em contato. Para o modelo linear, a componente normal secante da rigidez, K^n , equivale à componente normal tangencial:

$$k^n = \frac{dF^n}{dU^n} = \frac{d(K^n \cdot U^n)}{dU^n} = K^n \quad (2.7)$$

Onde U^n é superposição entre duas entidades. O modelo de deslizamento é uma propriedade das entidades em contato (partícula / partícula ou partículas / elemento rígido). O comportamento de deslizamento estabelece uma relação entre as forças normal e cisalhante do contato, conforme apresentada na Equação 2.8.

$$F_{s_{max}} = \mu |F_{n_i}| \quad (2.8)$$

Onde μ é o menor coeficiente de atrito que atua entre as entidades e F_{ni} é a força normal do contato no passo de tempo corrente. Se a força cisalhante incremental do contato $|F_{si}|$ for maior do que a força cisalhante máxima do contato $F_{s_{max}}$, ocorrerá o deslizamento no próximo ciclo de cálculo, e a magnitude de F_{si} passa a ser igual a $F_{s_{max}}$ via:

$$F_{si} \leftarrow F_{si} \left(\frac{F_{s_{max}}}{|F_{si}|} \right) \quad (2.9)$$

O modelo de deslizamento não fornece resistência normal à tração e o deslizamento é limitado pela força cisalhante. Este modelo está sempre ativo, a menos que um modelo de ligação seja aplicado aos contatos (PFC^{3D}, 2008).

No *software* PFC existem dois modelos padrão de ligação entre partículas: ligação de contato e ligação paralela. O modelo de ligação pode ser imaginado como uma cola, uma cimentação conectando duas partículas. A ligação paralela estabelece uma interação elástica entre duas partículas que atuam em paralelo com o modelo de deslizamento ou com a ligação de contato. Todas as modelagens desenvolvidas neste trabalho utilizarão o modelo de ligação paralela para permitir a transmissão de forças e momentos nos contatos. A ligação paralela é representada como um disco, com raio definido pelo menor dos raios das partículas em contato, conforme ilustra a Figura 2.54.

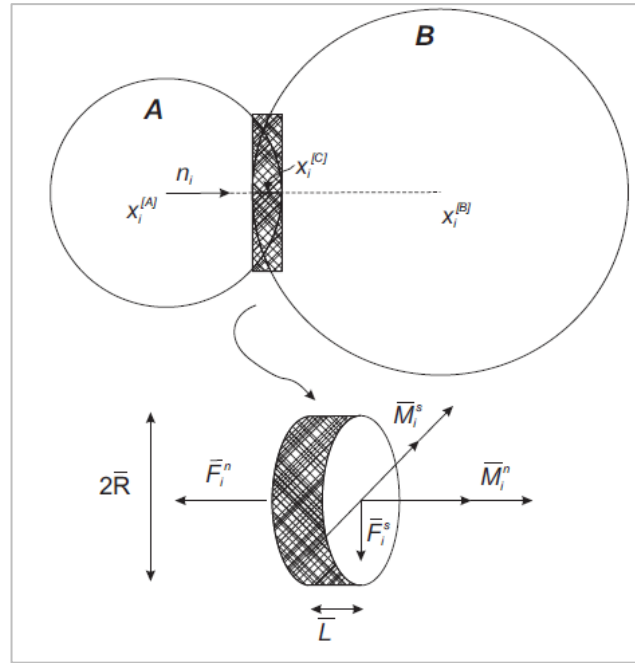


Figura 2.54: Representação do modelo de ligação paralela (PFC3D, 2008).

2.4.1.2

Ciclo de cálculo no método dos elementos discretos particulados

No método dos elementos discretos, quando um ciclo de cálculo é iniciado, a posição das partículas e dos contatos é determinada. Em seguida, a lei de força-deslocamento é aplicada em cada contato para calcular as forças nos contatos, baseada no deslocamento relativo entre partículas e no modelo constitutivo de contato. A magnitude da força normal de contato é calculada conforme apresenta a Equação 2.10.

$$F_i^n = K^n \cdot U^n \quad (2.10)$$

Onde k^n equivale à rigidez normal no contato, determinada a partir do modelo de rigidez atuante e U^n é a superposição entre duas entidades em contato.

A força cisalhante no contato é calculada de modo incremental. Quando um contato é formado, a força de contato cisalhante é nula. Cada deslocamento cisalhante subsequente aumenta o valor da resistência. Assim, para determinar a resistência cisalhante no contato, é necessário calcular a força gerada pelo deslocamento translacional do contato e a força gerada pelo deslocamento rotacional das partículas.

Após conhecer a força em cada contato e sua contribuição para cada partícula, a lei de movimento (segunda lei de Newton) é aplicada em cada partícula,

determinando sua posição e velocidade. O deslocamento da partícula pode ser calculado em termos de movimento translacional e rotacional. O movimento translacional do centro de massa é descrito por sua posição, x_i , velocidade, \dot{x}_i , e aceleração, \ddot{x}_i . O movimento rotacional da partícula é descrito por sua velocidade angular, w_i , e aceleração angular, \dot{w}_i . As Equações 2.11 e 2.12 apresentam o cálculo das duas parcelas de movimento.

$$F_i = m(\ddot{x}_i - g_i) \quad (2.11)$$

$$M_i = I\dot{w}_i = \left(\frac{2}{5}mR_p^2\right)\dot{w}_i \quad (2.12)$$

As Equações de movimento 2.11 e 2.12 são integradas utilizando um procedimento de diferenças finitas centradas, envolvendo um passo de tempo Δt . As acelerações e velocidades translacional e rotacional são calculadas pelas Equações 2.13, 2.14, 2.15 e 2.16, respectivamente.

$$\ddot{x}_i^{(t)} = \frac{1}{\Delta t} \left(\dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)} - \dot{x}_i^{(t-\Delta t/2)} \right) \quad (2.13)$$

$$\dot{w}_i^{(t)} = \frac{1}{\Delta t} \left(w_i^{(t+\Delta t/2)} - w_i^{(t-\Delta t/2)} \right) \quad (2.14)$$

$$\dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)} = \dot{x}_i^{(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{F_i^{(t)}}{m} + g_i \right) \Delta t \quad (2.15)$$

$$w_i^{(t+\Delta t/2)} = w_i^{(t-\Delta t/2)} + \left(\frac{M_i^{(t)}}{I} \right) \Delta t \quad (2.16)$$

As Equações de velocidades descritas nas Equações 2.15 e 2.16 são utilizadas para atualizar a posição do centro de massa conforme mostra a Equação 2.17.

$$x_i^{(t+\Delta t)} = x_i^{(t)} + \dot{x}_i^{(t+\Delta t/2)} \Delta t \quad (2.17)$$

Tendo-se os novos deslocamentos relativos e o modelo de rigidez atuante, é possível calcular as forças nos contatos novamente, através da lei força-deslocamento. Devido a este procedimento de cálculo explícito, pode-se dizer que o DEM é uma análise dinâmica em que o sistema de interesse responde de maneira quase estática. Este processo iterativo é ilustrado na Figura 2.55.

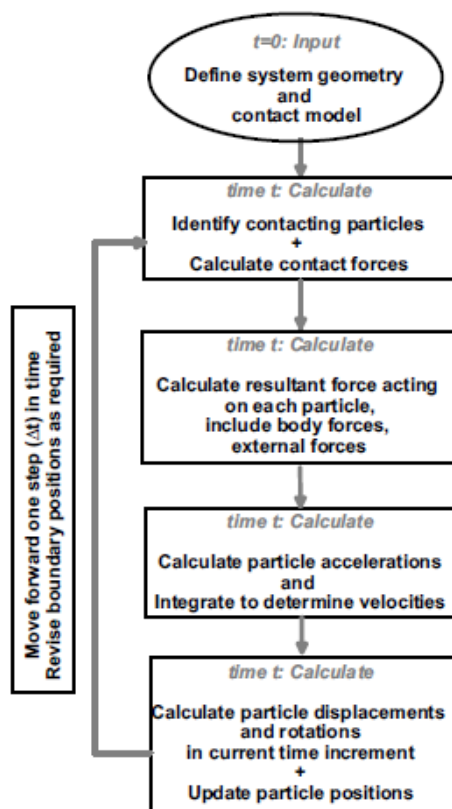


Figura 2.55: Processo iterativo de cálculo do método dos elementos discretos (O’Sullivan, 2011).

2.4.1.3 Estabilidade Numérica

O *software* PFC utiliza um esquema de integração explícito, baseado em diferenças finitas centrais (Cundall e Strack, 1979). A ideia básica da integração no tempo é que, conhecendo a posição e a aceleração de um corpo, é possível prever seu futuro deslocamento. As equações de movimento no PFC são integradas através das equações 2.13, 2.14, 2.15 e 2.16. A solução calculada a partir destas equações será estável somente se o incremento de tempo (*timestep*) não exceder um intervalo de tempo crítico, que está relacionado ao mínimo período ressonante do sistema (PFC^{3D}, 2008). Entretanto, uma análise de autovalores seria impraticável de ser aplicada a um sistema grande e em constante mudança, como os sistemas simulados no *software* PFC. Portanto, neste programa, um procedimento simplificado é utilizado para estimar o intervalo de tempo crítico no início de cada ciclo. Considerando a livre vibração de uma partícula de massa m , suspensa por uma mola elástica com rigidez k , o equilíbrio dinâmico é estabelecido pela Equação 2.18. A Figura 2.56 apresenta o sistema massa-mola.

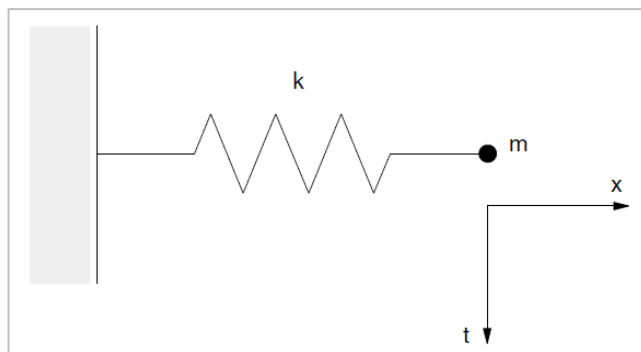


Figura 2.56: Sistema simples massa-mola (PFC3D, 2008).

$$a = -kx \quad (2.18)$$

Onde $a = \ddot{x}$. Para este sistema, se o método das diferenças finitas for utilizado, o máximo incremento de tempo que pode ser utilizado em um sistema simples massa-mola é:

$$t_{crit} = \frac{T}{\pi} \quad (2.19)$$

Onde T é o período para a livre oscilação do Sistema. Este período é calculado conforme a Equação 2.20.

$$T = 2\pi\sqrt{\frac{m}{k}} \quad (2.20)$$

No PFC, diversas partículas podem interagir em um mesmo incremento de tempo, e por isso deve-se considerar o tempo crítico calculado para um sistema múltiplo massa-mola, conforme ilustra a Figura 2.57.

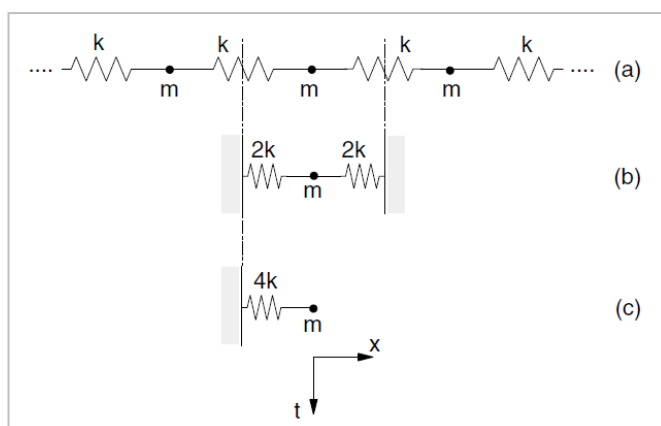


Figura 2.57: Sistema múltiplo massa-mola (PFC3D, 2008).

O tempo crítico para o sistema múltiplo massa-mola é calculado conforme a Equação 2.21.

$$t_{crit} = \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (2.21)$$

Onde k é a rigidez de cada uma das molas que existem no sistema.

As Equações 2.19 e 2.21 caracterizam o tempo crítico para o movimento translacional. O tempo crítico do movimento rotacional também é calculado através do sistema massa-mola, porém a massa m é substituída pelo momento de inércia I e a rigidez é substituída pela rigidez rotacional. As Equações 2.22 e 2.23 apresentam o tempo crítico translacional e rotacional.

$$t_{crit} = \sqrt{\frac{m}{k^{tran}}} \quad (2.22)$$

$$t_{crit} = \sqrt{\frac{I}{k^{rot}}} \quad (2.23)$$

Onde k_{tran} é a rigidez translacional, k_{rot} é a rigidez rotacional e I é o momento de inércia da partícula.

Conforme apresentado acima, o sistema modelado no PFC é uma coleção de corpos discretos (partículas) e molas. Cada corpo pode ter diferente massa e cada mola pode ter diferente rigidez. Um incremento de tempo crítico é obtido para cada corpo aplicando-se as Equações 2.22 e 2.23 separadamente para cada grau de liberdade. As rigidezes são estimadas somando-se a contribuição de todos os contatos. O tempo crítico final é tido como sendo o mínimo de todos os tempos críticos computados para cada grau de liberdade de todos os corpos do sistema (PFC^{3D}, 2008). Caso a modelagem seja executada utilizando-se incrementos de tempo superiores ao valor crítico, o resultado se torna rapidamente incoerente e a análise é dita instável.

Algumas considerações importantes a respeito da determinação do tempo crítico são detalhadas a seguir (O'Sullivan, 2011):

- A partir das Equações 2.22 e 2.23 é possível perceber que quanto maior for a rigidez da mola, menor é o incremento de tempo crítico.
- O incremento de tempo crítico é função da massa do corpo discreto e, portanto, é função da densidade. Quanto maior for a densidade do corpo, maior será o incremento de tempo crítico.
- O incremento de tempo crítico também é função do número de contatos. Quanto maior o número de contatos, maior a rigidez efetiva do sistema e menor o incremento de tempo crítico.

- Quando um modelo constitutivo de contato é utilizado, é necessário considerar a variação de rigidez durante a simulação: a rigidez tangencial do passo de tempo corrente irá governar a estabilidade da simulação.

2.4.2

Aplicações do DEM para estudos de corte em rocha

Diversos pesquisadores vêm estudando o processo de fragmentação de rochas através da modelagem numérica. Há trabalhos publicados utilizando o método dos elementos finitos (FEM), método dos elementos discretos e há alguns que combinam ambas as metodologias (cortador modelado com FEM e amostra modelada com DEM). O uso do DEM aumentou nos últimos anos devido à facilidade que existe em se tratar a rocha como um meio discreto, facilitando a análise do processo mecânico de fratura. Neste capítulo serão apresentados alguns trabalhos relevantes de modelagem numérica utilizando o método dos elementos discretos.

Ledgerwood (2007) realizou modelagens numéricas bidimensionais utilizando o DEM para simular ensaios de cortador único. Seu trabalho já foi discutido brevemente nas seções 2.3.1 e 2.3.5 a fim de discutir a influência do confinamento no formato do cascalho gerado durante o corte.

Block e Jin (2009) investigaram o efeito da ruptura dúctil e frágil na eficiência da perfuração utilizando o *software* PFC^{2D/3D}. A Figura 2.58 apresenta o modelo para a simulação de ensaios de cortador único desenvolvido pelos autores. O peso sobre a broca e o número de revoluções por minuto foram simulados aplicando-se velocidades vertical e horizontal ao cortador, respectivamente. O confinamento da rocha sintética foi simulado aplicando-se uma força compressiva nas partículas de superfície.

Os autores fizeram uma previsão da dissipação total de energia e separaram as parcelas respectivas aos modos de ruptura dúctil e frágil. Como resultado, as modelagens indicaram que o aumento da pressão de confinamento leva a uma transição de um modo de ruptura frágil para um modo dúctil e que esta transição está fortemente relacionada a uma modificação no formato dos cascalhos: cascalhos lascados (ruptura frágil) e cascalhos em forma de fita (ruptura dúctil). A Figura 2.59 apresenta estes resultados.

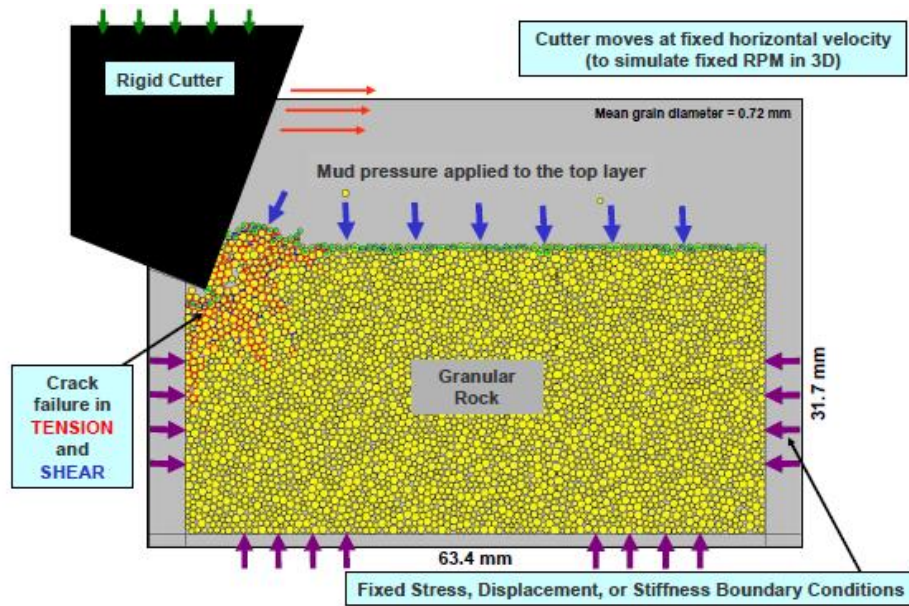


Figura 2.58: Modelo de corte (Block e Jin, 2009).

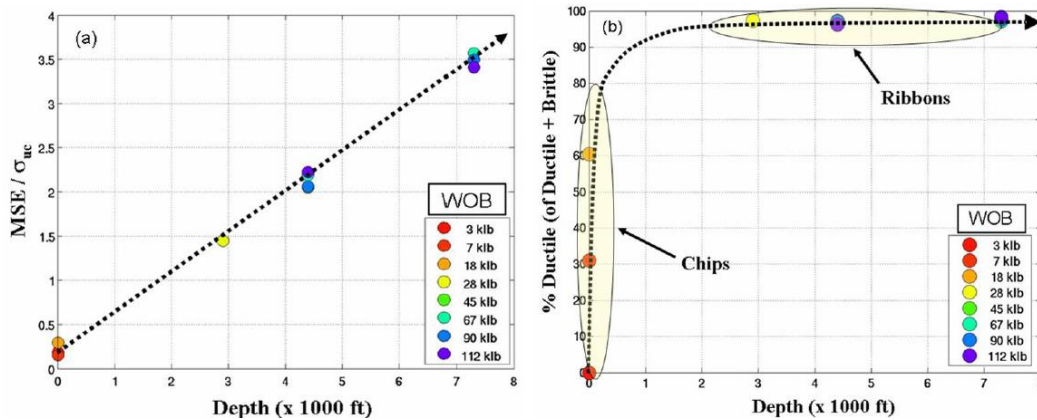


Figura 2.59: Resultados das modelagens: (a) energia específica mecânica e (b) modo de ruptura versus profundidade de corte (Block e Jin, 2009).

Rojek, Labra e Onate (2010) desenvolveram modelagem numérica do processo de corte em rocha. A rocha é modelada utilizando elementos discretos particulados e a ferramenta de corte é tratada como um corpo rígido com a superfície discretizada em faces triangulares. A interação cortador – rocha é modelada assumindo o modelo de atrito de Coulomb. O modelo de contato é capaz de avaliar o desgaste da ferramenta e a taxa de desgaste \bar{w} é calculada utilizando a Equação de Archard.

$$\bar{w} = a \frac{p_n \cdot v_T}{H_s} \quad (2.24)$$

Onde p_n é a pressão de contato, v_T é a velocidade de escorregamento, H_s é a dureza da superfície desgastada e a é um parâmetro de desgaste adimensional.

A amostra sintética foi calibrada através de ensaios brasileiros e de compressão não confinada. A validação do modelo de corte foi feita utilizando-se ensaios experimentais de corte realizados no laboratório de *Sandvik Mining and Construction* em arenito. A Figura 2.60 ilustra o modelo numérico.

As três componentes de força obtidas na simulação são comparadas com as experimentais na Figura 2.61 e observa-se boa correlação entre os resultados.

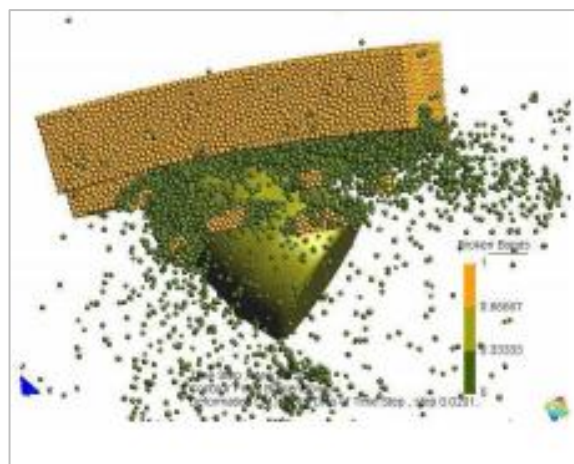


Figura 2.60: Ensaio de corte em laboratório e modelo numérico (Rojek, Labra e Onate, 2010).

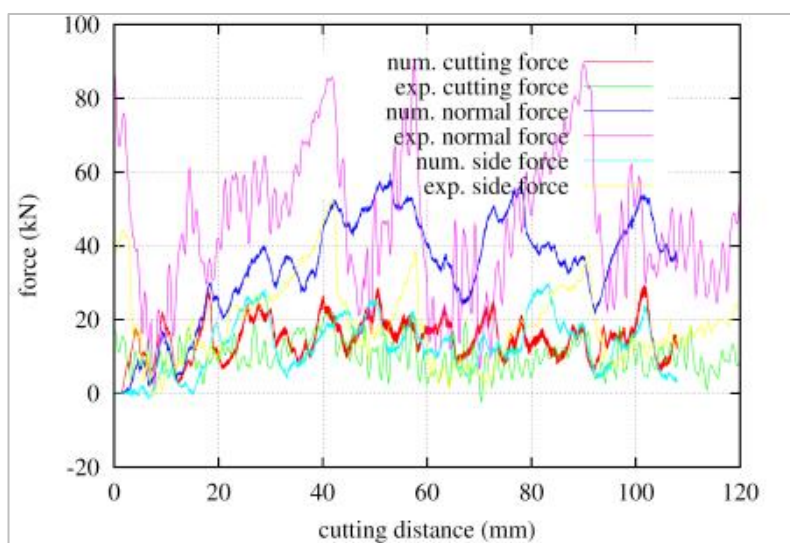


Figura 2.61: Componentes de força de corte numérica e experimental (Rojek, Labra e Onate, 2010).

Segundo os autores, as ferramentas de corte utilizadas nos ensaios de laboratório são feitas de um material macio que é facilmente desgastado. Isto permitiu a obtenção rápida de efeitos visíveis de desgaste (Figura 2.62a). A evolução do desgaste previsto numericamente pode ser observada na Figura 2.62b. Observa-se que o padrão de desgaste obtido no modelo se assemelha bastante com aquele observado na ferramenta utilizada nos ensaios de laboratório.

Os autores concluem que o modelo tridimensional de elementos discretos consegue representar corretamente o processo de corte em rocha devido à boa aproximação entre resultados numéricos e experimentais.

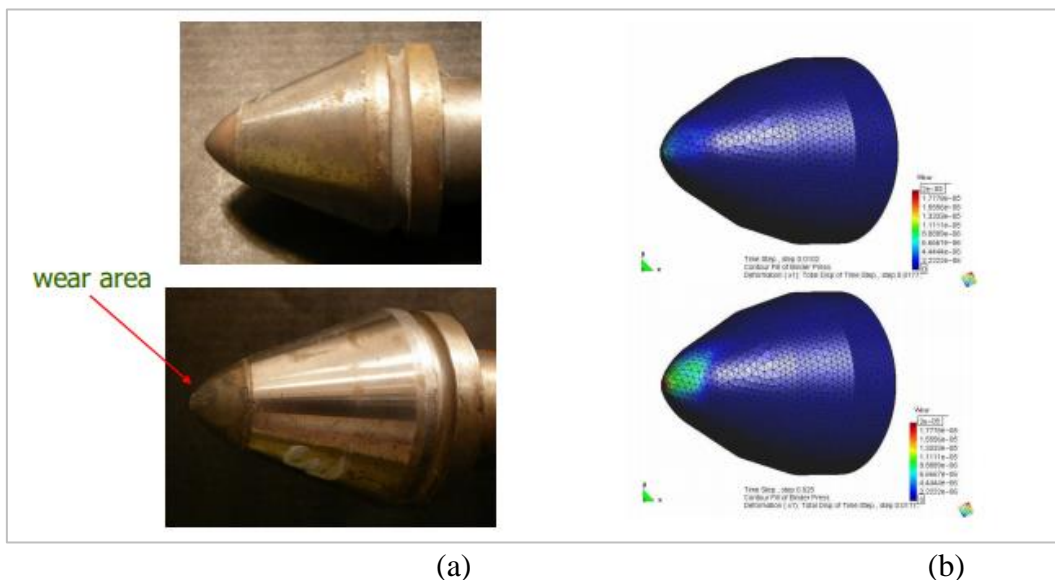


Figura 2.62: Evolução do desgaste do cortador – (a) experimento (b) modelo numérico (Rojek, Labra e Onate, 2010).

Akbari *et al.* (2011) estudou a influência de carregamentos dinâmicos na eficiência da perfuração através de modelagem numérica utilizando DEM. Um ambiente de corte bidimensional foi criado e uma velocidade vertical constante (representando o peso sobre a broca) e oscilatória (representando uma perfuração rotativa vibratória) foi aplicada ao cortador. O ângulo de ataque foi mantido constante (30°) e as simulações foram executadas em pressão atmosférica e com confinamento.

Os resultados das modelagens realizadas em condições atmosféricas mostraram que as oscilações no peso sobre a broca aumentaram a taxa de penetração quando a frequência usada foi de 300 Hz. Aumentando a frequência para 600 e 1000 Hz gerou uma queda na taxa de penetração. A Figura 2.63 ilustra o modelo de corte realizado para condições atmosféricas. Percebe-se o maior acúmulo de material esmagado na face do cortador (partículas com contatos rompidos) para o caso de 300 Hz de oscilação. O acúmulo deste material na face do cortador afeta a taxa de penetração a longo prazo.

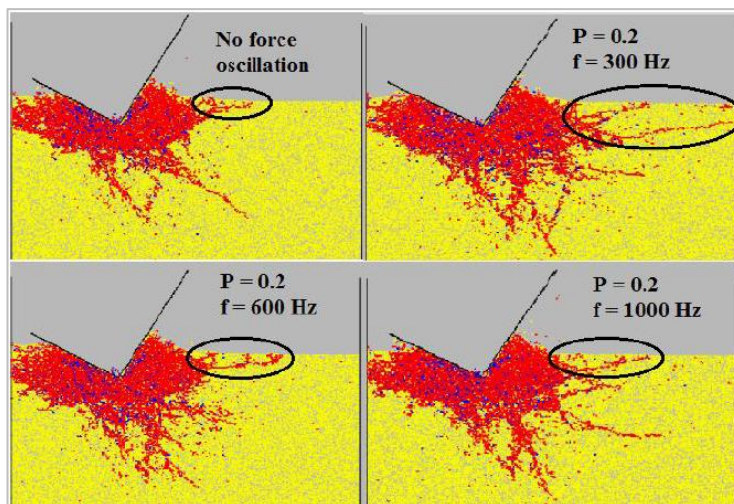


Figura 2.63: Modelos de corte não confinados – diferentes frequências de oscilação (Akbari et al., 2011).

Huang *et al.* (2012) realizaram simulações numéricas a fim de estudar a transição de um modelo dúctil de ruptura para um modo frágil com o aumento da profundidade de corte. Eles discutem que a profundidade de corte crítica que controla a transição de um modo de ruptura para outro é proporcional ao comprimento característico do material. Este parâmetro é apresentado na Equação 2.25.

$$l = \left(\frac{K_{Ic}}{\sigma_c} \right)^2 \quad (2.25)$$

Onde K_{Ic} é a tenacidade da fratura e σ_c é a resistência à compressão uniaxial. O mecanismo de fluxo de material na face do cortador também foi examinado. Um fluxo multidirecional existe na frente do cortador e, segundo os autores, isto indica que a inclinação da força total de corte não se relaciona com o coeficiente de fricção interfacial entre rocha e cortador.

Mendoza (2013) modelou ensaios de *scratch tests* através do método dos elementos discretos utilizando o programa PFC^{2D} e PFC^{3D}. As rochas estudadas foram arenito Vosges, arenito Berea, calcário de Carthago e calcário Indiana. O autor investigou as consequências de não se utilizar valores equivalentes de porosidade entre a rocha e o modelo numérico discreto. A Figura 2.64a apresenta a relação entre a porosidade versus resistência uniaxial (UCS) normalizada e a Figura 2.64b apresenta a porosidade versus o módulo de elasticidade para os modelos numéricos construídos. Em ambos os gráficos, os pontos cor de cinza representam dados experimentais e os pontos pretos representam resultados simulados.

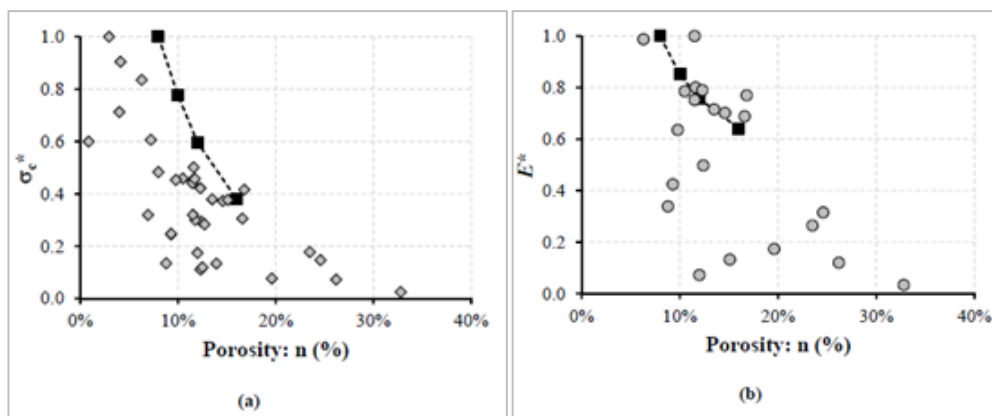


Figura 2.64: UCS normalizada e módulo de elasticidade de rochas sintéticas com diferentes porosidades (Mendoza, 2013).

Os resultados das modelagens numéricas foram comparados com resultados experimentais executados por Bell (2000) e Hale e Shakoor (2003) *apud* Mendoza (2013) e foi concluído que o DEM é capaz de capturar a influência da porosidade nas propriedades mecânicas de uma amostra sintética de rocha. A Figura 2.65 apresenta a influência da porosidade na quantidade de partículas geradas em uma amostra sintética e, conseqüentemente a sua influência na eficiência computacional, já que o aumento do número de partículas leva a um maior tempo de simulação.

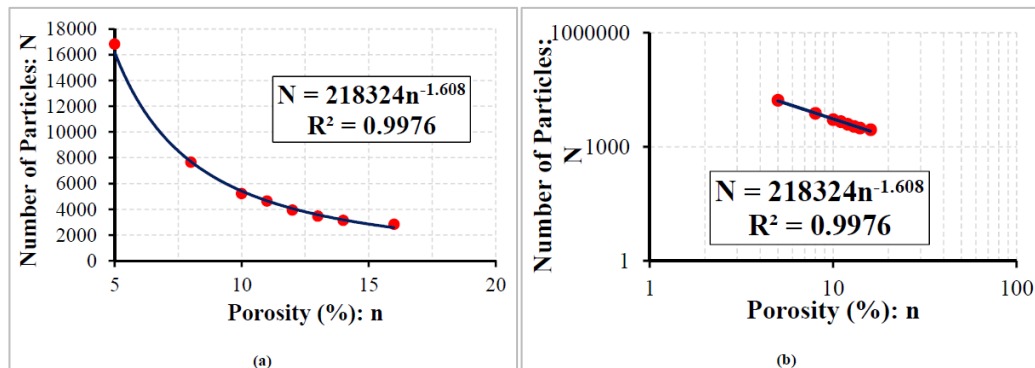


Figura 2.65: Efeito da porosidade da amostra sintética na geração de partículas (Mendoza, 2013).

Ledgerwood (2013) desenvolveu um artifício para representar a deformação inelástica em amostras sintéticas modeladas através do método dos elementos discretos. Uma porcentagem de pares de partículas é ligada com resistência infinita, ou seja, esses pares não podem ter quebra de ligação. O autor chama estas partículas especiais de *peanuts*. A Figura 2.66 apresenta a modelagem de um ensaio triaxial feito com 69 Mpa de confinamento e com 70% de *peanuts*. Percebe-se que a curva do modelo exibe o comportamento de endurecimento (*strain hardening*). Os ensaios numéricos foram calibrados de acordo com os ensaios experimentais

ilustrados na Figura 2.67. É interessante notar que estes experimentos triaxiais correspondem ao mesmo conjunto de ensaios que será utilizado no desenvolvimento desta Tese.

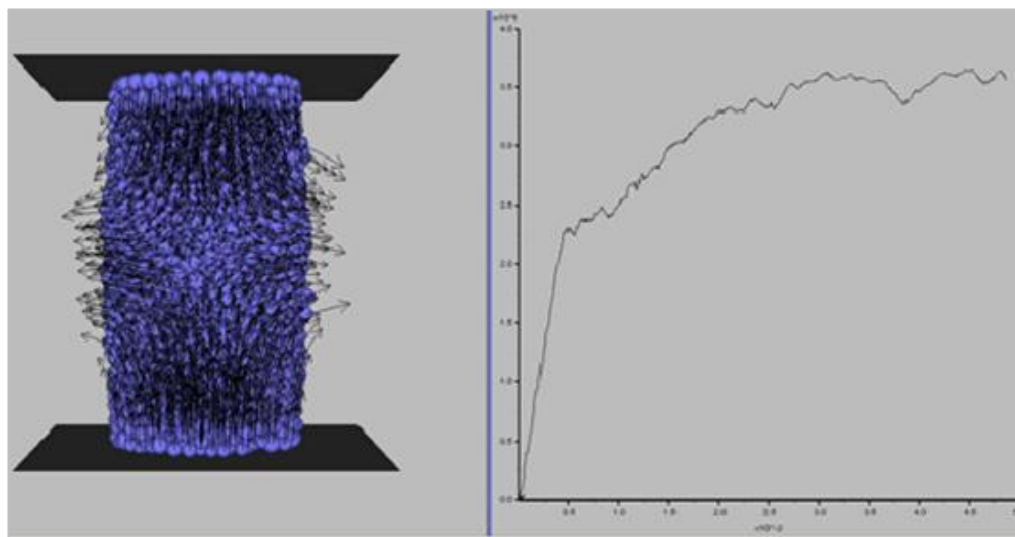


Figura 2.66: Modelagem de ensaio triaxial com 69 MPa de confinamento e com 70 % de peanuts (Ledgerwood, 2013).

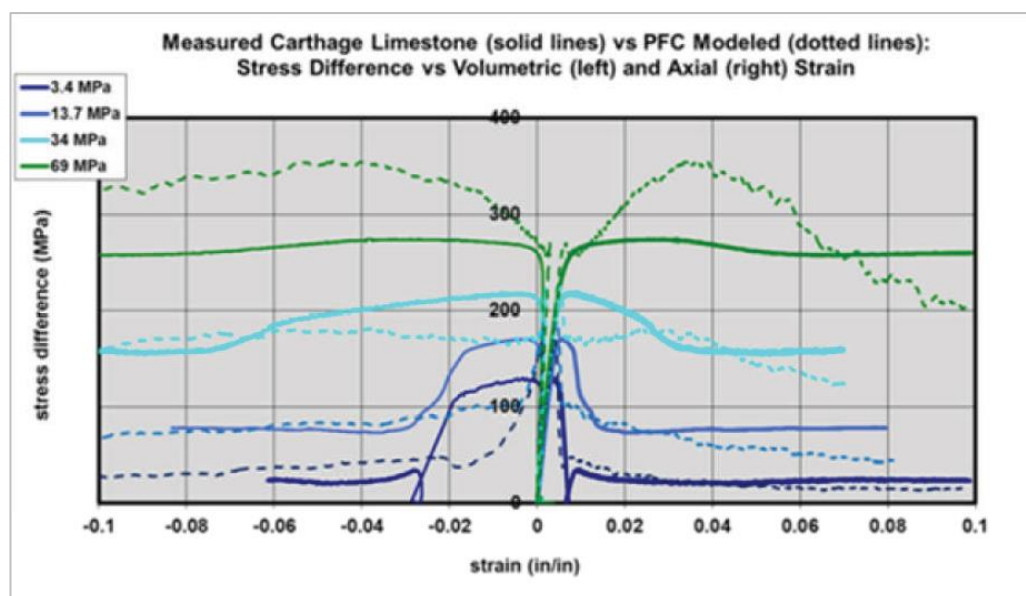


Figura 2.67: Curvas de ensaios triaxiais e modelos numéricos para o calcário de Cartago (Ledgerwood, 2013).

Os modelos de corte em rocha apresentados por Ledgerwood (2013) foram executados utilizando os micro parâmetros calibrados através dos modelos de ensaios triaxiais. O diâmetro do cortador tem 16 mm e a profundidade de corte dos modelos foi de 1 mm. Forças horizontais e verticais médias de 3150 N e 2830 N foram obtidas nas modelagens com 20 MPa de confinamento. As forças médias obtidas experimentalmente foram de 3040 N na direção vertical e de 2700 N na

direção horizontal. Baseado nestes resultados, o autor sugere que o uso dos *peanuts* para calibrar a curva tensão-deformação de ensaios triaxiais é uma boa maneira de capturar sua região inelástica e de prever as propriedades mecânicas do corte em rocha.

Rojek (2014) desenvolveu uma modelagem numérica de corte em rocha para avaliar o efeito do desgaste através de uma formulação termomecânica. O método dos elementos discretos foi utilizado para representar a influência recíproca do fenômeno mecânico e térmico. O acoplamento termomecânico considera o calor gerado devido à fricção cortador / rocha, que é calculado no problema mecânico e transferido para a solução térmica. Em seguida é avaliada a expansão térmica na interação mecânica entre as partículas. A Figura 2.68 apresenta o modelo termomecânico de corte desenvolvido pelo autor.

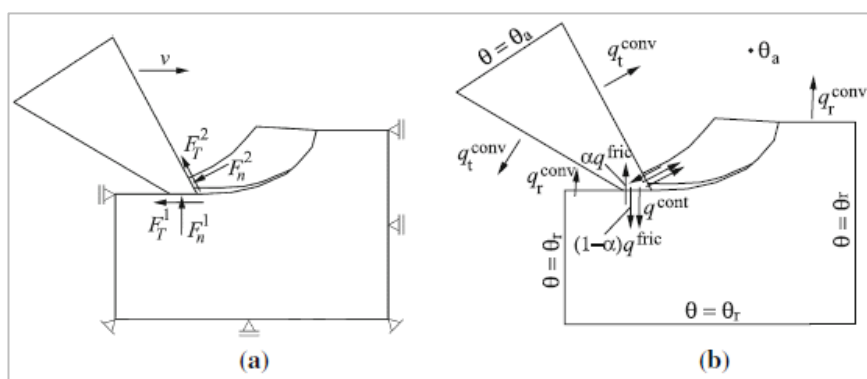


Figura 2.68: Modelo termomecânico de corte em rocha: (a) esquema do problema mecânico (b) esquema do problema térmico (Rojek, 2014).

O problema de desgaste é avaliado no modelo de Rojek (2014) utilizando o modelo de Archard (1953), que considera que a taxa de desgaste é proporcional à pressão de contato e à velocidade de deslizamento. Esta lei foi modificada e implementada ao problema térmico da modelagem. Assim, a distribuição do desgaste no cortador foi estimada e seu formato é modificado de acordo com o cálculo do desgaste. É importante salientar que o desenvolvimento do desgaste no algoritmo numérico de Rojek (2014) foi acelerado utilizando parâmetros (constantes) de proporcionalidade. A Figura 2.69 ilustra a simulação bidimensional de corte em rocha feita para verificar o desempenho do modelo desenvolvido.

A amostra sintética desenvolvida a partir da Figura 2.69 é representada por um conjunto de 92000 discos randomicamente distribuídos, com raio entre 1 e 1.5 mm. A porosidade da amostra equivale a 12 %. O cortador é composto por 5400

discos de raio igual a 1 mm. O principal parâmetro do modelo térmico é a condutividade térmica de contato, que está relacionada à espessura do modelo através da Equação 2.25.

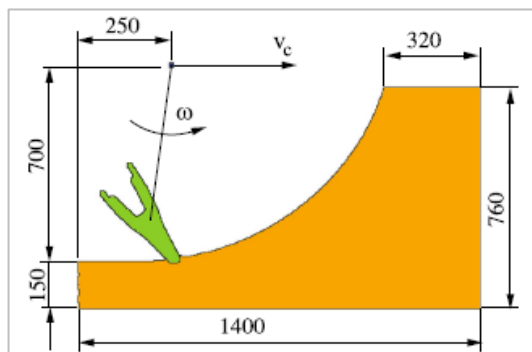


Figura 2.69: Geometria do modelo numérico bidimensional de corte em rocha (Rojek, 2014).

$$H_{cont} = \lambda \cdot b \quad (2.25)$$

Onde λ é a condutividade térmica e H_{cont} é a condutância de contato térmico.

A ferramenta de corte é feita de aço, cuja dureza é função da temperatura (conforme mostra a Tabela 1 do artigo de Rojek, 2014) e o coeficiente adimensional de Archard a , foi estimado em ensaios de laboratório e encontra-se na faixa de 0.002 e 0.003. O valor médio de a foi multiplicado por 10000 para obter mudanças na geometria do cortador em curto período de tempo. O algoritmo desenvolvido por Rojek (2014) permite modificar o formato da ferramenta ao longo da modelagem, de acordo com o desgaste sofrido. A forma da ferramenta é alterada eliminando-se partículas caso o desgaste acumulado exceda o diâmetro da partícula. A Figura 2.70 ilustra o desgaste acumulado na superfície do cortador em diferentes instantes da modelagem.

Através da Figura 2.70 percebe-se que a maior parte da superfície desgastada está localizada nas áreas de maior fricção e aquecimento. A Figura 2.71 ilustra a variação no formato do cortador após a primeira passagem do cortador através da amostra.

Como comentários finais, o autor sugere que a modelagem numérica deveria se basear em parâmetros físicos medidos experimentalmente e deveria ser estendida para uma análise tridimensional.

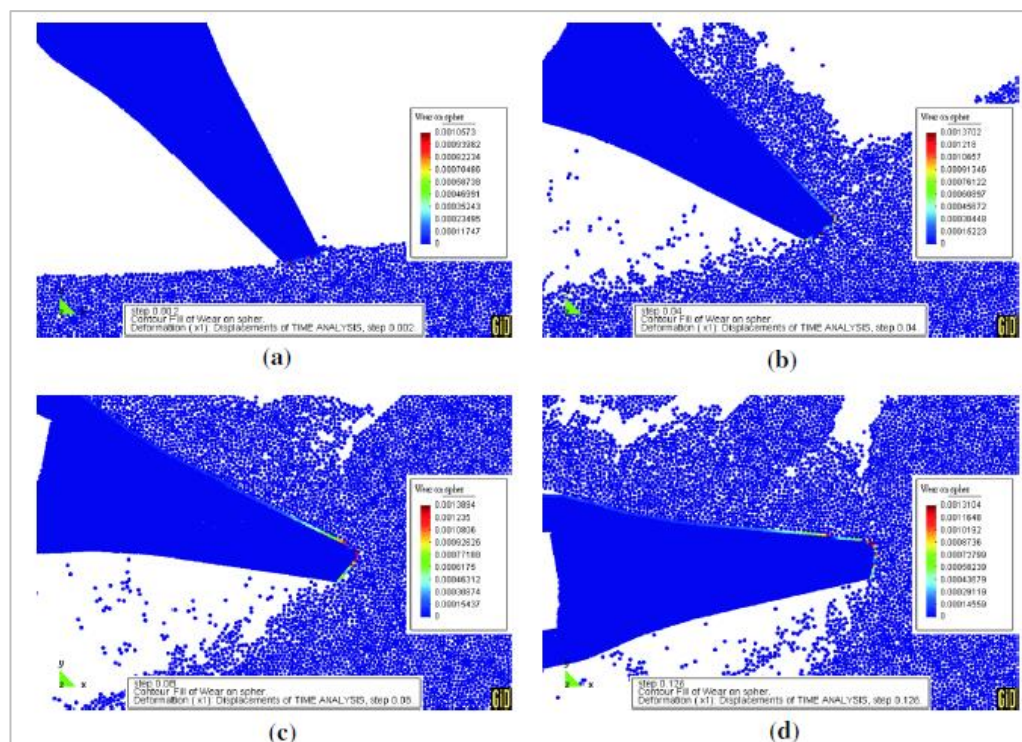


Figura 2.70: Desgaste acumulado na superfície do cortador (Rojek, 2014).

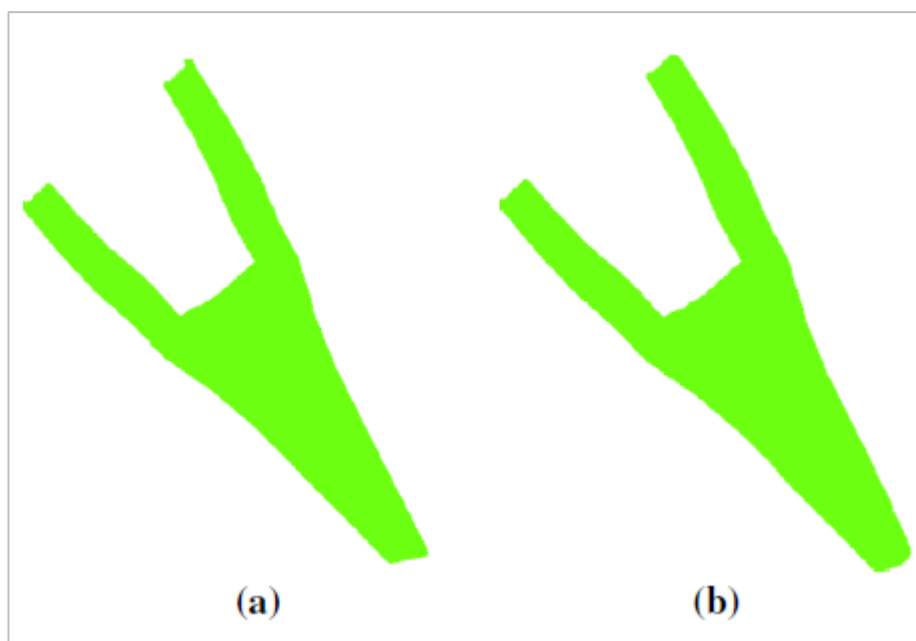


Figura 2.71: Variação do formato do cortador devido ao processo de desgaste (Rojek, 2014).

3

Metodologia e planejamento das modelagens

A modelagem numérica do corte em rocha desenvolvida nesta Tese segue um fluxo de trabalho completo, em que os modelos implementados são calibrados com base em ensaios experimentais. A partir de uma série de ensaios triaxiais, foi possível criar uma amostra numérica representativa e utilizá-la para modelar outros ensaios experimentais, os quais, neste trabalho foram os ensaios de cortador único e ensaios de perfuração em escala real.

Para possibilitar esse fluxo de trabalho, primeiramente serão apresentados os experimentos que serviram de base para as modelagens numéricas. Em seguida, o processo de calibração da halita e do calcário serão discutidos. Após a obtenção da lei de contato e dos micro parâmetros que caracterizam as rochas numericamente, serão apresentados os modelos numéricos de cortador único e de múltiplos cortadores. Por último, uma matriz de ensaios será apresentada, a fim de estabelecer os efeitos que foram analisados através da modelagem numérica do ensaio de cortador único e a fim de estabelecer as características dos modelos numéricos de múltiplos cortadores.

3.1

Ensaio de laboratório em halita e no calcário de Cartago

Um conjunto de ensaios de compressão (triaxiais e uniaxiais) em halita e no calcário de Cartago, um conjunto de ensaios de cortador único em halita, e um conjunto de ensaios de perfuração em escala real foram fornecidos pela Companhia Baker Hughes para serem usados como referência para as modelagens numéricas. Os ensaios de compressão foram realizados no *Pressure Pumping Technology Center*, em Tomball (Texas, EUA) e os ensaios de corte (ensaio de cortador único e perfuração em escala real) foram realizados no *Drill Bit Laboratory*, em The Woodlands (Texas, EUA). Estes experimentos serão apresentados nas seções a seguir.

Não foi possível obter experimentos de cortador único no calcário de Cartago e, portanto, os resultados das modelagens nesta rocha serão comparados com resultados encontrados em trabalhos publicados na literatura.

3.1.1 Ensaio triaxiais em halita

O evaporito é uma rocha sedimentar que apresenta camadas de minerais salinos, formada pela cristalização e precipitação química dos sais dissolvidos em um meio aquoso, devido a um processo de evaporação (revisão apresentada no item 2.1 do Capítulo de Revisão Bibliográfica). O evaporito que é objeto de estudo desta pesquisa é composto pelo mineral halita.

Conforme explicado na seção 3.1, experimentos triaxiais em halita foram utilizados para embasar as modelagens numéricas desenvolvidas. É importante salientar que o conjunto de dados experimentais inclui ensaios realizados com taxas de deformação de 0.1, 1 e 10%/min. Os ensaios com taxa de deformação de 10 %/min foram escolhidos para este trabalho, pois eles são os que melhor representam o processo de deformação rápida do material, que é o que acontece durante o ensaio de cortador único. A Figura 3.1 apresenta o experimento de compressão uniaxial e as Figuras 3.2 e 3.3 apresentam os ensaios triaxiais com confinamento de 2.1 MPa e de 20.1 MPa. No eixo horizontal, a curva preta representa a deformação radial, a curva azul representa a deformação volumétrica, e a curva vermelha representa a deformação axial.

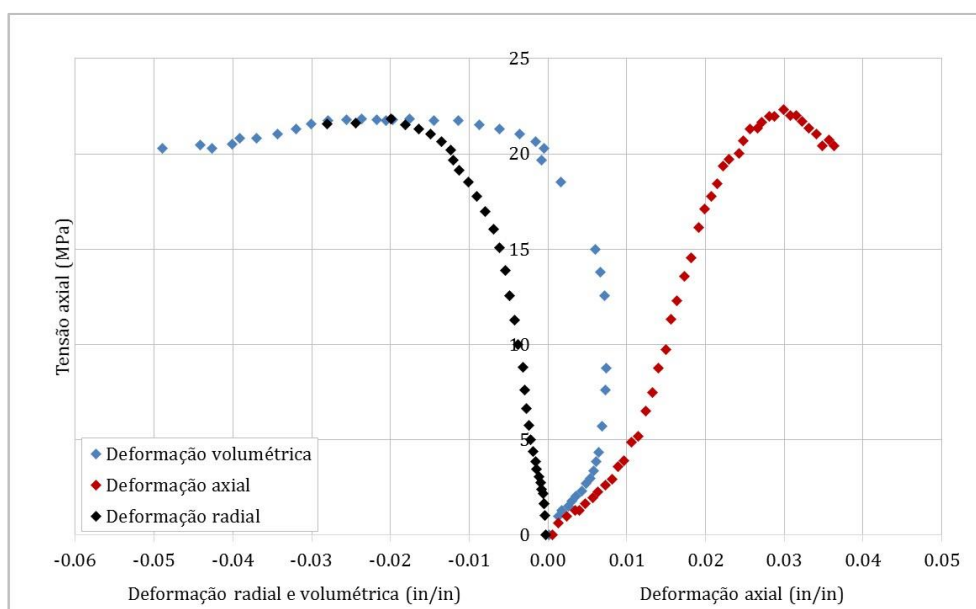


Figura 3.1: Ensaio uniaxial - 10%/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).

Através da Figura 3.1, observa-se que o valor da resistência à compressão não confinada é de 22 MPa. No início do carregamento axial, a curva apresenta um intervalo não linear côncavo ascendente. Este comportamento ocorre porque as

fissuras começam a se fechar no início da aplicação de carga (Goodman, 1989). Após o trecho de fechamento de fissuras, há um trecho linear de tensão-deformação, seguido por pequeno trecho não linear, um pico de ruptura e posterior queda da tensão, comportamento indicativo de ruptura quase-frágil.

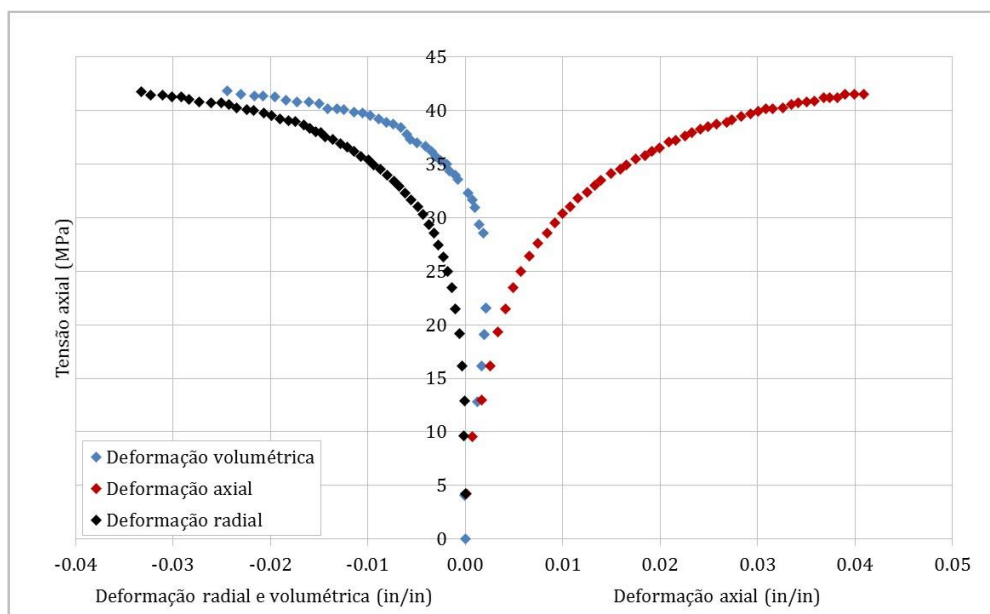


Figura 3.2: Ensaio triaxial com confinamento de 2.1MPa – 10 %/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).

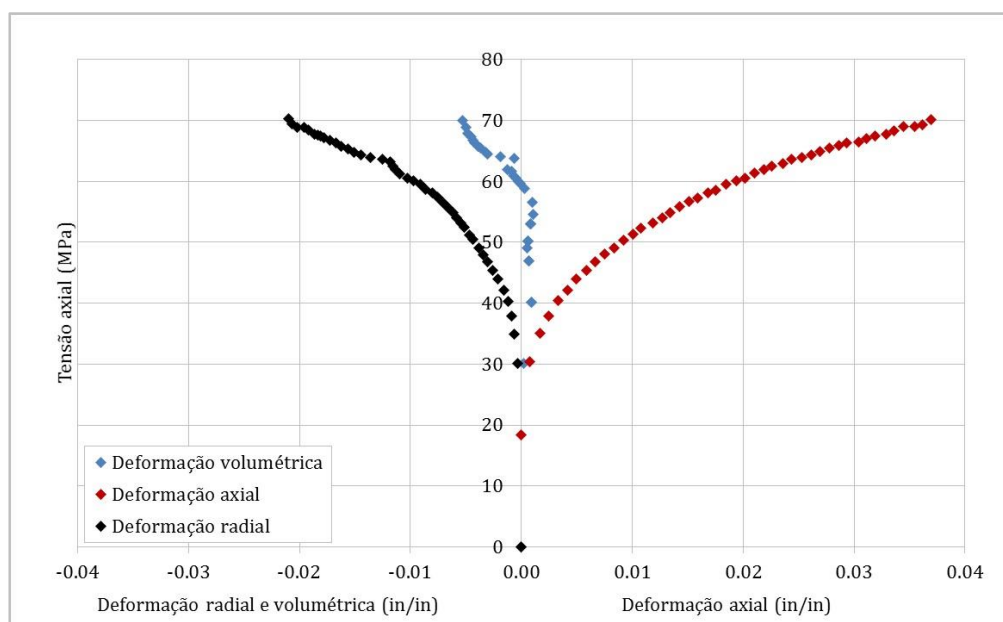


Figura 3.3: Ensaio triaxial com confinamento de 20.1MPa – 10 %/min de taxa de deformação axial (Hoffman, 2012).

Através da Figura 3.2 e da Figura 3.3, observa-se que o trecho linear dos ensaios confinados é pequeno, seguido por um trecho não linear que pode ser entendido como um trecho de deformações plásticas. As amostras confinadas não

atingiram a resistência de pico devido à limitações de alcance dinâmico dos medidores de deslocamento utilizados, que não permitiram atingir grandes níveis de deformações. O acentuado comportamento não linear da halita para os ensaios confinados impossibilita caracterizar a sua curva de tensão-deformação utilizando valores de módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson.

Para todos os ensaios a deformação radial foi negativa indicando um aumento na circunferência das amostras. A deformação volumétrica indica que a amostra inicialmente passa por uma fase de compactação, em que seu volume decresce conforme o carregamento axial aumenta até um determinado ponto, a partir do qual ele começa a aumentar com carregamentos adicionais. Este ponto representa o início da dilatação da amostra.

3.1.2 Ensaio triaxiais no calcário de Cartago

O calcário é uma rocha sedimentar que apresenta em sua composição grande porcentagem de carbonato de cálcio. O calcário de Cartago foi utilizado neste trabalho para representar o corte em carbonatos. A Figura 3.4 apresenta as curvas tensão desviadora *versus* deformação axial e deformação volumétrica para diferentes confinamentos.

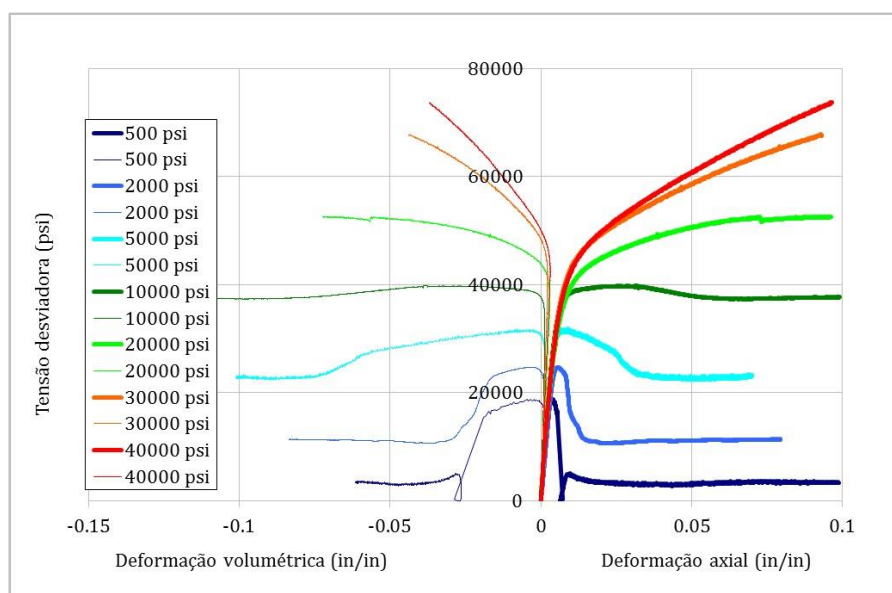


Figura 3.4: Ensaio de compressão no calcário de Cartago.

Através da Figura 3.4, percebe-se que as curvas tensão-deformação com confinamentos entre 500 psi e 5000 psi apresentam um trecho inicial de crescimento linear, seguido de um pico de ruptura e posterior queda da tensão até um valor

residual, caracterizando uma ruptura do tipo quase-frágil. O ensaio com confinamento de 10000 psi também apresenta crescimento linear da curva tensão-deformação, mas a ruptura já não se caracteriza por um pico pronunciado. Este ensaio atinge um patamar máximo de tensão seguido de uma leve queda para um valor constante. Os ensaios triaxiais com confinamentos entre 20000 psi e 40000 psi também apresentam um trecho inicial linear de crescimento da curva tensão-deformação, mas não apresentam pico de ruptura. A curva muda de inclinação e segue crescendo, trecho este que é conhecido como endurecimento (strain hardening).

3.1.3

Ensaio de cortador único em halita

O ensaio de cortador único é feito deslocando a amostra de rocha em velocidade vertical constante contra o cortador, a fim de gerar uma taxa de penetração constante; simultaneamente, a amostra de rocha é rotacionada contra o cortador, a fim de gerar o cisalhamento do material. Nos experimentos utilizados neste trabalho, cada revolução corresponde a 1 segundo de ensaio e o deslocamento horizontal para cada segundo corresponde a 44,4 cm. A taxa de penetração é de 0.8382 mm/s e, devido a essa taxa ser constante, a partir da segunda revolução do ensaio, a profundidade de corte também é constante e equivalente a 0.8382 mm.

As Figuras 3.5, 3.7 e 3.9 apresentam resultados das forças de corte para os ensaios de cortador único fornecidos pela Baker Hughes em halita. As Figuras 3.6, 3.8 e 3.10 apresentam a energia específica mecânica computada durante os ensaios de corte. Percebe-se que a MSE tende a atingir um patamar de valor mínimo e constante ao final dos ensaios. Conforme mencionado anteriormente, tanto os ensaios de compressão quanto os ensaios de cortador único escolhidos para balizar este trabalho foram executados com confinamentos de 0 MPa, 2.1 MPa e 20.1 MPa. O Quadro 3.1 apresenta os dados do cortador utilizado nos experimentos.

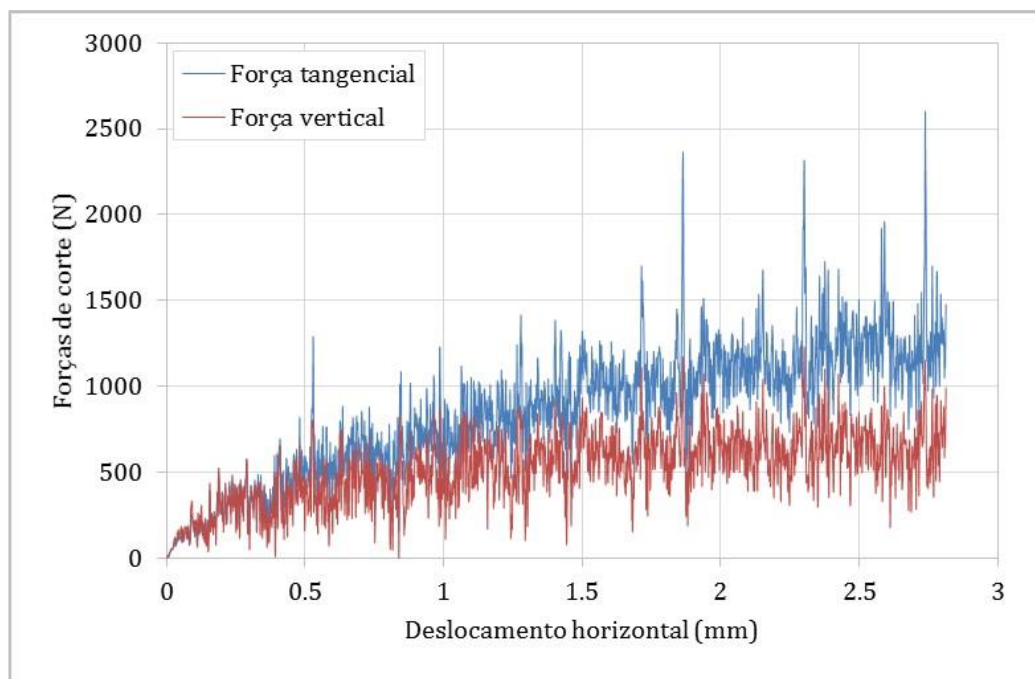


Figura 3.5: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 0 MPa.

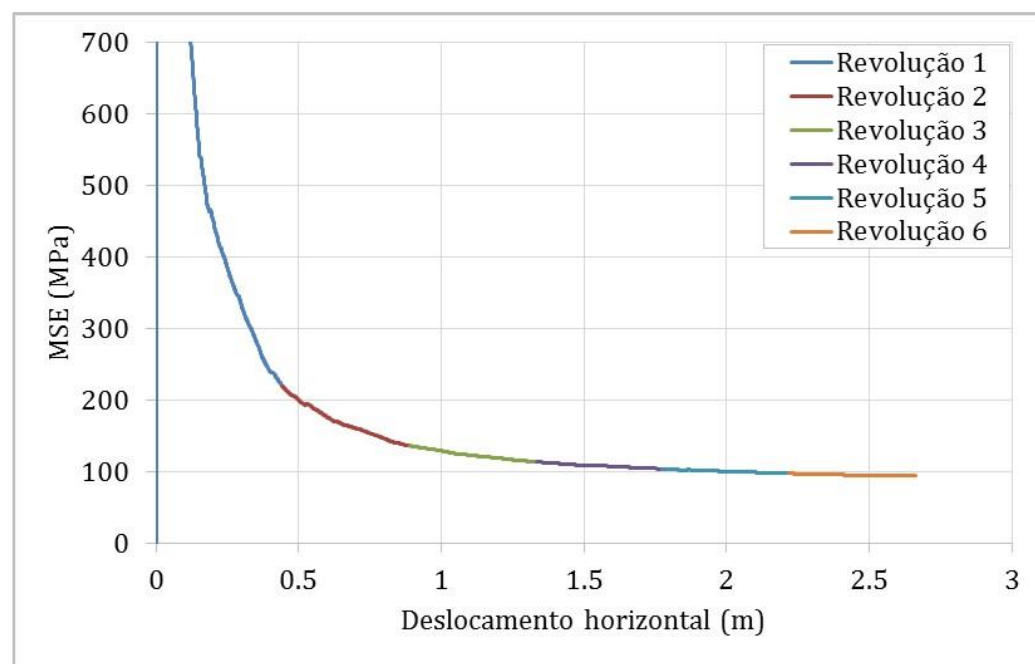


Figura 3.6: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 0 MPa.

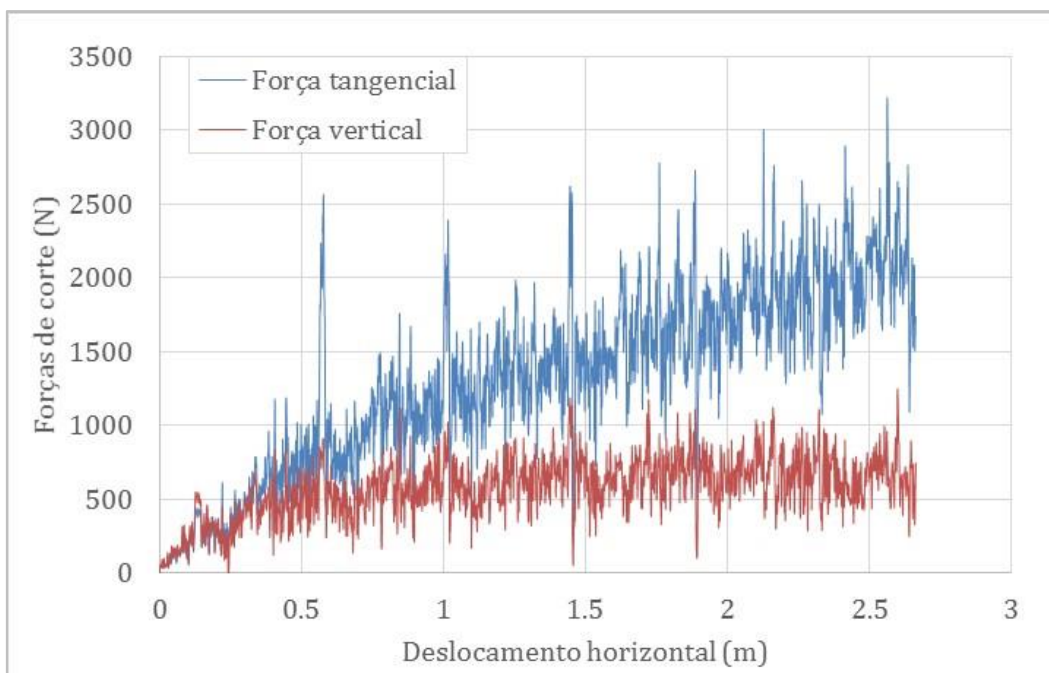


Figura 3.7: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 2.1 MPa.

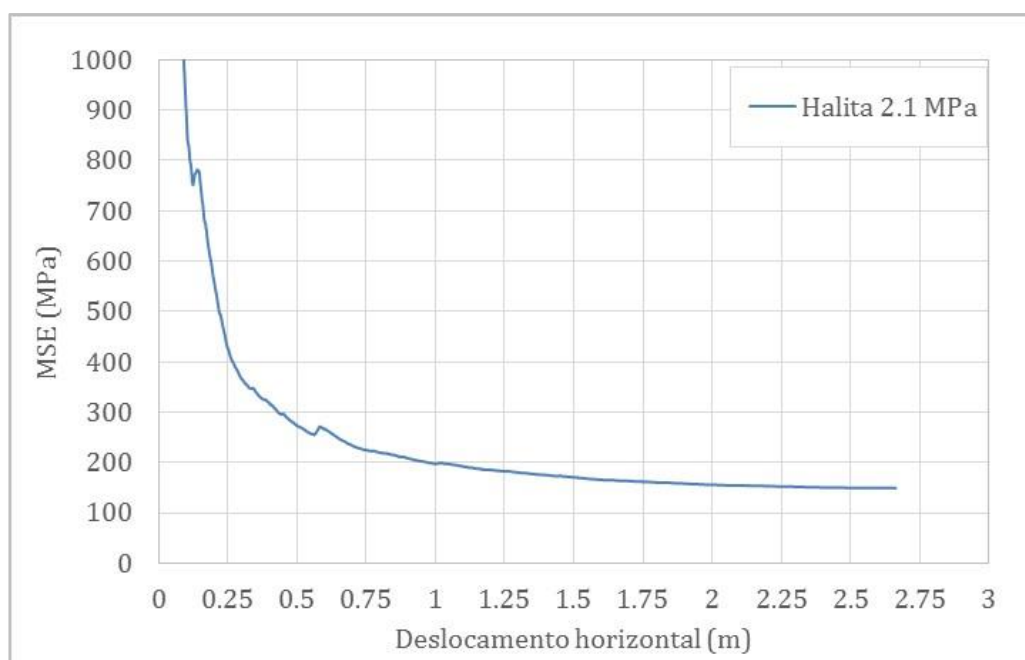


Figura 3.8: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 2.1 MPa.

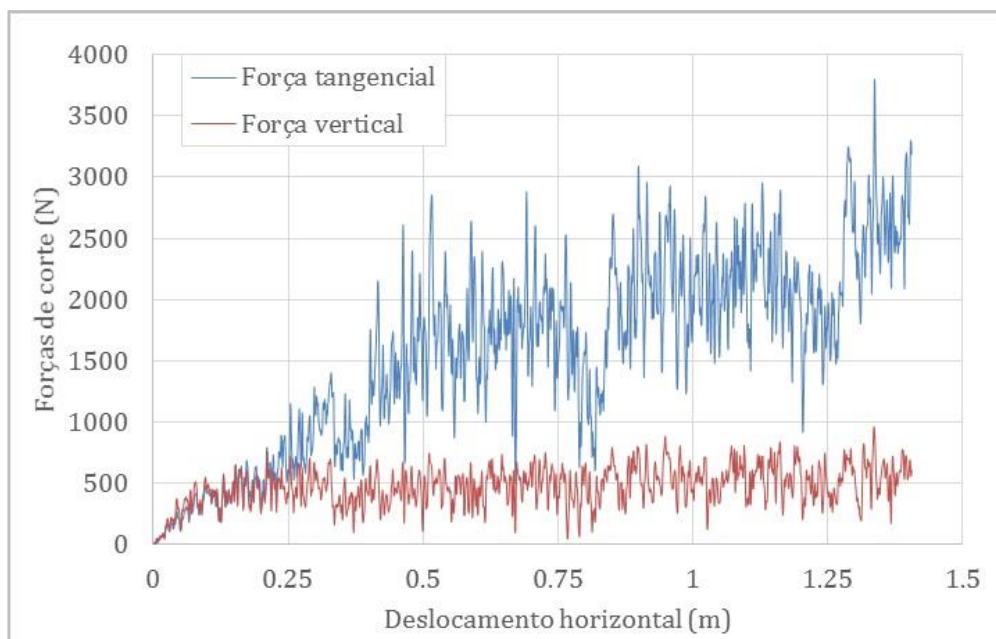


Figura 3.9: Forças de corte para o ensaio de cortador único – halita 20.1 MPa.

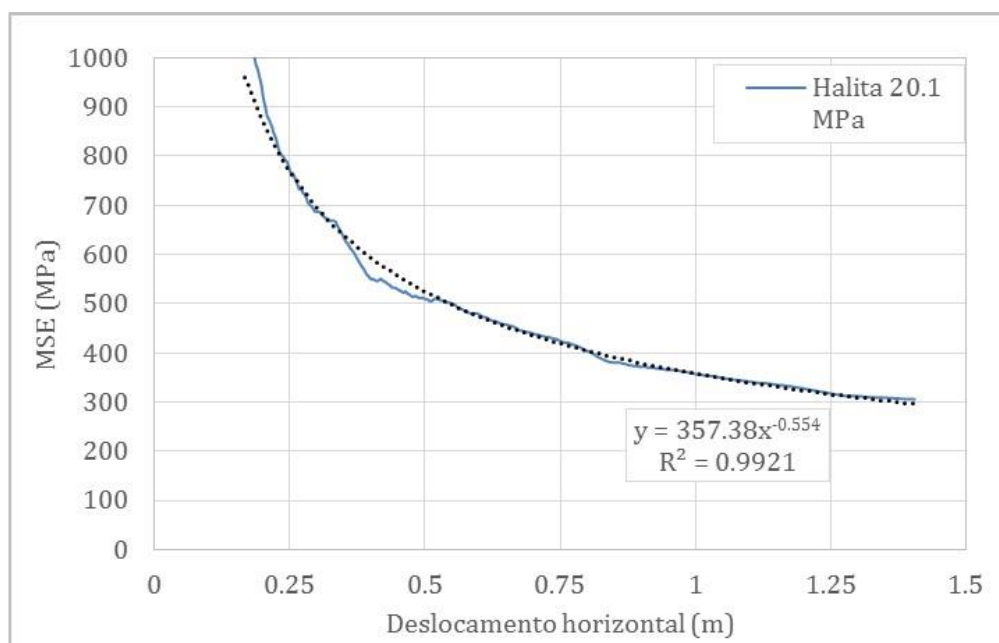


Figura 3.10: Energia específica mecânica para o ensaio de cortador único – halita 20.1 MPa.

Quadro 3.1: Parâmetros do cortador.

Parâmetro	Valor
Ângulo de ataque (°)	20
Altura do chanfro (mm)	0.4318
Comprimento do chanfro (mm)	0.6604
Espessura do cortador (mm)	12.7
Diâmetro do cortador (mm)	15.875

A Figura 3.11 apresenta um esquema ilustrando a profundidade de corte de um cortador na primeira revolução e nas demais revoluções de um ensaio de cortador único.

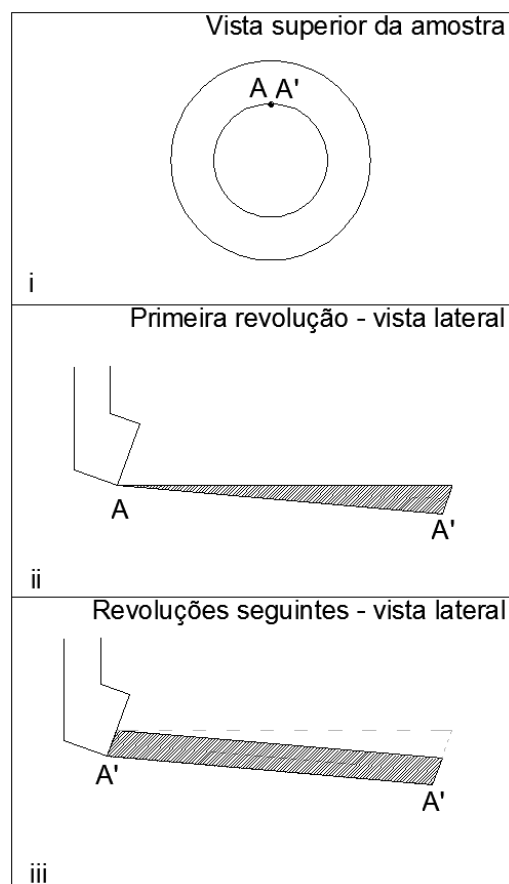


Figura 3.11: Esquema ilustrando a profundidade de corte em ensaios de cortador único.

Na Figura 3.11, a circunferência percorrida em 1 revolução é apresentada através de uma linha reta em que o ponto A representa o início do deslocamento do cortador e A' representa o mesmo ponto ao término da primeira revolução. Na primeira revolução de ensaio, o cortador começa a penetrar na rocha no ponto A e avança na direção horizontal até o ponto A', resultando em uma profundidade de corte crescente e equivalente à taxa de penetração. O volume de material cortado na primeira revolução equivale ao triângulo hachurado que aparece na imagem *ii* da Figura 3.11. Na segunda revolução, o cortador passará exatamente pela mesma circunferência que na revolução anterior, e como a taxa de penetração e a velocidade de rotação são constantes, a profundidade de corte também é constante e o volume de material cortado será equivalente ao retângulo hachurado da imagem *iii* da Figura 3.11. O triângulo tracejado na imagem *iii* representa o volume de material cortado na primeira revolução. Assim, experimentalmente, é a partir da segunda revolução do cortador que a profundidade de corte passa a ser constante. Portanto, a modelagem numérica desenvolvida neste trabalho simula as condições de corte que acontecem a partir da segunda revolução do ensaio, quando a DOC

passa a ser constante. Geometricamente, nas modelagens numéricas, o corte já inicia com uma profundidade de corte definida e constante durante o ensaio, e o cortador desloca-se horizontalmente através da amostra sintética, simulando a DOC constante.

Para fins de comparação entre a energia específica mecânica obtida dos experimentos e aquela obtida nas modelagens numéricas, considera-se o valor da energia específica mecânica calculada ao final do corte. Isto porque a energia específica mecânica tende a atingir um patamar de valor mínimo com o passar das revoluções e tornar-se praticamente constante. O Quadro 3.2 apresenta os valores finais de MSE extraídos de cada ensaio, correspondentes a um deslocamento horizontal de 2.7 m. Como o ensaio de 20.1 MPa foi terminado antes deste deslocamento, foi feita uma extrapolação do valor da MSE, possibilitando uma comparação mais aproximada (Figura 3.10). Estes valores serão comparados com aqueles obtidos através das modelagens numéricas.

Além dos experimentos apresentados neste item, foram disponibilizadas informações a respeito dos valores médios de MSE, medidos entre as revoluções 2 e 3, para outros dois experimentos de corte com confinamento de 20.1 MPa, que podem ser vistos no Quadro 3.3. O experimento feito com ângulo de ataque de 20° mostrado no Quadro 3.3 é o mesmo apresentado na Figura 3.10 e no Quadro 3.2, sendo que o valor de MSE do Quadro 3.3 difere daquele apresentado no Quadro 3.2, porque os parâmetros foram medidos em revoluções diferentes. Ao final da segunda revolução, a MSE ainda não estabilizou no seu valor mínimo.

Quadro 3.2: Valores médios de força e valores finais de MSE para os ensaios de corte.

Ensaio de corte	Ft média (N)	Fy média(N)	Valor final MSE
Confinamento de 0 MPa	847	520	93
Confinamento de 2.1 MPa	1346	584	148
Confinamento de 20.1 MPa	1557	475	206

Quadro 3.3: Valores médios de força tangencial e de MSE medidos ao final da 2ª revolução para ensaios com confinamento de 20.1 MPa.

Experimento de corte 20.1 MPa		
Ângulo de ataque (°)	Ft (N)	Valor MSE
10	1866	240
20	2140	264
30	2333	291

A Figura 3.12 apresenta a amostra de halita antes e após um ensaio de cortador único. É possível visualizar a ranhura deixada pela passagem do cortador

na amostra. A Figura 3.13 ilustra os cascalhos de halita também oriundos do ensaio de cortador único.



Figura 3.12: Amostra de halita: (a) antes do ensaio de corte (b) depois do ensaio de corte – 0psi (GTEP, 2013).



Figura 3.13: Cascalhos de halita oriundos de ensaio de cortador único – 0 psi (GTEP, 2013).

3.1.4 Ensaios de perfuração em escala real em halita

O ensaio de perfuração em escala real é um ensaio realizado em laboratório em que o processo de perfuração é simulado em ambiente controlado, monitorando os parâmetros de perfuração próximo da broca a fim de garantir a qualidade das informações. A Baker Hughes disponibilizou um conjunto deste tipo de ensaio, realizado para halita, que foram apresentados e utilizados no trabalho de Carrapatoso (2011). Estes experimentos foram executados no mesmo laboratório (*Drill Bit Laboratory*) que os experimentos de cortador único utilizados como referência nesta Tese. Um resumo dos resultados destes ensaios será aqui apresentado objetivando extrair parâmetros de referência para a construção dos modelos numéricos. Foram selecionados somente os ensaios feitos com a broca DP0123, em virtude do maior número de ensaios realizados em halita com esta broca. Maiores detalhes sobre estes ensaios podem ser encontrados na dissertação de Mestrado de Carrapatoso (2011). A broca DP0123 é apresentada na Figura 3.14.



Figura 3.14: Imagem da broca DP0123, utilizada nos ensaios de perfuração em escala real (Carrapatoso, 2011).

Os ensaios de perfuração em escala real foram divididos em duas etapas: um primeiro trecho perfurado a 120 revoluções por minuto (RPM) e um segundo trecho perfurado a 180 RPM. Serão extraídos os parâmetros de perfuração, a MSE e as condições de confinamento utilizados no primeiro trecho. A profundidade de corte média por revolução dos cortadores também foi calculada para este trecho de ensaio. O Quadro 3.4 apresenta as características dos ensaios para o primeiro trecho perfurado.

Quadro 3.4: Características dos ensaios de perfuração em escala real em halita.

Ensaio	Haletas	Cortadores (face)	Diâm. Cortadores (mm)	Diâm. Broca (in)	Pressão de fundo (psi)	RPM
A	6	35	13.4	8.5	6000	120
B	6	35	13.4	8.5	6000	120
F	6	35	13.4	8.5	6000	120
I	6	35	13.4	8.5	6000	120
J	6	35	13.4	8.5	6000	120

O parâmetro peso sobre broca foi aumentado durante os ensaios, conforme apresenta a Figura 3.15.

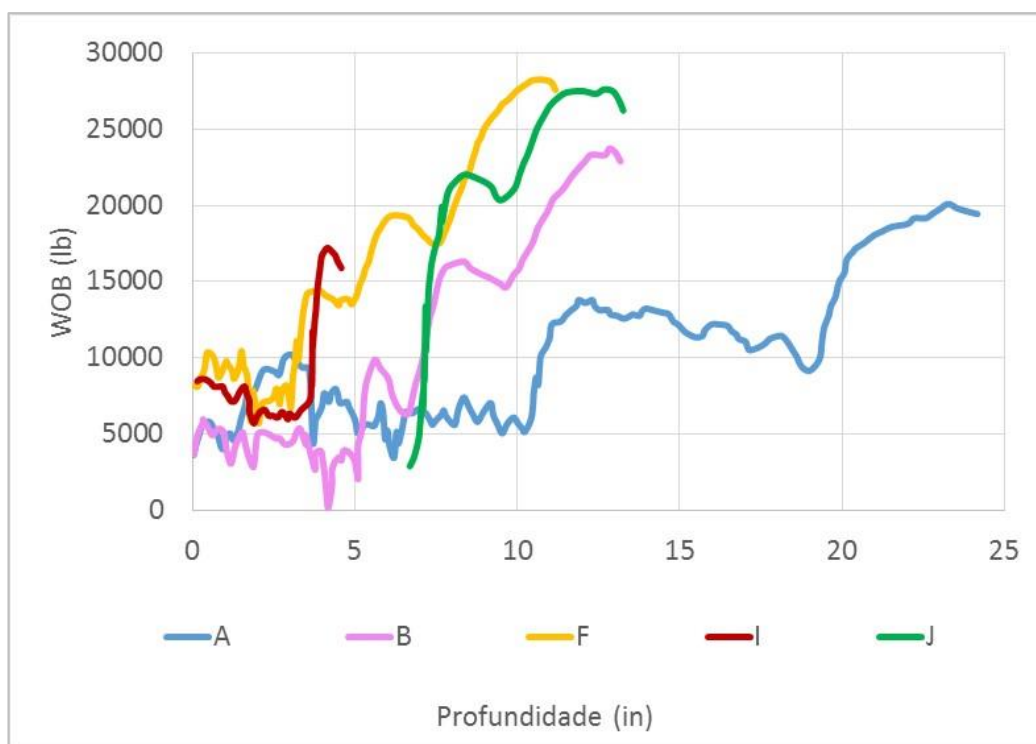


Figura 3.15: Peso sobre broca aplicado nos ensaios de perfuração em escala real para 120 RPM.

A partir dos resultados apresentados na Figura 3.15, foi possível fazer uma estimativa da profundidade de corte média por revolução dos cortadores calculando-se a penetração por revolução da broca e a redundância da broca. A redundância da broca se relaciona à existência de mais cortadores do que o necessário para que cada porção do material do fundo do poço seja contatado por um cortador durante uma revolução completa da broca (Curry et al., 2017). É possível quantificar o número mínimo de cortadores capazes de cortar o material do fundo do poço por completo para 1 revolução, se considerarmos que a soma dos diâmetros dos cortadores deve ser igual ao raio da broca. Se a soma dos diâmetros ultrapassar o valor do raio da broca, significa que há redundância. Assim, conforme proposto por Curry et al. (2017), a redundância é quantificada através da expressão apresentada na Equação 3.1.

$$\text{Redundância} = \frac{\sum \text{diâmetros dos cortadores}}{\text{Raio da broca}} \quad 3.1$$

Esta definição de redundância é uma tentativa de quantificar a densidade de cortadores de uma broca PDC. Uma broca com elevada densidade (quantidade) de cortadores tem a soma dos diâmetros maior do que uma broca com menos densidade, e, conseqüentemente, tem uma redundância maior.

A penetração por revolução da broca é obtida segundo a relação apresentada na Equação 3.2.

$$\text{penetração por revolução} = \frac{ROP}{RPM} \quad 3.2$$

Onde:

ROP = taxa de penetração (in/min);

RPM = revoluções por minuto.

Assim, conhecendo-se a redundância da broca e a penetração por revolução da broca, é possível estimar a profundidade de corte média dos seus cortadores. A DOC média em uma broca que tenha redundância será uma fração menor da penetração por revolução da broca; portanto, a profundidade média de corte por revolução dos cortadores equivale à penetração por revolução dividida pela redundância, relação apresentada pela Equação 3.3.

$$DOC = \frac{\text{penetração por revolução}}{\text{redundância}} \quad 3.3$$

Onde:

DOC = profundidade de corte média para os cortadores (mm/revolução).

A profundidade de corte por revolução dos cortadores foi estimada para os ensaios de perfuração em escala real utilizando-se a Equação 3.3 e é apresentada na Figura 3.16. Percebe-se que a DOC varia entre 0.15 mm e 1.1 mm, à exceção do ensaio I, cuja DOC apresentou valores mais elevados. O valor de MSE extraído dos ensaios foi o valor final, quando esse parâmetro é mínimo e a DOC é máxima, conforme ilustra o Quadro 3.5.

Quadro 3.5: Valores de MSE final e DOC final extraídos dos ensaios de perfuração em escala real.

Ensaio	DOC final (mm/rev)	MSE final (MPa)
A	1,00	270
B	1.07	298
F	1.05	282
I	2.84	400
J	0.96	335

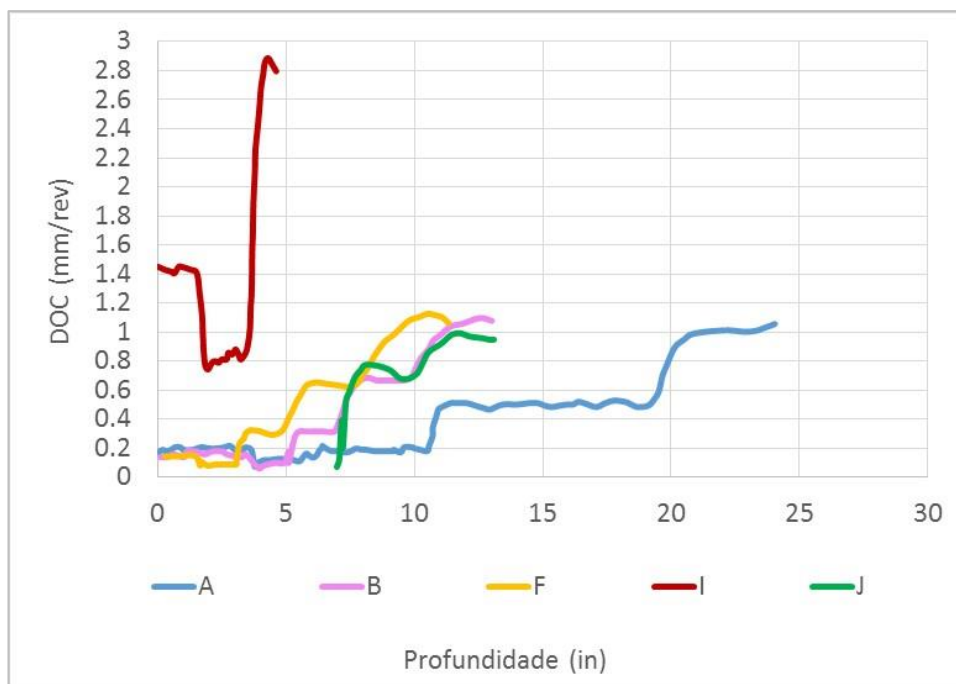


Figura 3.16: Profundidade de corte média para os cortadores dos ensaios de perfuração em escala real.

A Figura 3.17 apresenta a energia específica mecânica calculada durante os ensaios. Observa-se que esse parâmetro tende a atingir um patamar mínimo conforme o aumento da DOC média. Os valores finais de MSE para cada ensaio foram apresentados no Quadro 3.5. É interessante calcular a média destes valores de MSE a fim de possibilitar a sua comparação com a MSE estimada nos modelos numéricos desenvolvidos neste trabalho. O valor da MSE do ensaio I foi desconsiderado do cálculo da média pelo fato de este ensaio ter apresentado valor muito elevado quando comparado aos demais. O valor médio da MSE final dos ensaios é de 296 MPa com desvio padrão de 28 MPa.

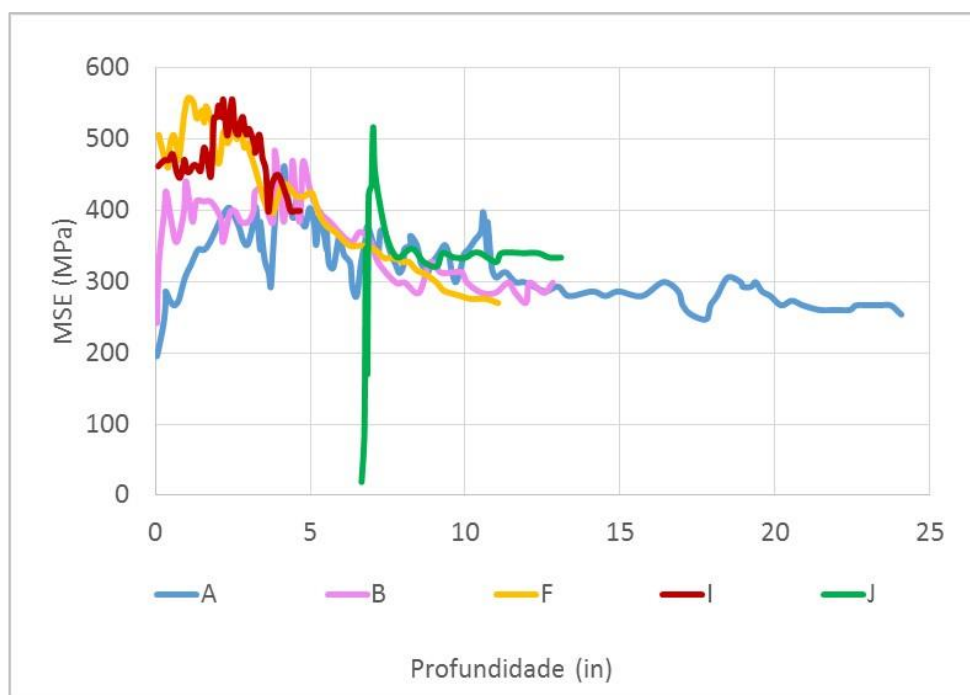


Figura 3.17: MSE calculada durante os ensaios de perfuração em escala real.

Também foi disponibilizado o resultado da MSE de um ensaio de perfuração em escala real feito com confinamento de 20.1 MPa. Os parâmetros fornecidos são apresentados no Quadro 3.6.

Quadro 3.6: Valor de MSE obtido de um ensaio de perfuração em escala real.

Ensaio de perfuração em escala real			
Ângulo de ataque (°)	Confinamento (MPa)	ROP (mm/s)	Valor MSE
20	20.1	0.8	243

3.2

Calibração do modelo numérico através de ensaios triaxiais

O método dos elementos discretos descreve o material como um conjunto de partículas unidas através de sua área ou superfície de contato. As propriedades dos contatos e das partículas são conhecidas como micro parâmetros. Os macro parâmetros são aqueles representativos da amostra sintética, ou seja, do conjunto de partículas, representam as propriedades do material estudado e são obtidos através de um processo de calibração em que os dados de entrada são: os micro parâmetros dos contatos, os micro parâmetros das partículas e uma lei constitutiva de contato. Assim, o material rochoso é representado no DEM pelas suas macro propriedades. Estas propriedades são determinadas através de ensaios em laboratório e os macro parâmetros mais utilizados para a calibração numérica em

elementos discretos são o módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν), resistência à compressão (σ_c) e resistência à tração (σ_t).

O processo de calibração consiste na definição de micro propriedades que, no seu conjunto, representam numericamente o comportamento mecânico do material de interesse. A simulação numérica é feita repetidas vezes, ajustando-se os micro parâmetros até que as propriedades previstas para a amostra sintética (os macro parâmetros) sejam equivalentes às obtidas em ensaios reais de laboratório. Uma vez calibrado apropriadamente, o conjunto de micro parâmetros e o modelo de contato podem ser utilizados para simular a rocha em diferentes condições de contorno e de carregamento. A Figura 3.18 apresenta o fluxo de trabalho para a realização da calibração numérica de um ensaio triaxial através do método dos elementos discretos.

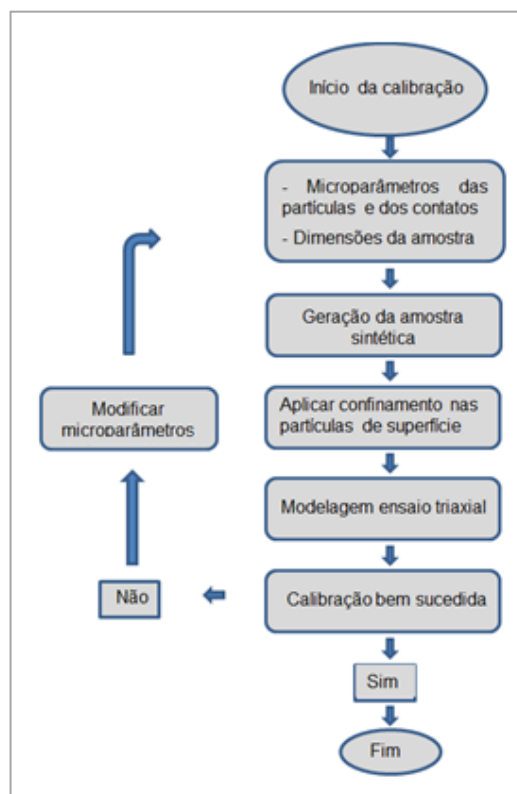


Figura 3.18: Fluxo de trabalho para a calibração de um ensaio triaxial no DEM.

Três procedimentos de calibração foram desenvolvidos para este estudo objetivando representar numericamente o comportamento mecânico da halita e do calcário de Cartago. Estes procedimentos serão apresentados nos itens 3.2.2 e 3.2.3 deste Capítulo.

3.2.1 Modelagem de ensaios triaxiais

O *software* PFC tem uma rotina de programação implementada para modelar ensaios triaxiais. Nesta rotina, o confinamento da amostra é aplicado através de um conjunto de paredes, que podem formar um cilindro (em que um conjunto de paredes retangulares pequenas envolve a amostra cilíndrica, conforme mostra a Figura 3.19a) ou paredes retangulares (em que uma parede retangular envolve cada um dos 6 lados da amostra retangular). A Figura 3.19a ilustra o modelo de um ensaio triaxial com confinamento representado por paredes. Esta não é a maneira mais adequada de representar numericamente o ensaio triaxial em halita, porque com as paredes aplicando o confinamento, a amostra sintética é impedida de sofrer expansões em larga escala e a deformação volumétrica é limitada pela deformação restrita das paredes.

A fim de refinar o procedimento de confinamento da modelagem numérica de ensaios de compressão com confinamento, foi feita uma modificação no código para modelagem de ensaios triaxiais para possibilitar a aplicação de confinamento diretamente às partículas de superfície. Um algoritmo desenvolvido pela Itasca, conhecido como *shining lamp* (Potyondy, 2012), gera este tipo de aplicação de confinamento, mas ele não está implementado na rotina de modelagem do ensaio triaxial. Uma modificação foi implementada dentro do código de modelagem de ensaios triaxiais para possibilitar o uso deste algoritmo. O algoritmo *shining lamp* delimita as partículas de superfície como sendo aquelas que recebem iluminação direta de 6 fontes de luz que circundam a amostra. Então, uma força externa é aplicada a estas partículas. A Figura 3.19b ilustra uma amostra sintética durante uma modelagem de ensaio triaxial com confinamento aplicado diretamente nas partículas de superfície.

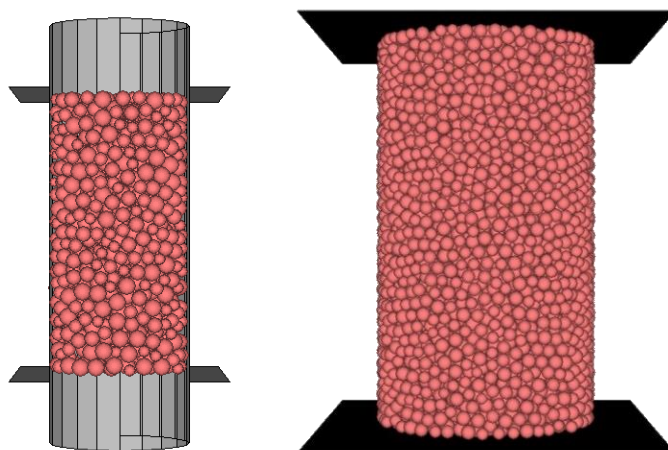


Figura 3.19: Amostra sintética no PFC^{3D}: (a) confinamento aplicado por paredes; (b) confinamento aplicado nas partículas de superfície.

Aplicando-se a técnica de confinamento *shining lamp* foi possível modelar os ensaios triaxiais do calcário de Cartago e da halita. Estes modelos numéricos serão apresentados nas seções 3.2.2 e 3.2.3.

3.2.2 Calibração numérica da halita

Neste tópico serão propostas duas metodologias de calibração numérica para a halita. A primeira consiste em utilizar um modelo de contato linear acrescido de um modelo de ligação paralela convencional. O modelo de ligação é utilizado com a finalidade de criar impedimento ao giro, ao cisalhamento e à tração entre as partículas, representando um material cimentado. O modelo de ligação linear mantém a rigidez do contato constante, representando um material com relação tensão-deformação linear. A segunda metodologia também utiliza o modelo de contato linear e um modelo de ligação paralela modificado. A modificação consiste em variar a rigidez da ligação paralela em função da superposição de partículas, o que, consequentemente modifica o valor da rigidez do contato do modelo linear. Esta segunda metodologia objetiva capturar a não linearidade da curva tensão-deformação da halita (conforme se observa nos experimentos triaxiais em halita) e objetiva representar com maior proximidade o fenômeno físico de ruptura deste material. Ao final, as duas metodologias serão comparadas e uma delas será escolhida para dar continuidade ao trabalho.

3.2.2.1

Calibração numérica da halita utilizando o modelo de ligação paralela convencional

Halita é um depósito evaporítico que apresenta ruptura quase-frágil quando submetida a ensaios de compressão uniaxial e ruptura dútil com comportamento não linear quando submetida a ensaios confinados. O item 2.1 do Capítulo de Revisão Bibliográfica discute estas características mecânicas da halita. Os ensaios de compressão realizados em halita que foram utilizados como modelo experimental foram apresentados no item 3.1.1 do Capítulo 3.

O modelo de contato mais comumente utilizado em elementos discretos para simular o comportamento de rochas é o modelo de contato linear em conjunto com o modelo de ligação paralela convencional (modelos explicados no item 2.4 do Capítulo de Revisão Bibliográfica). Este modelo é capaz de representar apropriadamente o comportamento de um material cimentado quase-frágil submetido à compressão e foi escolhido para uma primeira tentativa de calibração da halita, mesmo conhecendo a característica de não linearidade da curva tensão-deformação seguida de ruptura dútil deste material quando confinado.

O processo de calibração foi feito ajustando-se o conjunto de micro parâmetros das partículas e dos contatos para gerar uma amostra sintética que representasse o experimento de sal sob compressão simples. As simulações dos demais confinamentos utilizaram a mesma amostra sintética, modificando-se somente a magnitude do confinamento. A Figura 3.20 apresenta as curvas tensão-deformação resultantes da calibração para os três níveis de confinamento avaliados.

O Quadro 3.7 apresenta o conjunto de micro parâmetros que resultou na calibração numérica da halita utilizando o modelo de ligação paralela e que representa numericamente o comportamento mecânico deste material.

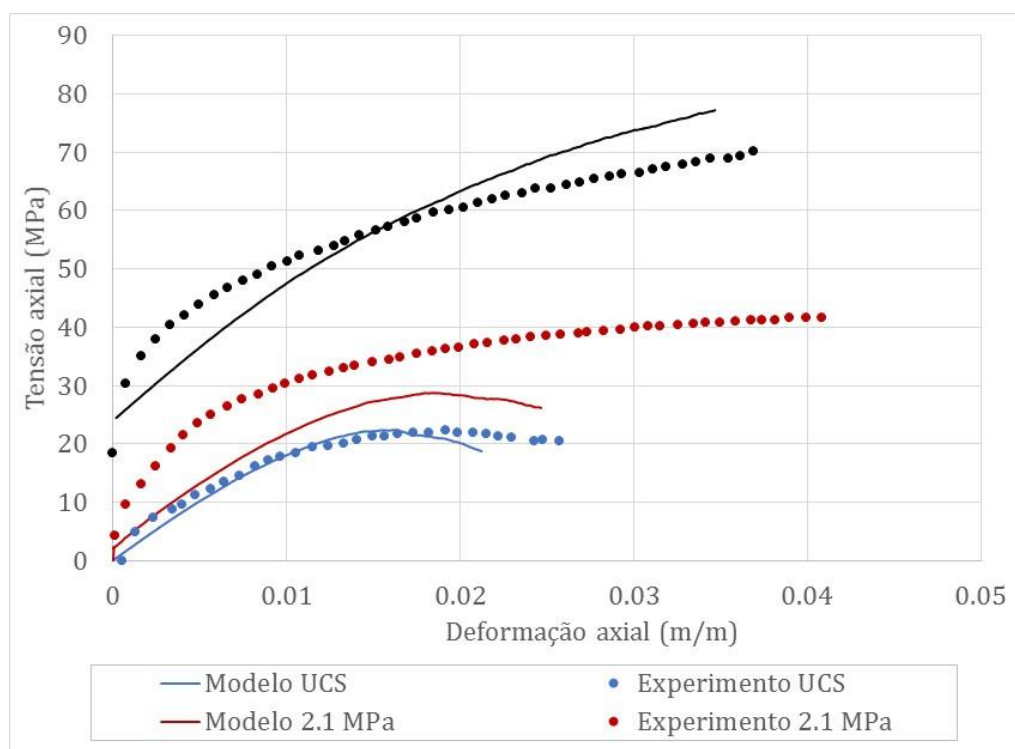


Figura 3.20: Curva tensão-deformação experimental versus calibração numérica usando modelo de ligação paralela convencional.

Quadro 3.7: Conjunto de micro parâmetros estabelecidos através da calibração numérica para a halita.

Parâmetros	Símbolo	Valor
		PFC ^{3D}
Altura da amostra (mm)	H	66.6
Diâmetro da amostra (mm)	D_a	18.98
Raio mínimo da partícula (mm)	R_{\min}	0.3
Número de partículas da amostra	-	8217
Relação entre raios	R_{\max}/R_{\min}	1
Densidade da partícula (kg/m ³)	ρ	2125
Módulo de Contato partícula-partícula (GPa)	E_c	1.5
Relação entre rigidez das partículas	K_n / K_s	1
Módulo da ligação paralela (GPa)	\bar{E}_c	1.5
Relação entre rigidez da ligação paralela	\bar{k}_n / \bar{k}_s	1
Coefficiente de fricção da partícula	μ	0.6
Resistência normal da ligação paralela, média (MPa)	$\bar{\sigma}_c, \text{mean}$	43
Resistência normal ligação paralela, std. dev. (MPa)	$\bar{\sigma}_c, \text{std. dev.}$	43
Resistência cisalhante ligação paralela, mean (MPa)	$\bar{\tau}_c, \text{mean}$	16
Resistência cisalhante ligação paral., std. dev. (MPa)	$\bar{\tau}_c, \text{std. dev.}$	16

Através da Figura 3.20, observando-se as curvas de tensão axial versus deformação axial, percebe-se que o modelo numérico de 2.1 MPa não se ajusta adequadamente ao experimento de laboratório. É possível que a diferença seja atribuída à calibração numérica, embora os modelos uniaxial e de 20.1 MPa estejam

próximos do resultado experimental. É possível também que o resultado do ensaio experimental de 2.1 MPa tenha sido comprometido devido a alguma característica particular da amostra de halita (por exemplo: intercalações de outros tipos de evaporitos na amostra).

3.2.2.2

Calibração numérica da halita utilizando o modelo de ligação paralela modificado

A fim de capturar a ductilidade e a não linearidade da curva tensão - deformação da halita durante o ensaio de compressão, o modelo de ligação foi modificado e, conseqüentemente, o modelo de contato. A rigidez normal de contato do modelo de ligação paralela convencional foi modificada em cada ciclo, de forma iterativa, atribuindo um valor de rigidez que decresce em função da superposição entre partículas. Esta técnica converte o modelo de ligação paralela convencional de comportamento linear em um modelo com comportamento não linear.

Primeiramente é necessário entender como a rigidez do contato e o módulo de elasticidade do contato se relacionam no modelo de ligação paralela convencional. Esta relação pode ser visualizada na Equação 3.1. Sendo que \bar{k}_n é a rigidez normal do contato, \bar{k}_s é a rigidez cisalhante do contato, \bar{E}_c é o módulo de elasticidade do contato e L é a distância entre raios de duas partículas.

$$\bar{k}_n = \bar{k}_s = \frac{\bar{E}_c}{L} \quad (3.1)$$

Estabelecida esta relação, o módulo de deformação do contato \bar{E}_c será modificado de acordo com o comportamento da curva tensão-deformação do ensaio experimental não confinado (Figura 3.21). Na Figura 3.21, observa-se que o valor do módulo secante do material E_s não é constante. Ele varia de forma decrescente com a deformação (linhas vermelhas plotadas no gráfico). O processo de modificação do módulo de elasticidade do contato \bar{E}_c é assumir que $\bar{E}_c = E_s$ e, nesse sentido, a Equação 3.1 é reescrita conforme a Equação 3.2.

$$\bar{k}_n = \bar{k}_s = \frac{E_s}{L} = \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\varepsilon \cdot L} \quad (3.2)$$

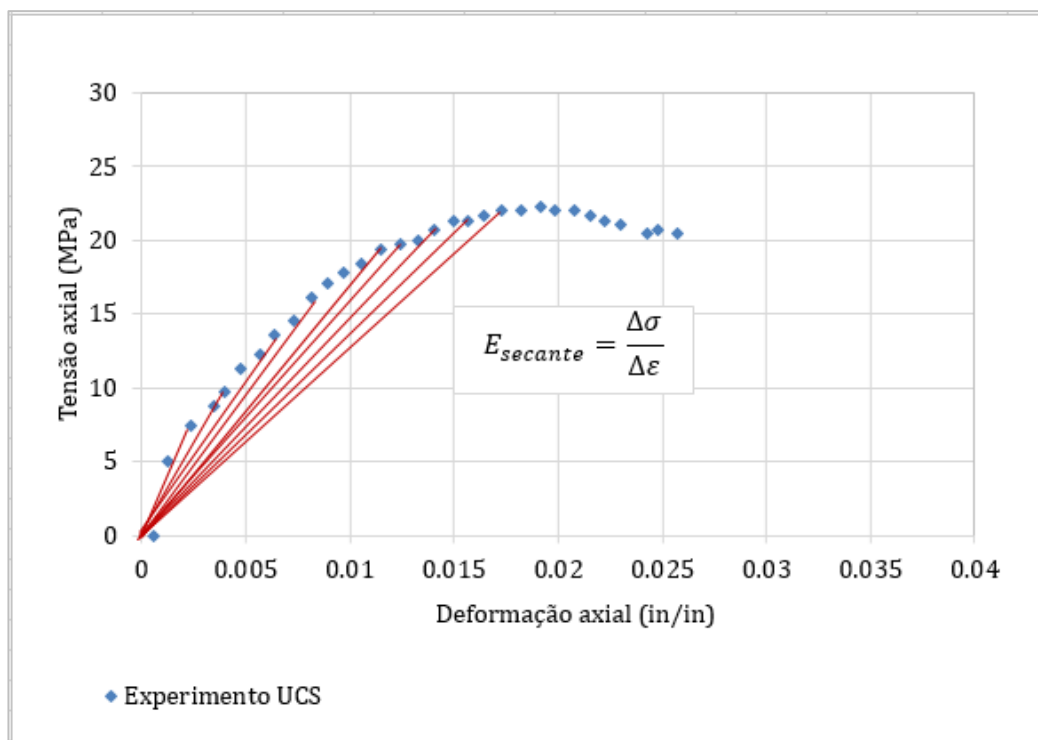


Figura 3.21: Definição do módulo secante para o experimento de compressão simples.

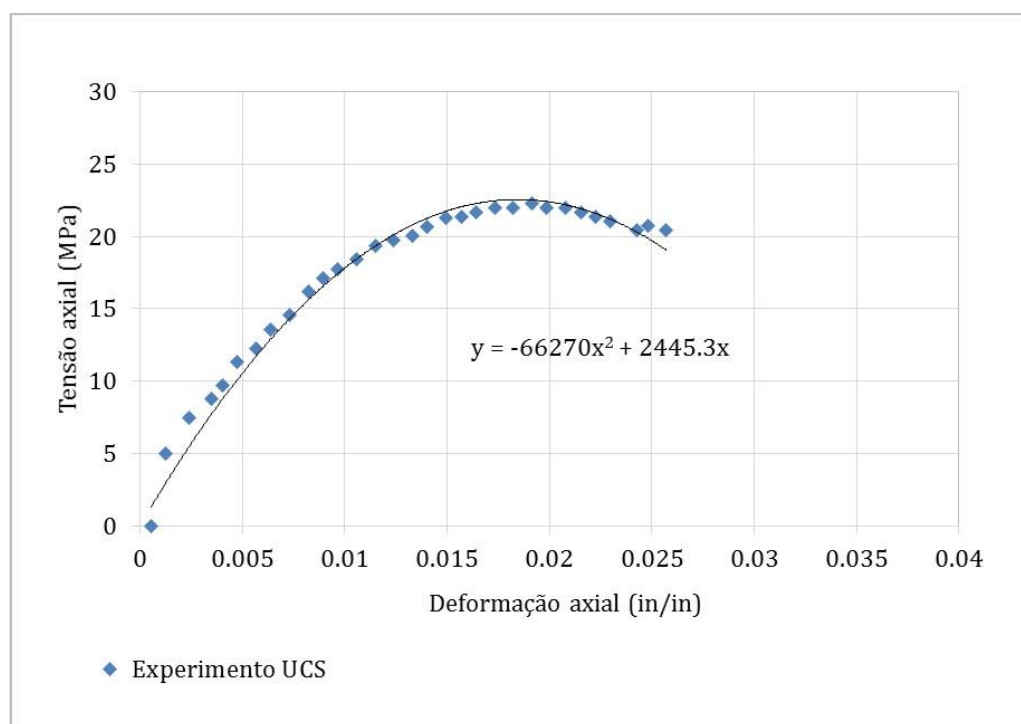


Figura 3.22: Obtenção do ajuste de curva para o experimento de compressão simples.

A equação extraída do ajuste de curva traçado no ensaio de compressão simples da Figura 3.22 é apresentada na Equação 3.3, onde σ_1 equivale à tensão axial e ϵ à deformação axial da amostra.

$$\sigma_1 = -66270. \varepsilon^2 + 2445.3. \varepsilon \quad (3.3)$$

A variação do módulo secante ao longo do ensaio, E_s , é apresentada na Equação 3.4.

$$E_s = \frac{-66270. \varepsilon^2 + 2445.3. \varepsilon}{\varepsilon} \quad (3.4)$$

Substituindo a Equação 3.4 na Equação 3.2, encontramos a Equação 3.5, que relaciona a variação do módulo secante do experimento uniaxial à rigidez normal do contato \overline{k}_n .

$$\overline{k}_n = \frac{-66270. \varepsilon^2 + 2445.3. \varepsilon}{\varepsilon. L} \quad (3.5)$$

O próximo passo do processo de calibração consiste em utilizar a relação obtida na Equação 3.5 para modificar o modelo de ligação paralela convencional na modelagem numérica do ensaio de compressão. Isto significa que a rigidez do contato será sempre uma função da deformação axial da amostra sintética obtida no passo anterior do ciclo de cálculo. Assim, o experimento uniaxial foi modelado numericamente utilizando a Equação 3.5 de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 3.23.

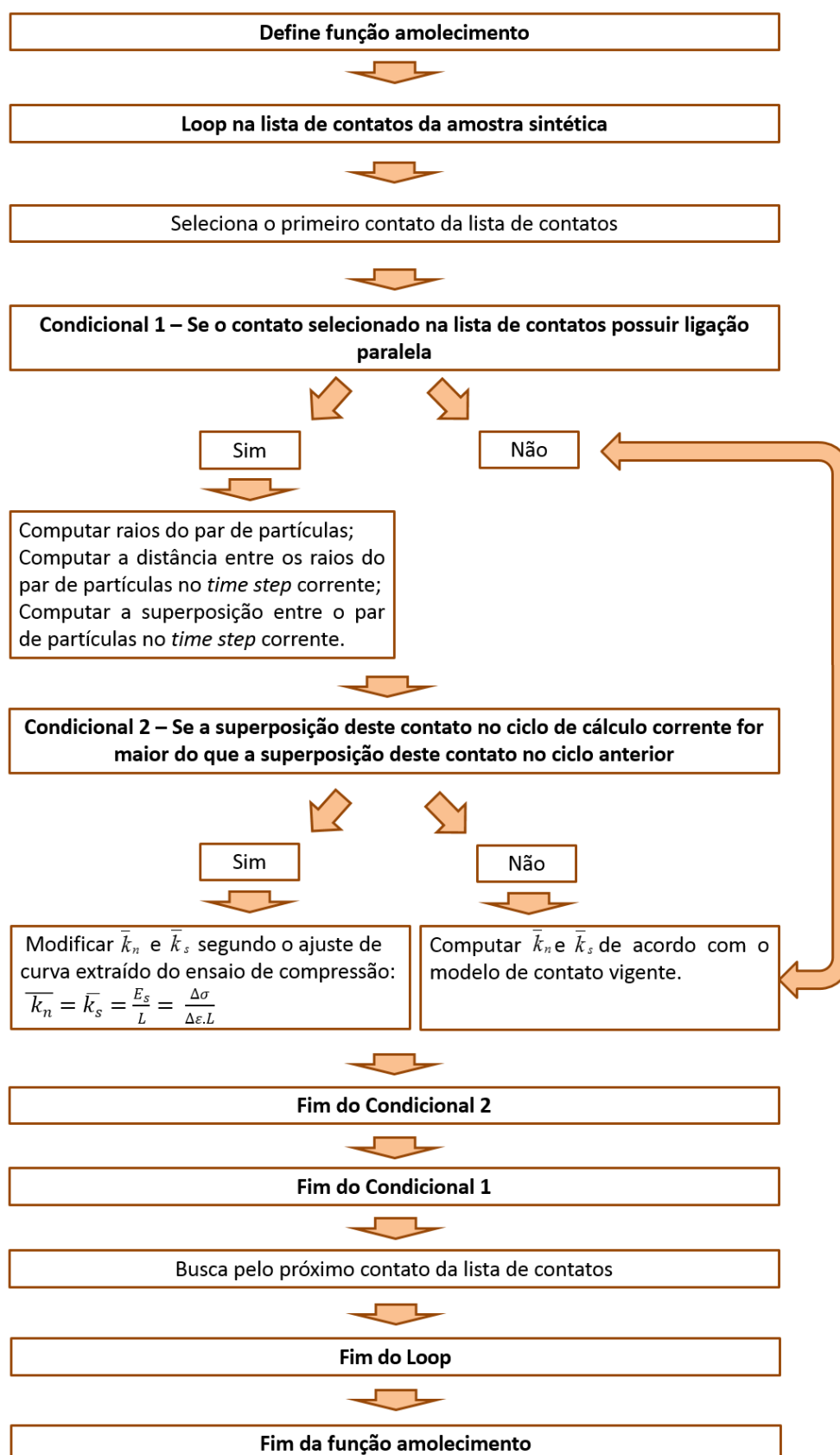


Figura 3.23: Fluxograma da rotina computacional que modifica a rigidez do contato do modelo de ligação paralela convencional em função da deformação da amostra sintética.

Através do processo de calibração apresentado no fluxograma da Figura 3.23 para o ensaio uniaxial, foi estabelecido o conjunto de micro parâmetros apresentado no Quadro 3.8. Este conjunto de micro parâmetros juntamente com a Equação 3.5 também foram utilizados para modelar os ensaios triaxiais de 2.1 e 20.1 MPa. A Figura 3.24 apresenta o resultado da macro calibração para os confinamentos de 0 MPa, 2.1 MPa e 20.1 MPa.

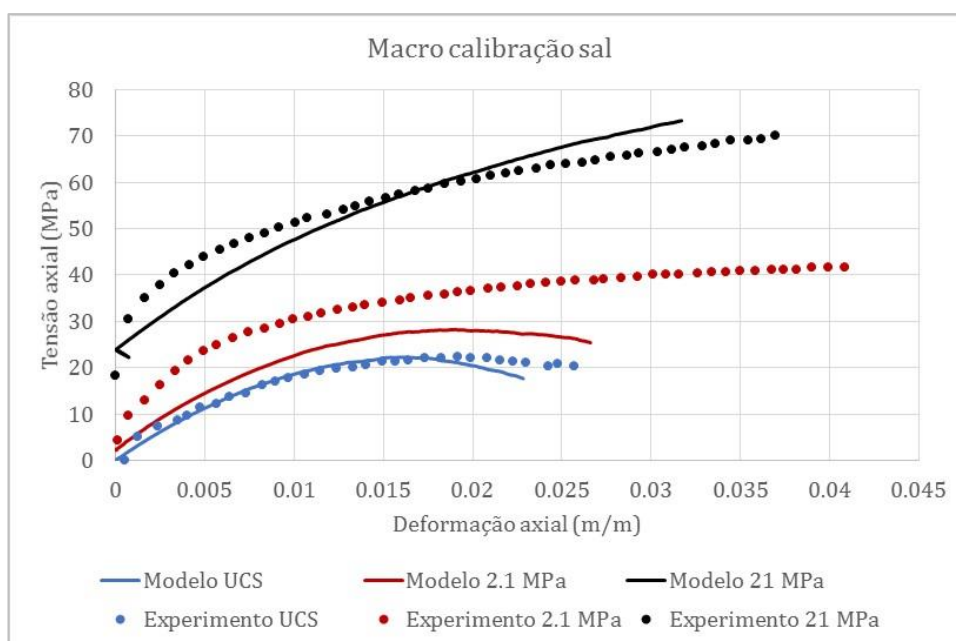


Figura 3.24: Macro calibração da halita – modelo de ligação paralela não convencional.

Quadro 3.8: Micro parâmetros estabelecidos através da macro calibração do ensaio de UCS.

Parâmetros	Símbolo	Valor
		PFC ^{3D}
Altura da amostra (mm)	H	66.6
Diâmetro da amostra (mm)	D_a	37.96
Raio mínimo da partícula (mm)	R_{\min}	0.5
Número de partículas da amostra	-	8348
Relação entre raios	R_{\max} / R_{\min}	1.3
Densidade da partícula (kg/m ³)	ρ	2125
Módulo de Contato partícula-partícula (GPa)	E_c	1.3
Relação entre rigidez das partículas	K_n / K_s	1
Rigidez normal da ligação paralela modificada (GPa)	\bar{k}_n	Eq. 3.5
Relação entre rigidez da ligação paralela	\bar{k}_n / \bar{k}_s	1
Coefficiente de fricção da partícula	μ	0.6

O uso de macro parâmetros (ex.: a deformação axial da amostra sintética) como dados de entrada para a calibração numérica não é a maneira convencional de trabalhar em elementos discretos pois os dados de entrada devem ser micro

parâmetros de partículas, de contato e lei de contato. Também é importante perceber que não é possível utilizar a deformação axial de uma amostra como dado de entrada para uma simulação numérica de ensaio de cortador único (que será o ensaio feito a partir da calibração em ensaios triaxiais), já que o ensaio de corte não deforma axialmente. Portanto, tendo a curva tensão-deformação do modelo calibrada, deve-se observar o modo como os micro parâmetros superposição de partículas (U) e rigidez normal do contato (\bar{k}_n) variaram durante a calibração. Isso possibilitará estabelecer uma relação entre estes dois micro parâmetros que irá substituir aquela relação apresentada na Equação 3.5.

O monitoramento da variação da rigidez do contato versus a superposição da partícula foi feito para cada um dos modelos: 0 MPa, 2.1 MPa e 20.1 MPa. Diversos contatos foram monitorados em cada simulação e foi observado que a relação entre \bar{k}_n e U é única para todos os contatos de um mesmo experimento. A Figura 3.25, a Figura 3.26 e a Figura 3.27 apresentam a relação entre a rigidez do contato e a superposição de partículas para o monitoramento de um único contato durante a simulação dos ensaios uniaxial, de 2.1 MPa e de 20.1 MPa de confinamento, respectivamente. As Equações 3.6, 3.7 e 3.8 apresentam a relação final entre a rigidez do contato do modelo de ligação paralela modificado e a superposição entre partículas para os modelos já calibrados segundo o processo apresentado no fluxograma da Figura 3.23.

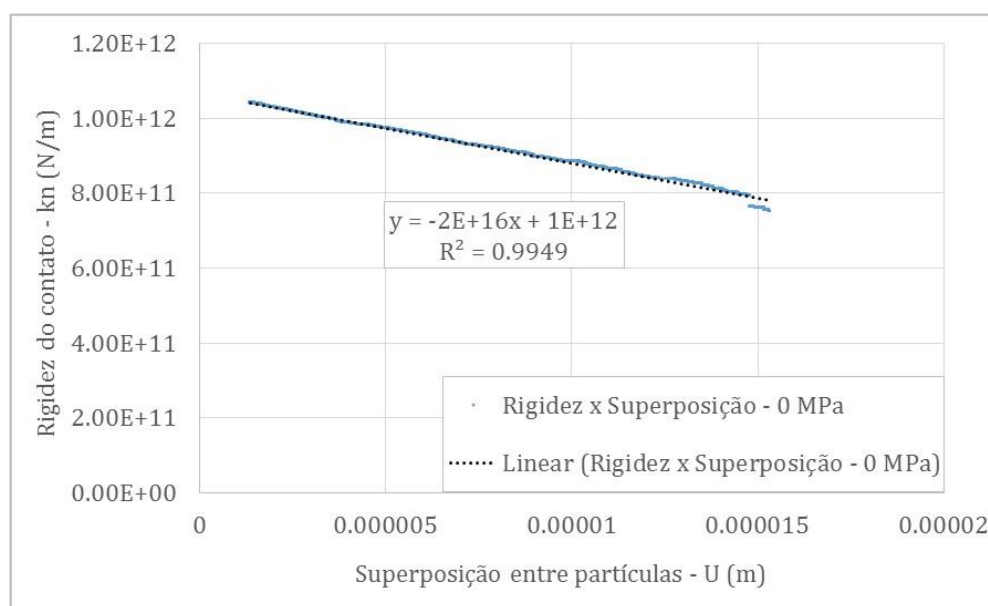


Figura 3.25: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio uniaxial – halita.

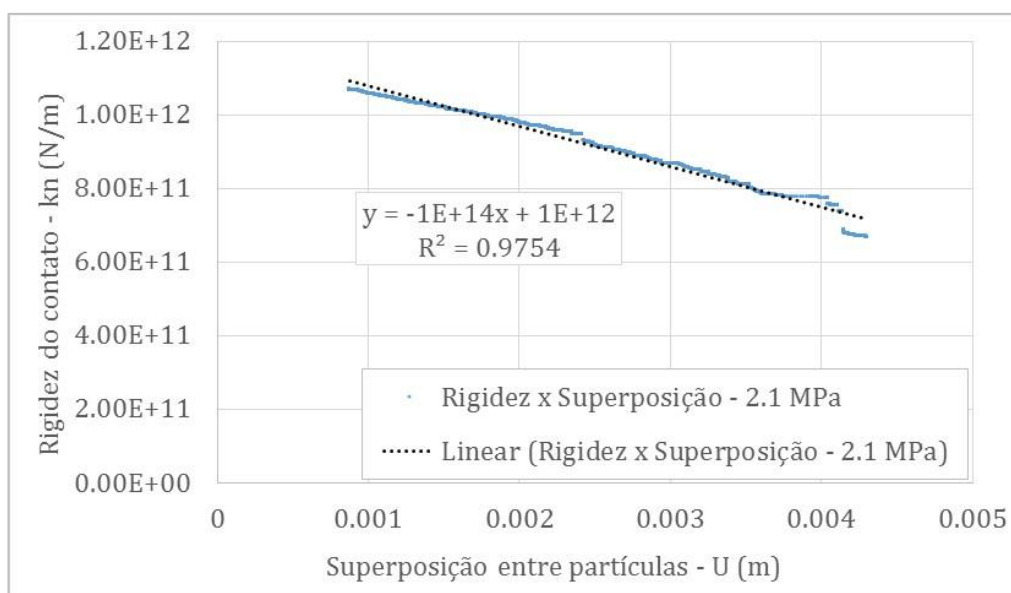


Figura 3.26: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio com confinamento de 2.1 MPa – halita.

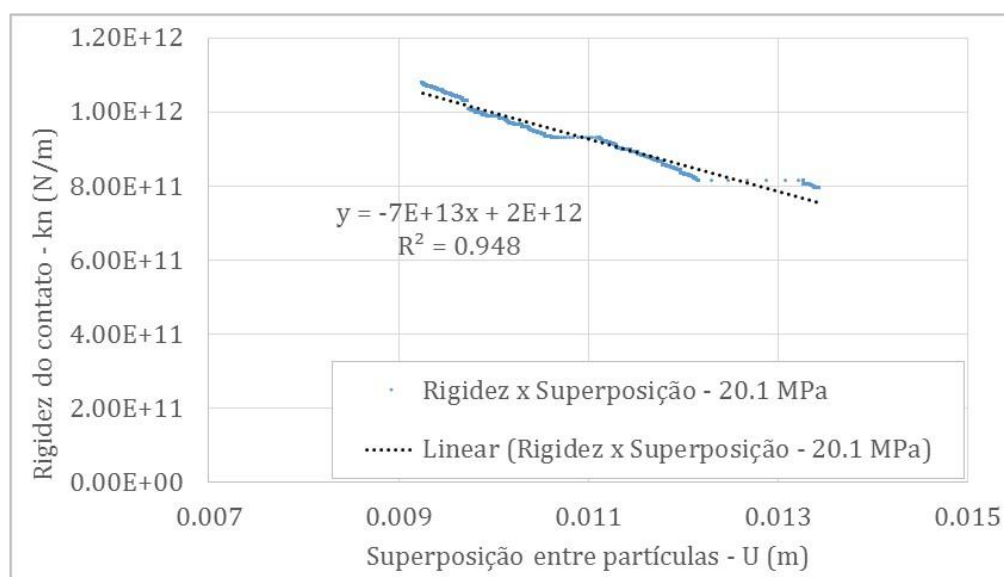


Figura 3.27: Rigidez do contato versus superposição entre partículas para monitoramento de um contato durante modelagem de ensaio com confinamento de 20.1 MPa – halita.

$$k_n = -3e16.U + 1e12 \quad (3.6)$$

$$k_n = -1e14.U + 1e12 \quad (3.7)$$

$$k_n = -7e13.U + 2e12 \quad (3.8)$$

Neste ponto, as simulações dos ensaios de compressão simples, de 2.1 MPa e de 20.1 MPa foram repetidas aplicando, em cada ciclo de cálculo, as Equações 3.6,

3.7 e 3.8 estabelecidas para cada confinamento e novas curvas tensão-deformação calibradas foram encontradas.

É importante notar que há uma diferença fundamental no modo como a ruptura da amostra sintética é estabelecida para o modelo de ligação paralela convencional e para o modelo de ligação paralela modificado. No modelo de ligação paralela convencional a rigidez do contato é constante ao longo da simulação e o contato se rompe quando um determinado valor de resistência normal e cisalhante do contato é atingido. Já no modelo de ligação paralela modificado, a rigidez do contato não se mantém constante, ela varia de acordo com o ajuste de curva traçado no ensaio de compressão, diminuindo o seu valor conforme o incremento da interposição entre as partículas. Devido à esta modificação no modo como o processo de ruptura é modelado, não resulta conveniente utilizar um critério de ruptura do contato baseado no seu valor de resistência. A ruptura do contato será estabelecida definindo-se um limite para a superposição entre as partículas. Este limite é definido através do processo de calibração. Por exemplo, para o ensaio de compressão simples, conforme o carregamento é aplicado na amostra sintética, a superposição entre as partículas aumenta, diminuindo o valor de rigidez do contato segundo a lei apresentada na Equação 3.6. Quando U atinge o valor de $1.7e-5$, que é o último valor obtido no monitoramento do contato da Figura 3.25, o código estabelece a ruptura do contato.

A Figura 3.28 apresenta o fluxograma do processo de calibração modificando-se a rigidez do contato \bar{k}_n segundo a superposição de partículas U .

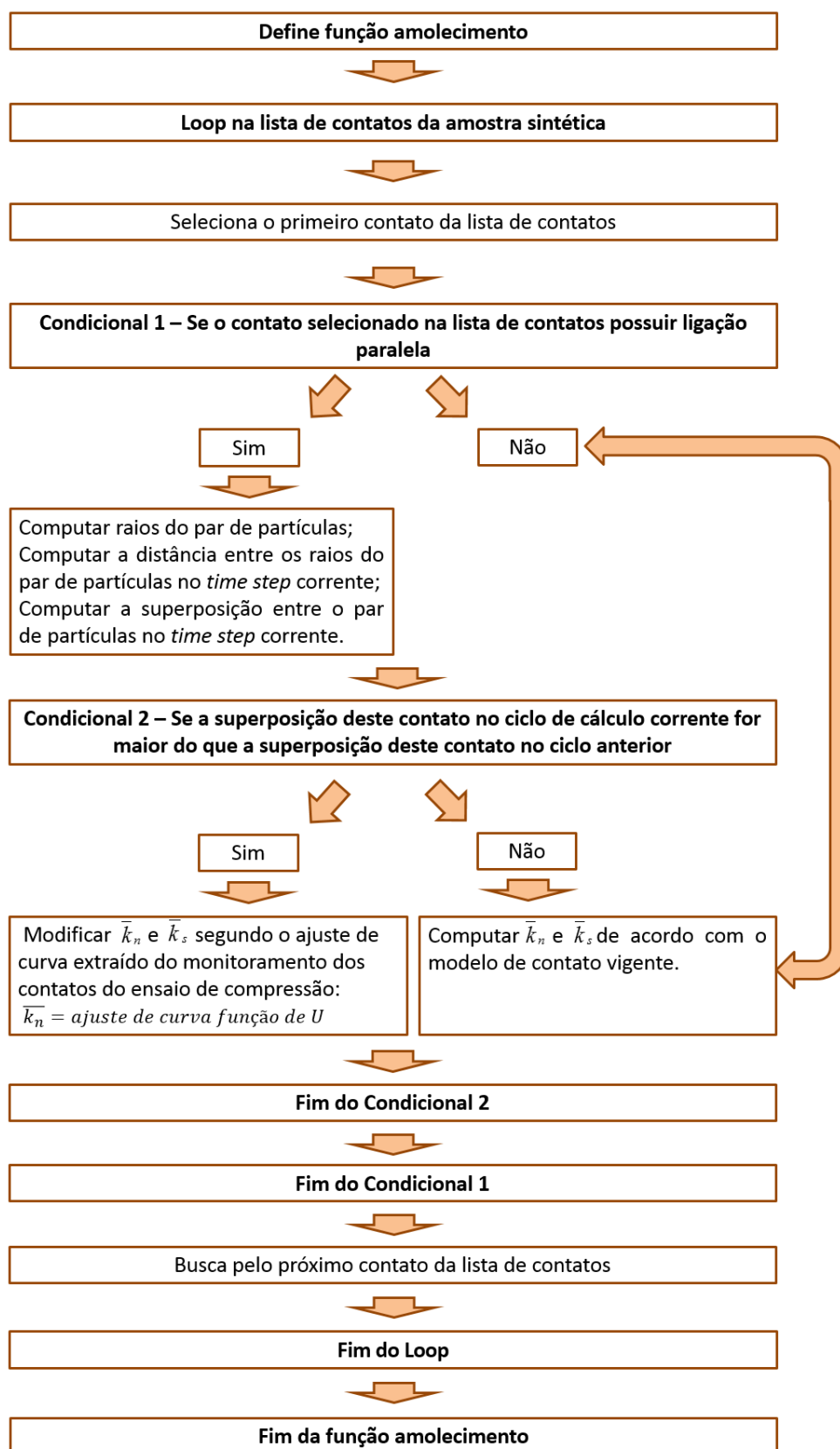


Figura 3.28: Fluxograma da rotina computacional que modifica a rigidez do contato do modelo de ligação paralela convencional em função da superposição entre as partículas.

A Figura 3.29 apresenta as curvas finais da calibração da halita. O Quadro 3.9 apresenta o conjunto de micro parâmetros que resultou no melhor ajuste da calibração.

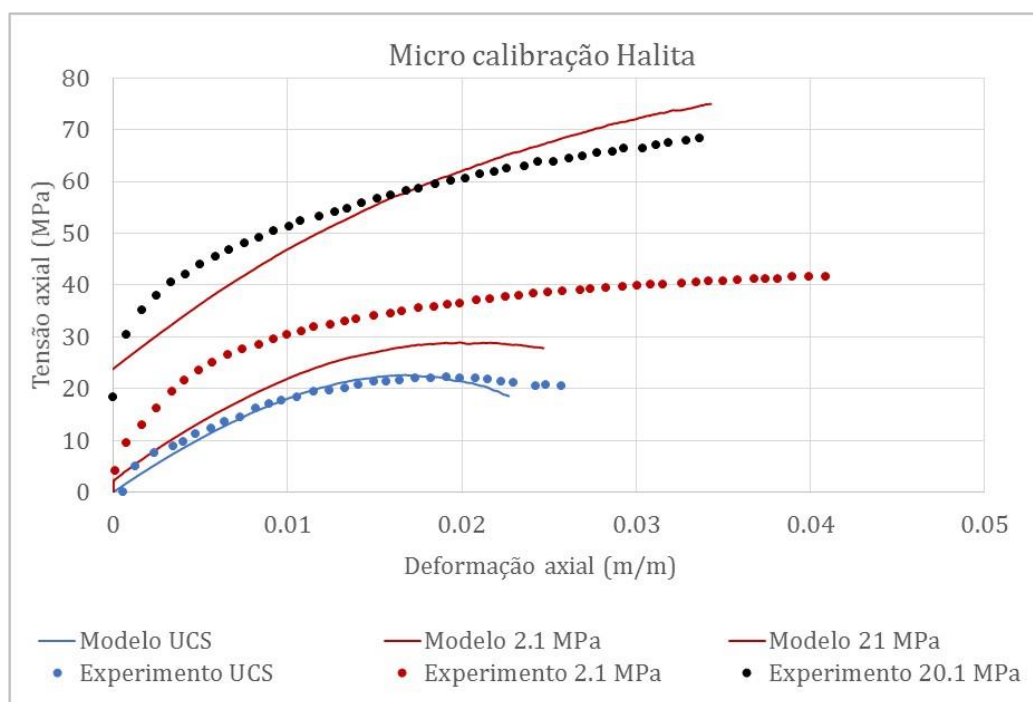


Figura 3.29: Ensaio triaxial e modelo calibrado usando o modelo de ligação paralela modificado.

Quadro 3.9: Micro parâmetros estabelecidos para a calibração utilizando o novo modelo de ligação paralela modificado.

Parâmetros	Símbolo	Valor
		PFC3D
Altura da amostra (mm)	H	66.6
Diâmetro da amostra (mm)	D_a	37.96
Raio mínimo da partícula (mm)	Rmin	0.5
Número de partículas da amostra	-	8348
Relação entre raios	Rmax / Rmin	1.3
Densidade da partícula (kg/m ³)	ρ	2125
Módulo de Contato partícula-partícula (GPa)	Ec	1.3
Relação entre rigidez das partículas	K_n / K_s	1
Rigidez normal da ligação paralela modificada (GPa)	\bar{k}_n	*
Relação entre rigidez da ligação paralela	\bar{k}_n / \bar{k}_s	1
Coeficiente de fricção da partícula	μ	0.6

* Relação final entre a rigidez do contato do modelo de ligação paralela modificado e a superposição entre partículas estabelecida para cada confinamento.

Portanto, o conjunto de micro parâmetros do Quadro 3.9 juntamente com as Equações 3.6, 3.7 e 3.8 representam numericamente o comportamento mecânico da halita segundo o processo de calibração proposto neste item.

Um resumo de todo o processo de calibração da halita utilizando o modelo de ligação paralela modificado é apresentado no fluxograma da Figura 3.30.

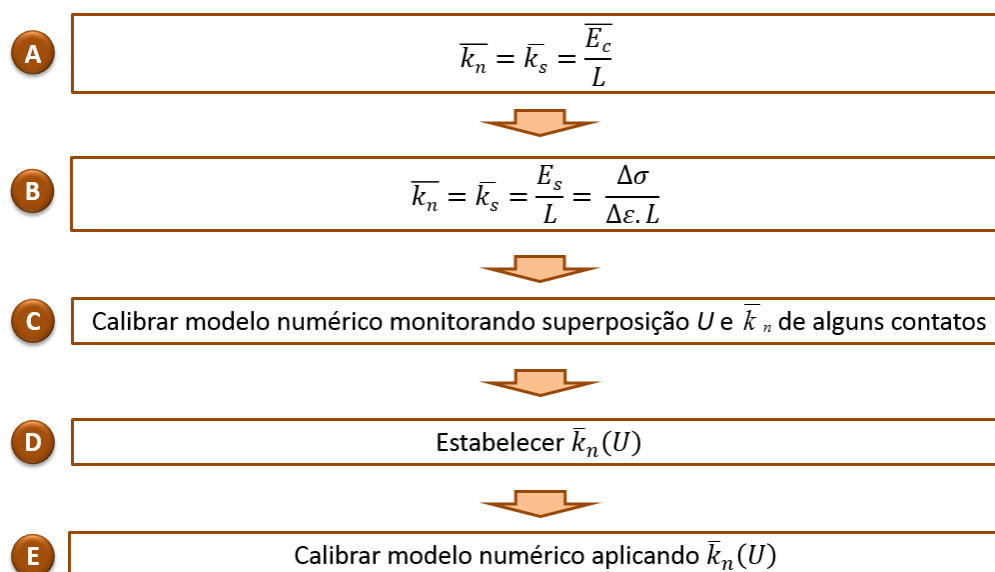


Figura 3.30: Fluxograma do processo de calibração da halita – modelo de ligação paralela modificado.

A etapa A do fluxograma indica a relação entre a rigidez do contato e o módulo de elasticidade do contato para o modelo de ligação paralela convencional. A etapa B do fluxograma apresenta processo de modificação do módulo de elasticidade do contato \bar{E}_c , assumindo que $\bar{E}_c = E_s$ e, nesse sentido, a Equação do item A é reescrita conforme a Equação do item B. A etapa C do fluxograma consiste na calibração do modelo, fazendo o monitoramento dos micro parâmetros U e \bar{k}_n . Na etapa D, a relação entre \bar{k}_n e U é estabelecida. Uma nova calibração é feita na etapa E modificando-se a rigidez do contato \bar{k}_n conforme a relação determinada na etapa D. Como resultado da calibração da etapa E, extrai-se um conjunto de micro parâmetros que, juntamente com a relação $\bar{k}_n(U)$, representa numericamente o material de interesse.

3.2.2.3

Comparação entre a calibração numérica da halita utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada

Analisando visualmente as curvas resultantes das duas calibrações (Figuras 3.20 e 3.29) seria intuitivo concluir que ambas podem ser utilizadas para representar numericamente o comportamento da halita para ensaios mecânicos de compressão.

Porém, teoricamente, estes dois modelos de ligação são significativamente diferentes no que se refere ao modo como a rigidez normal do contato é computada durante a modelagem numérica. Estas diferenças serão discutidas neste tópico e será justificada a escolha da calibração numérica mais representativa do comportamento da halita.

Conforme explicado no item 3.2.2.1 deste Capítulo, o modelo de ligação paralela convencional utilizado nos modelos numéricos mantém as partículas unidas através de uma ligação que possui uma rigidez e resistência de ruptura com valor constante. Quando a resistência de ruptura da ligação de um contato é atingida, ocorre o processo de quebra deste contato e, a partir deste momento as duas partículas passam a interagir através da lei de atrito. Considerando que este processo ocorre simultaneamente para todas as partículas (e seus contatos) da amostra sintética, o macro comportamento esperado durante a simulação numérica do ensaio de compressão é o aumento da tensão axial de modo linear até alcançar o limite elástico, seguido da ruptura da amostra sintética. Este processo é representativo de um material elástico linear com ruptura quase-frágil, como um carbonato ou um arenito.

No modelo de ligação paralela modificado apresentado no item 3.2.2.2 deste Capítulo, a rigidez do contato decresce conforme aumenta a superposição entre as partículas. Isto simula o amolecimento do material conforme o aumento do carregamento, modelando, a nível de micro comportamento, a não linearidade do material.

A halita, devido às características discutidas previamente (item 2.1 do Capítulo de Revisão Bibliográfica), apresenta comportamento mecânico diferenciado quando submetido a ensaio de compressão sem e com confinamento. Em um ensaio de compressão simples, a halita apresenta um aumento da tensão de modo elástico linear, seguido por ruptura quase-frágil. Quando confinada, apresenta um trecho curto de deformações elásticas seguido de deformações não lineares. Durante a etapa de deformação não linear em um ensaio triaxial, a halita apresenta alongamento de minerais combinado com microfissuras até que atinge um nível elevado de deformação em que as microfissuras aumentam e se interconectam, gerando um plano de cisalhamento na amostra.

Observando os ensaios experimentais de compressão confinada utilizados neste trabalho (apresentados no item 3.1.1 deste Capítulo), percebe-se que eles não

atingiram um estágio de resistência limite claramente definido (seja pela presença de pico ou pela estabilização da tensão desviadora ao acréscimo de deformação axial). O ensaio termina, devido a limitações no equipamento, enquanto a amostra está deformando não linearmente. Assim, as curvas tensão-deformação resultantes da calibração através dos dois modelos discutidos previamente também não atingem o estado último de ruptura. Para esse estágio ser alcançado, é necessário um nível de deformação maior do que aquele atingido nos ensaios experimentais e na calibração. Portanto, visualizando as Figuras 3.20 e 3.29, não é possível definir se os modelos de ligação paralela convencional e modificada, ao atingirem o de pico de ruptura, representam o comportamento esperado da halita. Para esclarecer esta questão, as simulações numéricas de ambas as calibrações foram levadas até o seu estágio final de deformação, possibilitando assim a sua comparação com amostras experimentais de halita rompidas obtidas na literatura. As Figuras 3.31, 3.32 e 3.33 apresentam a curva tensão-deformação dos modelos numéricos até a ruptura completa da amostra sintética. Para todos os confinamentos é perceptível a queda mais suave da tensão após o pico de ruptura para o modelo de ligação paralela modificado. Também é notória a semelhança das curvas geradas pelos dois modelos analisados até atingir o pico de ruptura.

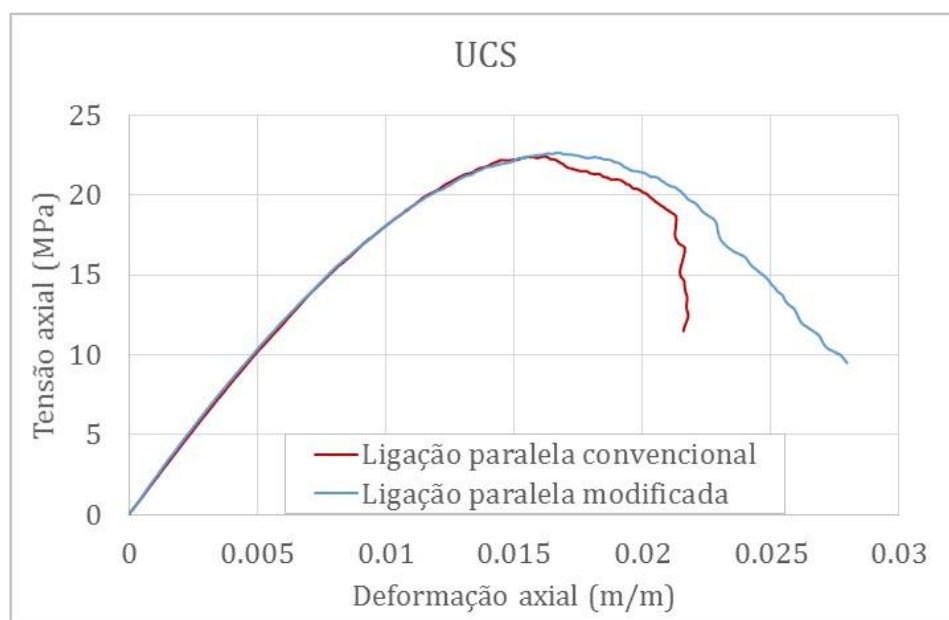


Figura 3.31: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio uniaxial em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.

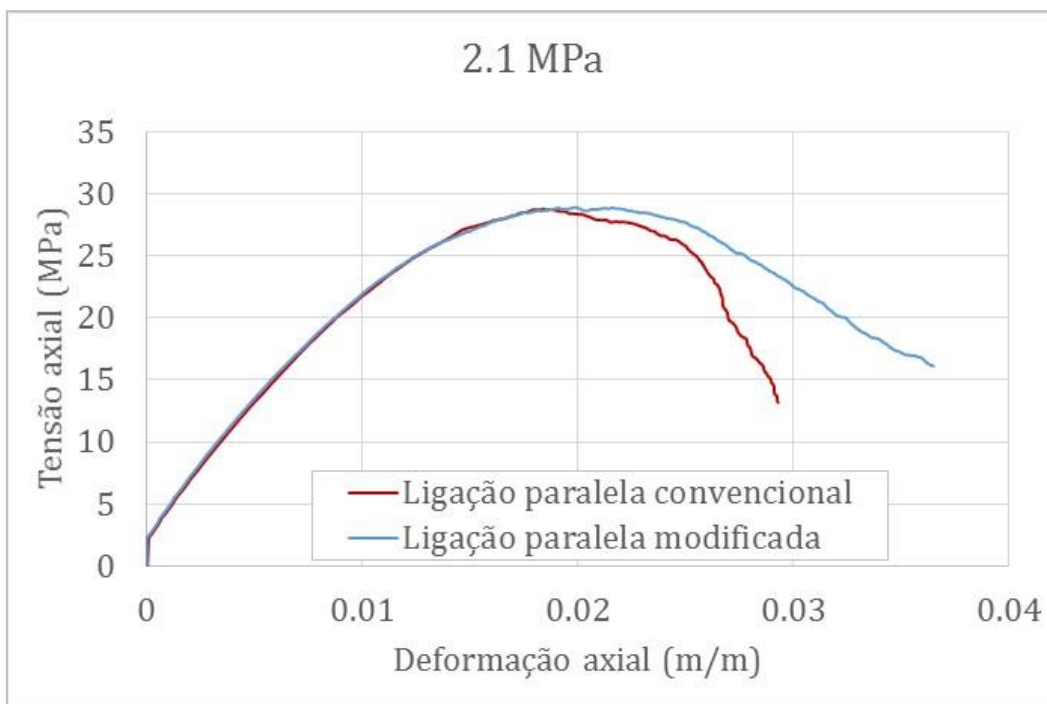


Figura 3.32: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio de 2.1 MPa em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.

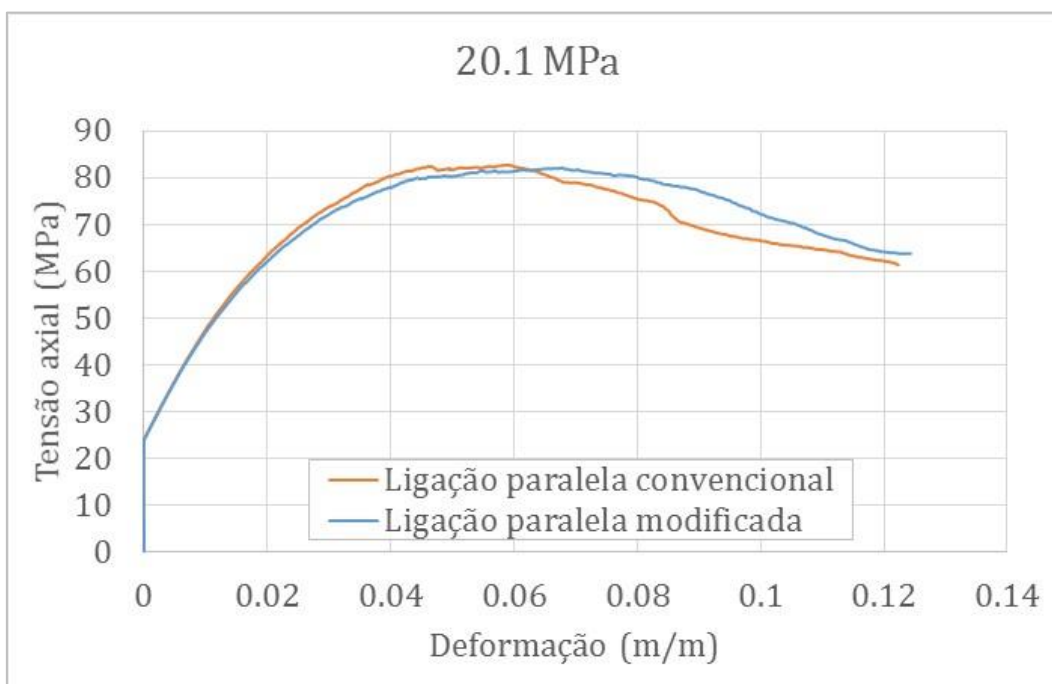


Figura 3.33: Curva tensão-deformação da calibração numérica do ensaio de 20.1 MPa em halita – modelos de ligação paralela convencional e modificado.

As Figuras 3.34, 3.35 e 3.36 apresentam duas imagens das amostras sintética, para confinamentos de 0, 2.1 e 20.1 MPa, quando submetidas a ruptura total. Na imagem da esquerda (A), é apresentado o modelo de ligação paralela convencional; na da direita (B), é apresentado o modelo de ligação paralela modificado. As setas

cinzas indicam o sentido do vetor de deslocamento das partículas. Através da Figura 3.34 é perceptível que ambas as amostras sintéticas rompem sem a formação de plano de cisalhamento e com liberação de partículas. Experimentalmente, no ensaio uniaxial, a halita rompe com liberação de cristais e formando fraturas de tração, sem formação de plano de definido de ruptura. Portanto, o comportamento dos dois modelos numéricos está de acordo com o esperado para a ruptura da halita quando submetida a compressão simples. A imagem (C) (modificada de Liang, et al., 2011) da Figura 3.34 ilustra uma amostra experimental de halita rompida.

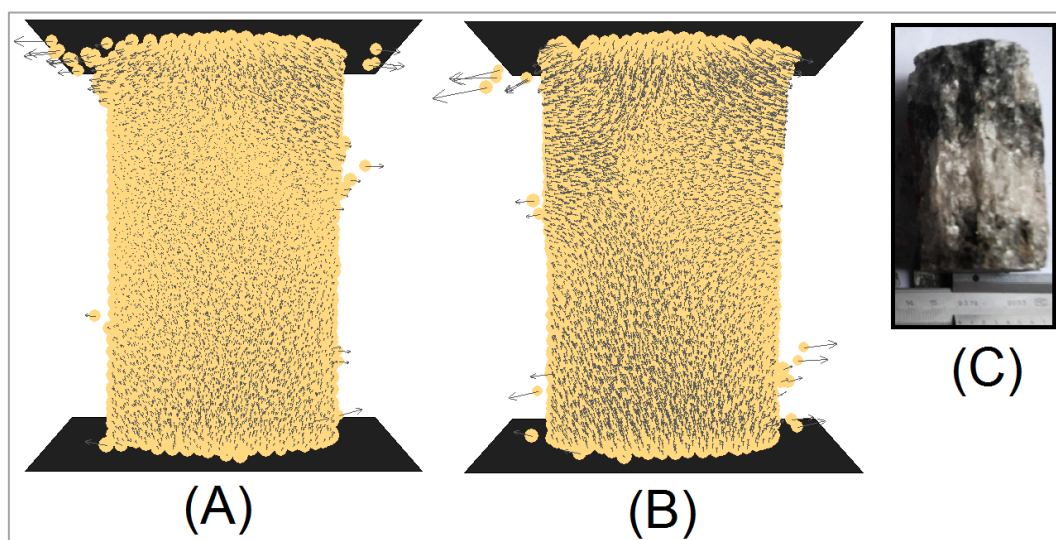


Figura 3.34: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio uniaxial utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.

A Figura 3.35 apresenta as amostras sintéticas confinadas a 2.1 MPa no estado último de ruptura. A amostra (A), gerada a partir do modelo de ligação paralela convencional, apresenta um processo de degradação mais significativo na sua parte superior. Já a amostra (B), gerada a partir do modelo de ligação paralela modificada apresenta a formação de um plano de cisalhamento, comportamento característico da halita quando submetida a ensaios de compressão confinados.

A Figura 3.36 apresenta as amostras sintéticas confinadas a 20.1 MPa no estado último de ruptura. A ruptura da amostra (A) não se assemelha àquela esperada para a halita quando submetida a compressão triaxial, em que se espera que a ruptura aconteça em um plano preferencial de cisalhamento após um longo processo de deformação plástica. Já na ruptura da amostra (B) percebe-se nitidamente a formação de um plano preferencial de cisalhamento, que se

assemelha ao plano de cisalhamento da amostra experimental de halita exemplificada pela imagem (C) (Modificado de Jandakaew, 2003).

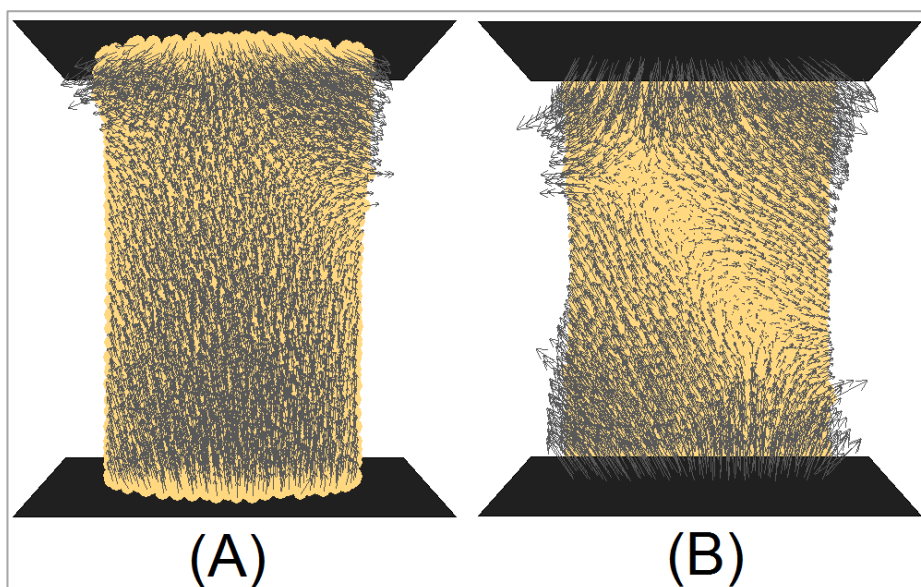


Figura 3.35: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio triaxial de 2.1 MPa de confinamento utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.

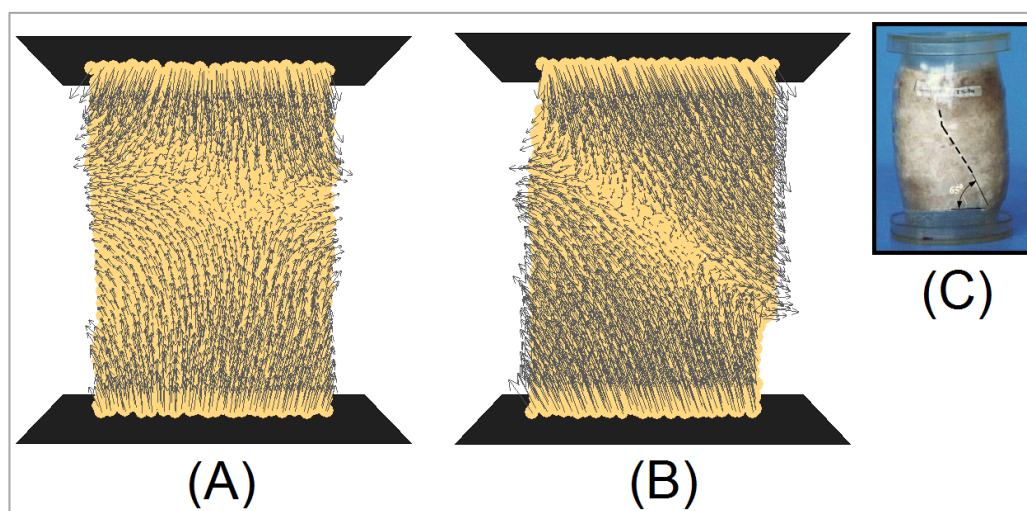


Figura 3.36: Imagem das amostras sintéticas da simulação do ensaio triaxial de 20.1 MPa de confinamento utilizando os modelos de ligação paralela convencional e modificada – halita.

Portanto, considerando que o modelo de ligação paralela modificado simula, a nível de micro comportamento, a não linearidade da halita quando submetida ensaios triaxiais e que este modelo de ligação paralela modificado contempla o processo físico de ruptura da amostra, optou-se por utilizá-lo neste trabalho para representar a halita numericamente.

Assim, o conjunto de micro parâmetros apresentados no Quadro 3.9 juntamente com as Equações 3.6, 3.7 e 3.8 foram utilizados para representar

numericamente o comportamento da halita durante a modelagem de ensaios de cortador único para os confinamentos de 0 e 20.1 MPa.

Devido à diferença significativa observada entre o modelo numérico e o experimento de 2.1 MPa, optou-se por descartar este confinamento dos estudos de cortador único em halita.

3.2.3

Calibração numérica do calcário

Um conjunto de ensaios triaxiais no calcário de Cartago foi disponibilizado para balizar as modelagens numéricas, conforme apresentado na Figura 3.4 do item 3.1.2. O comportamento mecânico deste material difere do comportamento mecânico do evaporito, especialmente para os ensaios de compressão confinada, pois o calcário apresenta uma relação tensão-deformação com crescimento elástico-linear até um ponto próximo do pico de ruptura e uma queda significativa da tensão após o pico para um valor de tensão residual (exceto para os ensaios com confinamento a partir de 70 MPa, em que se observa o acontecimento do *strain hardening* após o trecho elástico linear, em função do nível elevado de confinamento). Este tipo de ruptura caracteriza um material com ruptura do tipo quase-frágil (ruptura dúctil ocorre somente para confinamentos elevados, a partir de 70 MPa). Percebe-se também, que o calcário é uma rocha mais resistente do que o evaporito.

Decidiu-se, então, estudar novas técnicas a fim de modelar o comportamento pós pico dos ensaios triaxiais feitos com o calcário de Cartago. A seguir serão introduzidas as técnicas de *peanuts* (Ledgerwood, 2013) e de *clump* (PFC).

Conforme apresentado na seção 2.2.2, Ledgerwood (2013) desenvolveu uma técnica objetivando capturar o comportamento pós pico (tensão residual) de um material durante um ensaio de compressão. Esta metodologia consiste em aumentar o embricamento entre as partículas, aumentando a sua fricção. Isto é feito criando uma porcentagem de pares de partículas unidas com uma resistência infinita. Estas partículas especiais são chamadas pelo autor de *peanuts* e sugere-se utilizar 70 % de *peanuts* na composição da amostra sintética e utilizar um coeficiente de fricção elevado para as partículas. Aumentando a fricção entre as partículas consegue-se que a tensão residual atinja maiores deformações durante a modelagem numérica.

O PFC possui uma lógica conhecida como *clump*, que simula um grupo de partículas unidas através dos seus pontos de contato (superposição). Elas se comportam como um corpo rígido, mantendo distância fixa uma da outra, independentemente das forças que agem sobre elas. Isto significa que um *clump* não terá a ligação quebrada independentemente das forças que atuem sobre ele. A diferença entre os *peanuts* e os *clumps* é que os contatos internos aos *peanuts* são computados durante os ciclos de cálculo do PFC, mas a tensão do modelo de ligação que os une possui valor extremamente elevado, que não é atingido durante a modelagem e, portanto, estes contatos não rompem. Já os contatos internos dos *clumps* não são contabilizados durante os ciclos de cálculo (força-deslocamento), e, portanto, não são geradas forças entre estes contatos.

Um par de partículas unido por *clumps* é conhecido como *dyad* e uma porcentagem de *dyads* dentro de uma amostra sintética modifica o seu comportamento de modo similar ao *peanuts*: aumenta o embricamento entre partículas, suaviza a queda da resistência após o pico, e possibilita que o modelo atinja maiores deformações. Esta técnica será referenciada neste trabalho como lógica *clump*.

A fim de comparar as duas metodologias aqui apresentadas para simular a região pós pico em modelagens de ensaio de compressão no PFC, um algoritmo foi escrito para unir pares de partículas com uma força de ligação infinita (infinita em termos de modelagem, pois a força é tão elevada que o modelo jamais alcançará seu valor), contemplando a lógica dos *peanuts*. Este código será aqui referenciado como algoritmo *peanuts_GTEP*.

A Figura 3.37 ilustra uma amostra sintética com uma porcentagem de partículas unidas por *peanuts*. As partículas com *peanuts* estão coloridas em azul.

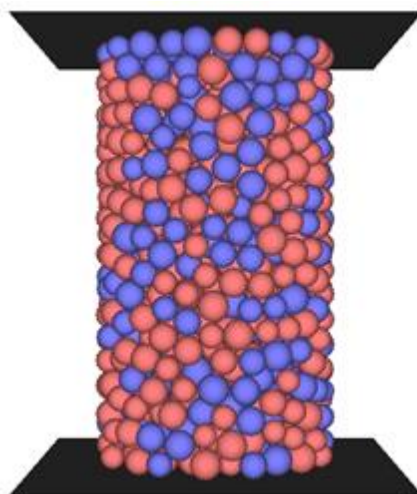


Figura 3.37: Imagem de amostra sintética com porcentagem de peanuts – algoritmo *peanuts_GTEP*.

O próximo passo é comparar as duas metodologias entre si e com os resultados experimentais. A Figura 3.38 apresenta curvas tensão-deformação obtidas através de modelagens tridimensionais utilizando o algoritmo *peanuts_GTEP*, lógica *clump* e a curva obtida experimentalmente.

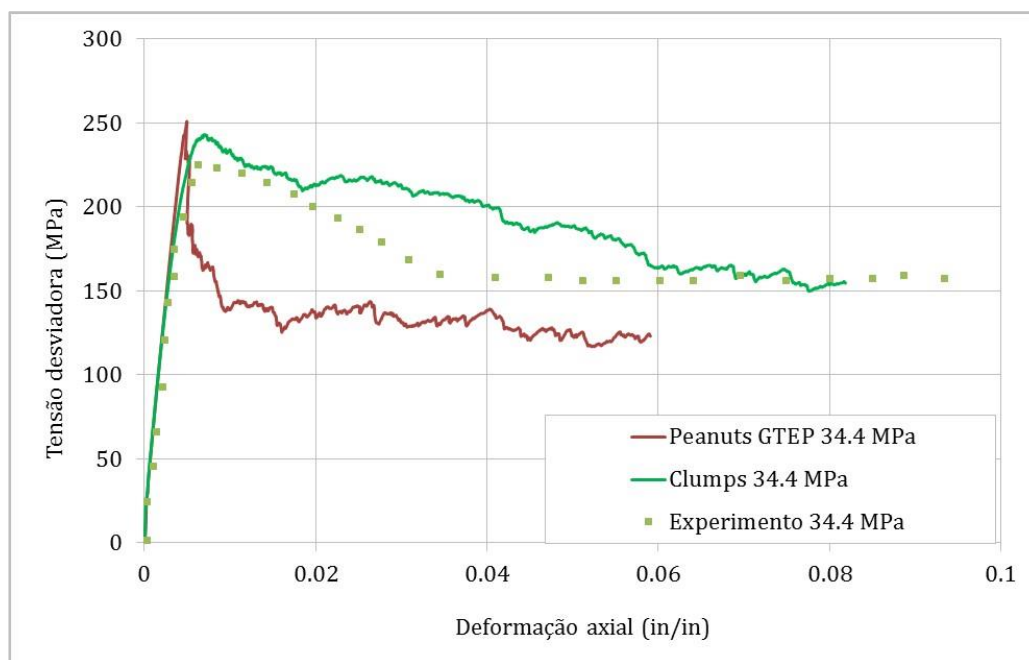


Figura 3.38: Curvas tensão-deformação calcário de Cartago – modelos Clumps, Peanuts e experimento 34.4 MPa.

Através da Figura 3.38 é possível notar algumas diferenças entre as duas metodologias de modelagem. O algoritmo *peanuts_GTEP* manteve a porção elástica da curva tensão-deformação próxima da experimental. Entretanto, há um pico de resistência elevado, seguido pela queda abrupta da tensão com posterior

estabilização abaixo do valor obtido experimentalmente. A metodologia que melhor se ajusta à curva experimental é a lógica *clump*. Ela captura o comportamento elástico, aproxima o pico de ruptura e acompanha o trecho inicial da queda de tensão após o pico. Há ainda a vantagem de que esta técnica resulta em modelagens consideravelmente mais rápidas do que quando se utiliza o modelo Peanuts, pois os contatos internos dos *clumps* não são contabilizados durante os ciclos de cálculo, diminuindo a lista de contatos a ser percorrida. Estas razões levaram à decisão de utilizar a técnica de *clumps* para continuar com as modelagens no calcário de Cartago.

A Figura 3.39 apresenta as curvas de tensão-deformação modeladas a partir dos experimentos triaxiais no calcário de Cartago. A lógica *clumps* foi utilizada, contendo 70 % de *dyads* na amostra sintética e os confinamentos simulados foram de 3.4 MPa, 13.8 MPa e 34.4 MPa.

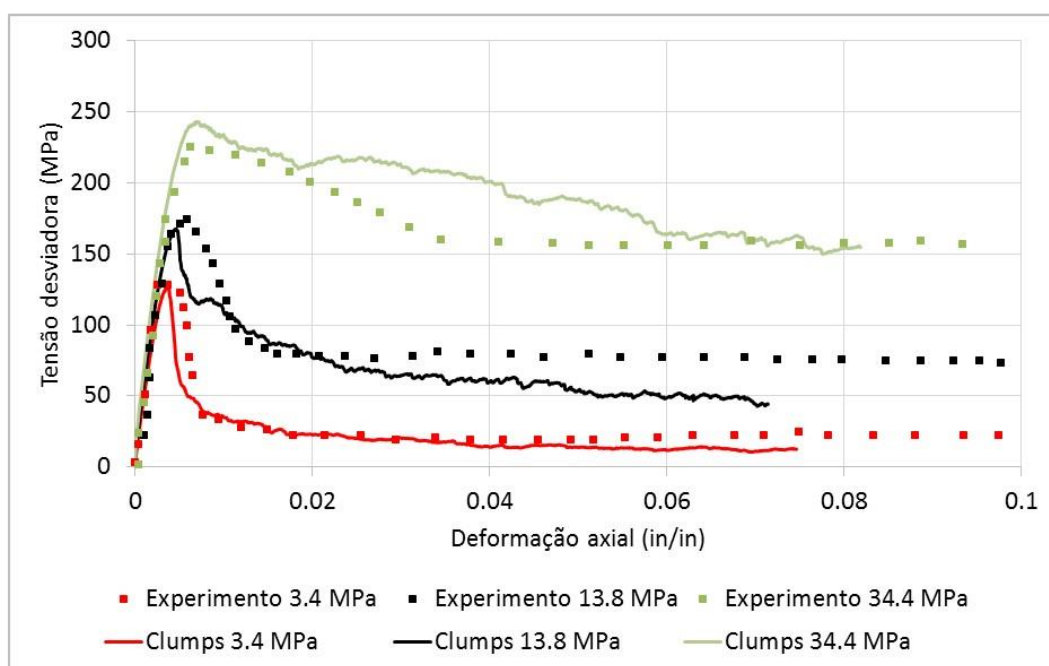


Figura 3.39: Ensaios triaxiais – experimentos e modelagens numéricas– calcário de Cartago.

As micro propriedades que foram selecionadas através de calibração para criar os modelos dos ensaios triaxiais são apresentadas no Quadro 3.10. Este conjunto de micro parâmetros e a lógica *clump* foram utilizados para representar numericamente o calcário de Cartago nas modelagens do ensaio de cortador único.

Quadro 3.10: Micro parâmetros utilizados para criar amostras sintéticas do calcário de Cartago.

Parâmetros	Símbolo	Valor
		PFC ^{3D}
Altura da amostra (mm)	H	66.6
Diâmetro da amostra (mm)	D_a	37.97
Raio mínimo da partícula (mm)	R_{\min}	0.6
Relação entre raios	R_{\max} / R_{\min}	1.3
Densidade da partícula (kg/m ³)	ρ	2680
Módulo de Contato partícula-partícula (GPa)	E_c	50
Relação entre rigidez das partículas (GPa)	K_n / K_s	3.7
Módulo da ligação paralela (GPa)	\bar{E}_c	50
Relação entre rigidez da ligação paralela	\bar{k}_n / \bar{k}_s	3.7
Coefficiente de fricção da partícula	μ	1
Resistência normal ligação paralela, média (MPa)	$\bar{\sigma}_c, \text{mean}$	130
Resistência normal ligação paralela, std. dev. (MPa)	$\bar{\sigma}_c, \text{std. dev.}$	130
Resistência cisalhante ligação paralela, mean (MPa)	$\bar{\tau}_c, \text{mean}$	60
Resistência cisalhante ligação paral., std. dev. (MPa)	$\bar{\tau}_c, \text{std. dev.}$	60

3.3

Modelagem numérica do ensaio de cortador único

A modelagem numérica de ensaios de cortador único visa analisar os efeitos das variações de condições relevantes que afetam a eficiência de perfuração. A energia específica mecânica é o parâmetro escolhido para fazer este tipo de avaliação, lembrando que quanto menor a MSE, mais eficiente é o corte.

Para contemplar o objetivo proposto, no decorrer do desenvolvimento desta Tese, serão analisadas as seguintes variáveis:

- Ângulo de ataque;
- Confinamento;
- Profundidade de corte;
- Ângulo de inclinação lateral;
- Chanfro;
- Remoção de material da face do cortador (limpeza do cortador);
- Diferentes níveis de desgaste do cortador;

- Avaliação numérica da MSE resultante da ação de corte de diversos cortadores.

Os efeitos que serão avaliados nas simulações numéricas são fortemente dependentes da configuração geométrica do modelo rocha-cortador. A Figura 3.40 reproduz duas perspectivas da geometria adotada para os modelos. Os parâmetros mencionados na Figura 3.40 são:

- ch – comprimento do chanfro (45°);
- d – espessura do cortador;
- l – comprimento da amostra de rocha;
- h – altura da amostra de rocha;
- w – espessura da amostra de rocha;
- ϕ_c – diâmetro do cortador;
- DOC – profundidade de corte (medida a partir da aresta inferior do chanfro).

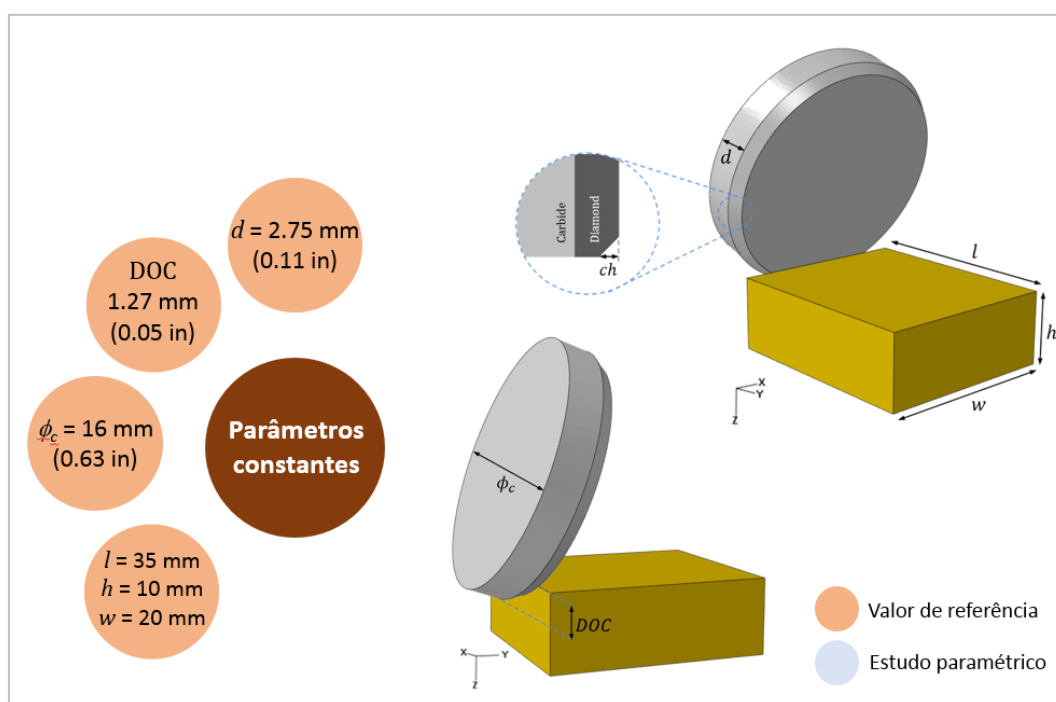


Figura 3.40: Características geométricas do modelo de corte.

A dimensão da amostra e do cortador é igual para todas as simulações. O chanfro do cortador, o ângulo de ataque, a profundidade de corte e o ângulo de inclinação lateral podem ser diferentes para cada modelo, dependendo do efeito que se deseja analisar. Diferentes modelos foram construídos para contemplar as

análises dos efeitos já mencionados e as Figuras 3.41, 3.42, 3.43, 3.44, 3.45 e 3.46 apresentam as configurações para a análise paramétrica do tamanho do chanfro, do ângulo de ataque, da inclinação lateral, da profundidade de corte, da limpeza do cortador e do nível de desgaste, respectivamente. Os círculos coloridos de azul representam o valor do parâmetro que varia para cada modelagem e os círculos coloridos de laranja representam os valores do modelo de referência.

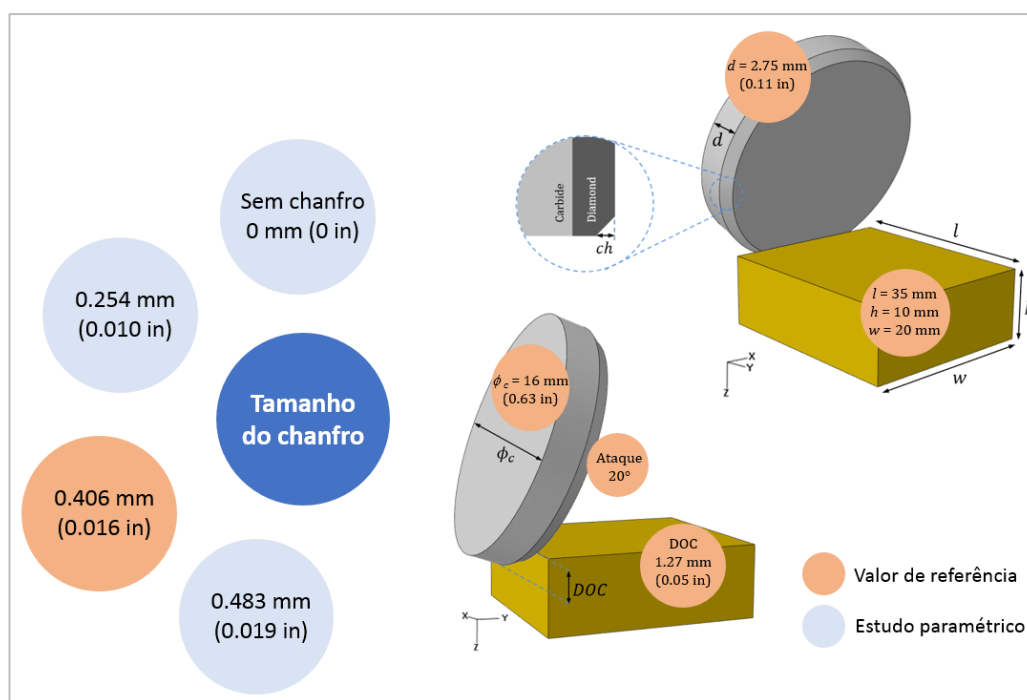


Figura 3.41: Configuração da análise paramétrica do tamanho do chanfro.

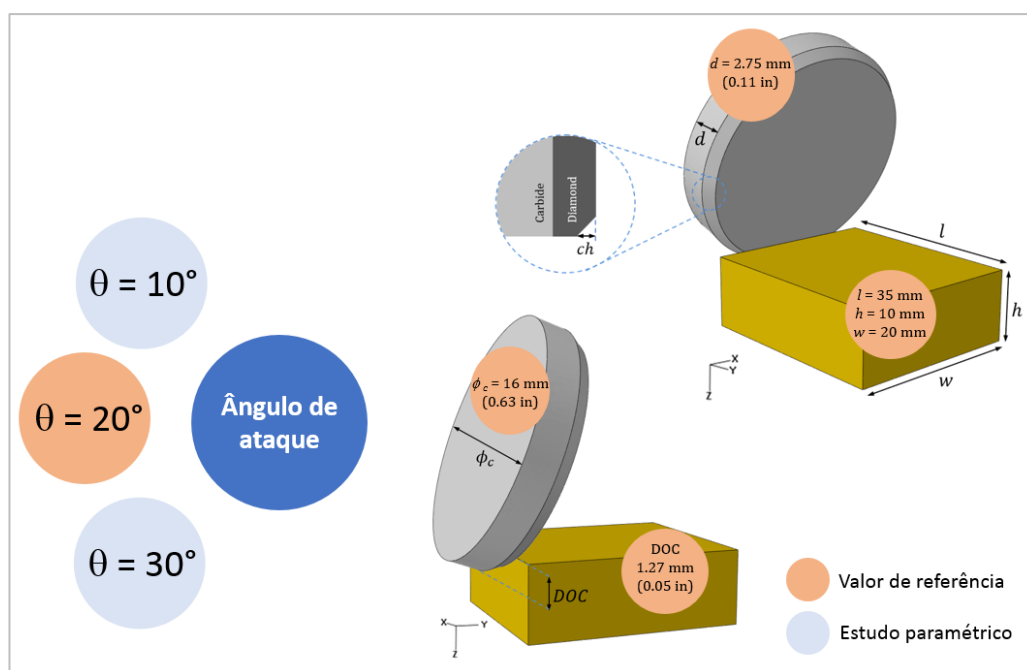


Figura 3.42: Configuração da análise paramétrica do ângulo de ataque.

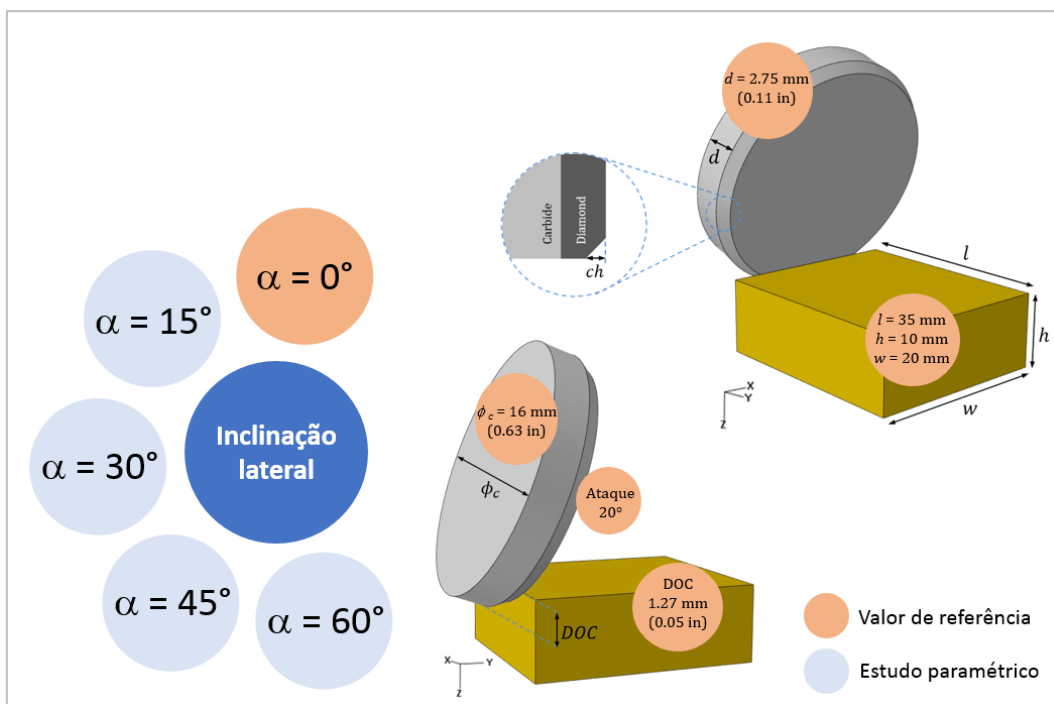


Figura 3.43: Configuração da análise paramétrica do ângulo de inclinação lateral.

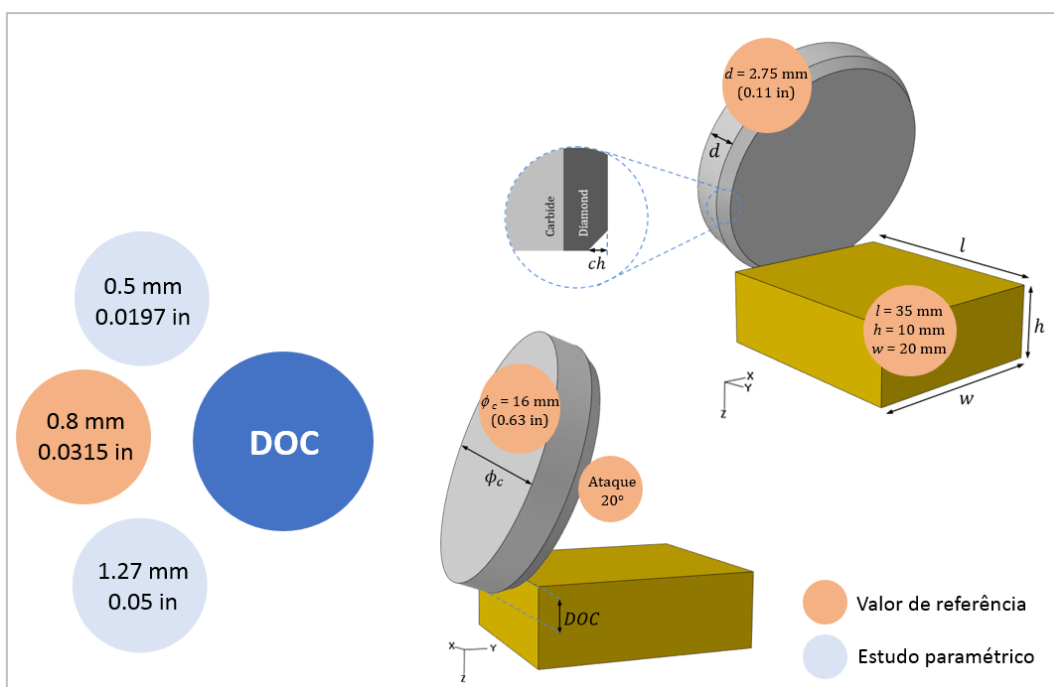


Figura 3.44: Configuração da análise paramétrica da profundidade de corte.

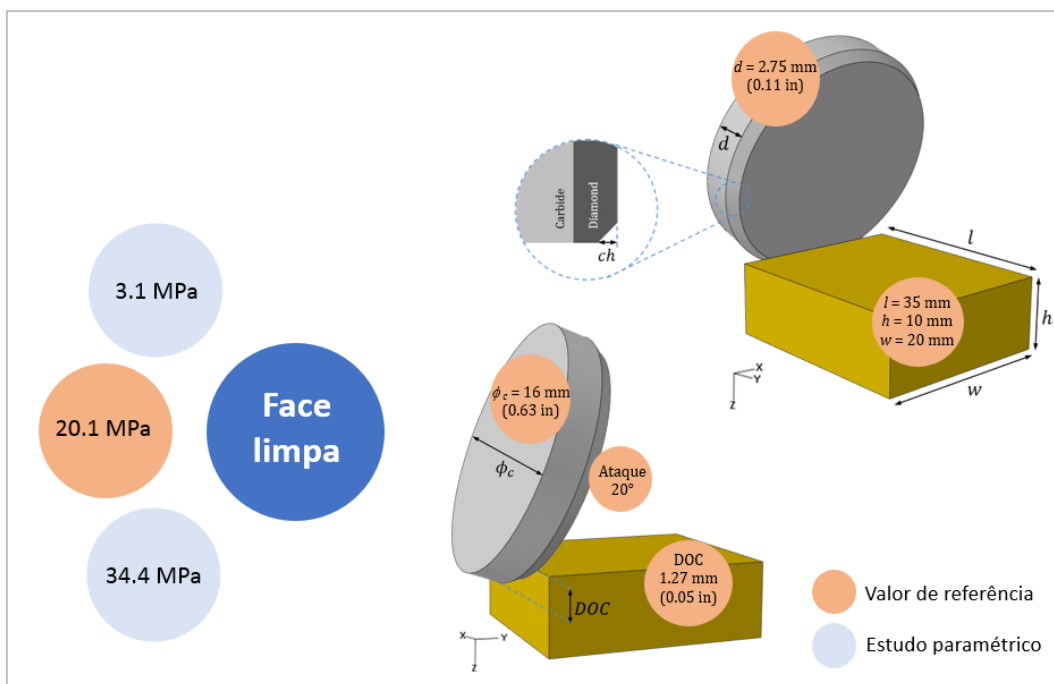


Figura 3.45: Configuração da análise paramétrica da limpeza do cortador.

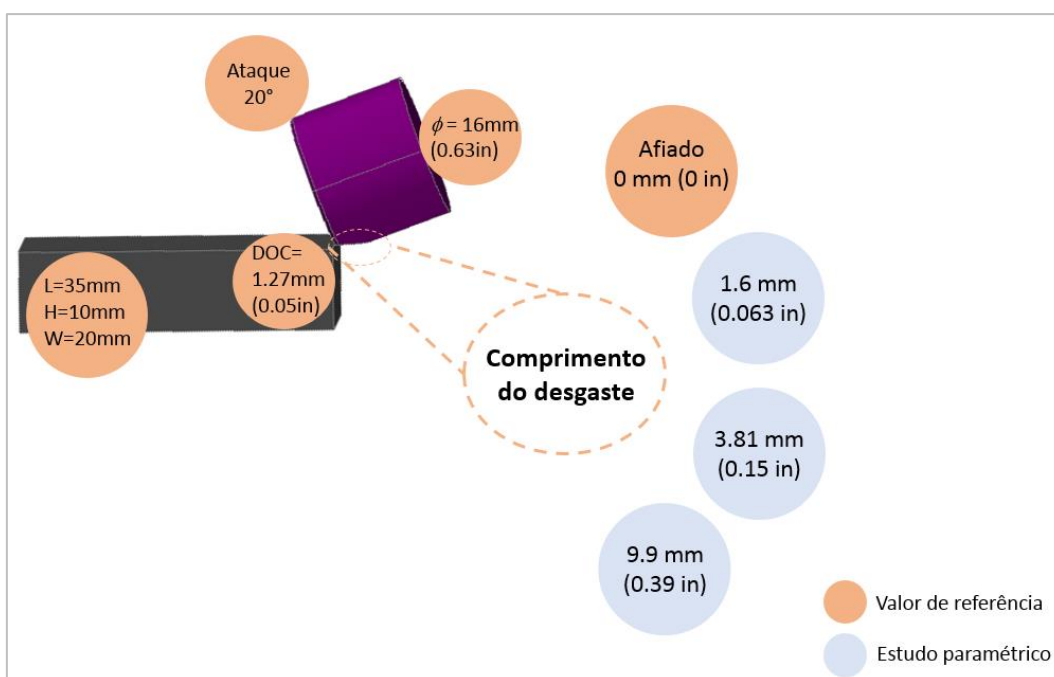


Figura 3.46: Configuração da análise paramétrica do nível de desgaste do cortador.

A geometria do modelo é definida por um cortador que se movimenta horizontalmente ao longo de uma amostra sintética com velocidade constante (0.46 m/s). Na simulação bidimensional, o cortador é representado por um par de paredes rígidas e as partículas são representadas por discos. No cenário tridimensional, o cortador é composto por um conjunto de faces rígidas que formam um cilindro e as partículas são representadas por esferas.

As dimensões adotadas em cada modelo numérico são consistentes com o refinamento necessário para o método. Os raios mínimos das partículas que compõem as amostras sintéticas foram de 0.3 mm para as modelagens tridimensionais e 0.1 mm para as modelagens bidimensionais. A porosidade da amostra sintética bidimensional corresponde a 16 % e a da amostra tridimensional corresponde a 35 %. A quantidade de partículas é de 25847 para o modelo numérico tridimensional e de 16607 para o modelo numérico bidimensional. O coeficiente de amortecimento das partículas é de 0.7. A Figura 3.47 apresenta o ambiente de corte implementado nos modelos bidimensionais e tridimensionais em elementos discretos.

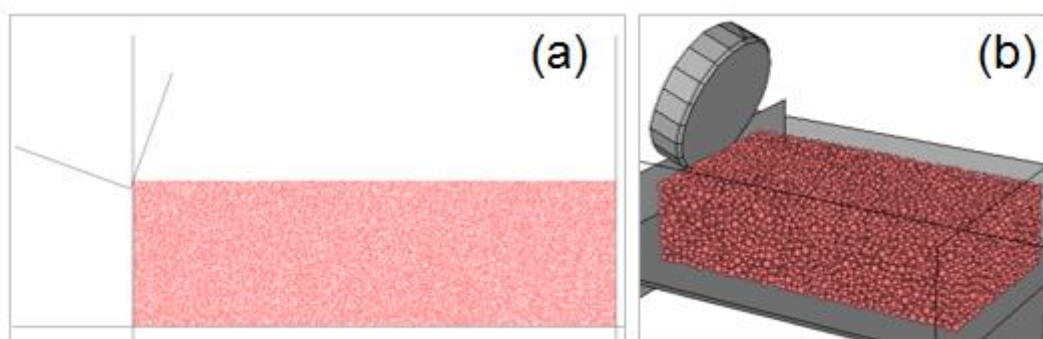


Figura 3.47: Ambiente de corte – (a) modelo bidimensional e (b) modelo tridimensional.

O Quadro 3.11 apresenta o custo computacional para o modelo de cortador único e o *hardware* utilizado.

Quadro 3.11: Tempo médio de simulação para o modelo numérico de cortador único.

Tempo médio de simulação (h)	Hardware
15	Intel® Core™ i7-2600 CPU @ 3.40 GHz 16 GB (RAM)

A energia específica mecânica é um conceito que foi introduzido por Teale (1965) e equivale a quantidade de trabalho necessária para a remoção de uma unidade de volume de rocha (Equação 2.1 do Capítulo 2). Para as modelagens numéricas de cortador único, o trabalho total realizado equivale a soma dos trabalhos horizontal e vertical, conforme apresenta a Equação 3.8:

$$\tau_{total} = \int F_y \cdot dy + \int F_x \cdot dx \quad 3.8$$

Onde:

τ = trabalho realizado (N.m);

F_y = força vertical que age no cortador (N);

F_x = força horizontal que age no cortador (N);

d_y = deslocamento vertical do cortador (m);

d_x = deslocamento horizontal do cortador (m).

Sabendo-se que o deslocamento vertical do cortador é muito menor do que o horizontal, a parcela de trabalho vertical é pequena e sua influência pode ser desprezada do cálculo do trabalho total. A MSE, portanto, é estabelecida pela divisão entre o trabalho horizontal calculado pelo método dos trapézios (método de cálculo iterativo) e o volume de material cortado (Equação 3.9)

$$MSE = \sum_{i=1}^{nc} \left[\frac{(F_{x(i)} - F_{x(i-1)}) \cdot (d_{(i)} - d_{(i-1)})}{A_c \cdot d_{(i)}} \right] \quad 3.9$$

Onde:

$F_{x(i)}$ = força horizontal para o ciclo de cálculo corrente (N);

$F_{x(i-1)}$ = força horizontal para o ciclo de cálculo anterior (N);

$d_{(i)}$ = deslocamento horizontal para o ciclo de cálculo corrente (m);

$d_{(i-1)}$ = deslocamento horizontal para o ciclo de cálculo anterior (m);

A_c = área da seção transversal do cortador que está em contato com a amostra e que efetua o corte (m²).

nc = número de ciclos de cálculo;

A área de corte dos modelos numéricos é contabilizada conforme a expressão apresentada na Equação 3.10. A Figura 3.48 ilustra a área de corte de um cortador de seção circular e os parâmetros que são utilizados para o seu cálculo.

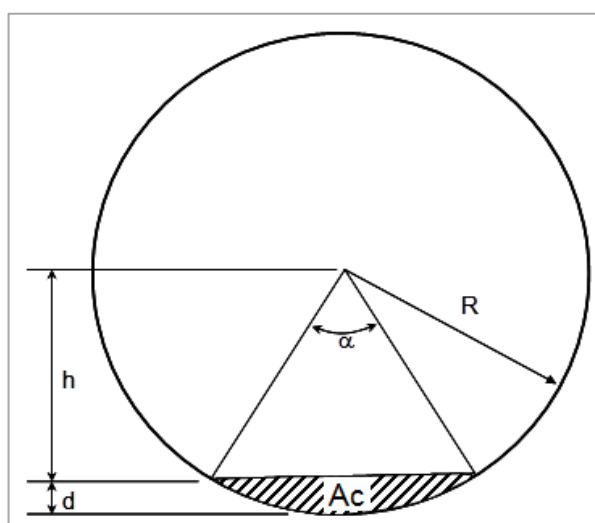


Figura 3.48: Área de corte para um cortador com seção circular.

$$A_c = \left[\frac{R^2 \cdot (\alpha - \sin \alpha)}{2} \right] \cdot \cos(\beta) \quad 3.10$$

Onde:

R = raio do cortador;

α = ângulo de abertura da área de corte.

β = ângulo de inclinação lateral do cortador.

3.4

Modelagem numérica da ação de corte por múltiplos cortadores

A modelagem numérica da ação de corte por múltiplos cortadores visa compreender e avaliar numericamente o modo como as forças de corte de cada cortador contribuem para a obtenção da MSE de um conjunto de cortadores do tipo PDC. Foram gerados modelos numéricos representativos da halita pois há experimentos de perfuração em escala real e de cortador único nesta rocha que foram utilizados como base e como comparação para as simulações.

Para possibilitar este tipo de análise numérica é preciso gerar um modelo numérico contemplando a ação de corte de múltiplos cortadores e computar as forças médias de cada cortador (as forças médias de um cortador correspondem a média aritmética das forças horizontal e vertical que atuam na face do cortador durante a modelagem numérica), área de corte e distância de cada cortador ao eixo central de giro. Assim, é necessário ter uma geometria realística de corte em rocha como base para os modelos numéricos, tal que se aproxime àquelas utilizadas em perfurações de poços. Para isso foram selecionados alguns cortadores de um modelo tridimensional de broca PDC que foi gerado em um *software* de desenho assistido por computador. As Figuras 3.49 e 3.50 apresentam a geometria desta broca e alguns parâmetros foram definidos para viabilizar a estimativa da MSE de múltiplos cortadores.

O desenho da broca PDC apresentada nas Figuras 3.49 e 3.50 possui 44 cortadores, mas para viabilizar a análise numérica foram selecionados 10 cortadores localizados na sua base, aqueles mais próximos ao eixo central de giro, para compor o modelo numérico. A seleção destes cortadores foi feita para possibilitar a geração de uma amostra sintética menor do que aquela que teria que ser feita se a análise

numérica contemplasse a ação de 44 cortadores, diminuindo, assim, o custo computacional da modelagem numérica.

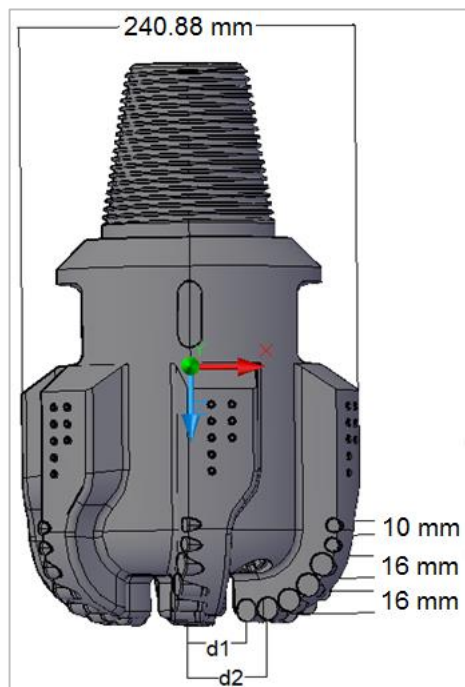


Figura 3.49: Geometria e disposição de cortadores em uma broca PDC – vista lateral.

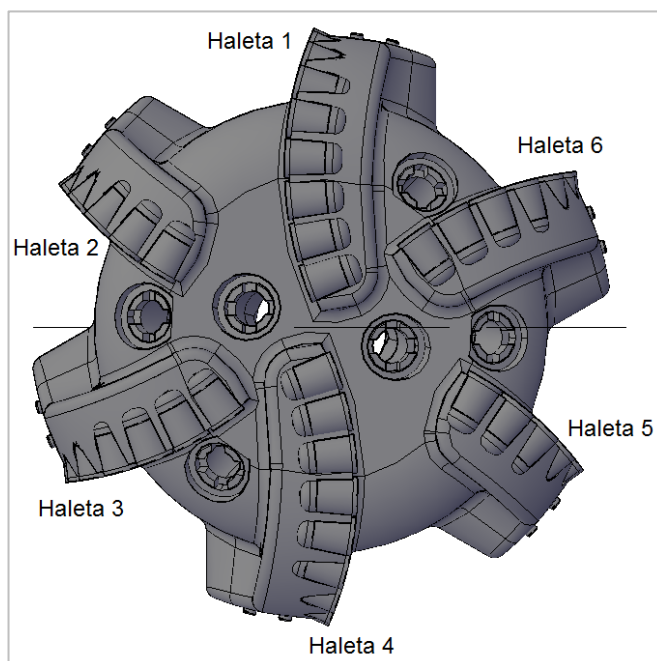


Figura 3.50: Geometria e disposição de cortadores em uma broca PDC – vista da base.

A Figura 3.51 apresenta os cortadores selecionados para compor o modelo numérico e a discretização dos sólidos (desenhos) em faces triangulares, processo feito para possibilitar a exportação das coordenadas dos vértices de cada triângulo

que compõe os cortadores para um arquivo que seja reconhecido pelo *software* de elementos discretos.

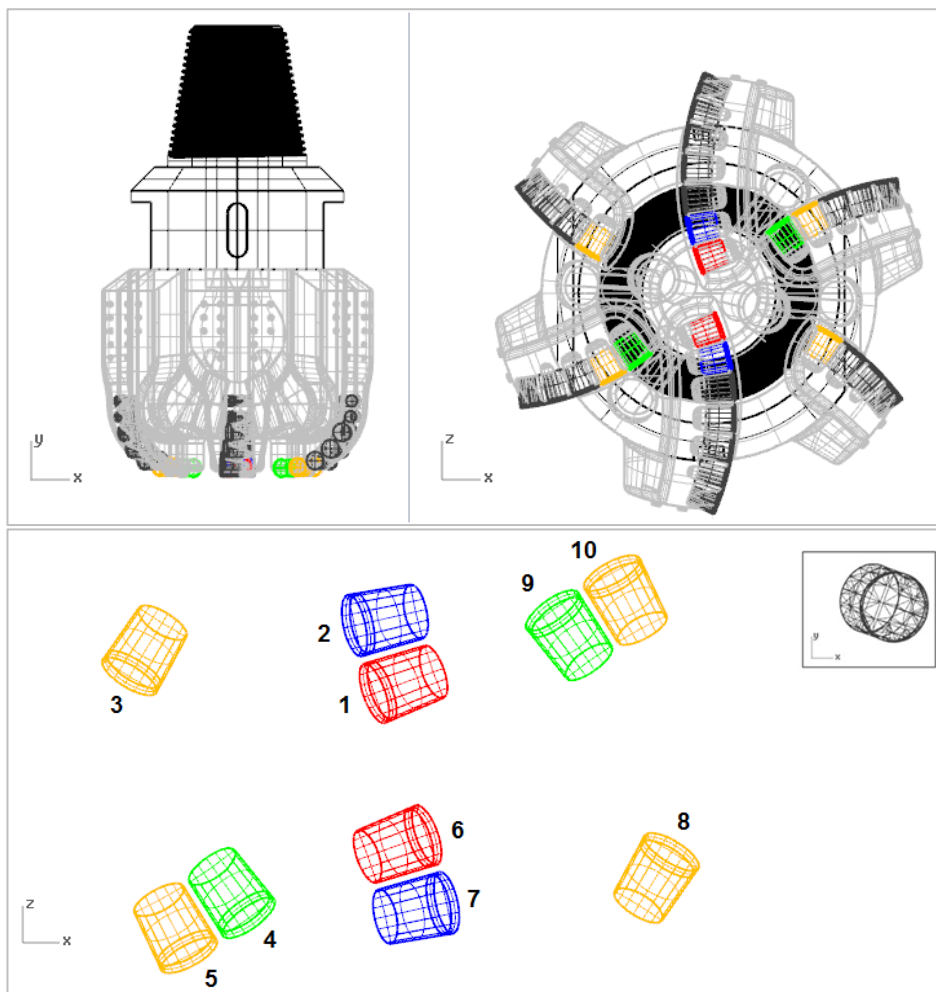


Figura 3.51: Discretização dos cortadores em triângulos para posterior importação no *software* de elementos discretos.

As Figuras 3.52 e 3.53 apresentam o modelo numérico gerado no *software* de elementos discretos para modelar a ação conjunta de múltiplos cortadores do tipo PDC na amostra sintética de halita.

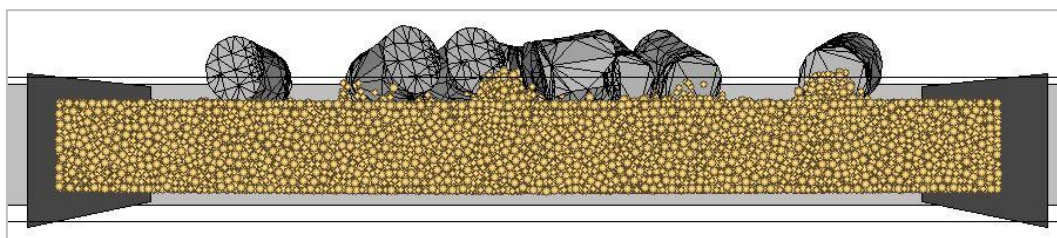


Figura 3.52: Vista lateral do modelo numérico que contempla a ação de múltiplos cortadores do tipo PDC em amostra sintética de halita.

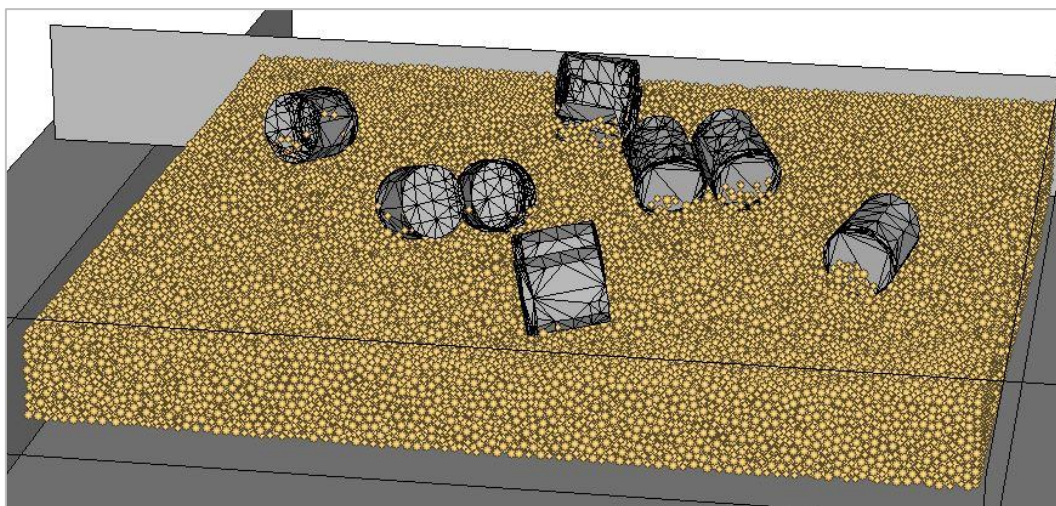


Figura 3.53: Vista isométrica do modelo numérico que contempla a ação de múltiplos cortadores do tipo PDC em amostra sintética de halita.

O Quadro 3.12 apresenta as dimensões da amostra numérica, o seu diâmetro e o número de partículas que a compõe. A rocha escolhida para esta simulação foi a halita (por apresentar resultados de ensaios de perfuração em escala real e de cortador único) e a sua representação numérica baseou-se na calibração apresentada no item 3.2.2.2 do Capítulo 3.

Quadro 3.12: Características da amostra sintética gerada para o modelo numérico de múltiplos cortadores.

Amostra sintética gerada para a ação de múltiplos cortadores	
Altura (m)	0.020
Largura (m)	0.180
Comprimento (m)	0.180
Número de partículas	128672
Diâmetro mínimo das partículas (m)	0.0003
Relação entre raios (R_{max}/R_{min})	1.3
Coefficiente de amortecimento	0.7

A geometria dos cortadores 1 a 10 é similar àquela dos modelos numéricos de cortador único para possibilitar a comparação entre eles. O ângulo de ataque escolhido para esta análise é o de 20° por ser equivalente ao dos ensaios de laboratório de cortador único e também por ser o ângulo de referência dos modelos numéricos do estudo paramétrico. O ângulo de inclinação lateral dos múltiplos cortadores foi medido no *software* de desenho assistido por computador e seus valores são apresentados no Quadro 3.13. Pode-se observar que os valores de inclinação lateral dos cortadores 1 ao 10 são baixos, variando entre 7° e 14° e o seu efeito foi contabilizado no cálculo da área de corte de cada cortador. O diâmetro dos cortadores é de 16 mm. A velocidade angular dos cortadores foi definida como

sendo equivalente a 12.6 radianos por segundo (120 RPM), e assim sendo, cada cortador apresenta um valor de velocidade tangencial que é dependente da sua distância ao eixo de giro da broca. A distância de cada cortador ao eixo de giro da broca foi medida em um *software* de desenho assistido por computador.

Quadro 3.13: Geometria dos cortadores que compõem o modelo numérico de múltiplos cortadores.

	Dist cortador/ eixo (mm)	Incl. Lateral (°)	Âng. Ataque (°)	Chanfro (in)	Diâmetro (mm)	Vel. Rotacional (RPM)	Vel. Tangencial (m/s)
Cortador 1	19.2	7.4	20	0	16	120	0.242
Cortador 2	37.2	8.9	20	0	16	120	0.468
Cortador 3	72.6	14.3	20	0	16	120	0.915
Cortador 4	55	8.6	20	0	16	120	0.693
Cortador 5	73	12	20	0	16	120	0.919
Cortador 6	19.2	7.4	20	0	16	120	0.242
Cortador 7	37.2	8.8	20	0	16	120	0.468
Cortador 8	72.6	14.3	20	0	16	120	0.915
Cortador 9	55	8.6	20	0	16	120	0.693
Cortador 10	73	12	20	0	16	120	0.919

O Quadro 3.14 apresenta o custo computacional do modelo numérico de múltiplos cortadores e o *hardware* utilizado.

Quadro 3.14: Tempo de simulação dos modelos numéricos de múltiplos cortadores.

Tempo médio de simulação (h)	Hardware
144	Intel® Core™ i7-2600 CPU @ 3.40 GHz 16 GB (RAM)

3.5

Matriz de simulações

Objetivando estudar os efeitos geométricos, de confinamento, de limpeza e desgaste do cortador durante o processo de corte, e, objetivando avaliar numericamente a ação de múltiplos cortadores foi desenvolvido um planejamento de simulações numéricas para as rochas de interesse.

Para o estudo paramétrico foram construídos modelos com diferentes configurações geométricas. Para cada efeito analisado, três modelos foram construídos para realizar as comparações. Os Quadros 3.15, 3.16, 3.17, 3.18, 3.19 e 3.20 apresentam os modelos planejados para simulações bidimensionais e tridimensionais em halita e simulações tridimensionais no calcário. O nome dos modelos segue a sintaxe apresentada abaixo de cada Quadro. Os valores que estão

em negrito nos nomes dos modelos representam a magnitude do parâmetro que está sendo avaliado, indicada na primeira coluna.

Quadro 3.15: Planejamento das simulações – halita – PFC^{2D}.

Planejamento de Simulações Numéricas Bidimensionais – Halita			
Parâm.	Modelos		
Ataque	2D_0_10_0.8_0_0_0	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0_30_0.8_0_0_0
DOC	2D_0_20_0.5_0_0_0	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0_20_1.2_0_0_0
Chanfro	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0.026_20_0.8_0_0_0	---
Desgaste	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0_20_0.8_0_0_0.063	2D_0_20_0.8_0_0_0.39

**** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste**

Quadro 3.16: Planejamento das simulações – halita modelos não confinados – PFC^{3D}.

Planejamento de Simulações Numéricas Tridimensionais – Halita			
Parâm.	Modelos		
Ataque	3D_0.016_10_0.8_0_0_0	3D_0.016_20_0.8_0_0_0	3D_0.016_30_0.8_0_0_0
DOC	3D_0.016_20_0.5_0_0_0	3D_0.016_20_0.8_0_0_0	3D_0.016_20_1.2_0_0_0
Desgaste	3D_0.016_20_0.8_0_0_0.063	3D_0.016_20_0.8_0_0_0.15	3D_0.016_20_0.8_0_0_0.39

**** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste**

Quadro 3.17: Planejamento das simulações – halita modelos confinados a 20.1 MPa – PFC^{3D}.

Planejamento de Simulações Numéricas Tridimensionais – Halita			
Parâm.	Modelos		
Ataque	3D_0.016_10_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_30_0.8_0_20.1_0
DOC	3D_0.016_20_0.5_0_20.1_0	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_20_1.2_0_20.1_0
Chanfro.	3D_0.010_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.019_20_0.8_0_20.1_0

**** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste**

Quadro 3.18: Planejamento das simulações – calcário – PFC^{3D}.

Planejamento de Simulações Numéricas Tridimensionais – calcário de Cartago			
Parâm.	Modelos		
Ataque	3D_0.016_10_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_30_1.27_0_20.1_0
Chanfro	3D_0.010_20_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0	3D_0.019_20_1.27_0_20.1_0
Desgaste	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0.063	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0.15	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0.39
DOC	3D_0.010_20_0.127_0_3.1_0	3D_0.010_20_0.508_0_3.1_0	3D_0.010_20_1.27_0_3.1_0
	3D_0.016_20_0.127_0_3.1_0	3D_0.016_20_0.508_0_3.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_3.1_0

**** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste**

Quadro 3.19: Planejamento das simulações de avaliação do confinamento e da limpeza do cortador – calcário – PFC^{3D}.

Efeito do confinamento e da limpeza da face do cortador – calcário de Cartago		
Parâmetro	Com material na face	Sem material na face
Conf = 3.1 MPa	3D_0.016_20_1.27_0_3.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_3.1_0_limpo
Conf = 20.1 MPa	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0_limpo
Conf = 34.4 MPa	3D_0.016_20_1.27_0_34.4_0	3D_0.016_20_1.27_0_34.4_0_limpo

** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste

Quadro 3.20: Planejamento das simulações de avaliação do confinamento e da limpeza do cortador – halita – PFC^{3D}.

Efeito do confinamento e da limpeza da face do cortador – Halita		
Parâmetro	Com material na face	Sem material na face
Conf = 0 MPa	3D_0.016_20_0.8_0_0_0	3D_0.016_20_0.8_0_0_0_limpo
Conf = 20.1 MPa	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0_limpo

** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste

Os resultados experimentais de cortador único feitos em halita serão comparados com os resultados dos modelos numéricos apresentados nos Quadros 3.15, 3.16 e 3.17. Para o estudo paramétrico do calcário, foi preparado um programa de modelagem extra a fim de comparar resultados numéricos de variação de chanfro e de ângulo de atrito lateral com resultados experimentais da literatura. Esse programa especial pode ser visualizado no Quadro 3.21. Três modelos numéricos foram planejados para simular os resultados experimentais de cortador único publicados por Akbari *et al.* (2014b). Estes ensaios experimentais foram feitos no calcário de Cartago a fim de estudar a influência da variação do tamanho do chanfro. Os autores apresentaram somente dois tamanhos de chanfro em seu estudo, entretanto, neste trabalho será adicionado um tamanho de chanfro, objetivando realizar uma análise mais completa. Os três modelos planejados podem ser apreciados na primeira coluna do Quadro 3.21.

Rajabov *et al.* (2012) apresentou os efeitos da variação do ângulo de inclinação lateral na energia específica mecânica para o calcário de Cartago. Cinco modelos numéricos foram planejados a fim de avaliar esse efeito geométrico, reproduzindo quatro experimentos feitos pelos autores e adicionando um valor de inclinação a fim de melhorar a análise global. A segunda coluna do Quadro 3.21 apresenta os modelos numéricos com diferentes valores de inclinação lateral.

Quadro 3.21: Modelos construídos a fim de comparar com resultados encontrados na literatura – calcário – PFC^{3D}.

Comparações com resultados da literatura – calcário de Cartago	
Tamanho do chanfro	Ângulo de inclinação lateral
3D_0.010_20_1.27_0_3.1_0 [▽]	3D_0.016_20_1.27_00_1.7_0°
3D_0.016_20_1.27_0_3.1_0 [▽]	3D_0.016_20_1.27_15_1.7_0
3D_0.019_20_1.27_0_3.1_0	3D_0.016_20_1.27_30_1.7_0°
---	3D_0.016_20_1.27_45_1.7_0°
---	3D_0.016_20_1.27_60_1.7_0°
[▽] Akbari <i>et al.</i> (2014b)	° Rajabov <i>et al.</i> (2012)

****** Espaço dimensional_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste

Para a realização da modelagem numérica de múltiplos cortadores em halita foram construídos dois modelos com as características apresentadas no Quadro 3.22. O modelo cujo confinamento é de 20 MPa tem cortadores com DOC equivalentes a 0.8 mm. O modelo cujo confinamento é de 41.36 MPa tem cortadores cortando com diferentes profundidades de corte, estando elas em um intervalo entre 0.7 e 1.3 mm (dependendo da posição do cortador em relação ao eixo de giro). Maiores informações a respeito da DOC deste modelo podem ser encontradas no item 4.8.2 do Capítulo 4. O ângulo de inclinação lateral de cada cortador foi apresentado no Quadro 3.13 e varia de 7.4° a 14.3°, dependendo do cortador. Os dois parâmetros supracitados estão marcados em negrito no Quadro 3.22.

Quadro 3.22: Planejamento das simulações numéricas de múltiplos cortadores em halita.

Modelagem numérica de múltiplos cortadores	
PER_0_20_0.8_7.4-14.3_20_0	PER_0_20_0.7-1.3_7.4-14.3_41.36_0

****** Perfuração escala real_Chanfro_Ângulo ataque_DOC_Ângulo lateral_Confinamento_Desgaste

4 Resultados

O Capítulo 4 apresenta os resultados da modelagem numérica de cortador único (estudo paramétrico) e os resultados da modelagem numérica de múltiplos cortadores. Neste último tópico estão inclusas as etapas de desenvolvimento da equação analítica para contabilizar a MSE global e a sua aplicação através das modelagens numéricas de múltiplos cortadores; e estão inclusas as análises das forças de corte que atuam em cada cortador pertencente ao modelo numérico de múltiplos cortadores.

É importante esclarecer que o modelo numérico que simula a ação de corte por múltiplos cortadores foi desenvolvido objetivando o entendimento da contribuição das forças de corte que atuam em cada cortador na estimativa da MSE global da broca. Não está sendo avaliado desempenho de broca e nem variáveis globais de projeto de broca, pois este objetivo está previsto para etapas posteriores à que se propõe este trabalho.

4.1 Estudo paramétrico do chanfro

A fim de possibilitar a análise do efeito do comprimento do chanfro na eficiência do corte, foram criados modelos numéricos bidimensionais simulando o evaporito e tridimensionais, simulando as rochas evaporito e calcário. Os Quadros 3.15, 3.16 e 3.17 do Capítulo de Metodologia e planejamento das modelagens apresentam as configurações das simulações para a variação do chanfro para cada rocha. Para a análise tridimensional, três valores usuais de chanfro foram adotados, conforme apresenta a Figura 4.2. Para a análise bidimensional foi utilizado somente um valor de chanfro e a sua comparação foi feita com um cortador sem chanfro. A Figura 4.1 ilustra esses cortadores bidimensionais.

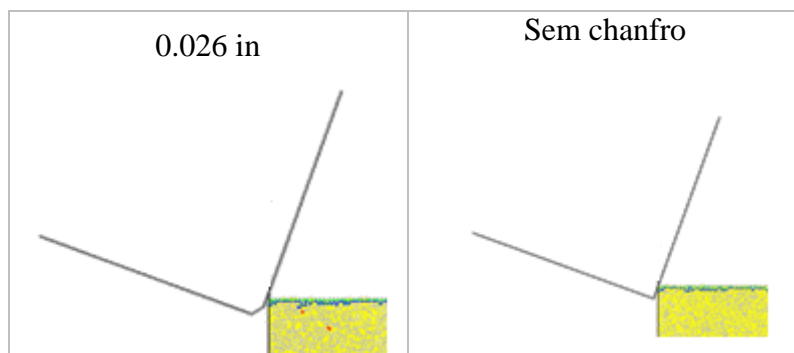


Figura 4.1: Cortadores com e sem chanfro – halita – PFC^{2D}.

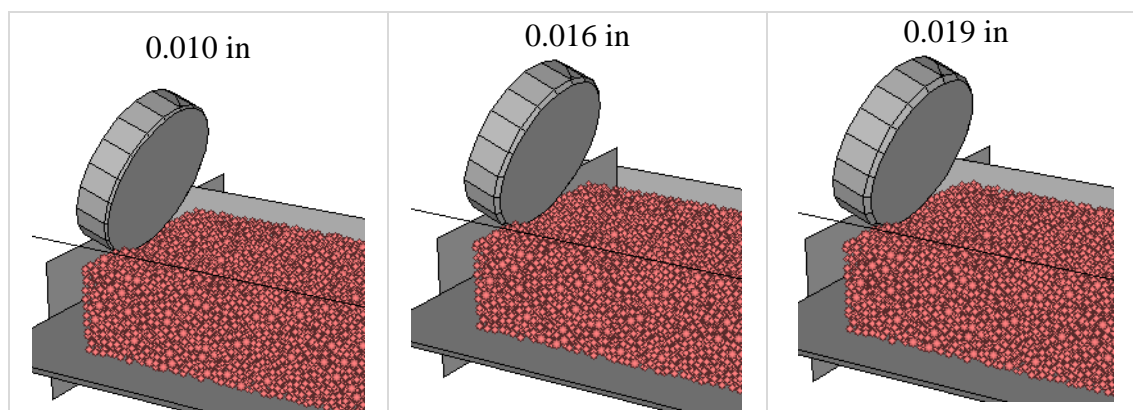


Figura 4.2: Cortadores com diferentes tamanhos de chanfro – calcário – PFC^{3D}.

As Figuras 4.3, 4.4 e 4.5 apresentam os valores médios das forças verticais para as modelagens bidimensional e tridimensional em halita e para as modelagens tridimensionais em calcário. Percebe-se um aumento na força vertical para maiores tamanhos de chanfro. Este aumento indica que, para cortadores com maiores chanfros é necessário utilizar maior peso sobre a broca a fim de atingir a mesma taxa de penetração obtida com cortadores sem chanfro.

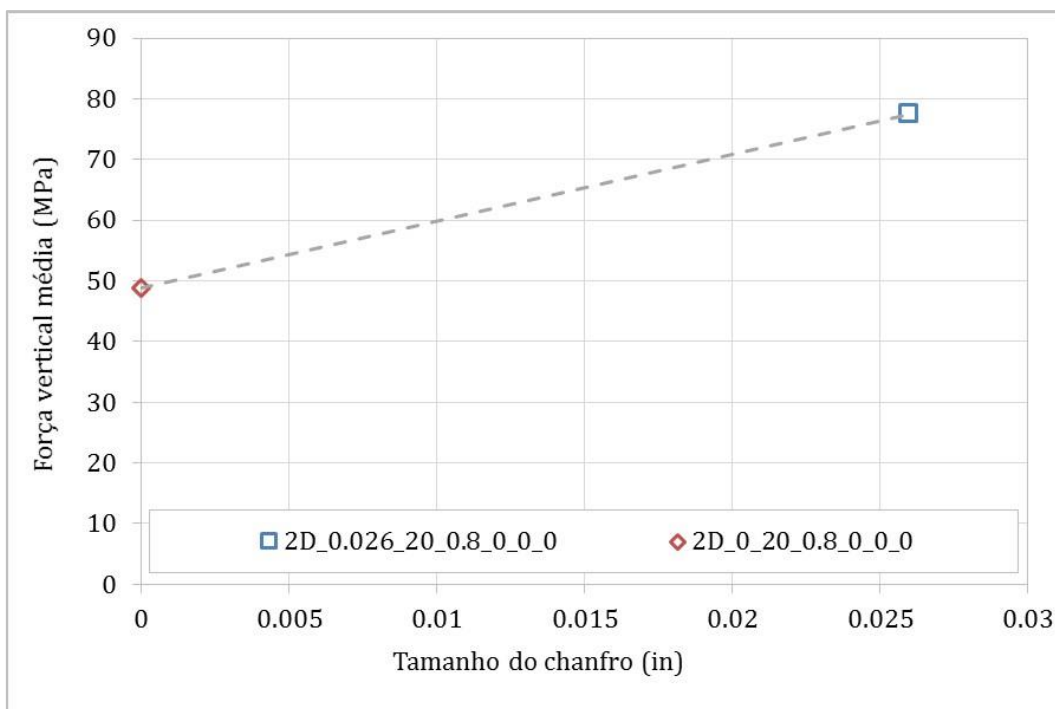


Figura 4.3: Média das forças verticais – halita – modelagem bidimensional – condições atmosféricas.

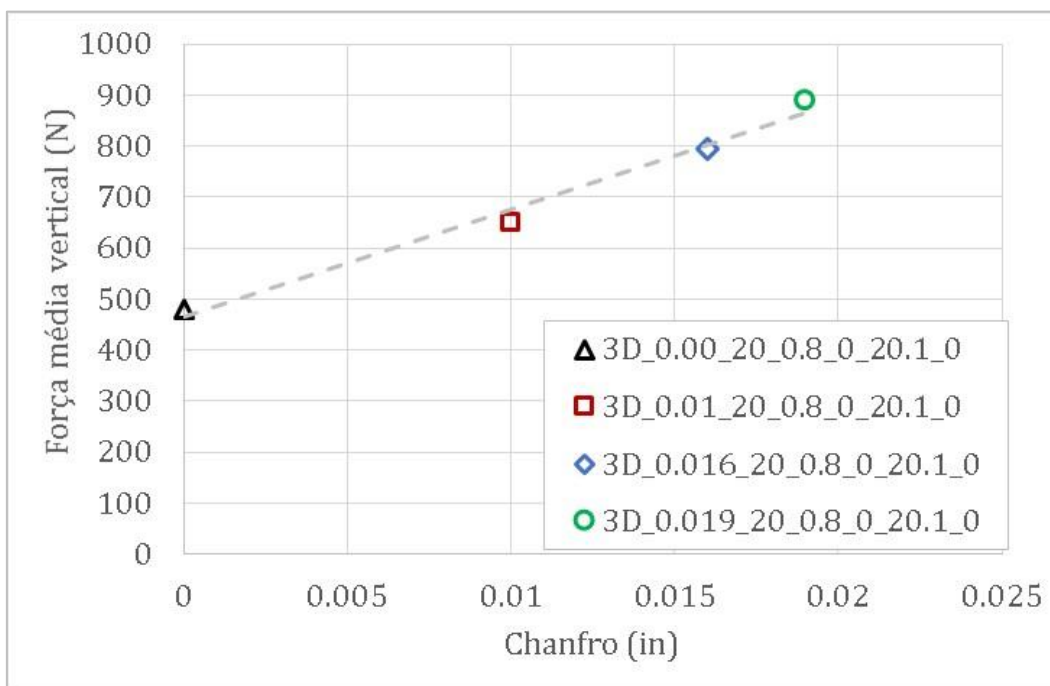


Figura 4.4: Média das forças verticais – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

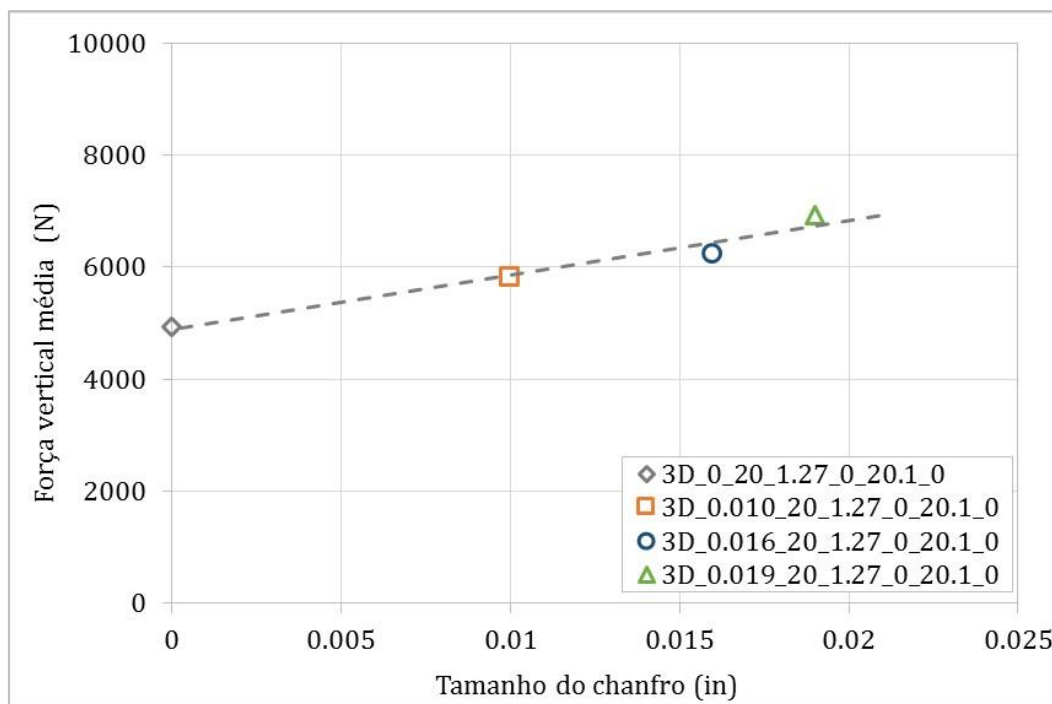


Figura 4.5: Média das forças verticais – calcário – modelagem tridimensional - confinamento de 20.1 MPa.

A Figura 4.6 ilustra duas imagens de simulações em calcário executadas com cortador com chanfro de 0.019 in (imagem da direita) e sem chanfro (imagem da esquerda). A força de compressão dos contatos entre as partículas é exibida em preto e a espessura das ramificações é indicativa de sua magnitude. Observa-se que o cortador com chanfro distribui as forças na face do cortador, enquanto que no cortador sem chanfro, elas estão concentradas na ponta da ferramenta de corte. A diminuição da concentração das forças e, consequentemente, da concentração de tensões na ponta do cortador reduz o risco de quebra da ferramenta e, portanto, o uso do chanfro prolonga a vida útil do cortador.

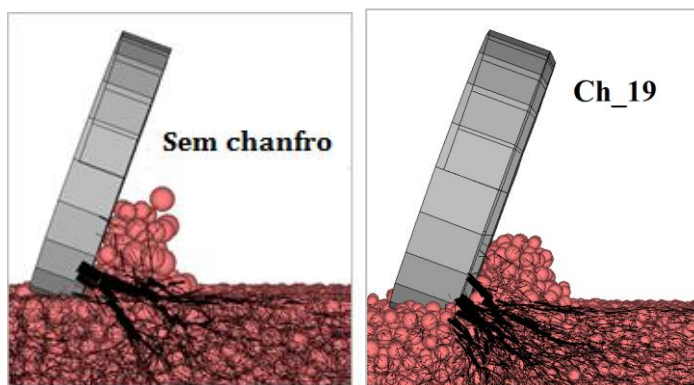


Figura 4.6: Distribuição das forças de contato na face do cortador – calcário – modelagem tridimensional.

As Figuras 4.7, 4.8 e 4.9 apresentam, para a halita e para o calcário, a média das forças tangenciais para diferentes tamanhos de chanfro. Percebe-se que a presença de chanfro não afeta esta parcela de força para os chanfros de 0 in, 0.01 in, 0.016 in e ocorre uma ligeira tendência de aumento para o chanfro de 0.019 in.

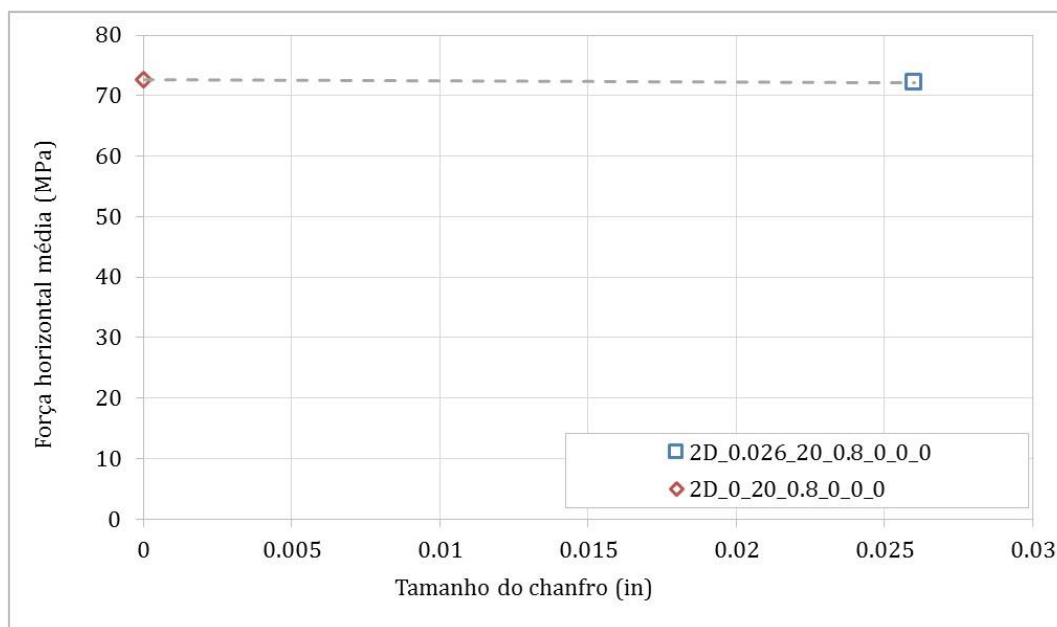


Figura 4.7: Média das forças horizontais – halita – modelagem bidimensional – condição atmosférica.

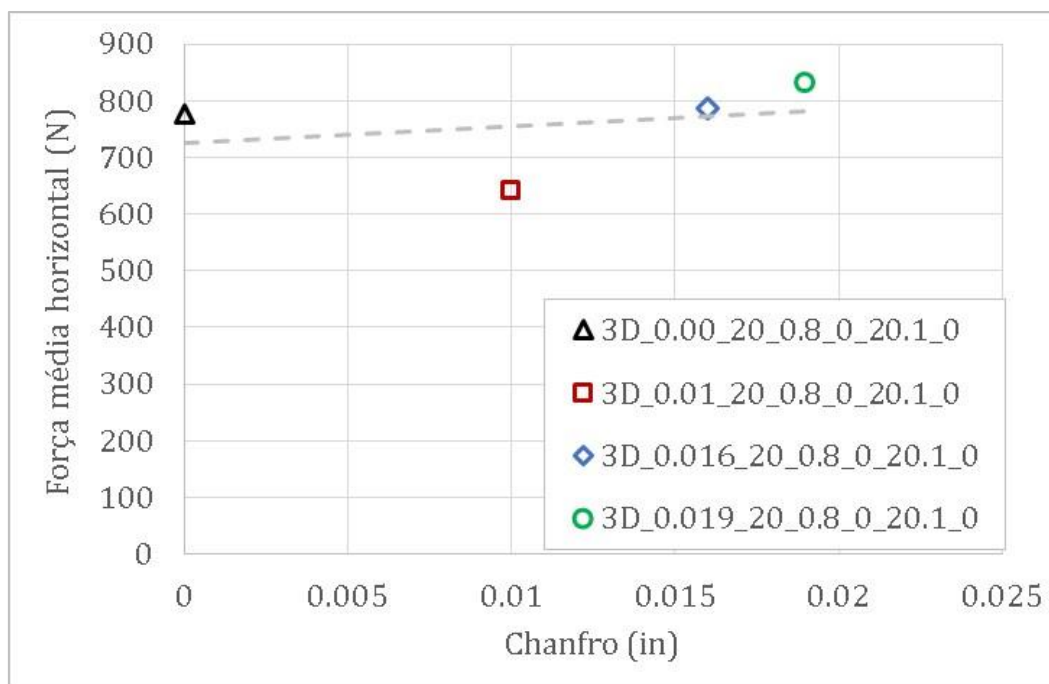


Figura 4.8: Média das forças horizontais – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

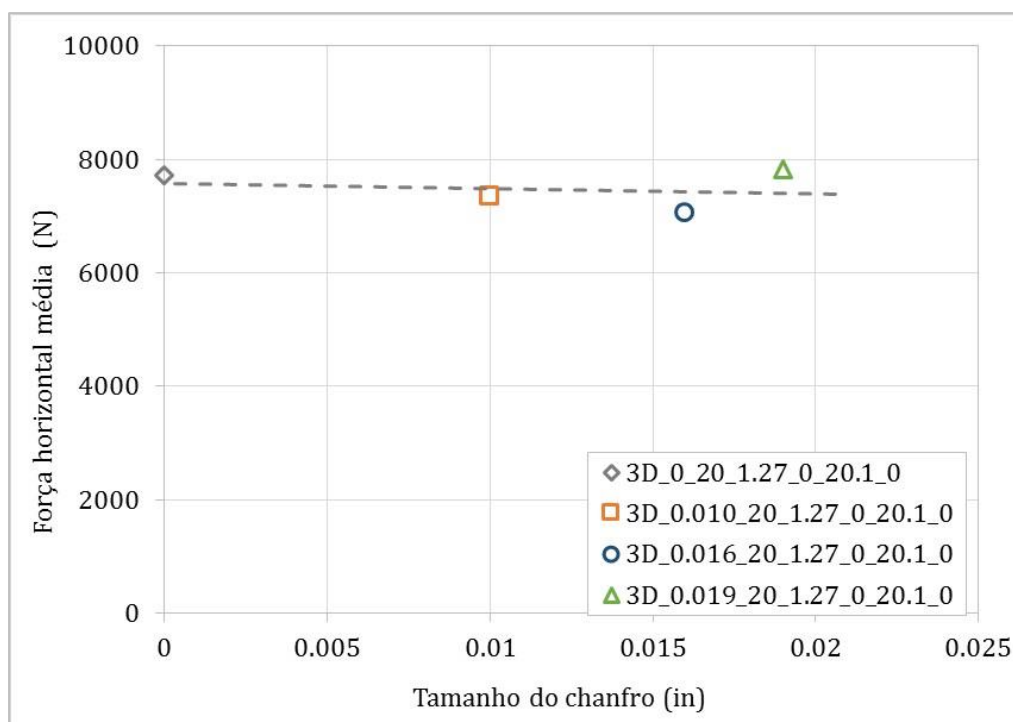


Figura 4.9: Média das forças tangenciais – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

Nos parágrafos anteriores, foi dito que o uso do chanfro é uma modificação geométrica positiva em termos de diminuir a concentração de tensões na ponta da ferramenta, prolongando o seu tempo de vida. Resta compreender como o chanfro afeta a perfuração em termos de ganho ou perda de eficiência. As Figuras 4.10, 4.11, 4.12 e 4.13 apresentam a variação da MSE com o tamanho do chanfro para as simulações numéricas na halita e no calcário. Observa-se que a MSE se mantém praticamente constante para chanfros até 0.016 in e tem uma ligeira tendência de aumento para o chanfro de 0.019 in.

Akbari *et al.* (2014b) realizou experimentos de cortador único objetivando estudar o efeito do chanfro na eficiência do corte. Seus ensaios utilizaram confinamento de 3.1 MPa, ângulo de ataque de 20° e profundidades de corte variando entre 0.127 e 1.27 mm. No resultado experimental, para a DOC de 1.27 mm (mesma DOC utilizada nas modelagens numéricas), observa-se uma queda da MSE para o chanfro de 0.016 in (Figura 4.13). Os autores explicam que essa tendência é pontual, uma vez que os seus resultados globais indicam que a MSE aumenta ligeiramente com o aumento do chanfro. Estes resultados experimentais de Akbari *et al.* (2014b) foram comparados com três modelos numéricos executados em condições similares de confinamento, DOC, ângulo de ataque e tamanhos de chanfro. A Figura 4.13 apresenta os valores de MSE obtidos nas

modelagens numéricas e aqueles obtidos nos experimentos de Akbari *et al.* (2014b). Observa-se a proximidade de valores para o chanfro de 0.01 in e valores não tão próximos para o chanfro de 0.016 in devido à queda da magnitude da MSE experimental. Conclui-se que o aumento do chanfro até 0.016 in praticamente não afeta a MSE para as condições geométricas estabelecidas e o chanfro de 0.019 in gera um pequeno aumento na MSE.

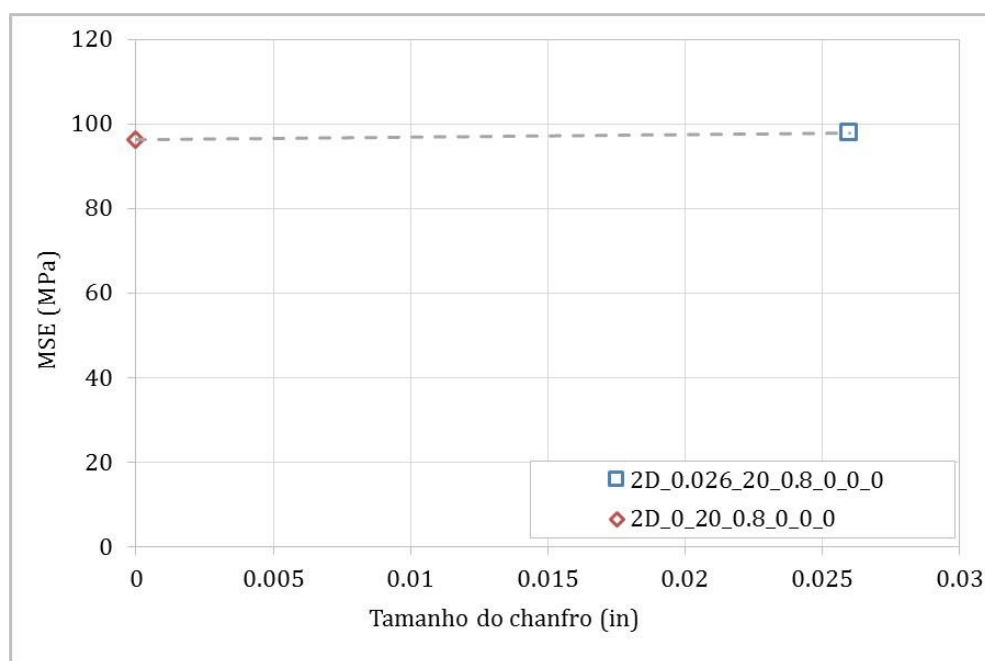


Figura 4.10: MSE versus tamanho do chanfro – halita – modelagem bidimensional – condição atmosférica.

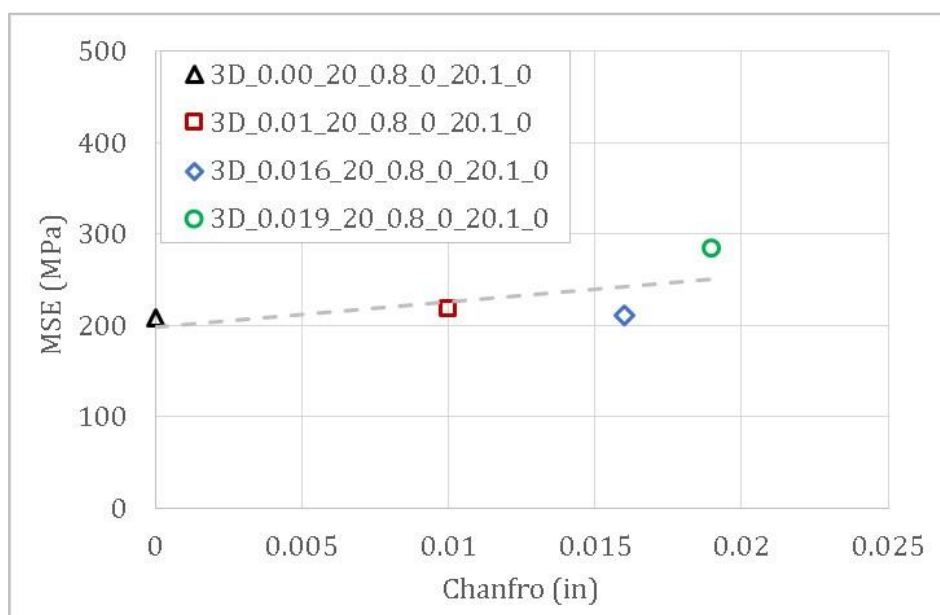


Figura 4.11: MSE versus tamanho do chanfro – halita – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

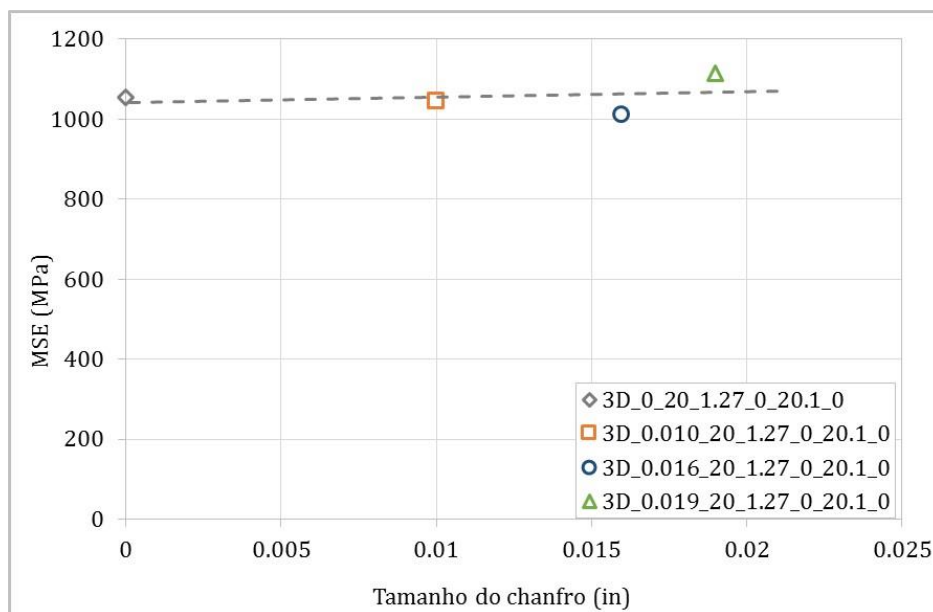


Figura 4.12: MSE versus tamanho do chanfro – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

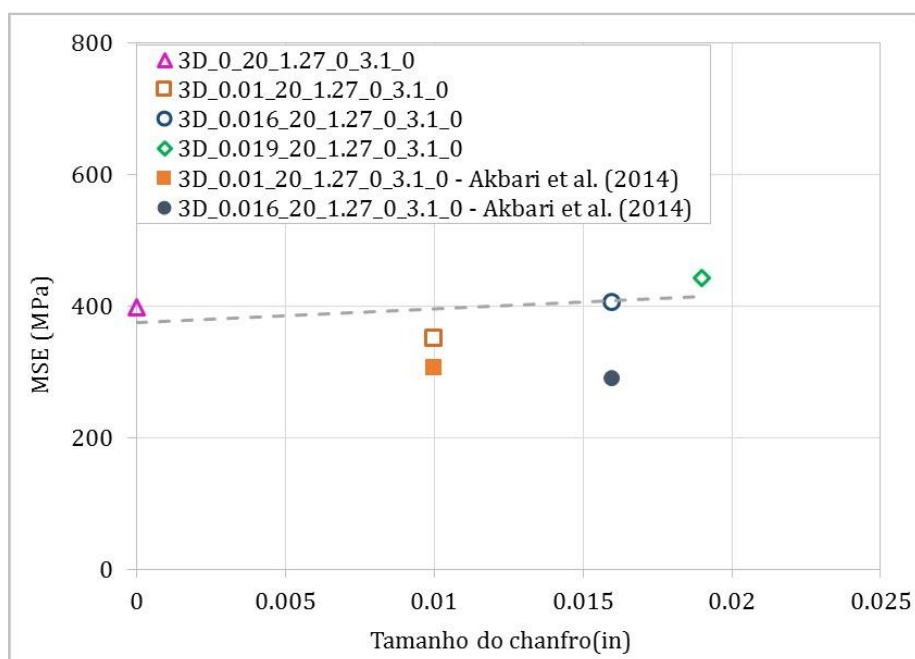


Figura 4.13: MSE versus tamanho do chanfro – calcário – modelagem tridimensional versus dados experimentais – confinamento de 3.1 MPa.

A Figura 4.14 apresenta a relação entre as parcelas de força horizontal e vertical, para as simulações em calcário, cuja inclinação indica a agressividade do cortador. Uma pequena queda na agressividade pode ser observada com o aumento do chanfro. Isto indica que, quanto maior o chanfro, maiores as forças verticais e, maior peso sobre a broca é necessário para manter a mesma taxa de penetração. Adicionalmente, é sabido que quanto maior a agressividade, mais rápido o cortador se desgasta. Portanto, o uso do chanfro auxilia na prevenção do desgaste,

especialmente porque ele distribui as tensões sobre a sua área, diminuindo a concentração de tensões na ponta do cortador (Figura 4.6).

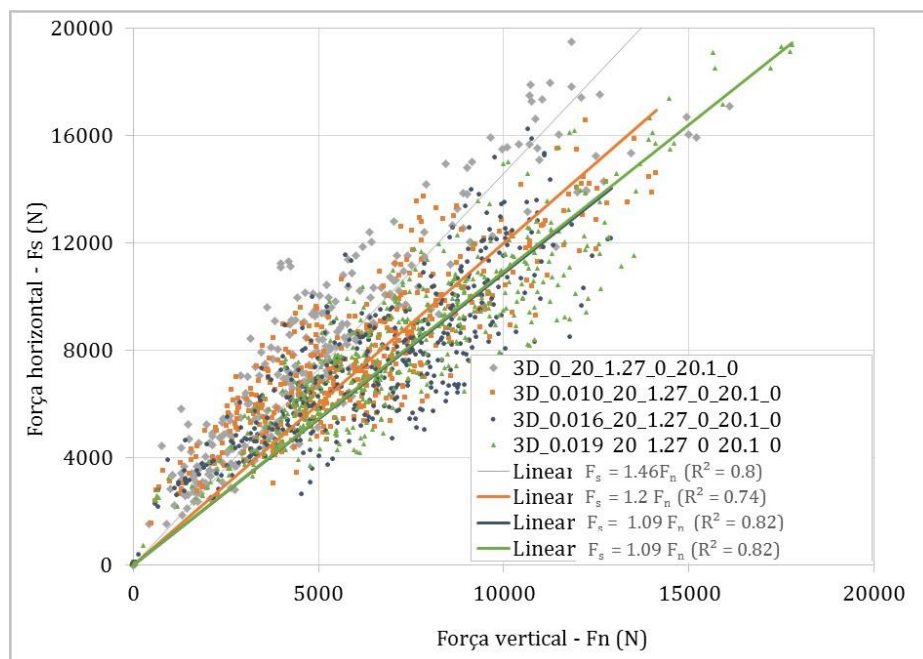


Figura 4.14: Influência do chanfro na agressividade do cortador – calcário – modelagem tridimensional – confinamento de 20.1 MPa.

Quadro 4.1: Quadro resumo com as MSEs finais e forças médias para cada modelo numérico avaliado no estudo paramétrico do chanfro.

	Chanfro (in)	Força horiz. (kN/m)	Força vert. (kN/m)	MSE (MPa)
Halita bidimensional (0 MPa)	0	73	49	96
	0.026	72	78	98
	Chanfro (in)	Força horiz. (N)	Força vert. (N)	MSE (MPa)
Halita tridimensional (20.1 MPa)	0.00	777	479	208
	0.01	641	649	219
	0.016	787	793	210
	0.019	828.7	887.9	283
Calcário tridimensional (3.1 MPa)	0	2799	2556	398
	0.01	2421	2340	350
	0.016	2833	2758	405
	0.019	3093	3176	443
Calcário tridimensional (20.1 MPa)	0	7721	4948	1054
	0.01	7339	5821	1045
	0.016	7054	6234	1010
	0.019	7817	6939	1116

4.2

Estudo paramétrico da profundidade de corte

O efeito da profundidade de corte na eficiência do corte em rocha é discutido nesta seção. As simulações tridimensionais no calcário de Cartago foram realizadas com confinamento de 3.1 MPa; as modelagens bidimensionais na halita foram realizadas em condições atmosféricas e as simulações tridimensionais em halita utilizaram pressão atmosférica e confinamento de 20.1 MPa. Os Quadros 3.15, 3.16, 3.17 e 3.18 do Capítulo de Metodologia e planejamento das modelagens apresentam as configurações das simulações para cada rocha. O ângulo de ataque utilizado para todos os modelos numéricos foi de 20° , o mesmo dos ensaios de corte experimentais em halita. O cortador se movimenta a uma velocidade horizontal de 0.46 m/s, conforme comentado no item 3.3 do Capítulo 3. A DOC é constante ao longo de cada modelagem numérica, mas seu valor absoluto difere para cada um.

As Figuras 4.15 a 4.22 apresentam as forças médias horizontais e verticais versus a profundidade de corte para as modelagens numéricas na halita e no calcário. A média das forças horizontais aumentou linearmente com a DOC, o que está de acordo com resultados de estudos similares realizados por Mendoza et al. (2011) e Richard et al. (1998). Os autores sugerem que esta linearidade acontece para ensaios com profundidades de corte rasas (em torno de 1mm ou menos). Percebe-se, através destas Figuras e pelo Quadro 4.2 que, conforme aumenta a DOC, a força horizontal cresce em maior proporção do que a força vertical para todos os modelos numéricos.

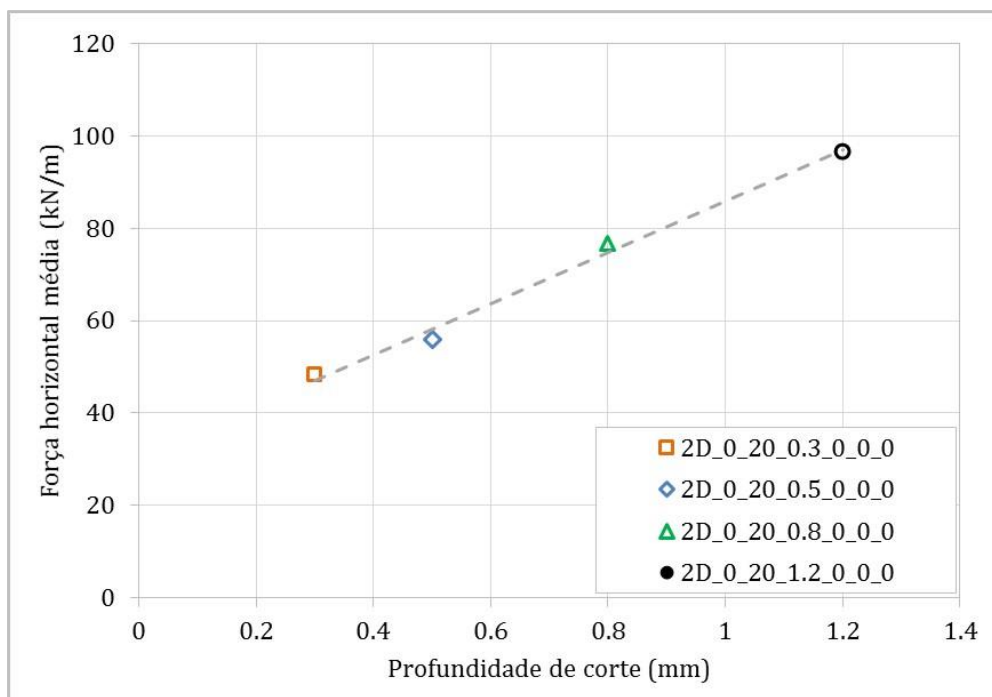


Figura 4.15: Força horizontal média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem bidimensional.

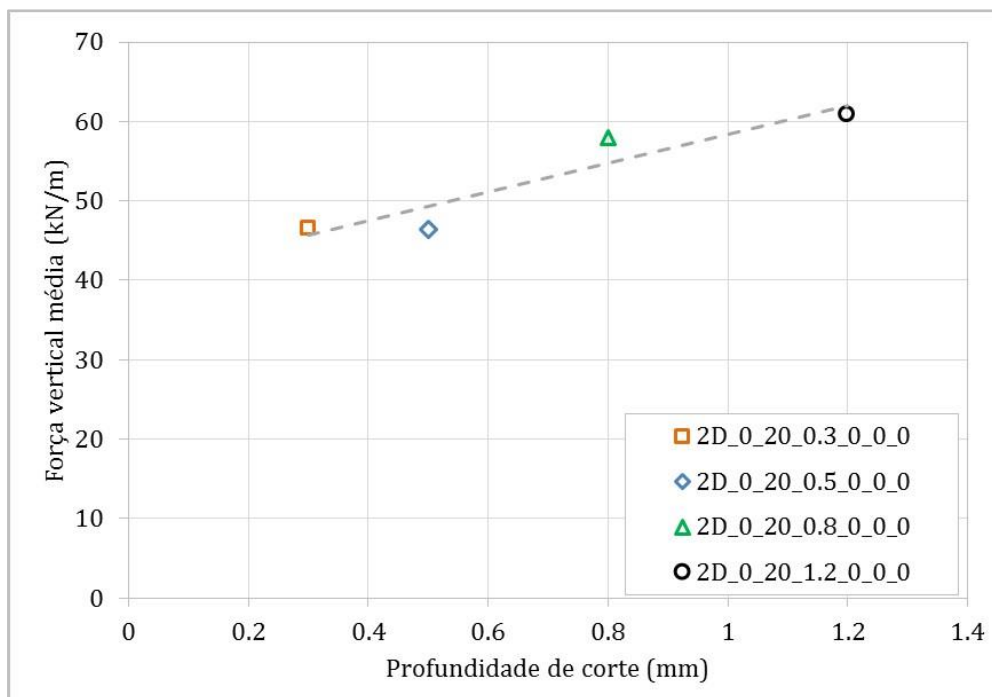


Figura 4.16: Força vertical média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem bidimensional.

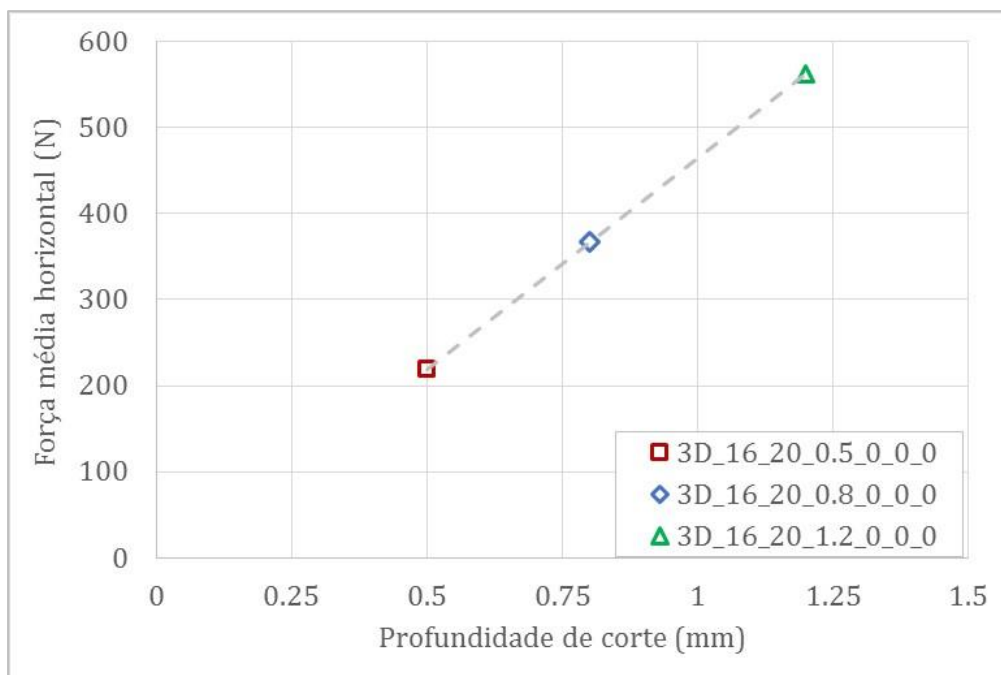


Figura 4.17: Força horizontal média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem tridimensional.

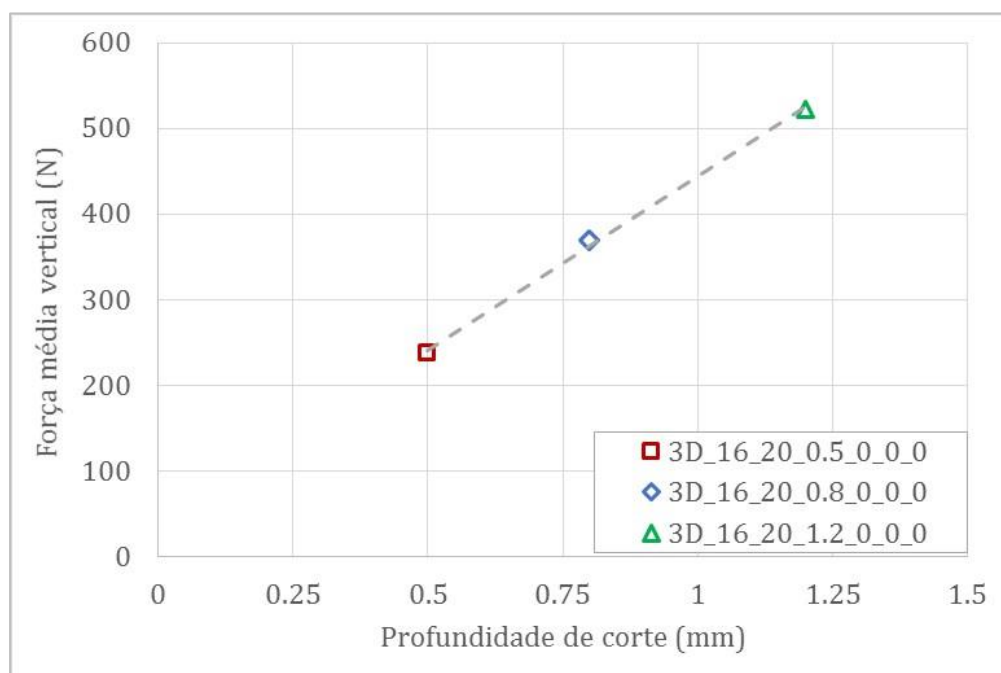


Figura 4.18: Força vertical média versus DOC – halita pressão atmosférica – modelagem tridimensional.

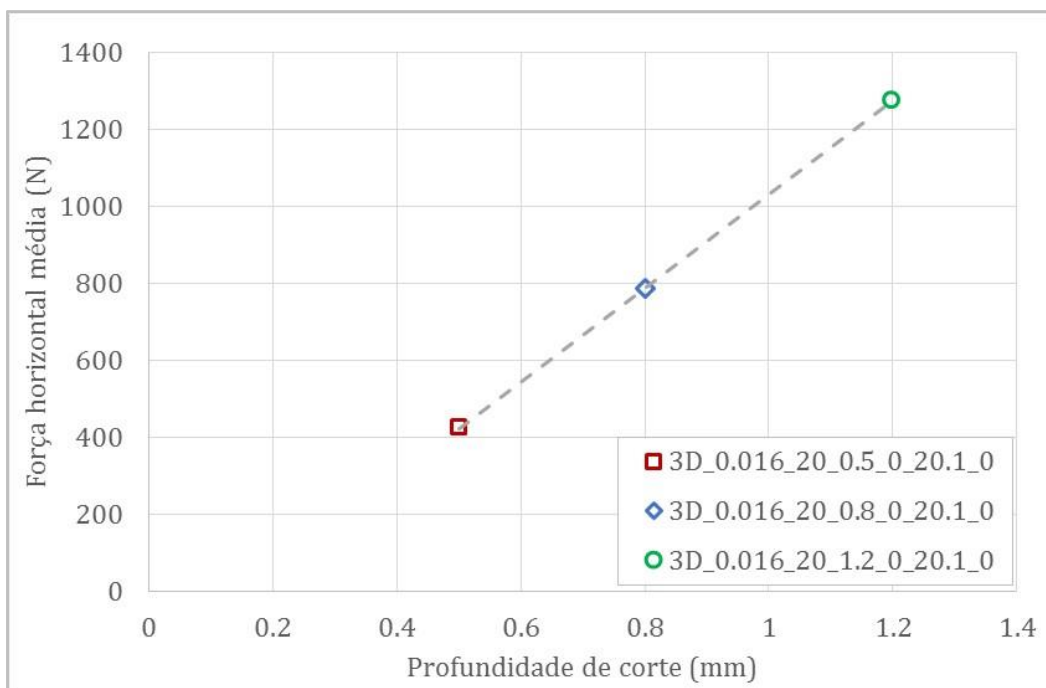


Figura 4.19: Força horizontal média versus DOC – halita confinamento de 20.1 MPa – modelo numérico tridimensional.

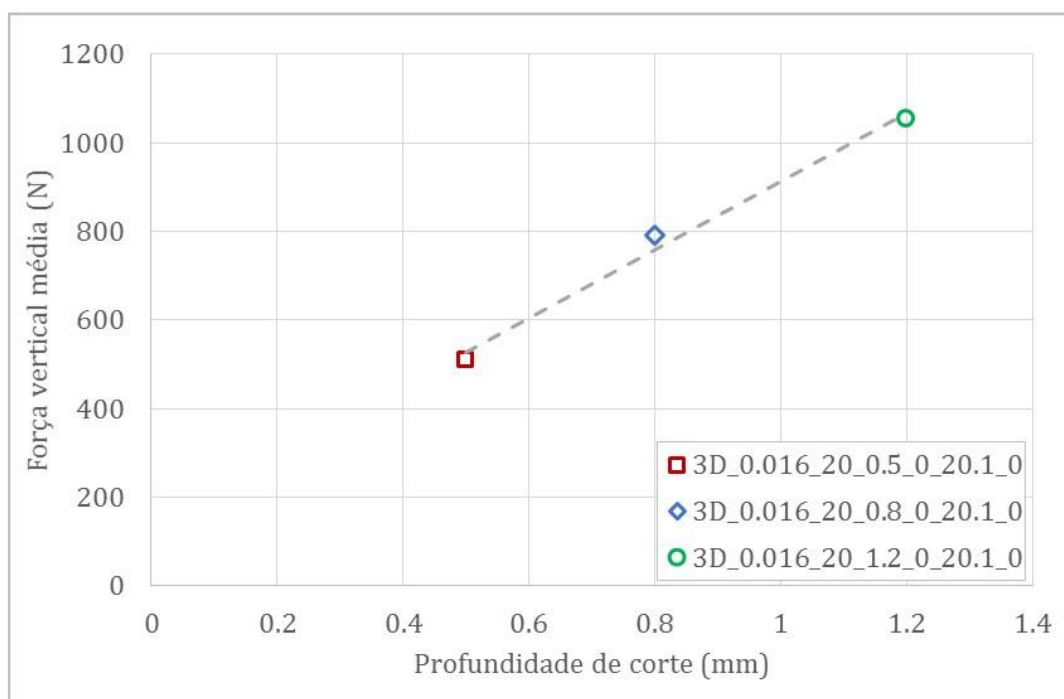


Figura 4.20: Força vertical média versus DOC – halita confinamento de 20.1 MPa – modelo numérico tridimensional.

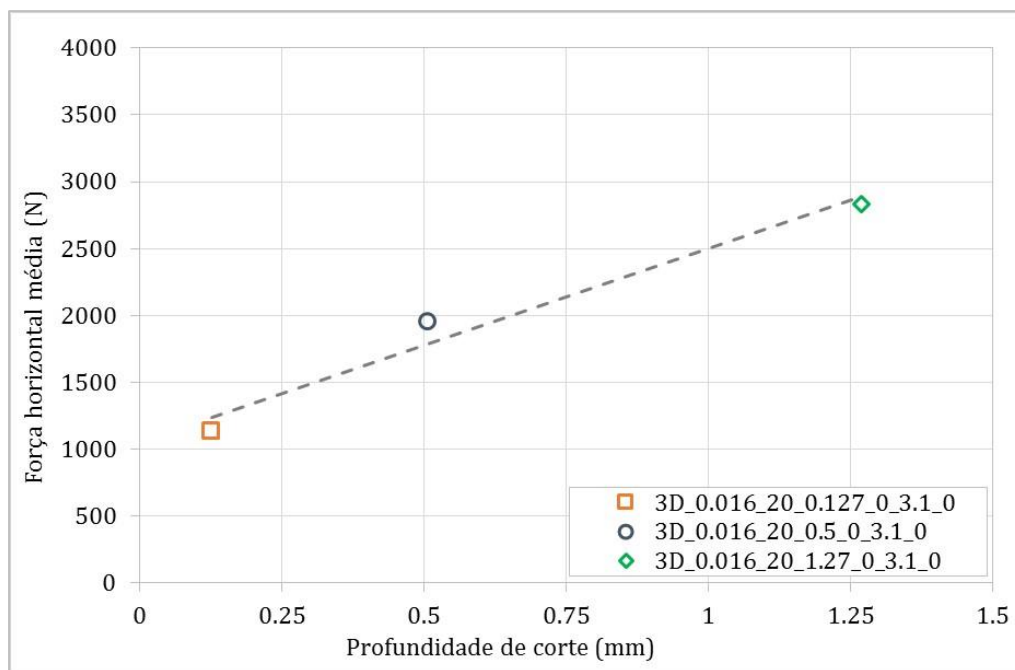


Figura 4.21: Força horizontal média versus DOC – calcário de Cartago – 3.1 MPa – modelagem tridimensional.

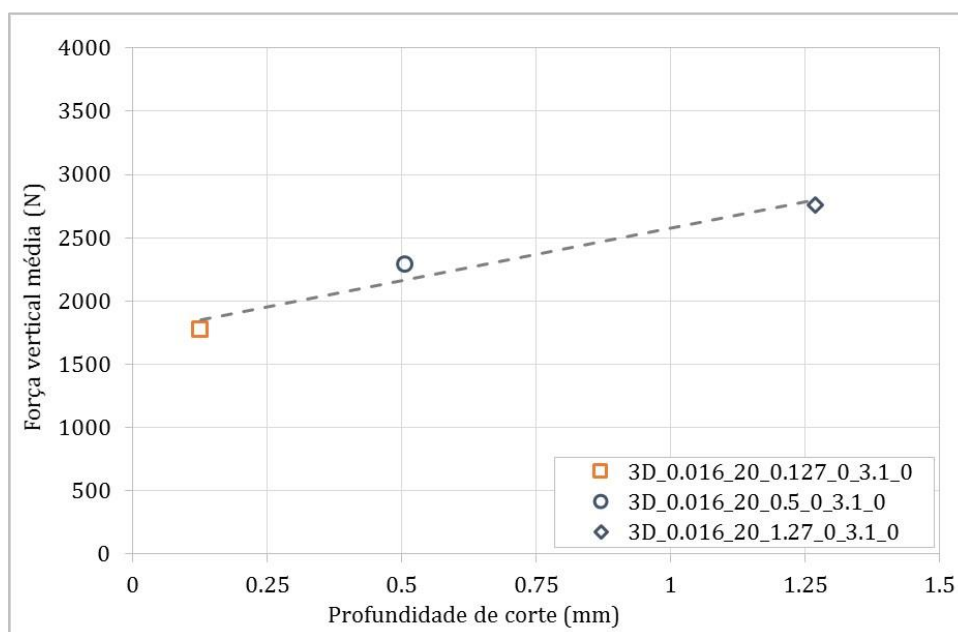


Figura 4.22: Força vertical média versus DOC – calcário de Cartago – 3.1 MPa – modelagem tridimensional.

As Figuras 4.23, 4.24 e 4.25 ilustram os resultados da energia específica mecânica para as duas rochas em estudo. Observa-se que a MSE diminui com o aumento da profundidade de corte até que se atinja um patamar de valores mais ou menos constantes. Resultados semelhantes foram obtidos por Rajabov *et al.* (2012) em experimentos executados no arenito Torrey Buff, e por Jianyong (2012) em

experimentos com o calcário de Cartago. Nos resultados apresentados por estes autores percebe-se que, caso a DOC seja aumentada para valores maiores do que 2.5 mm (aproximadamente), a MSE começa a crescer (Figuras 2.41 e 2.42 do Capítulo 2). Para cada tipo de rocha existe um intervalo de profundidades de corte para os quais a perfuração é eficiente. Este intervalo varia de acordo com o tipo de broca e com mecanismos de desgaste. Para as rochas em estudo, pode-se considerar que profundidades de corte em torno de 1.2 mm já produzem cortes com maior eficiência.

Os resultados de MSE obtidos a partir dos experimentos de corte em halita para a condição atmosférica e para confinamento de 20.1 MPa estão plotados nas Figuras 4.23 e 4.24 e percebe-se boa proximidade entre os valores experimentais e numéricos. O Quadro 4.2 apresenta os valores médios das forças de corte e o valor final das MSEs para cada modelo numérico.

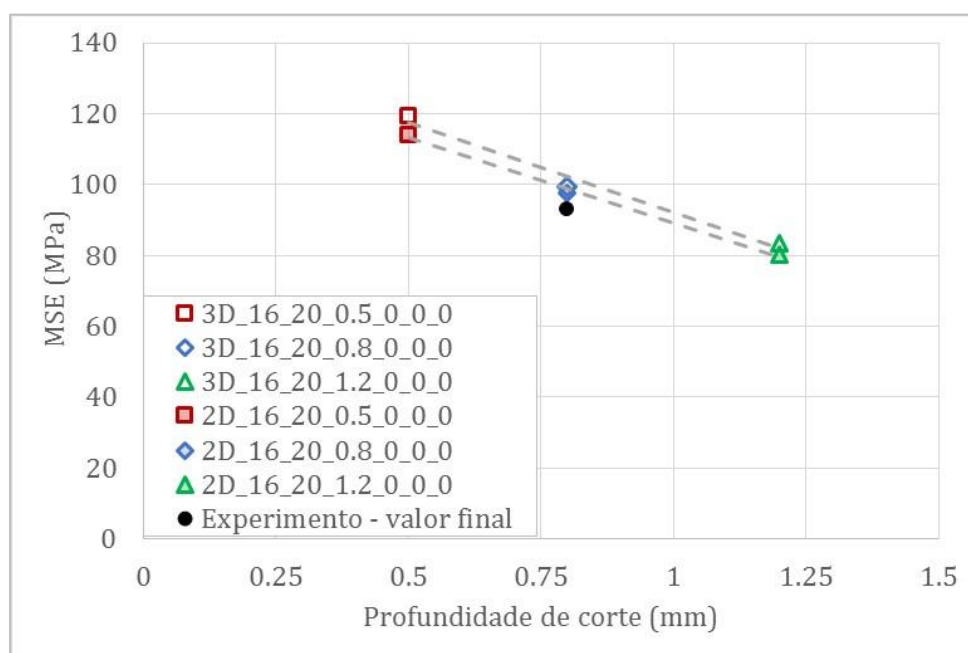


Figura 4.23: MSE versus DOC – modelo bidimensional e tridimensional em halita e experimento – pressão atmosférica.

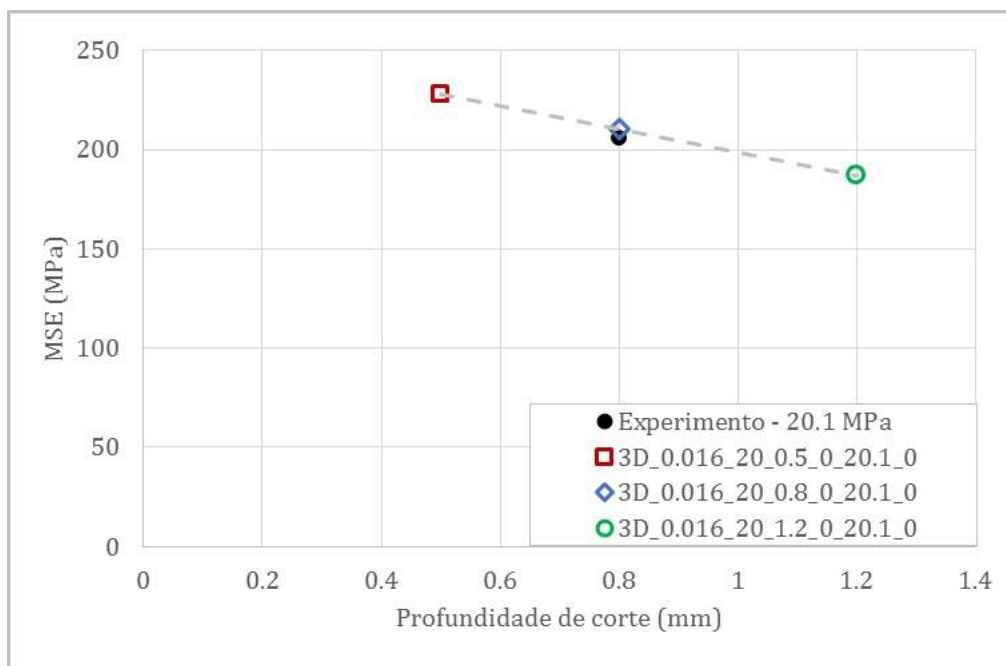


Figura 4.24: MSE versus DOC – modelo tridimensional halita e experimento – confinamento de 20.1 MPa.

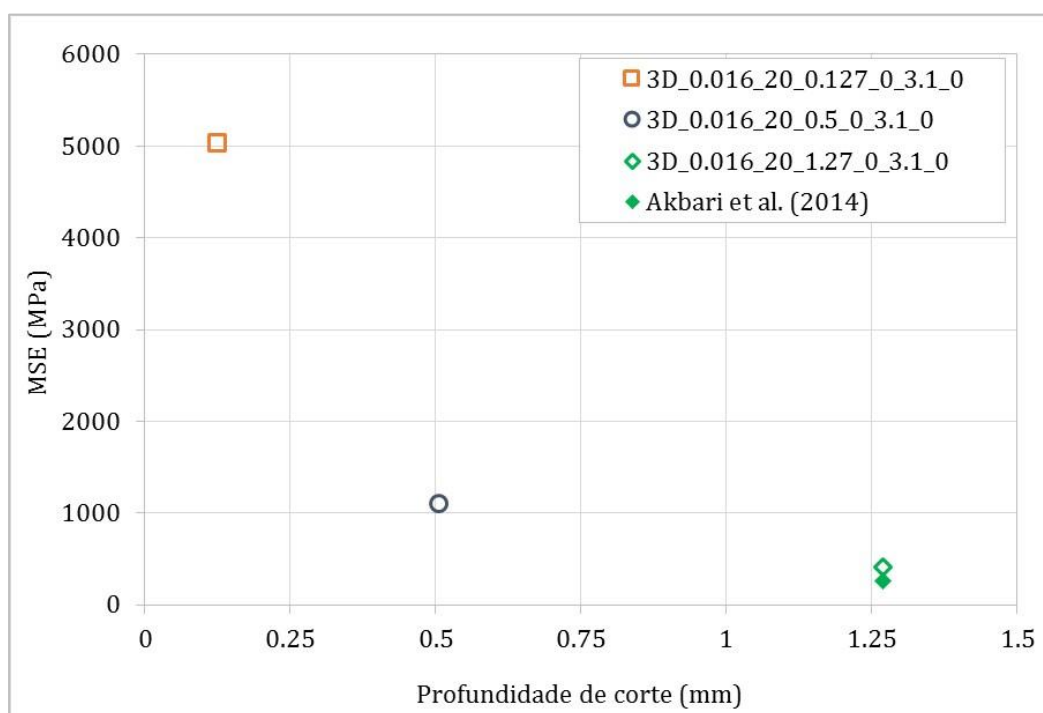


Figura 4.25: MSE versus DOC - PFC^{3D} - 3.1 MPa – calcário de Cartago.

Quadro 4.2: Quadro resumo das forças médias de corte e da MSE final de cada modelagem numérica para a análise paramétrica da profundidade de corte - halita e calcário.

	DOC (mm)	Força horiz. (kN/m)	Força vert. (kN/m)	MSE (MPa)
Halita bidimensional (0 MPa)	0.3	48.2	47	164
	0.5	55.9	46	114
	0.8	76.6	58	98
	1.2	96.6	60	80
	DOC (mm)	Força horiz. (N)	Força vert. (N)	MSE (MPa)
Halita tridimensional (0 MPa)	0.5	219	238	119
	0.8	367	368	99
	1.2	562	522	83
Halita tridimensional (20.1 MPa)	0.5	424	509	228
	0.8	787	793	210
	1.2	1276	1054	187
Calcário tridimensional (3.1 MPa)	0.127	1132	1768	5025
	0.508	1950	2286	1087
	1.27	2833	2757	404

A Figura 4.26 apresenta um gráfico de MSE versus DOC, objetivando analisar como ocorre a variação da profundidade de corte para cortadores com diferentes chanfros. Pode ser observado que a influência do tamanho do chanfro na MSE é menor para profundidades de corte mais elevadas. Para DOC de 0.127 mm, um aumento no tamanho do chanfro resulta em um aumento na MSE em maior proporção do que para DOCs maiores, sugerindo que o chanfro afeta a eficiência em maior proporção quando se perfura com profundidades de corte pequenas. Este resultado faz sentido, já que, para cortes com pequenas DOCs, a maior região do cortador que entra em contato com a rocha é o chanfro. Por isso a sua influência é capturada em maior proporção. Através do gráfico, também se nota que a MSE aumenta abruptamente para pequenas DOCs, indicando novamente que não é eficiente perfurar com DOCs muito pequenas.

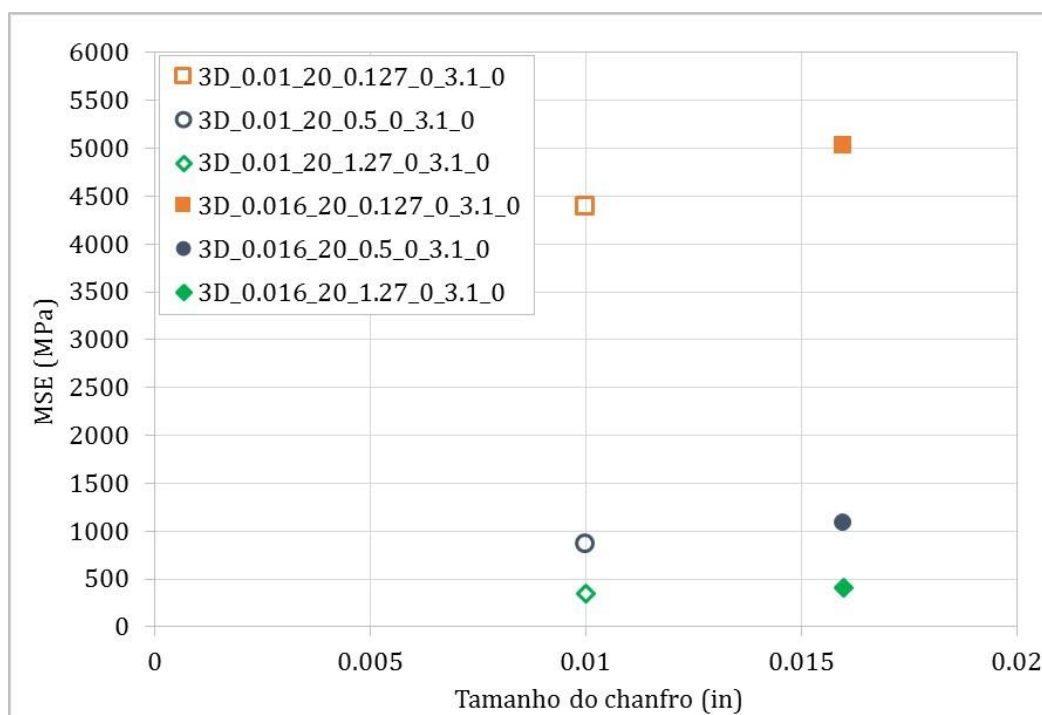


Figura 4.26: Influência da profundidade de corte e do chanfro na MSE – calcário – 3.1 MPa.

4.3 Estudo paramétrico do ângulo de ataque

As forças de corte para ensaios com diferentes ângulos de ataque foram avaliadas para a halita e para o calcário. As Figuras 4.27 a 4.30 se referem às forças médias de corte para modelos bidimensionais e tridimensionais na halita em condições atmosféricas. As Figuras 4.31 a 4.34 apresentam as forças médias para as modelagens tridimensionais na halita e no calcário com confinamento de 20.1 MPa. Observa-se que todas as forças de corte aumentam com o aumento do ângulo de ataque.

A área do cortador que entra em contato com o material (área de corte) aumenta com o aumento do ângulo de ataque. Além disso, devido à essa mudança geométrica, maior quantidade de cascalho fica preso na face do cortador, pois se torna mais difícil a sua expulsão. Essa é uma explicação razoável para o aumento de forças observado nas simulações para cortadores mais inclinados. Para o melhor entendimento desse processo, foram feitas duas modelagens bidimensionais no calcário, a fim de visualizar como a modificação do ângulo de ataque pode dificultar a remoção de material da face do cortador.

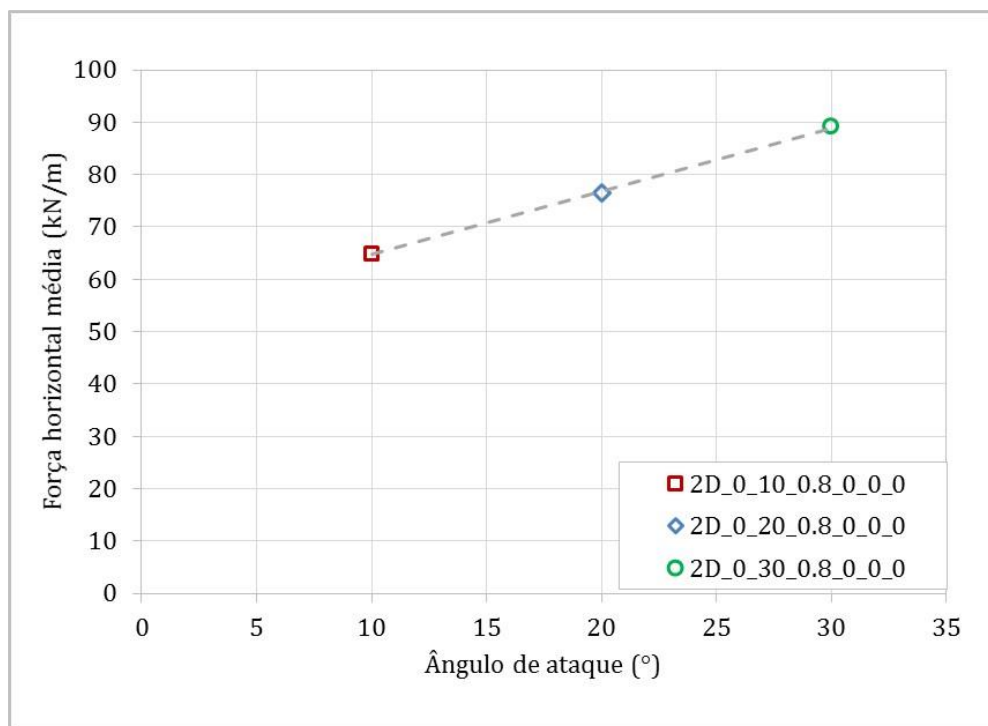


Figura 4.27: Força horizontal média – halita pressão atmosférica – modelo bidimensional.

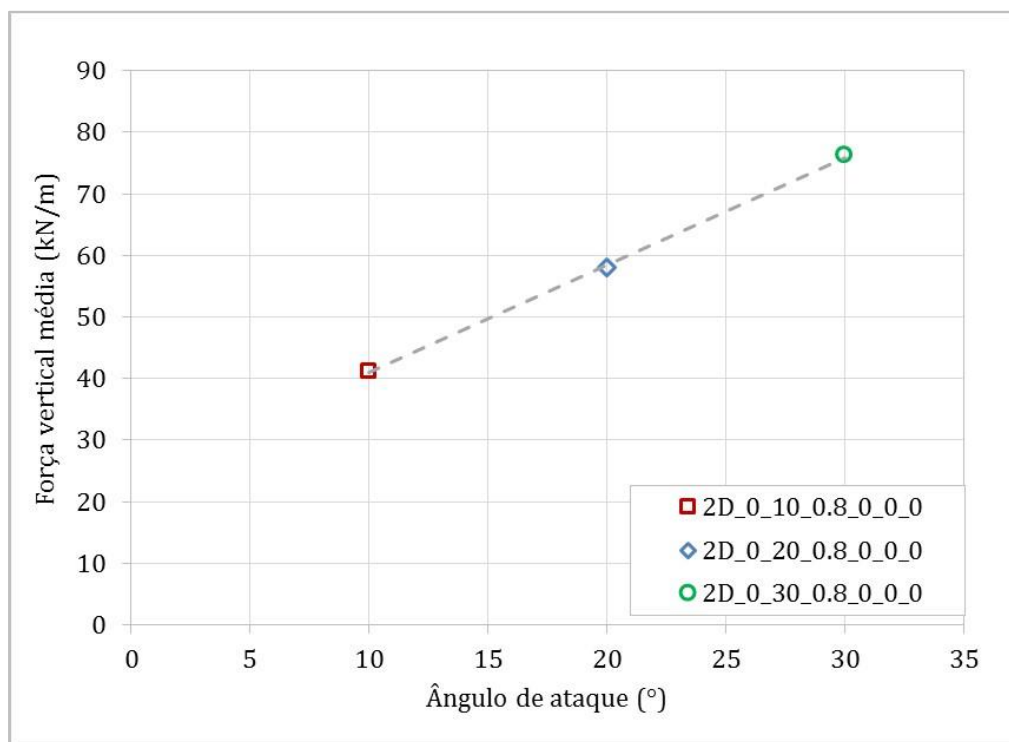


Figura 4.28: Força vertical média – halita pressão atmosférica – modelo bidimensional.

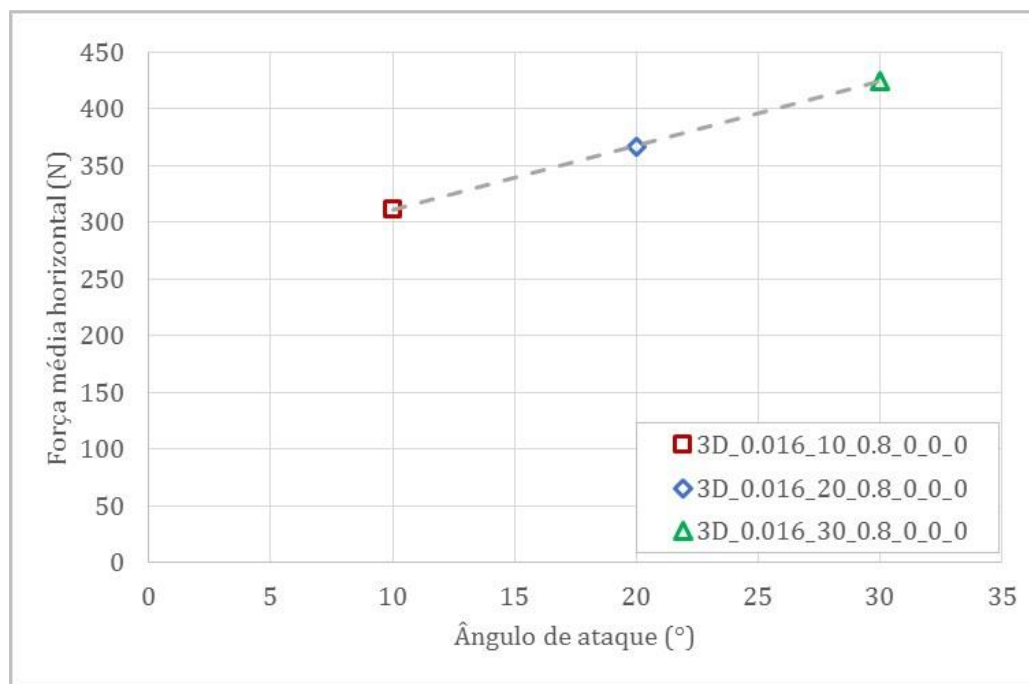


Figura 4.29: Força horizontal média – halita pressão atmosférica – modelo tridimensional.

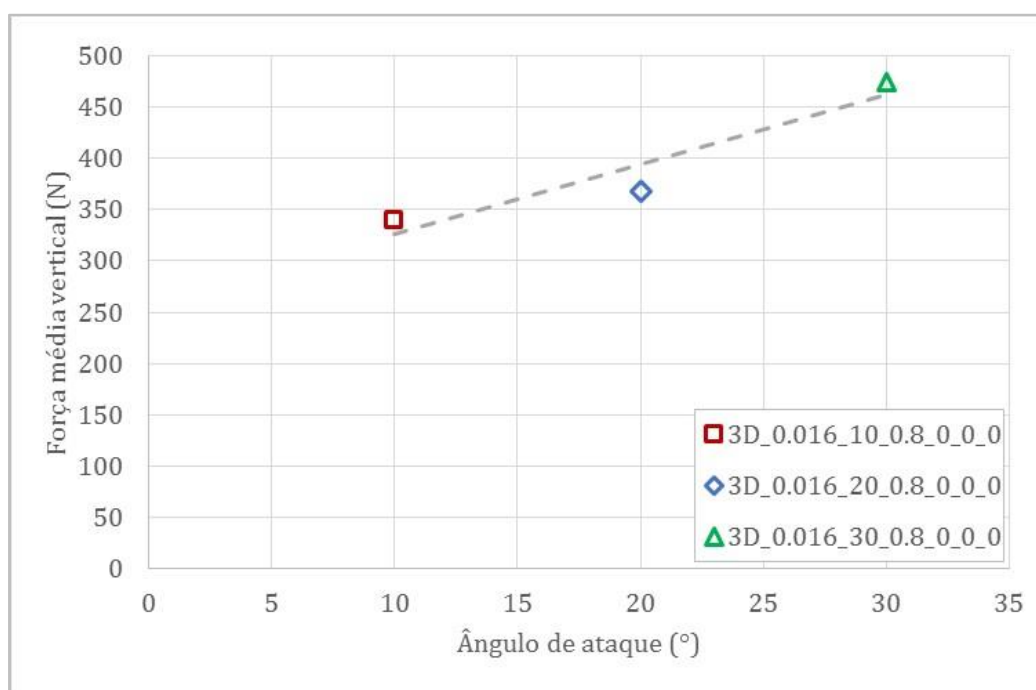


Figura 4.30: Força vertical média – halita pressão atmosférica – modelo tridimensional.

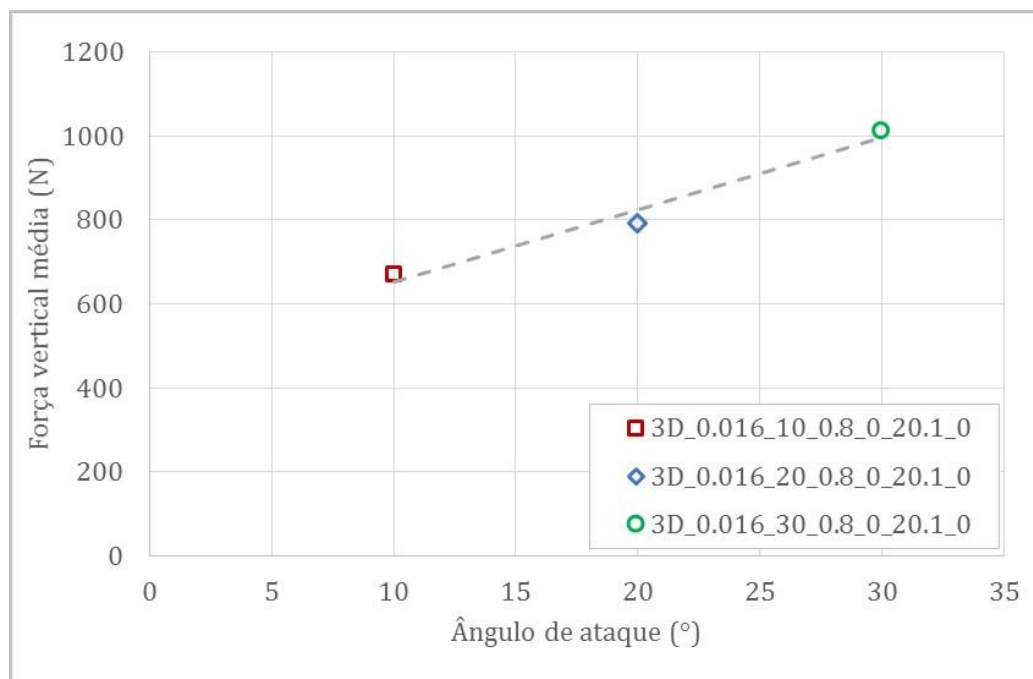


Figura 4.31: Força vertical média– halita confinamento de 20.1 MPa – modelo tridimensional.

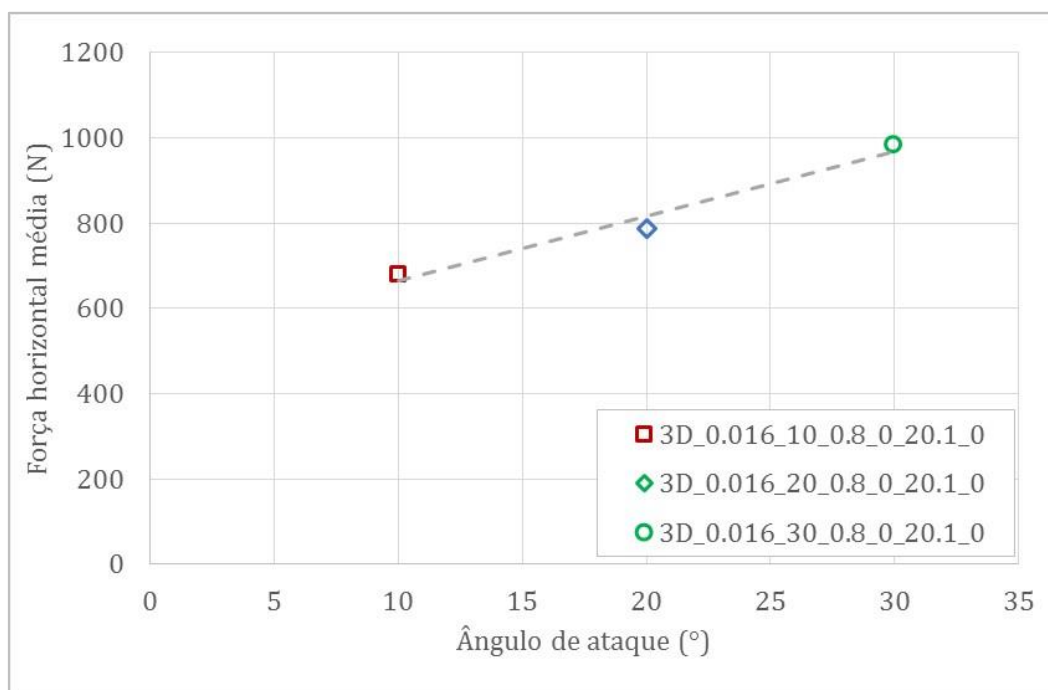


Figura 4.32: Força horizontal média– halita confinamento de 20.1 MPa – modelo tridimensional.

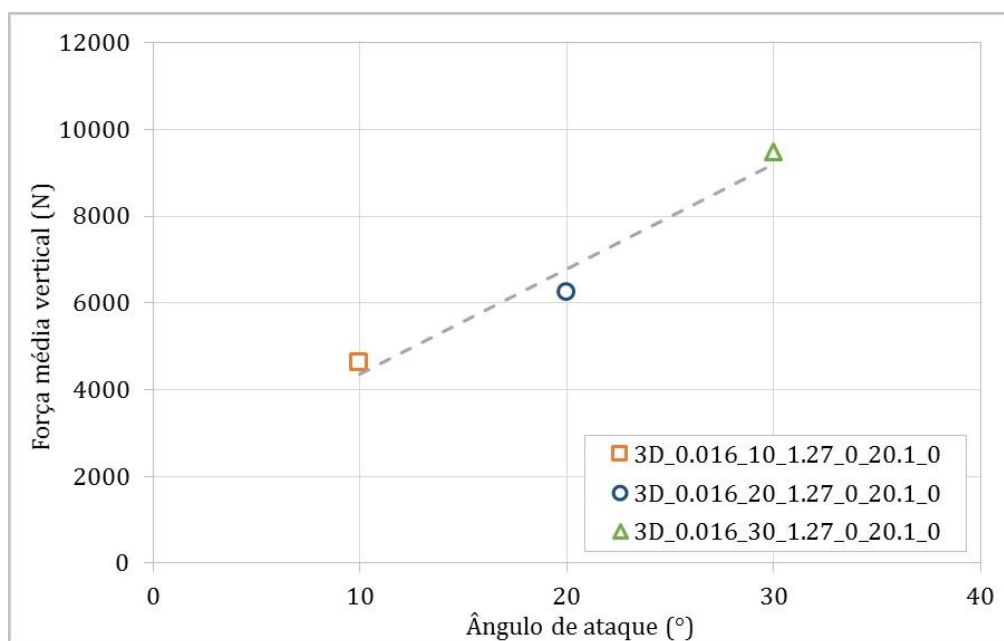


Figura 4.33: Força vertical média – calcário de Cartago – 20.1 MPa– PFC^{3D}.

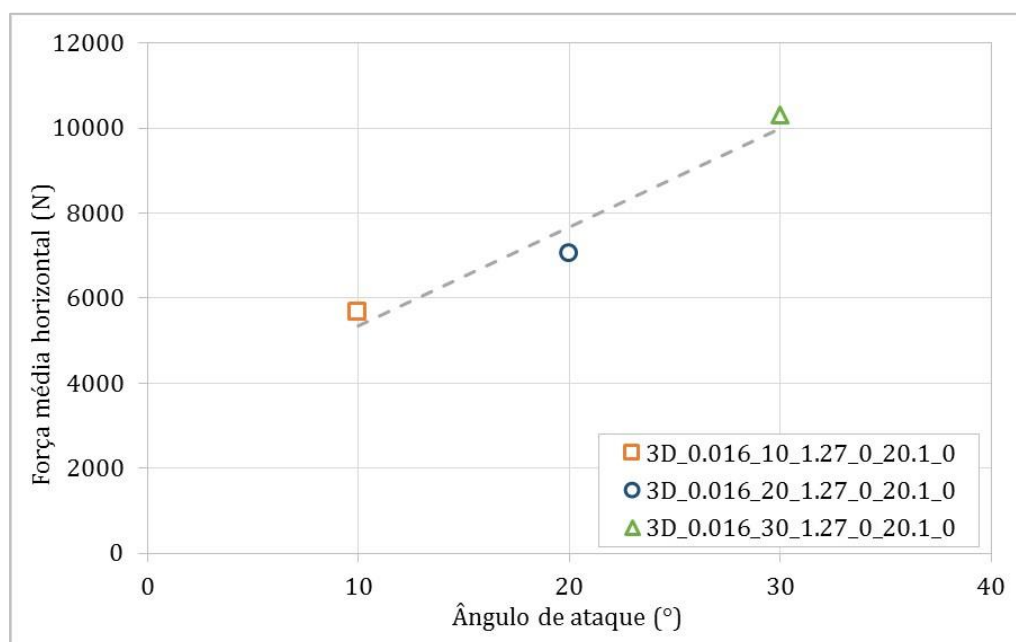


Figura 4.34: Força horizontal média – calcário de Cartago – 20.1 MPa– PFC^{3D}.

A Figura 4.35 ilustra uma vista durante a simulação destes dois modelos, cujo confinamento foi de 20.1 Mpa e ângulos de ataque de 5° (Figura 4.35a) e 50° (Figura 4.35b), respectivamente. Nesta Figura, percebe-se que a própria geometria do cortador com ângulo de ataque de 50° dificulta o desprendimento do material da face do cortador. É possível observar também que a geometria desse material se assemelha à geometria de cascalhos oriundos de cortes em ambientes confinados

(ver Figura 2.27), pois a pressão que o confinamento (simulando o fluido de perfuração) exerce sobre este material faz com que ele permaneça unido e tenha uma parcela de resistência. Está exercendo uma força contrária ao corte.

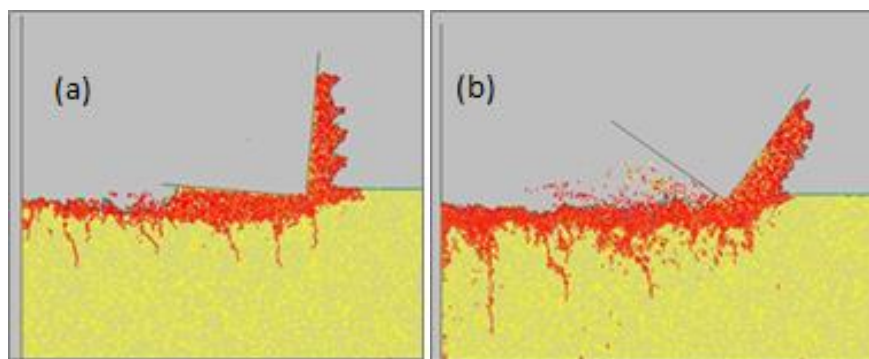


Figura 4.35: Modelagens em calcário: (a) ângulo de ataque de 5°; (b) ângulo de ataque de 50°.

A Figura 4.36 apresenta o efeito do ângulo de ataque na geração de MSE para modelagens tridimensionais em calcário sob confinamento de 20.1 MPa e as Figuras 4.37 e 4.38 apresentam os valores de MSE obtidos para modelagens bidimensionais (0 MPa) e tridimensionais (0 MPa e 20.1 MPa) em halita. A energia específica mecânica aumenta com a inclinação do cortador para todos os modelos numéricos. As MSEs dos experimentos de cortador único feitos em halita estão plotadas nos gráficos das Figuras 4.37 e 4.38, juntamente aos pontos modelados. Percebe-se a proximidade de valores entre experimentos e os modelos numéricos, indicando uma boa calibração numérica do material.

Na Figura 4.38 observa-se que a MSE experimental medida ao final da segunda revolução dos ensaios apresenta valores superiores àqueles obtidos nas modelagens numéricas. É compreensível que assim seja pois a MSE tende a atingir o seu valor mínimo mais ao final do ensaio, em torno da sexta revolução (Figura 3.6 do Capítulo 3). Porém, o experimento de cortador único realizado em halita com confinamento de 20.1 MPa e com 20° de ângulo de ataque (Figura 3.10 do Capítulo 3) foi terminado na terceira revolução por motivos desconhecidos pelo autor desta tese. Extrapolando o valor experimental da MSE deste experimento para descobrir qual seria o valor na sexta revolução do ensaio, obteve-se a magnitude de 206 MPa, que está bastante próxima do valor modelado, que é de 210 MPa.

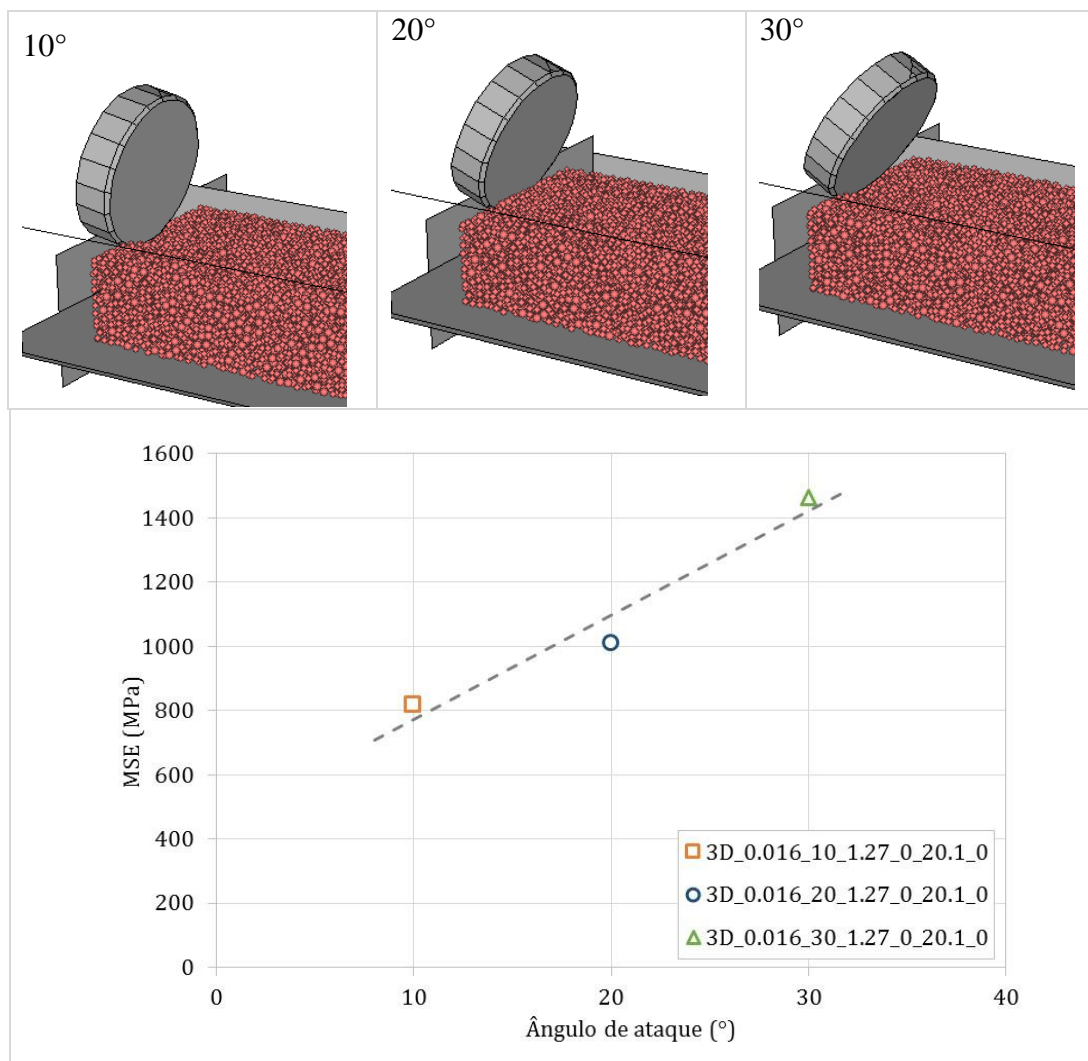


Figura 4.36: MSE versus ângulo de ataque – calcário de Cartago – 20.1 MPa– PFC^{3D}.

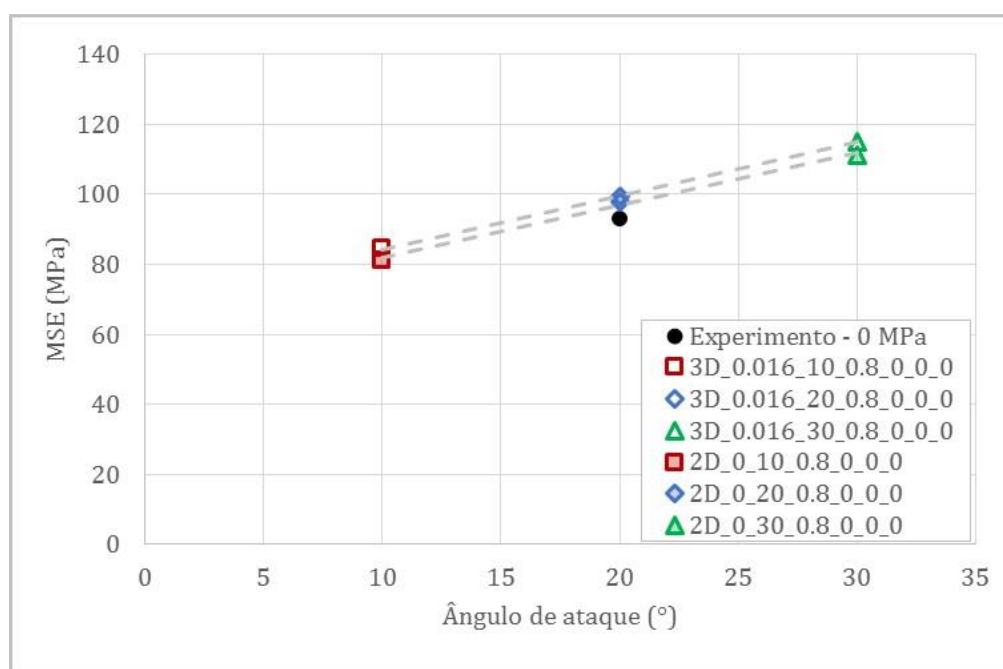


Figura 4.37: MSE versus ângulo de ataque – halita condições atmosféricas– modelos bidimensional e tridimensional.

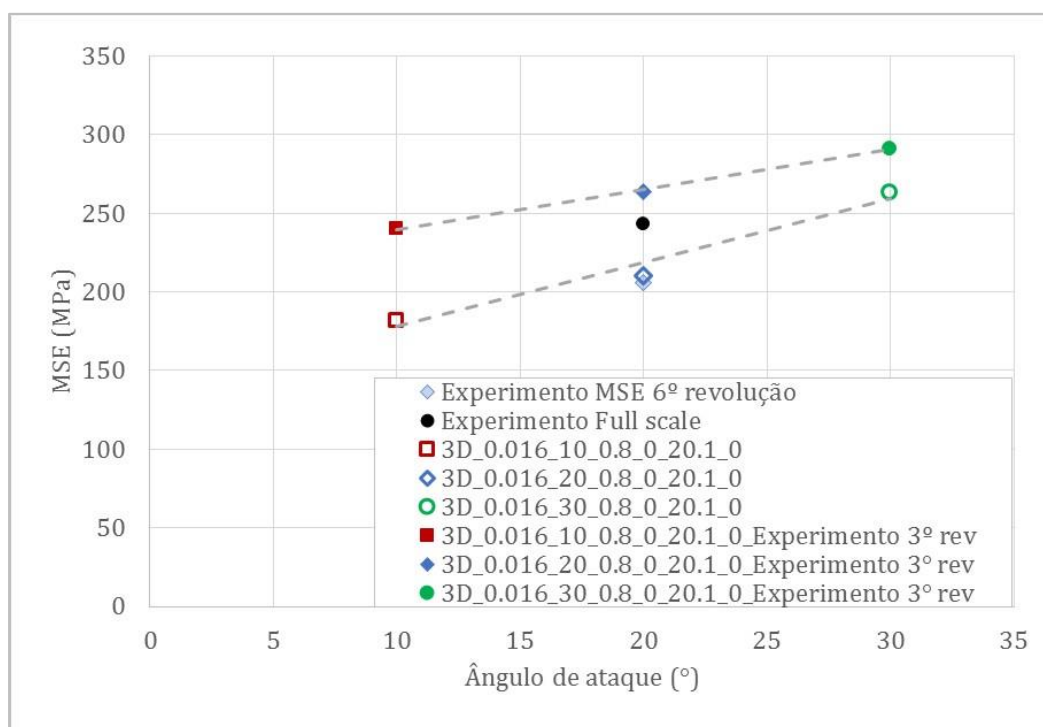


Figura 4.38: MSE versus ângulo de ataque – halita confinamento 20.1 MPa – PFC^{3D}.

O Quadro 4.3 apresenta a comparação entre valores experimentais e modelagens numéricas. Ainda no Quadro 4.3 existe uma medida de MSE obtida de um experimento de perfuração em escala real e ele também está próximo ao valor obtido no modelo numérico.

É importante salientar que a análise paramétrica do ângulo de ataque ignora o desenvolvimento de desgaste ao longo dos modelos. Assim, desconsiderando qualquer efeito de desgaste, a eficiência do corte é melhorada quando menores ângulos de ataque são utilizados.

Comparando qualitativamente os resultados dos modelos numéricos com aqueles obtidos na literatura técnica, vemos que eles seguem as mesmas tendências de comportamento. Por exemplo, os resultados dos trabalhos experimentais de Rajabov et al. (2012) e de Jianyong (2012) indicam o aumento da energia específica mecânica com o aumento do ângulo de ataque (trabalhos revisados no item 2.3.2 do Capítulo 2).

O Quadro 4.4 apresenta os valores absolutos das forças médias de corte e dos valores finais de MSE para cada modelo numérico.

Quadro 4.3: Valores de MSE – modelos numéricos e experimentos halita.

Ensaio	MSE Ensaio (MPa)	MSE <i>Full scale</i> (MPa)	MSE Modelo (MPa)	Erro (%)
2D_0.016_20_0.8_0_0_0	94	-	98	2.17
3D_0.016_20_0.8_0_0_0	94	-	99	5
3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0_0	206	243	210	1.94

Quadro 4.4: Valores absolutos das forças médias de corte e valores finais das MSE dos modelos numéricos.

	Ataque (°)	Força horiz. (kN/m)	Força vert. (kN/m)	MSE (MPa)
Halita bidimensional (0 MPa)	10	65	41	81
	20	77	58	98
	30	89	76	111
	Ataque (°)	Força horiz. (N)	Força vert. (N)	MSE (MPa)
Halita tridimensional (0 MPa)	10	312	340	84
	20	367	368	99
	30	425	475	115
Halita tridimensional (20.1 MPa)	10	680	670	182
	20	787	793	210
	30	893	1012	263
Calcário tridimensional (20.1 MPa)	10	5665	4620	816
	20	7054	6233	1010
	30	10300	9474	1464

4.4

Estudo paramétrico do cortador desgastado

O estudo da influência dos níveis de desgaste do cortador na eficiência do corte foi efetuado através de modelagem numérica. Os efeitos da temperatura e do fluido de perfuração não foram considerados nas simulações e portanto este estudo se concentra no desgaste abrasivo. Modelos numéricos tridimensionais foram feitos para o evaporito e para o calcário. As dimensões da região desgastada escolhidas para a análise foram próximas daquelas citadas por Ortega e Glowka (1984) como exemplos de cortador levemente, moderadamente e severamente desgastados (Figura 2.45 do Capítulo 2). A Figura 3.46 do Capítulo 3 apresenta um esquema de corte contemplando os valores de referência dos parâmetros utilizados nas modelagens numéricas tridimensionais (círculos cor de rosa) e contemplando os valores de comprimento de desgaste utilizados no estudo paramétrico (círculos azuis). Os modelos numéricos bidimensionais foram feitos somente para o

evaporito, contemplando desgaste leve e severo, e mantiveram sua geometria com comprimento de desgaste semelhante aos modelos numéricos tridimensionais.

A mudança de geometria do cortador foi simples de ser modificada para os modelos numéricos bidimensionais e foi feita diretamente no código de elementos discretos. A Figura 4.39 ilustra os cortadores para os modelos numéricos bidimensionais.

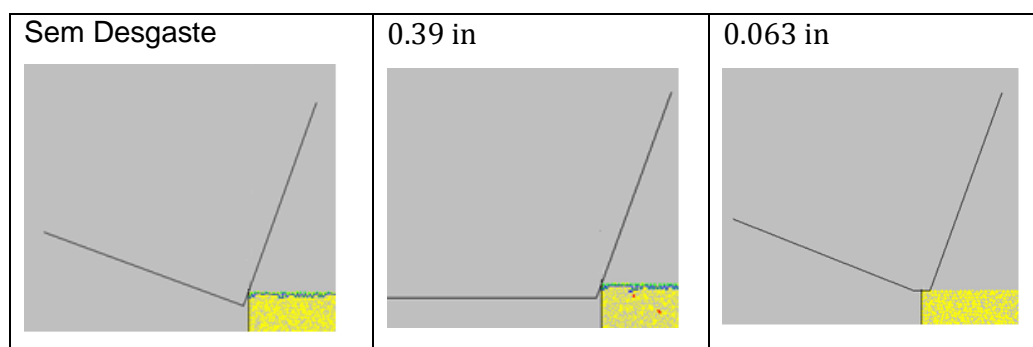


Figura 4.39: Vista lateral dos modelos desgastados – halita – modelos numéricos bidimensionais.

Já os cortadores tridimensionais desgastados possuem uma geometria mais complexa e, por este motivo, a geração dos modelos numéricos tridimensionais foi por meio de um processo mais longo. Primeiramente os cortadores tridimensionais foram desenhados em um *software* de desenho assistido por computador. As Figuras 4.40 e 4.41 apresentam os projetos dos cortadores desgastados bem como os valores de comprimento e de área de desgaste para cada cortador.

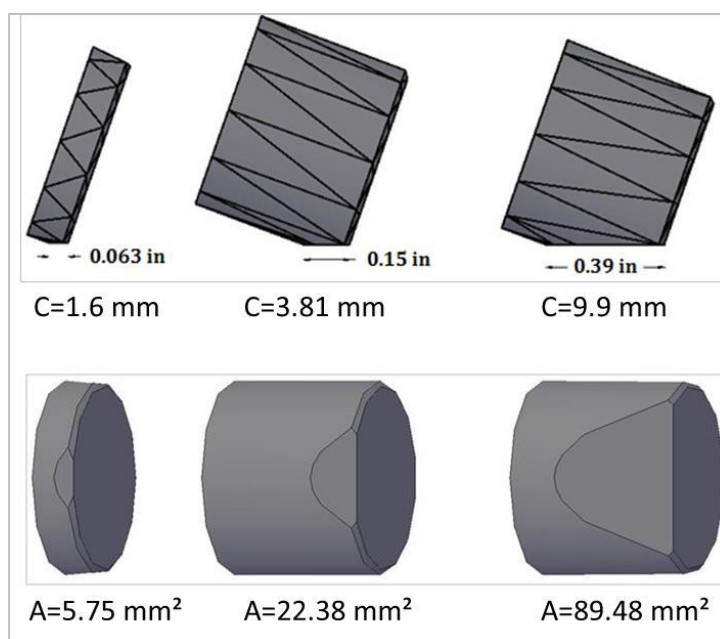


Figura 4.40: Projeto dos cortadores tridimensionais desgastados – vistas lateral e inferior.

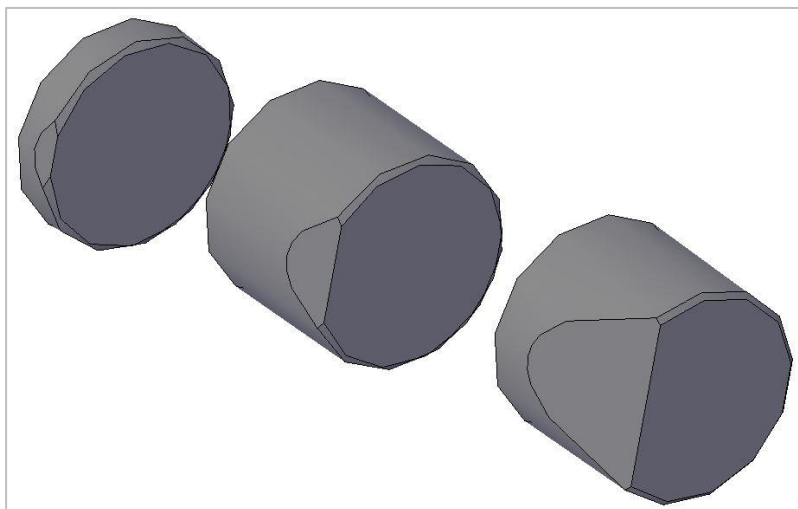


Figura 4.41: Projeto dos cortadores tridimensionais desgastados – perspectiva isométrica.

Em seguida, foi feita a discretização dos sólidos (desenhos) em faces triangulares e foi gerado um arquivo de texto contendo as coordenadas de cada vértice. Um código na linguagem de programação FISH foi gerado a fim de ler este arquivo com as coordenadas dos pontos da malha, importar para dentro do *software* de elementos discretos e gerar as faces (cada triângulo corresponde a uma face) que compõem o cortador.

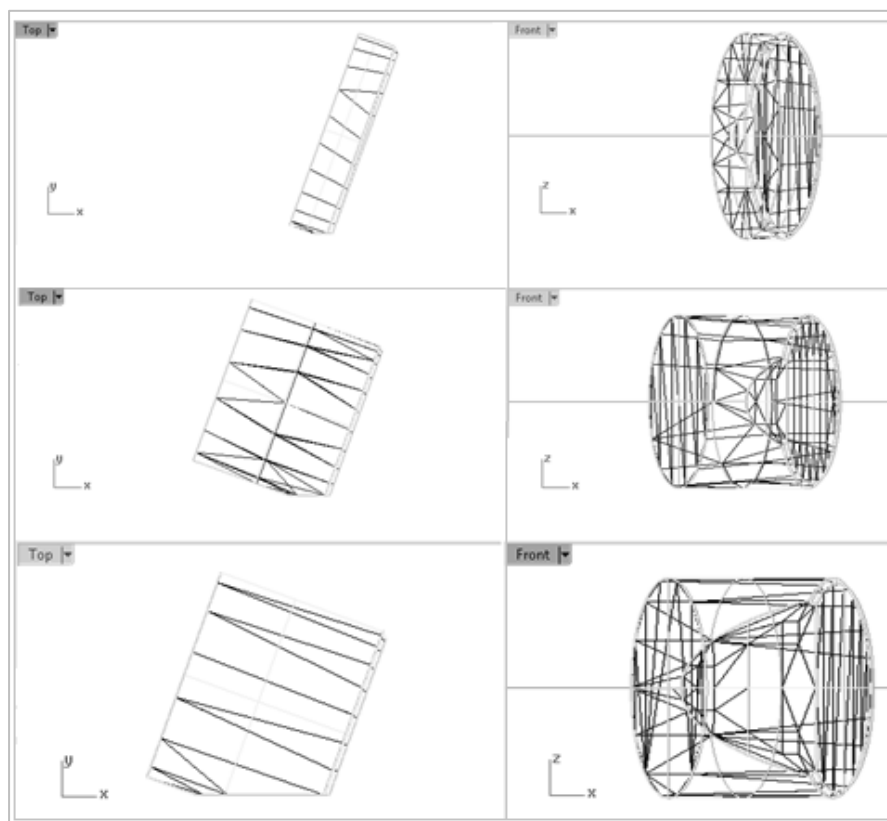


Figura 4.42: Discretização dos cortadores tridimensionais desgastados – vistas lateral e inferior.

As Figuras 4.43, 4.44 e 4.45 apresentam os modelos numéricos de cortador único em elementos discretos para os três níveis de desgaste definidos previamente. As propriedades de rigidez normal e cisalhante do cortador equivalem a 1.2 e 1 vezes o valor médio de rigidez normal e cisalhante das partículas, respectivamente. O coeficiente de atrito do cortador equivale ao coeficiente de atrito das partículas. Nestes modelos a profundidade de corte varia ao longo do teste (foram aplicadas velocidades vertical e horizontal ao cortador de 0.46 m/s e de 0.01 m/s, respectivamente) a fim de simular o cortador aprofundando na amostra. O ângulo de ataque foi mantido em 20° e foram simulados confinamentos de 0 e de 20.1 MPa. As parcelas de força horizontal e vertical que atuam no cortador equivalem ao somatório destas mesmas componentes em cada face que compõe o cortador.

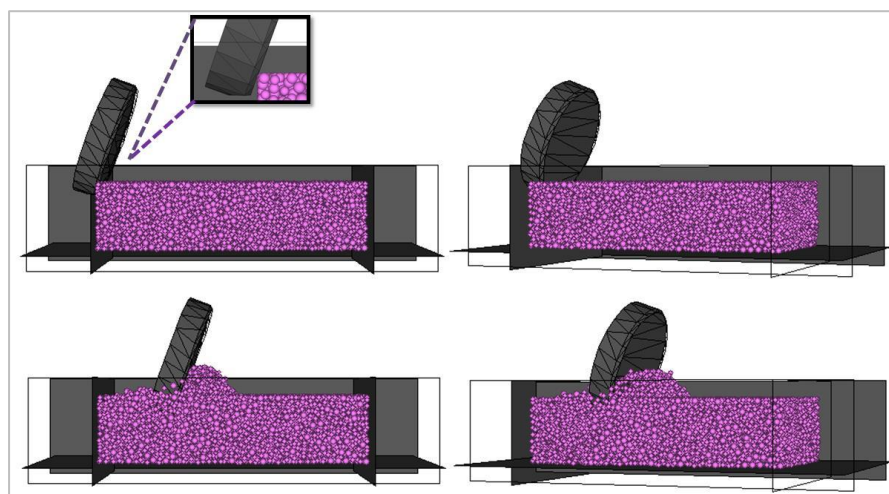


Figura 4.43: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador levemente desgastado.

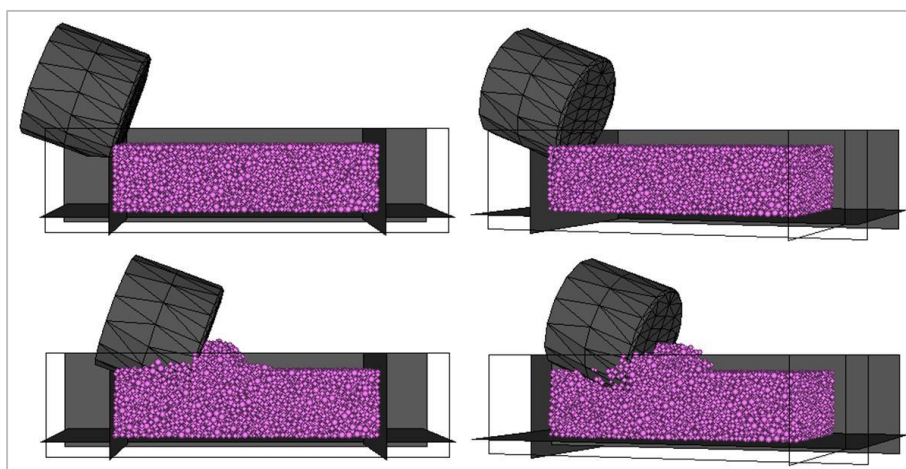


Figura 4.44: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador moderadamente desgastado.

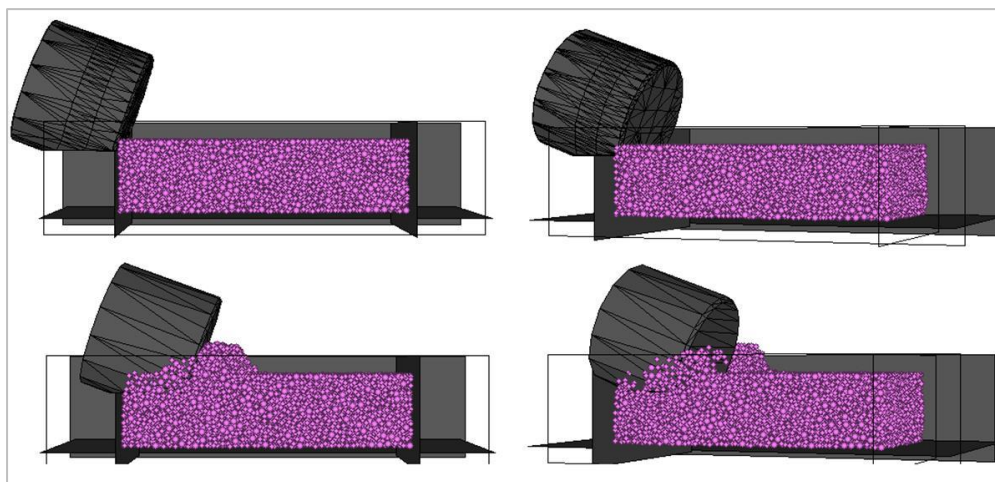


Figura 4.45: Modelagem numérica do ensaio de cortador único – cortador severamente desgastado.

As Figuras 4.46 e 4.47 apresentam as forças verticais para o cortador severamente desgastado e para o cortador suavemente desgastado, para os modelos bidimensionais em evaporito na condição hidrostática. Ambas as forças foram comparadas com aquela obtida para a simulação de cortador afiado. À direita dos gráficos, observa-se a vista das simulações com o perfil das forças de contato entre as partículas. A cor preta indica que a força é de compressão e a espessura das ramificações indica a sua magnitude. A imagem do cortador afiado é a que está na parte de baixo, para ambos os gráficos.

Através das Figuras 4.46 e 4.47 percebe-se que o desgaste leva ao aumento das forças verticais. Quanto mais desgastado o cortador, maior a força vertical gerada. Isto indicaria a necessidade de aumentar o peso sobre a broca conforme o cortador vai desgastando a fim de que a taxa de perfuração se mantenha. Na imagem do cortador severamente desgastado, observa-se que o desenvolvimento de forças na base é muito grande, tornando este corte totalmente ineficiente.

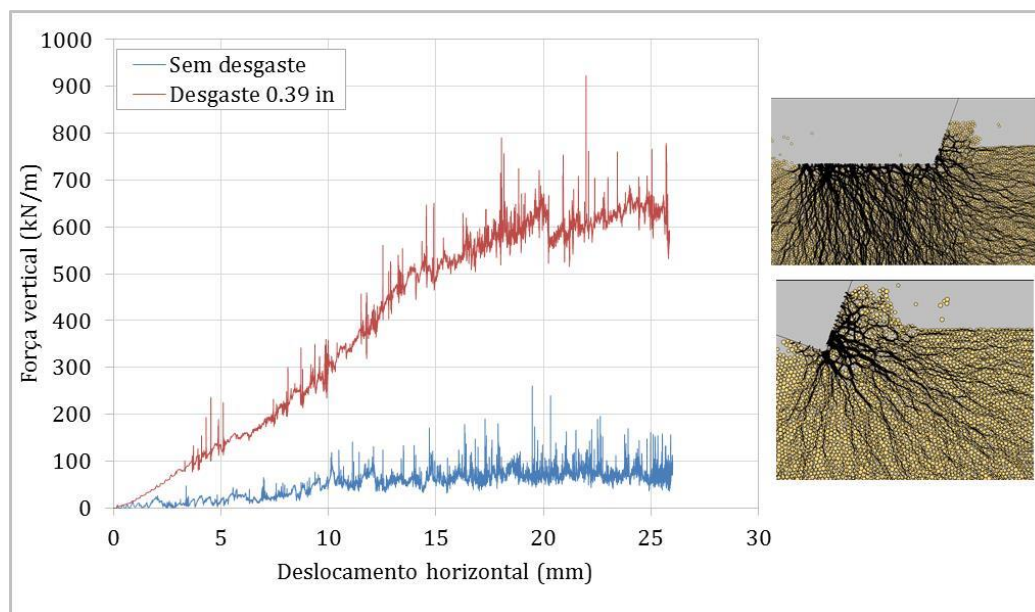


Figura 4.46: Força vertical para cortador severamente desgastado – halita – modelagem bidimensional em condições atmosféricas.

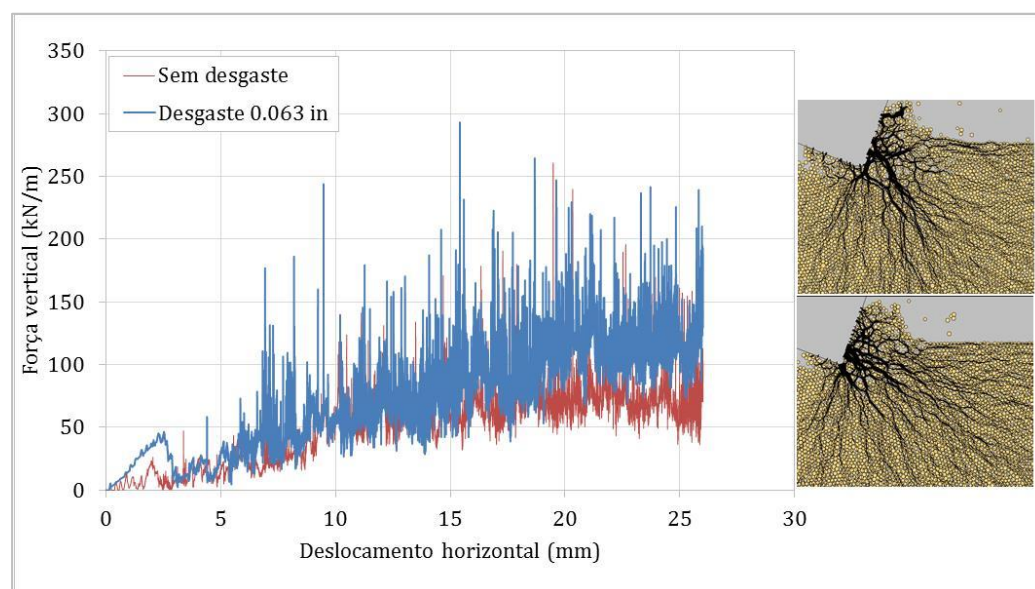


Figura 4.47: Força vertical para cortador suavemente desgastado – halita – modelagem bidimensional em condições atmosféricas.

As Figuras 4.48, 4.49 e 4.50 apresentam a média das forças verticais para os modelos numéricos bidimensionais e tridimensionais na halita em condição atmosférica, e para os modelos numéricos tridimensionais no calcário com confinamento de 20.1 MPa, corroborando os resultados já comentados.

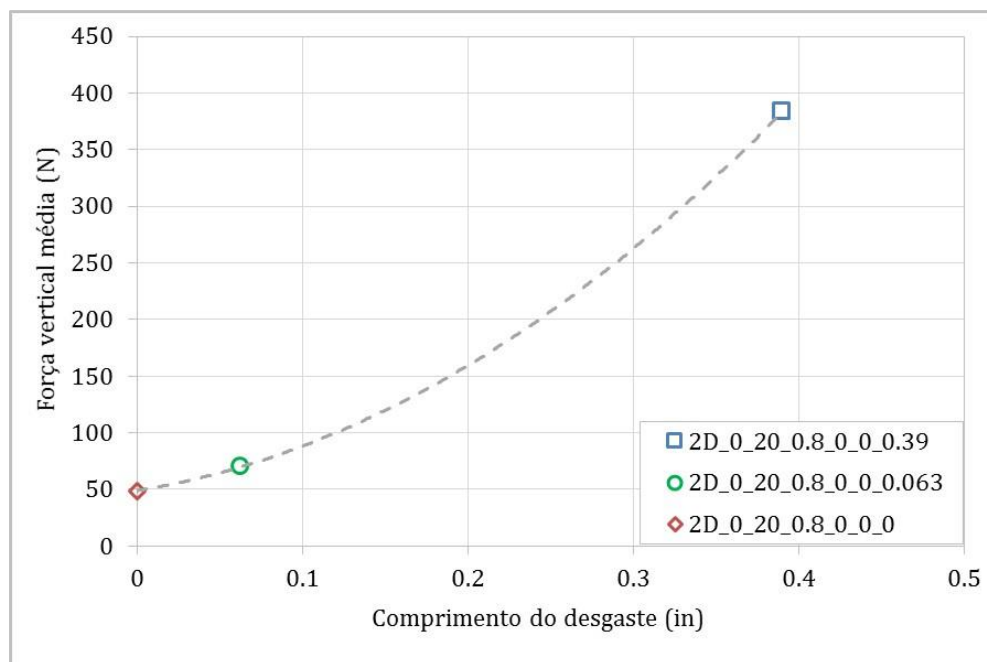


Figura 4.48: Média das forças verticais para cortadores desgastados – halita – modelos bidimensionais para condições atmosféricas.

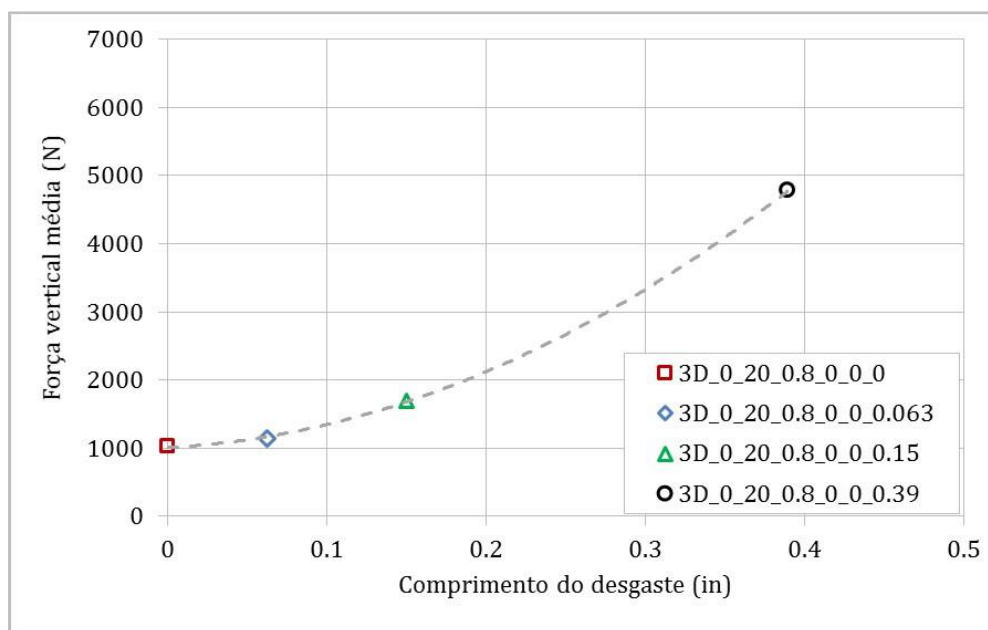


Figura 4.49: Média das forças verticais para cortadores desgastados – halita – modelos tridimensionais para condições atmosféricas.

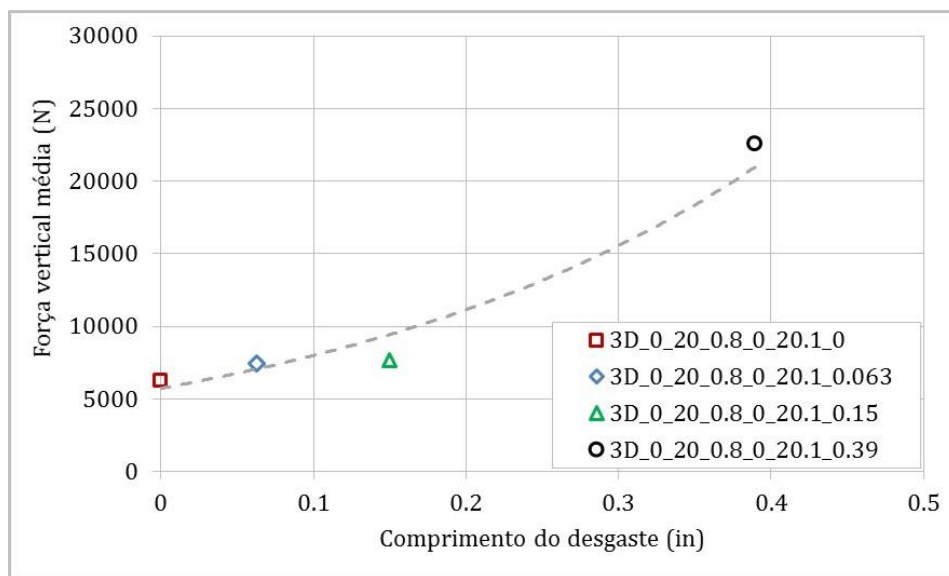


Figura 4.50: Média das forças verticais para cortadores desgastados – calcário – modelos tridimensionais para confinamento de 20.1 MPa.

As Figuras 4.51, 4.52 e 4.53 apresentam a média das forças horizontais para os diferentes níveis de desgaste e para o cortador afiado para as modelagens numéricas em evaporito em condições atmosféricas e para o calcário confinado a 20.1 MPa. Observa-se que a força média aumenta consideravelmente para o cortador severamente desgastado, porém em menor proporção do que aumenta a força média vertical (Quadros 4.5, 4.6 e 4.7). O aumento da força média horizontal está relacionado ao aumento do componente de força cisalhante na base do cortador desgastado.

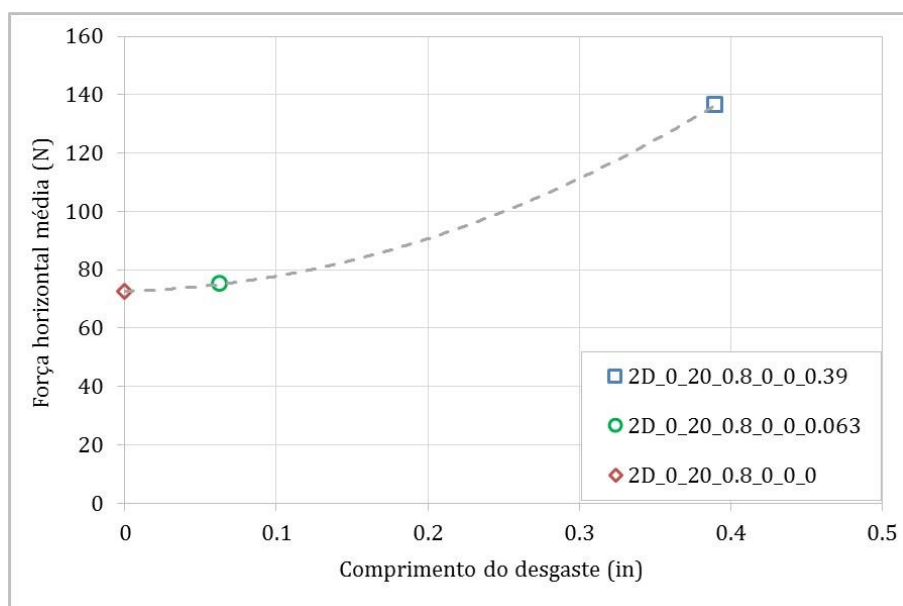


Figura 4.51: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – halita – modelo bidimensional para condições atmosféricas.

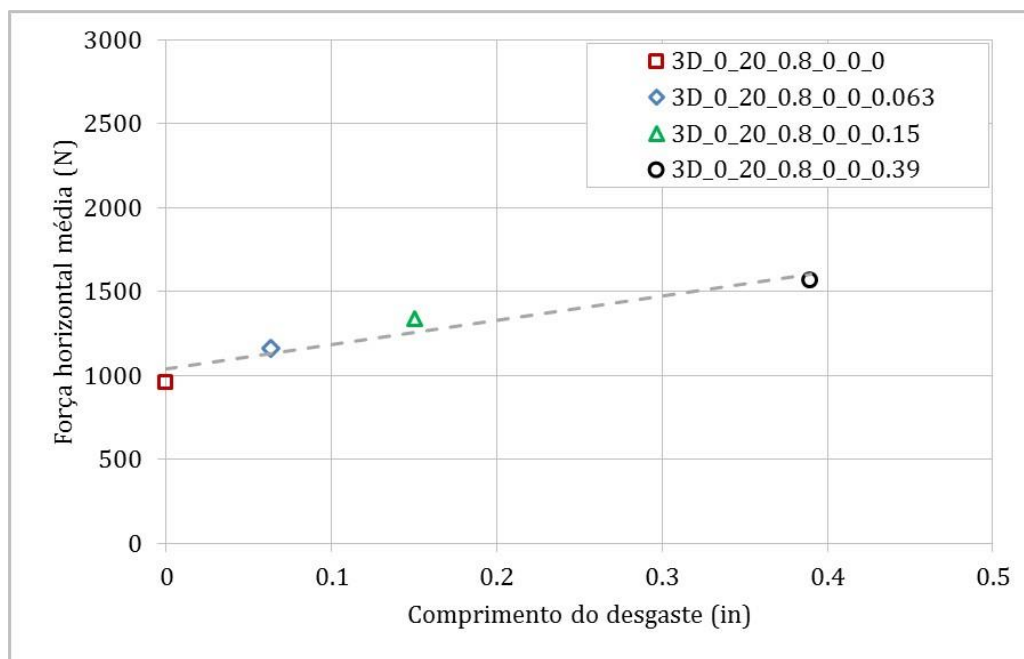


Figura 4.52: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – halita – modelo tridimensional para condições atmosféricas.

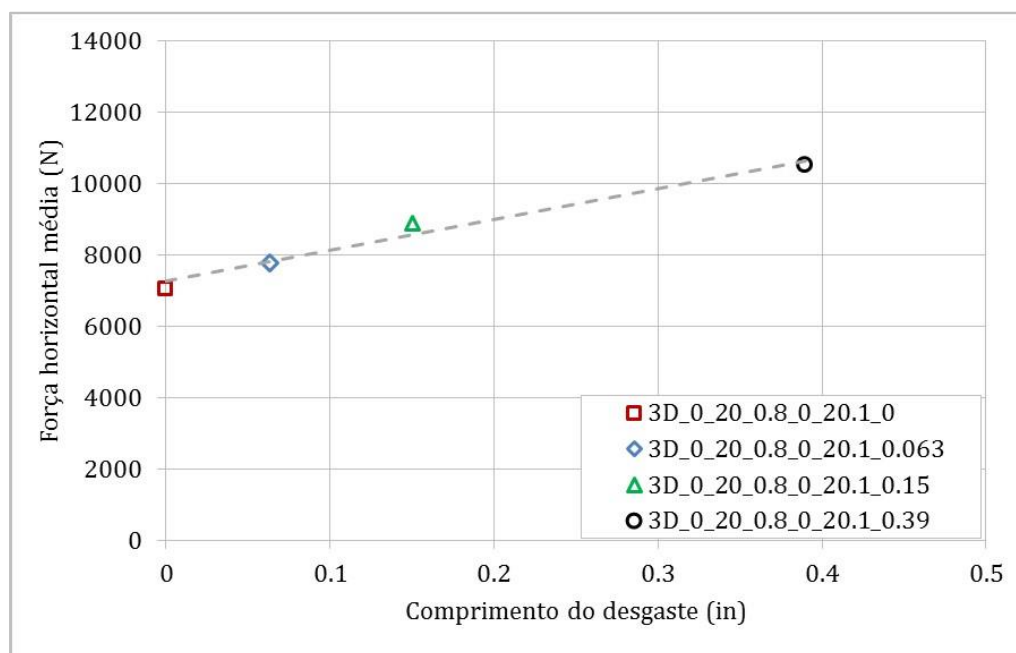


Figura 4.53: Média das forças tangenciais para cortadores desgastados – carbonato – modelo tridimensional para confinamento de 20.1 MPa.

As Figuras 4.54, 4.55 e 4.56 apresentam os valores de energia específica mecânica para as diferentes configurações de cortadores desgastados para a halita em condições atmosféricas e para o calcário confinado a 20.1 MPa. Observa-se que a MSE aumenta conforme a área desgastada, conforme esperado. Isto indica que conforme o desgaste se desenvolve, o corte vai tornando-se ineficiente. Comprimentos de desgastes da ordem de 0.063 in praticamente não alteram a

eficiência do corte para os ensaios em halita na condição atmosférica. Para o calcário, o comprimento de desgaste de 0.063 in já gera considerável aumento na MSE. Para comprimentos maiores do que 0.063 in a MSE incrementa rapidamente para ambas rochas em qualquer condição de confinamento. Os Quadros 4.5, 4.6 e 4.7 apresentam os valores finais da MSE para cada modelagem numérica.

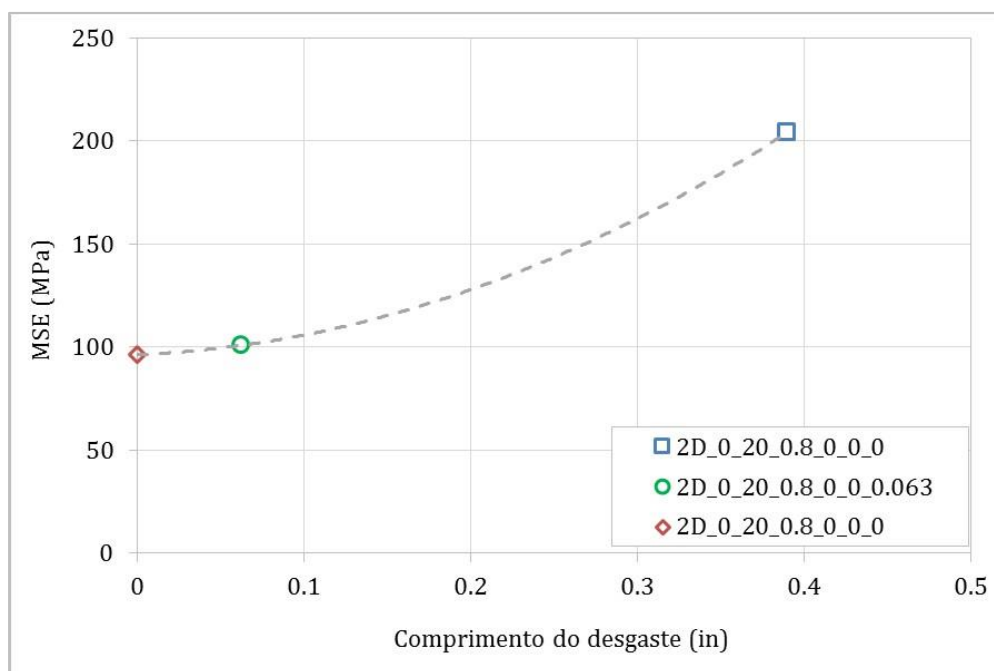


Figura 4.54: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – halita – modelo bidimensional para condições atmosféricas.

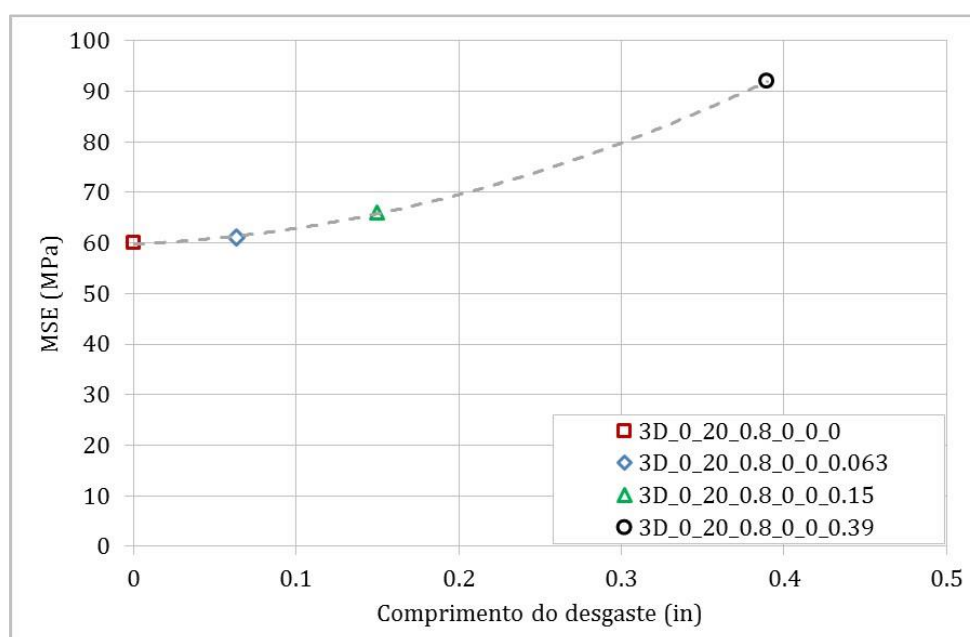


Figura 4.55: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – halita – modelo tridimensional para condições atmosféricas.

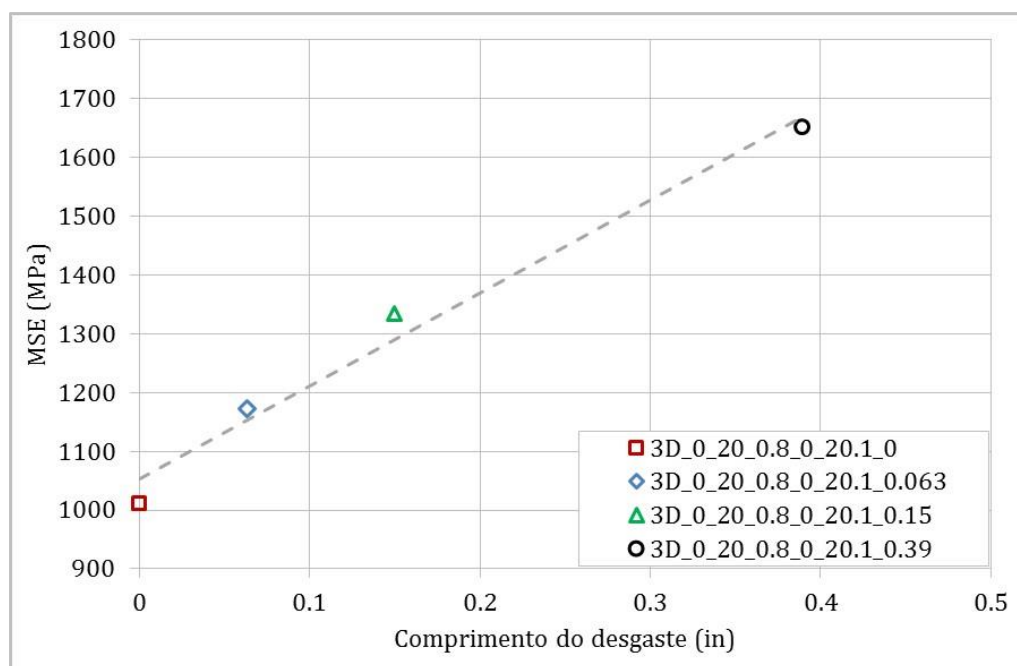


Figura 4.56: Energia específica mecânica versus comprimento do desgaste – calcário – modelo tridimensional para confinamento de 20.1 MPa.

Quadro 4.5: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – halita – modelos bidimensionais em condições atmosféricas.

Cortador	Desgaste (in)	Fx (N)	Fy (N)	MSE (MPa)
Afiado	0	73	49	96
Levemente desgastado	0.063	75	70	101
Severamente desgastado	0.39	136	383	204

Quadro 4.6: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – halita – modelos tridimensionais em condições atmosféricas.

Cortador	Desgaste (in)	Fx (N)	Fy (N)	MSE (MPa)
Afiado	0	960	1024	60
Levemente desgastado	0.063	1161	1141	61
Moderadamente desgastado	0.15	1342	1698	66
Severamente desgastado	0.39	1566	4786	92

Quadro 4.7: Valores de MSE para diferentes níveis de desgaste e para cortador afiado – calcário – modelos tridimensionais para confinamento de 20.1 MPa.

Cortador	Desgaste (in)	Fx (N)	Fy (N)	MSE (MPa)
Afiado	0	7054	6234	1010
Levemente desgastado	0.063	7781	7435	1172
Moderadamente desgastado	0.15	8890	7629	1334
Severamente desgastado	0.39	10494	22563	1650

4.5

Estudo paramétrico do ângulo de inclinação lateral

O efeito do ângulo de inclinação lateral foi avaliado numericamente para inclinações variando entre 0° e 60° seguindo o planejamento ilustrado no Quadro 3.21 do Capítulo 3. A Figura 4.57 apresenta o posicionamento do cortador nas amostras sintéticas de calcário para os diferentes ângulos de inclinação lateral. Os resultados dos modelos numéricos serão comparados com resultados experimentais obtidos por Rajabov et al. (2012).

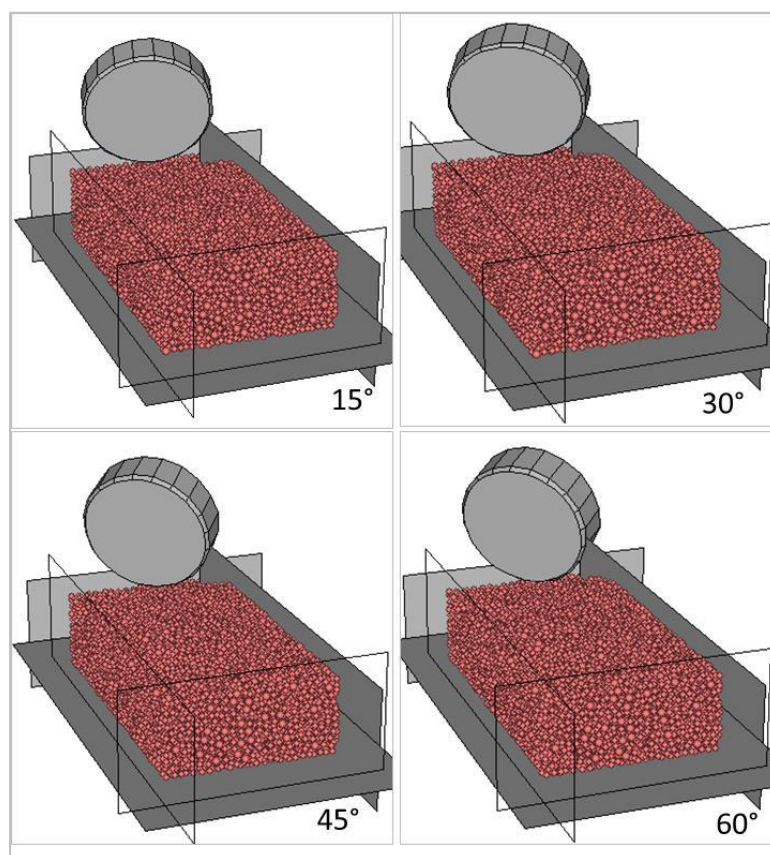


Figura 4.57: Modelos numéricos para avaliação do ângulo de inclinação lateral na eficiência do corte.

As Figuras 4.58, 4.59 e 4.60 apresentam a média das forças horizontais, verticais e transversais para cada modelo numérico. Percebe-se que a força média vertical se manteve praticamente constante (exceto pelo modelo com inclinação de 45° , que resultou em um valor mais baixo) e que a força média horizontal decresceu 23 % conforme o aumento da inclinação. É intuitivo compreender que a magnitude da força horizontal diminua, pois a área de corte do cortador em contato com as partículas diminui conforme o incremento do ângulo de inclinação lateral.

No entanto, o resultado mais significativo é o incremento da força média transversal conforme o aumento da inclinação lateral (Figura 4.60). A média da força transversal aumentou em 367 % quando a inclinação variou de 0° a 60°. Isto provavelmente está relacionado a uma maior ação friccional nesta direção. O Quadro 4.8 apresenta os valores médios das forças de corte e o valor final da MSE para cada modelo numérico.

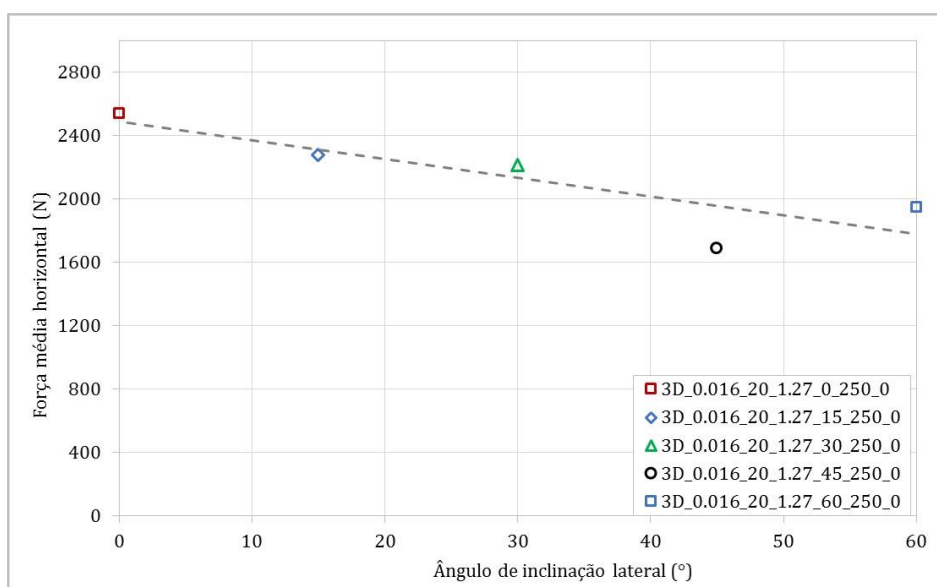


Figura 4.58: Força média horizontal para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.

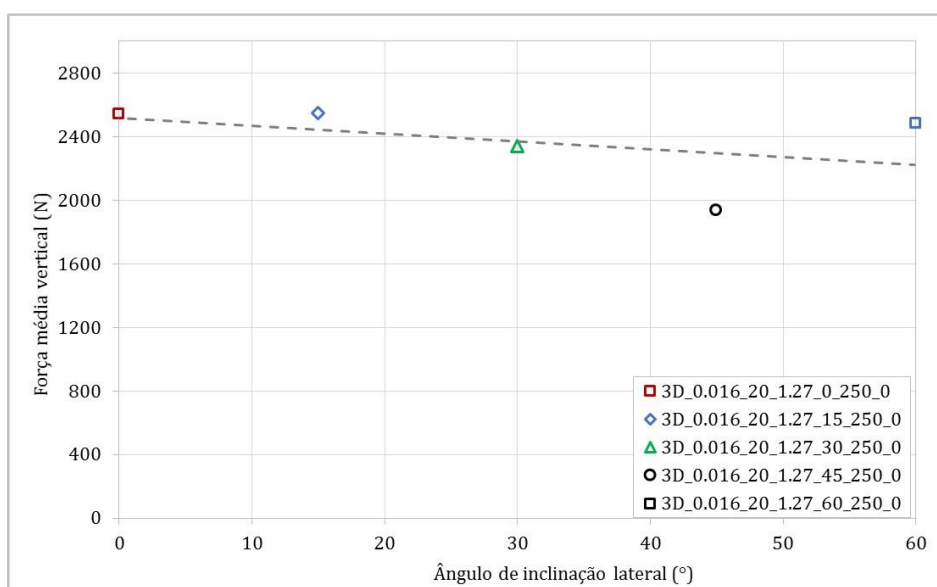


Figura 4.59: Força média vertical para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.

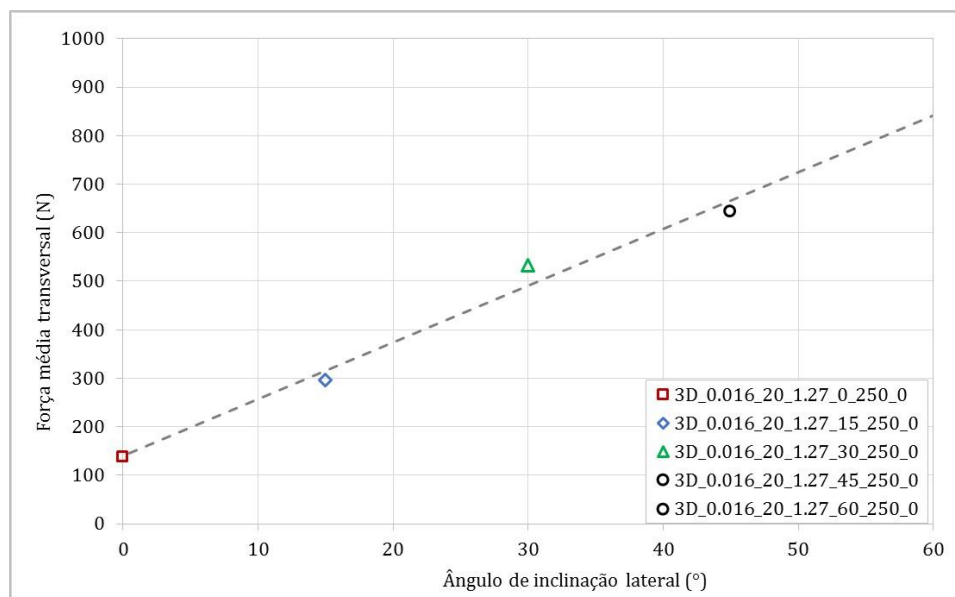


Figura 4.60: Força média transversal para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.

Quadro 4.8: Tabela resumo da média das forças de corte e da MSE final para cada modelo numérico – análise paramétrica do ângulo de inclinação lateral.

Inc. lateral (°)	Força horiz. (N)	Força vert. (N)	Força transv. (N)	MSE (MPa)
0	2541	2542	138	377
15	2280	2549	297	351
30	2218	2339	533	373
45	1687	1933	644	347
60	1950	2482	824	564

Rajabov et al. (2012) executou experimentos de cortador único em laboratório utilizando amostras de rochas sedimentares, entre elas, o calcário de Cartago. A profundidade de corte utilizada neste estudo variou de 1 mm (0.04 in) até 4 mm (0.160 in) e o confinamento variou entre 0 MPa e 1.72 MPa (0 psi e 250 psi). A Figura 4.61 apresenta os valores de MSE obtidos a partir das modelagens numéricas e os valores experimentais de MSE obtidos por Rajabov et al. (2012). Os resultados dos modelos numéricos estão representados pelos pontos sem preenchimento e os resultados experimentais, pelos pontos com preenchimento. Observa-se que a MSE dos modelos numéricos permanece praticamente constante para inclinações entre 0° e 45° e aumenta significativamente para inclinações maiores. Comparando os valores de MSE dos modelos numéricos com os obtidos experimentalmente, percebe-se que eles estão próximos para as inclinações de 0° e de 45° e não tão próximos para os ângulos de 30° e de 60°. Porém, ambos (modelo numérico e experimento) seguem a tendência de aumento da MSE para inclinações maiores do que 45°. Estes resultados indicam que valores de inclinação lateral maiores do que

45° devem ser evitados nos cortadores uma vez que a MSE aumenta expressivamente após esta inclinação, indicando perda da eficiência do corte.

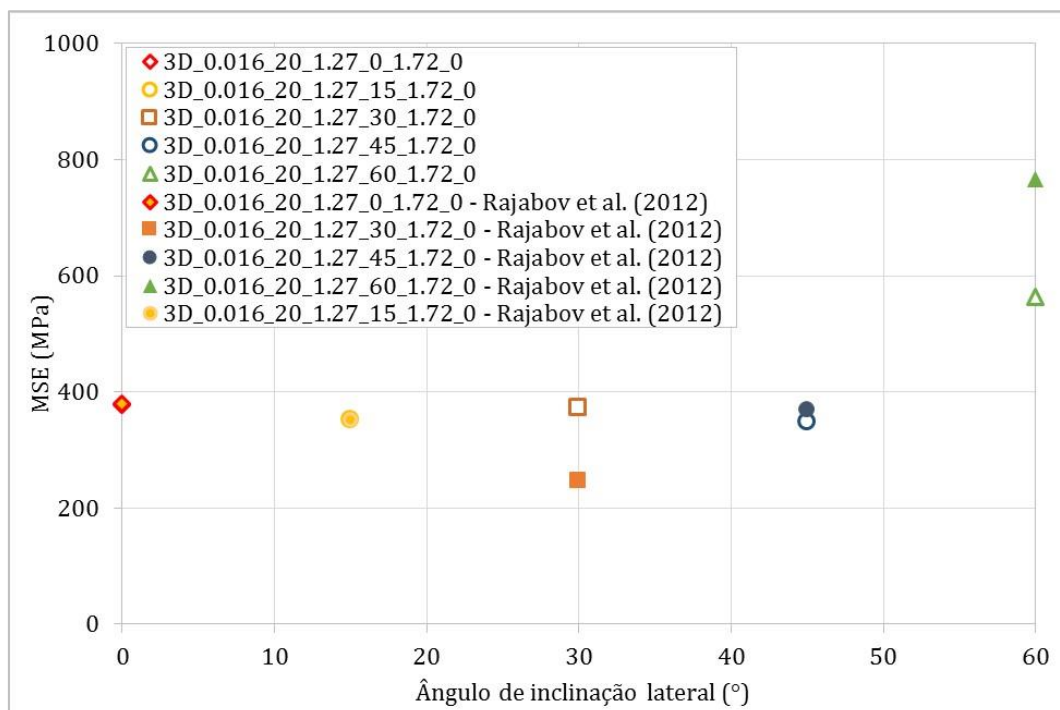


Figura 4.61: MSE para diferentes ângulos de inclinação lateral – modelagem tridimensional – calcário de Cartago.

4.6

Estudo paramétrico do confinamento e do acúmulo de material na face do cortador

A pressão que atua no fundo do poço durante a perfuração é um fator importante que afeta a eficiência do corte pois dificulta a remoção do material cortado que se acumula na face dos cortadores e porque influencia na resistência do material. Neste estudo, a pressão do fluido de perfuração foi simulada numericamente através de uma força aplicada nas partículas de superfície da amostra sintética. O efeito do confinamento e do acúmulo de material na face do cortador foi avaliado numericamente para a halita e para o calcário seguindo o planejamento apresentado nos Quadros 3.19 e 3.20. As Figuras 4.62, 4.63, 4.64 e 4.65 apresentam as forças de corte médias para as modelagens numéricas com diferentes magnitudes de confinamento. Observa-se o incremento das forças médias de corte conforme aumenta o confinamento para ambos materiais. Este comportamento reitera o entendimento de que, nas rochas, a resistência é maior quanto maior for a pressão de confinamento.

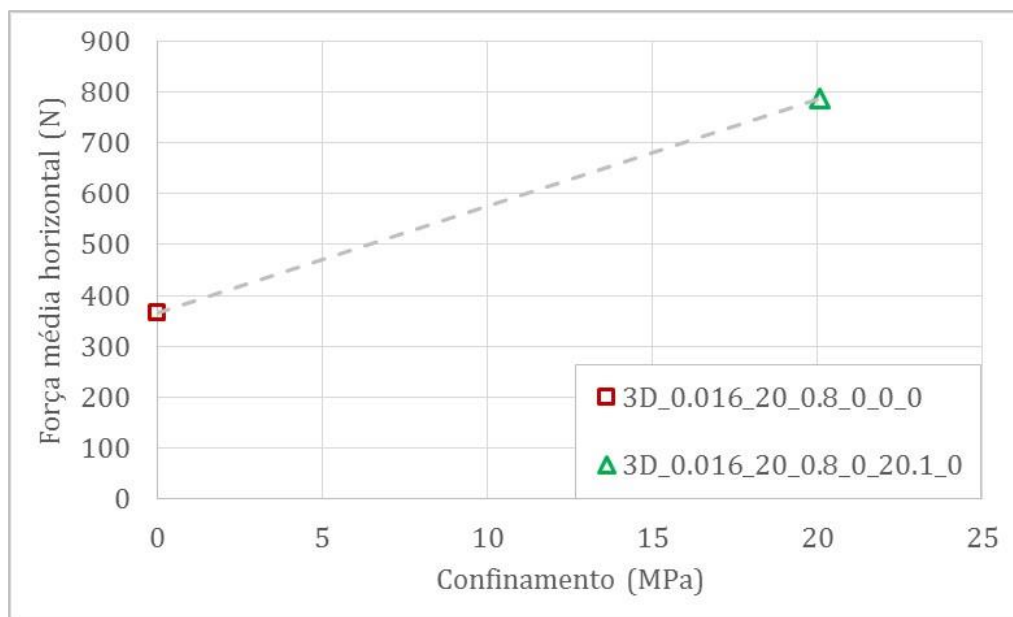


Figura 4.62: Influência do confinamento na força média horizontal – halita.

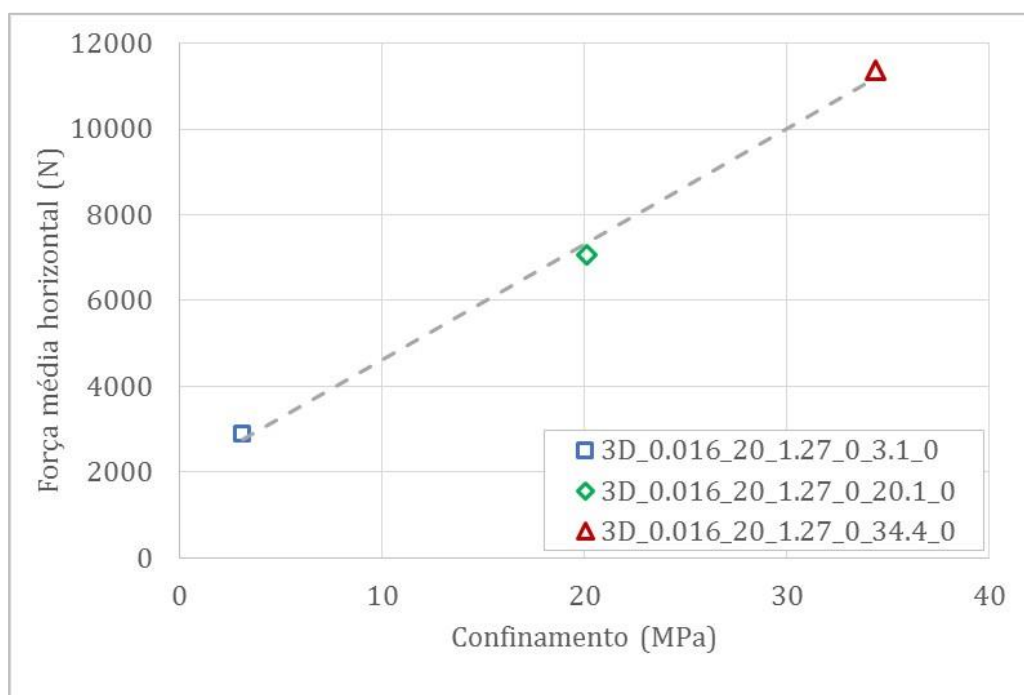


Figura 4.63: Influência do confinamento na força média horizontal – calcário.

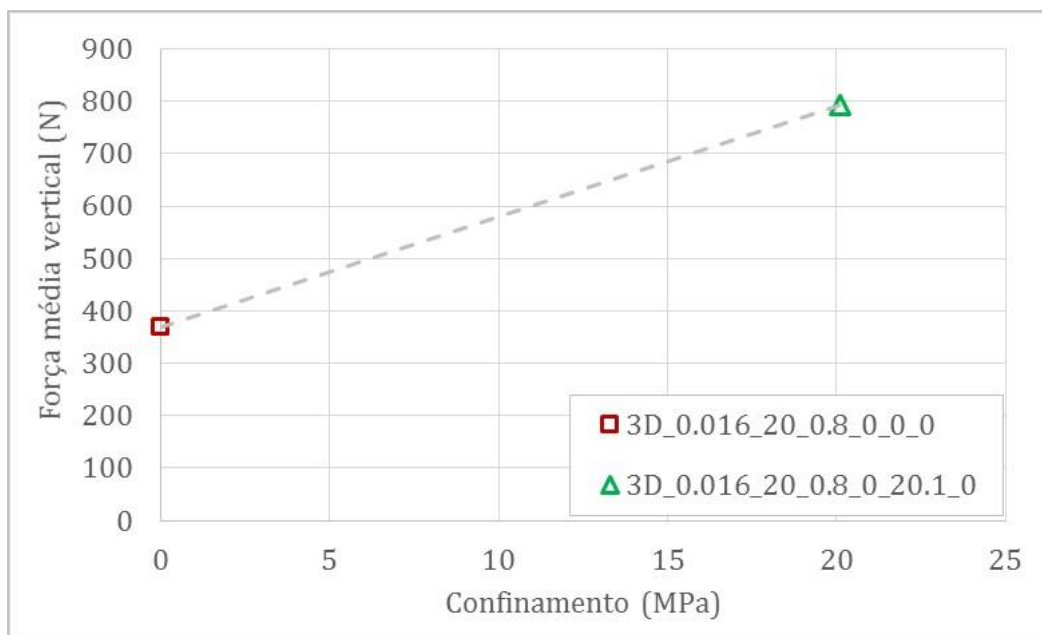


Figura 4.64: Influência do confinamento na força média vertical – halita.

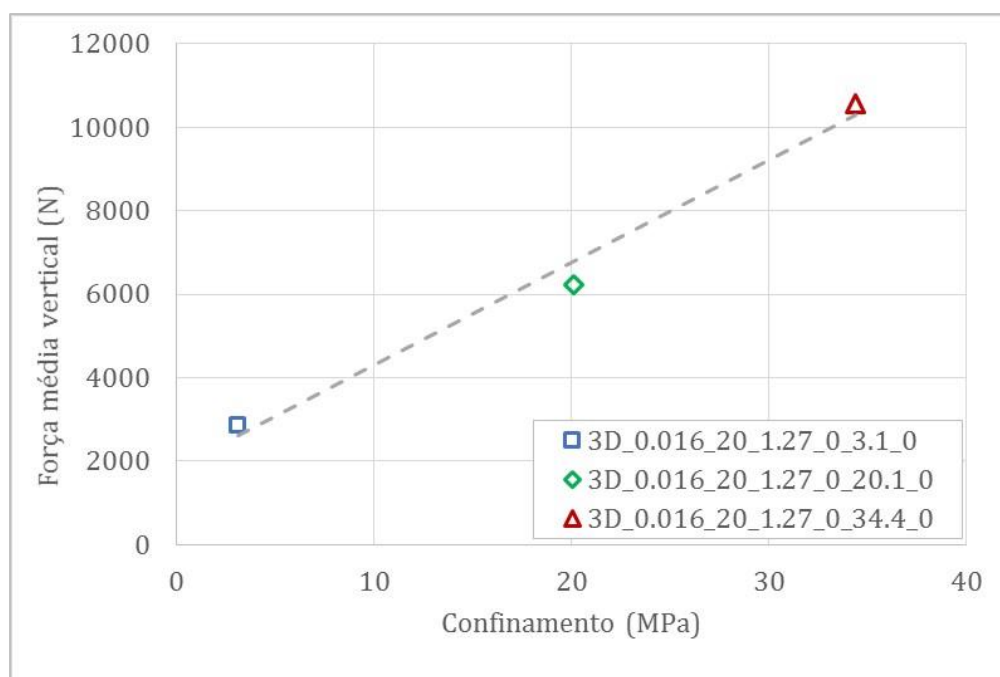


Figura 4.65: Influência do confinamento na força média vertical – calcário.

As Figuras 4.66 e 4.67 mostram que a energia específica mecânica aumenta linearmente conforme o incremento do confinamento para os modelos numéricos executados nas amostras sintéticas de halita e de calcário. Isto indica que quanto maior o confinamento, maior a dificuldade de cortar o material, devido ao aumento de sua resistência. Além deste aumento de resistência do material, o confinamento resulta em maior acúmulo de material na face do cortador. Quanto maior o confinamento, maior é a força contrária ao movimento de corte exercida pelo

material cortado que se acumula na face do cortador. Acredita-se que isto contribui, em parte, para o aumento das forças e da energia específica mecânica que ocorre com o acréscimo do confinamento. A imagem apresentada na Figura 4.68 ilustra a influência do material removido que se estabelece na face do cortador para um modelo numérico executado em condições atmosféricas e para um modelo numérico executado com confinamento de 20.1 MPa em halita. Ledgerwood (2007), através de seus estudos numéricos de corte em rocha, defende que o fluxo de detritos abaixo e na frente do cortador é um mecanismo importante que controla a eficiência do corte (artigo revisado no item 2.3.1 do Capítulo de Revisão Bibliográfica).

A Figura 4.66 apresenta a comparação da MSE obtida nas modelagens numéricas com aquelas obtidas experimentalmente para as mesmas condições geométricas e de confinamento para a halita. Observa-se proximidade entre os valores, indicando boa confiabilidade nos resultados dos modelos numéricos. Uma observação importante é que a comparação dos modelos numéricos com os experimentos considera o cortador numérico acumulando material na sua face. Optou-se por manter o material acumulado porque esse fenômeno acontece nos ensaios de laboratório de cortador único. O equipamento que foi utilizado para executar os ensaios de referência não faz a limpeza dos cascalhos na face do cortador. Dessa forma, as comparações numéricas e experimentais se tornam mais fidedignas.

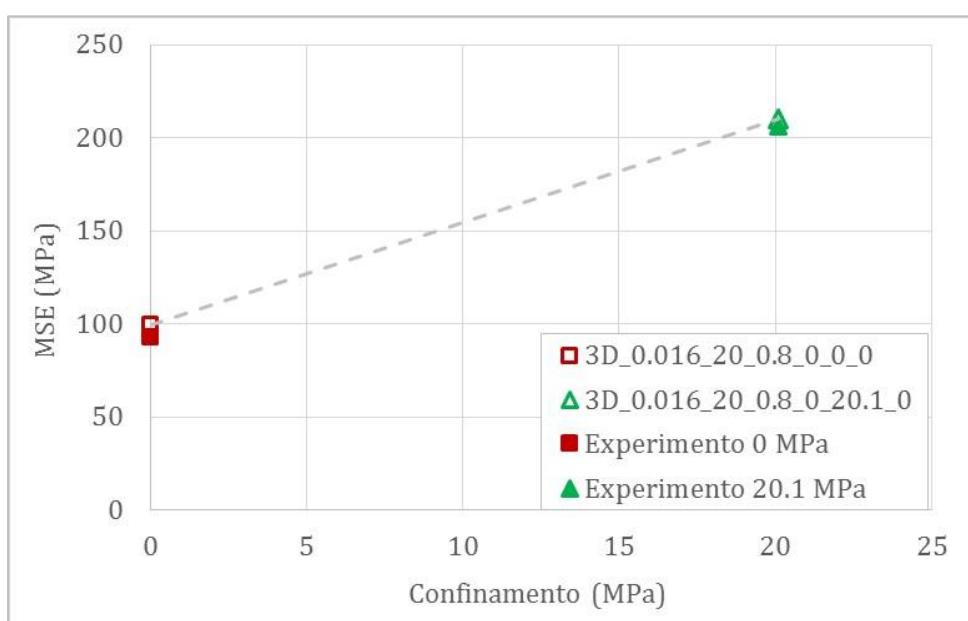


Figura 4.66: Influência do confinamento na MSE – halita.

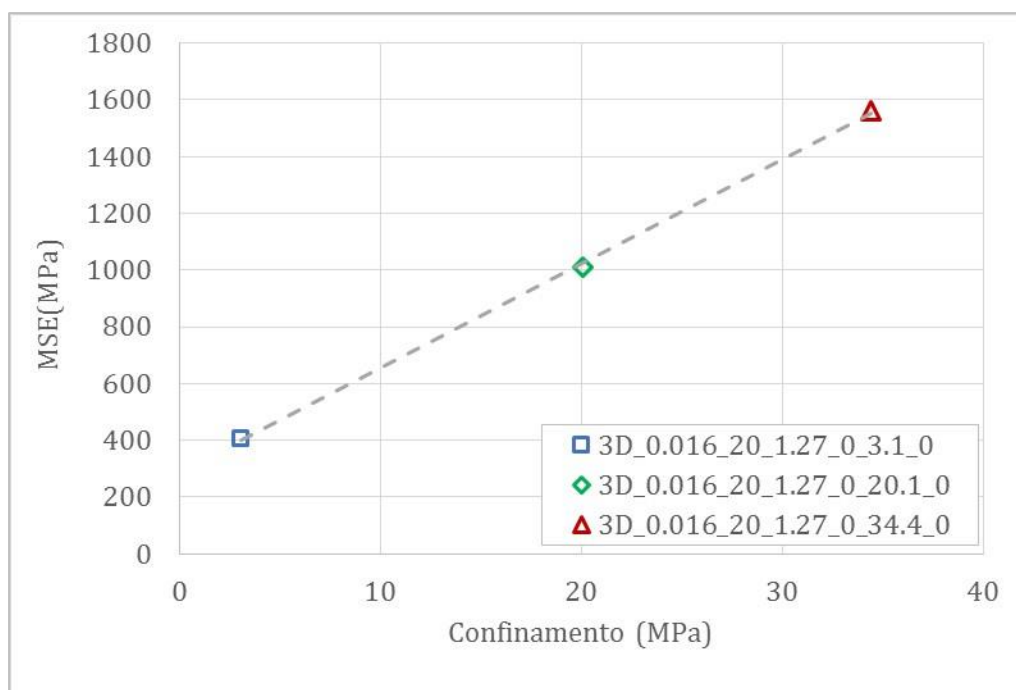


Figura 4.67: Influência do confinamento na MSE – calcário.

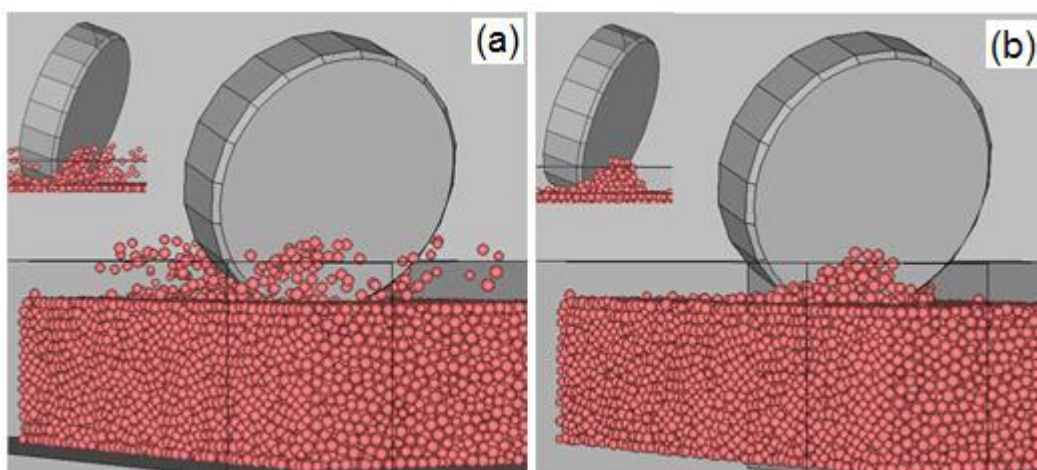


Figura 4.68: Imagem do material acumulado na face do cortador – halita - confinamento de 0 MPa e de 20.1 MPa.

Quadro 4.9: Tabela resumo da média das forças de corte e da MSE final para cada modelo numérico – análise paramétrica do confinamento.

	Confinamento (MPa)	Força horiz. (N)	Força vert. (N)	MSE (MPa)
Halita tridimensional	0	367	368	99
	20.1	787	793	210
Calcário tridimensional	3.1	2833	2758	404.6
	20.1	7054	6234	1010
	34.4	11358	10572	1560

A fim de quantificar a influência que o material cortado e acumulado na face do cortador exerce nas forças de corte e na sua eficiência, foram feitas modelagens numéricas em condições atmosféricas e confinadas considerando nenhum acúmulo

de material na face do cortador ao longo da simulação. Assim, é possível comparar as forças médias e a MSE final geradas no cortador limpo com aquelas geradas no cortador com a presença de material cortado acumulado na sua face. Este tipo de análise é interessante porque permite quantificar a ineficiência que uma má limpeza de fundo de poço pode resultar em cada cortador. As Figuras 4.69 e 4.70 apresentam as forças médias horizontais para os modelos de calcário e halita considerando o cortador com a face limpa e com acúmulo de material. Percebe-se que, quanto maior o confinamento, maior a influência da limpeza da face do cortador, já que a força média para este caso é significativamente menor. Este resultado reforça o entendimento de que elevados confinamentos dificultam a ejeção do material cortado e incrementam a parcela de resistência deste material na face do cortador. O mesmo comportamento é observado nas forças médias verticais, conforme apresentam as Figuras 4.71 e 4.72, mas a influência da limpeza acontece em menor proporção.

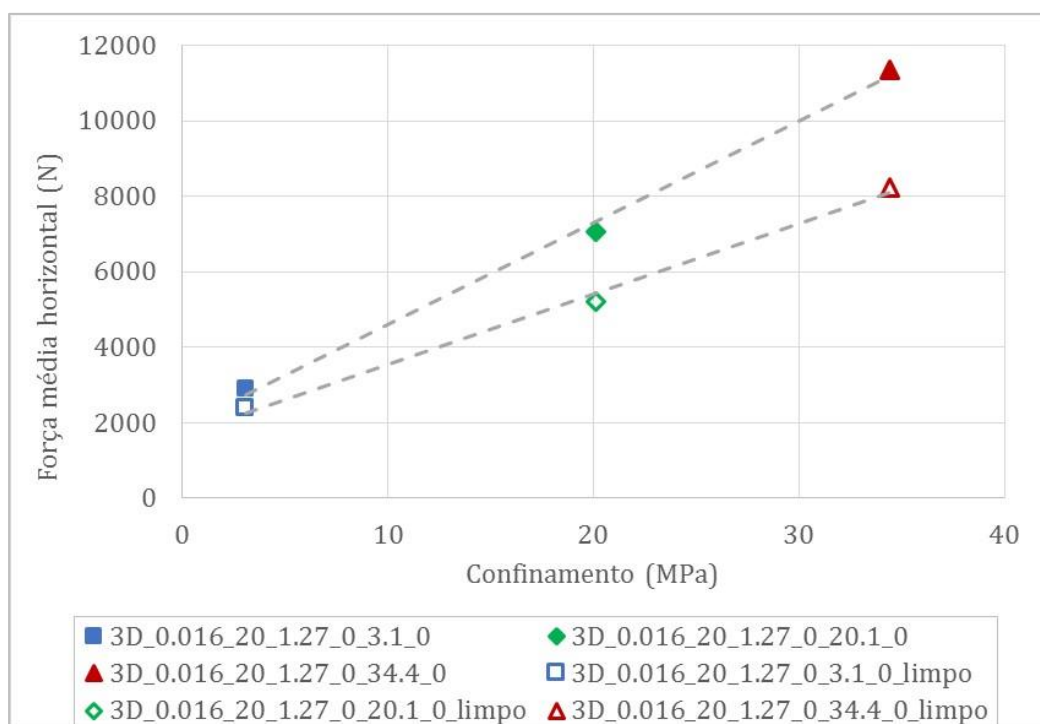


Figura 4.69: Força média horizontal para cortador com e sem acúmulo de material – calcário.

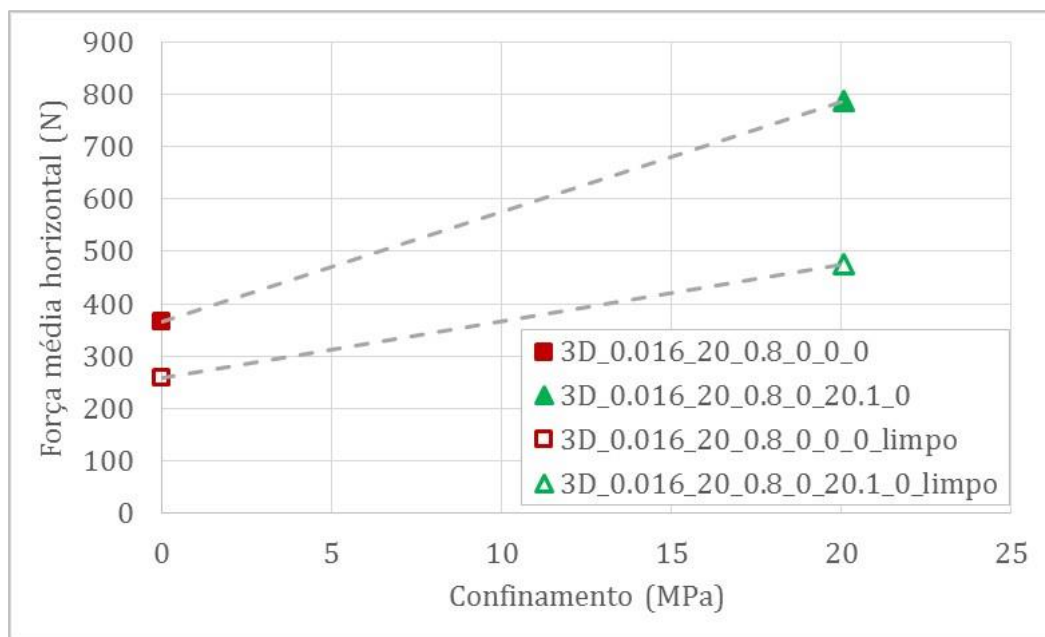


Figura 4.70: Força média horizontal para cortador com e sem acúmulo de material – halita.

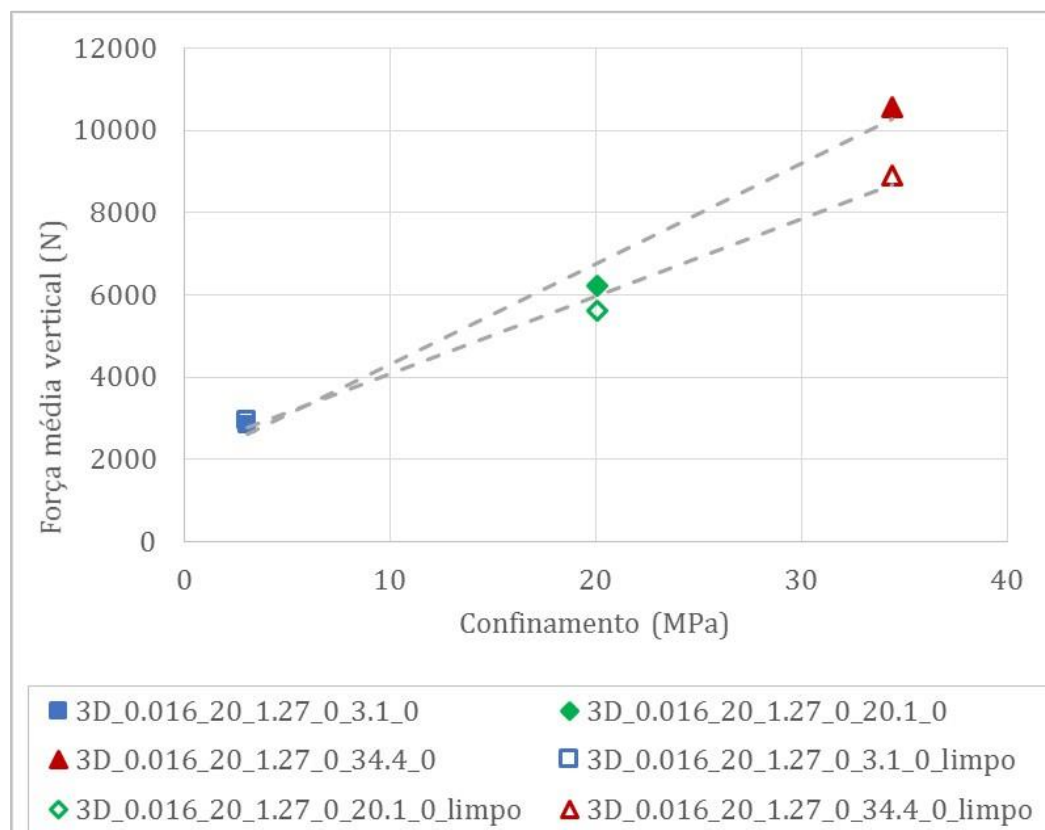


Figura 4.71: Força média vertical para cortador com e sem acúmulo de material – calcário.

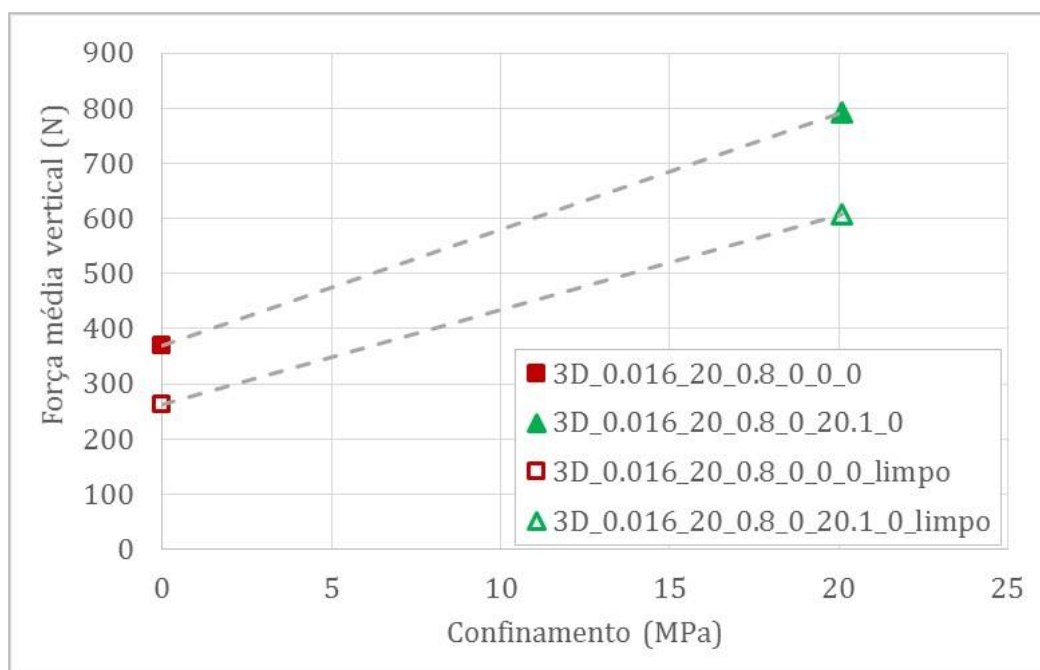


Figura 4.72: Força média vertical para cortador com e sem acúmulo de material – halita.

As Figuras 4.73 e 4.74 apresentam os resultados da avaliação da limpeza do cortador, em termos de MSE, para os modelos numéricos em calcário e em halita. Percebe-se que quanto maior o confinamento, maior a influência do material acumulado na face do cortador no processo de corte. Esta influência corresponde a uma força contrária ao corte, incrementada pelo confinamento. Assim, a diferença entre as MSEs obtidas nos modelos numéricos com e sem acúmulo de material na face do cortador corresponde à parcela de MSE gerada pela presença deste material.

Esta análise numérica reforça o entendimento da importância de efetuar boa qualidade na limpeza de fundo de poço (que é feita através da ação de jatos de fluido de perfuração) durante a perfuração para a remoção dos cascalhos cortados. Quanto mais limpa estiver a face dos cortadores, mais eficiente será a perfuração.

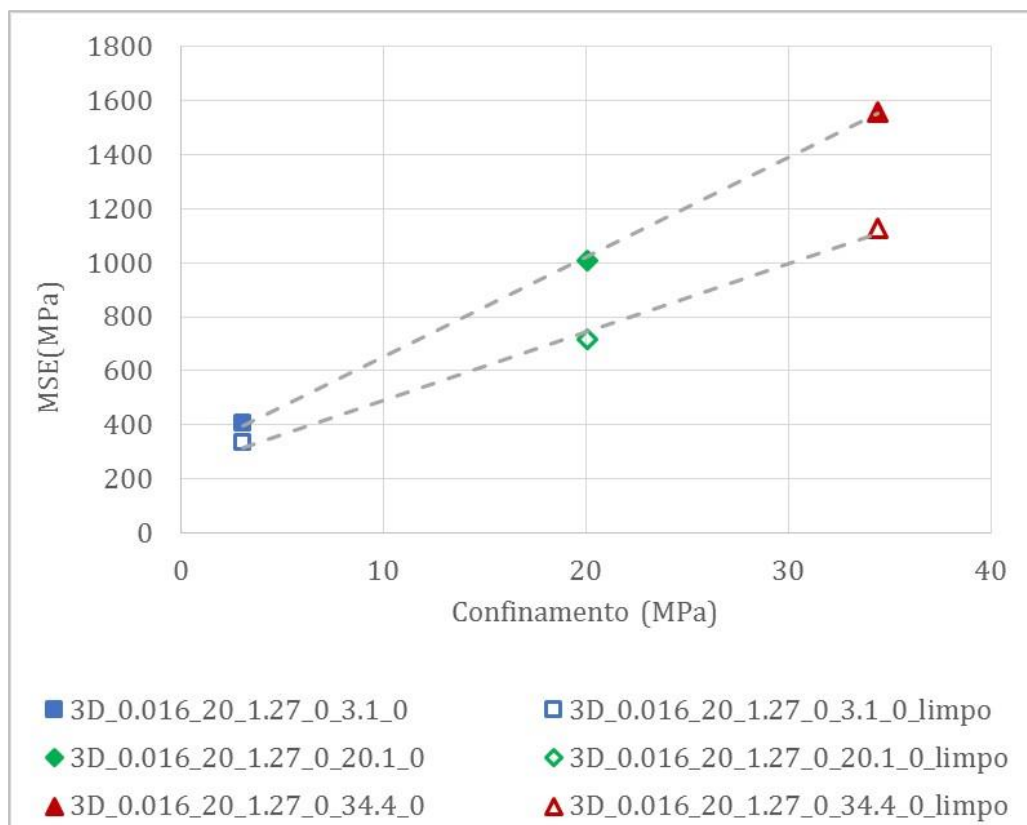


Figura 4.73: Influência da limpeza do cortador na MSE – calcário.

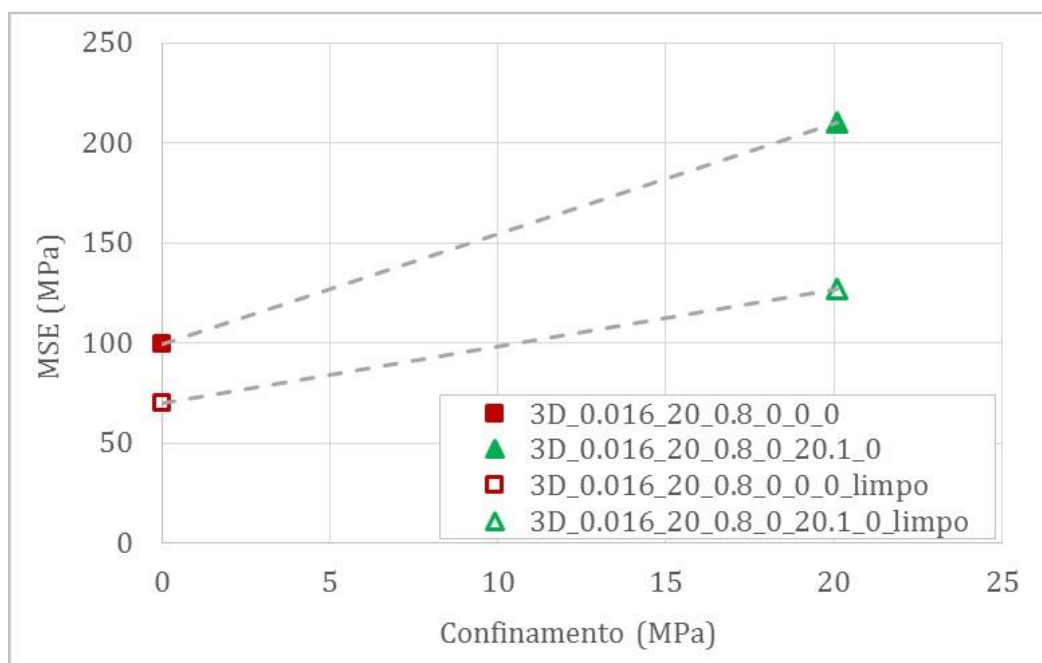


Figura 4.74: Influência da limpeza do cortador na MSE – halita.

4.7

Análise de sensibilidade dos parâmetros de corte

Os efeitos da variação de condições relevantes que afetam a eficiência da perfuração foram avaliados nos itens 4.1 a 4.6 através da modelagem numérica do ensaio de cortador único. Quando um parâmetro é modificado, o resultado desta alteração é percebido na magnitude das forças que atuam na face do cortador e a eficiência deste corte é mensurada através da energia específica mecânica. Nesta sessão será feita uma análise global de sensibilidade para verificar quais os principais parâmetros que controlam a eficiência do corte. O Quadro 4.10 apresenta um resumo dos resultados do estudo paramétrico (as análises apresentadas nos itens 4.1 a 4.6). Neste Quadro, a MSE é apresentada em termos de porcentagem, sendo que a MSE do modelo numérico de referência foi considerada equivalente a 100 %. Os demais modelos numéricos equivalem algum valor de porcentagem em relação ao ensaio de referência. Assim, pode-se avaliar qual parâmetro resultou em uma variação mais significativa da eficiência do corte.

A partir da análise de sensibilidade, considerando o cortador afiado, ficou perceptível que o parâmetro geométrico que mais influencia a eficiência do corte é o ângulo de ataque, sendo que quanto maior essa inclinação, maior a MSE. O efeito combinado de se utilizar elevado ângulo de ataque e elevado confinamento pode trazer consequências mais desastrosas para o corte se o acúmulo de material na face do cortador não for devidamente removido através de uma eficiente limpeza produzida pelos jatos de fluido de perfuração. Em contrapartida, quanto menor o ângulo de ataque, maior a agressividade da broca e, consequentemente, maior a taxa de penetração. Essa condição geométrica resulta em ganho imediato de performance mas pode reduzir a vida útil do cortador se a rocha for resistente, devido a maior vulnerabilidade do cortador à quebra por impacto (Kerr, 1988).

O confinamento é outro fator que exerce influência significativa na MSE pois ele confere ao material um acréscimo de resistência. A sugestão para ter ganho de performance em ambientes de altas pressões de confinamento é investir em um projeto de limpeza de fundo de poço que seja capaz de reduzir significativamente o acúmulo de material na face dos cortadores (a partir da análise paramétrica da limpeza do cortador ficou bastante claro como o acúmulo de cascalhos na face do cortador prejudica a eficiência do corte). Segundo Kerr (1988), o uso do ângulo de

inclinação lateral pode auxiliar a limpeza da face do cortador pois ele direciona os cascalhos formados em direção ao anular do poço.

Quadro 4.10: Quadro resumo mostrando a influência da geometria do cortador, do confinamento, da profundidade de corte, da limpeza e do desgaste do cortador na eficiência do corte através de modelagem numérica.

Parâmetro avaliado	Modelo referência	Modelo de comparação	Amostra sintética	Aumento da MSE (%)
DOC	2D_0_20_1.2_0_0_0	2D_0_20_0.3_0_0_0	Halita	51
	3D_0.016_20_1.2_0_0_0	3D_0.016_20_0.5_0_0_0	Halita	30
	3D_0.016_20_1.2_0_20.1_0	3D_0.016_20_0.5_0_20.1_0	Halita	18
	3D_0.016_20_1.27_0_3.1_0	3D_0.016_20_0.127_0_3.1_0	Calcário	92
Chanfro	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0.026_20_0.8_0_0_0	Halita	2
	3D_0.010_20_0.8_0_20.1_0	3D_0.019_20_0.8_0_20.1_0	Halita	29
	3D_0_20_3.1_0_3.1_0	3D_0.019_20_1.27_0_3.1_0	Calcário	11
	3D_0_20_20.1_0_20.1_0	3D_0.019_20_1.27_0_20.1_0	Calcário	6
Ataque	2D_0_10_0.8_0_0_0	2D_0_30_0.8_0_0_0	Halita	37
	3D_0.016_10_0.8_0_0_0	3D_0.016_30_0.8_0_0_0	Halita	37
	3D_0.016_10_0.8_0_20.1_0	3D_0.016_30_0.8_0_20.1_0	Halita	45
	3D_0.016_10_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_30_1.27_0_20.1_0	Calcário	79
Desgaste	2D_0_20_0.8_0_0_0	2D_0_20_0.8_0_0_0.39	Halita	113
	3D_0.016_20_0.8_0_0_0	3D_0.016_20_0.8_0_0_0.39	Halita	53
	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0	3D_0.016_20_1.27_0_20.1_0.39	Calcário	48
Inclinação lateral	3D_0.016_20_1.27_0_1.7_0	3D_0.016_20_1.27_45_1.7_0	Calcário	8
	3D_0.016_20_1.27_45_1.7_0	3D_0.016_20_1.27_60_1.7_0	Calcário	63
Confinamento	3D_0.016_20_1.27_0_0_0	3D_0.016_20_1.27_0_34.4_0	Calcário	286
	3D_0.016_20_0.8_0_0_0	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0	Halita	112
Limpeza do cortador	3D_0.016_20_1.27_0_34.4_0_ limpo	3D_0.016_20_1.27_0_34.4_0_a cúmulo	Calcário	38
	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0_ limpo	3D_0.016_20_0.8_0_20.1_0_ acúmulo	Halita	65

A profundidade de corte é um parâmetro cuja magnitude resulta de um conjunto de fatores, tais como: quantidade de cortadores que compõem uma broca, inclinação do ângulo de ataque, peso sobre broca, resistência da rocha, desgaste do cortador, ferramenta de controle de DOC, tipo de fluido de perfuração. Nos modelos numéricos a profundidade de corte é um parâmetro controlado e é possível modelar diversos valores de DOC a fim de observar as forças de corte resultantes para cada situação. Observou-se que pequenas profundidades de corte resultam em elevada ineficiência e, portanto, é necessário investir em um conjunto de condições geométricas e de limpeza que resultem em uma profundidade de corte grande o suficiente para favorecer a performance do corte. A magnitude da DOC para a qual a MSE atinge o patamar mínimo depende das propriedades mecânicas da rocha que estiver sendo cortada.

O desgaste do cortador reduz a eficiência do corte drasticamente, conforme esperado. O estudo numérico simulando diferentes níveis de desgaste permite quantificar as forças de corte geradas e permite quantificar qual o nível de área desgastada máximo que um cortador pode experimentar sem que haja perda significativa de eficiência, para condições específicas de corte.

Como conclusão geral da análise de sensibilidade, entende-se que o conjunto de forças para cada cortador varia dependendo da sua configuração geométrica e das condições ao qual está exposto. Neste sentido, o estudo paramétrico através da modelagem numérica de cortador único é uma ferramenta que pode auxiliar a decidir qual o conjunto de condições mais favorável para inserir os cortadores na broca de tal forma que resulte em uma interação rocha/broca mais eficiente. O estudo numérico paramétrico executado previamente à perfuração auxilia a detectar qual o DOC mínimo para cortar o material de modo eficiente, auxilia a quantificar qual a MSE mínima para cada litologia esperada ao longo do poço e, consequentemente, oferece parâmetros de referência para executar um eficiente monitoramento em tempo real no que diz respeito à performance do corte e da broca.

4.8

Estimativa da Energia Específica Mecânica para um conjunto de cortadores PDC

Até o item 4.7 do Capítulo 4, a avaliação numérica do ensaio de corte em rocha utilizou as forças obtidas em um cortador único para estimar a energia específica mecânica gerada neste processo. Os valores de MSE dos modelos numéricos foram comparados com MSE obtidas em experimentos de laboratório feitos em equipamento de cortador único, com resultados de experimentos de cortador único obtidos na literatura técnica e ainda com um resultado de MSE obtido de um ensaio de perfuração em escala real. A comparação entre a MSE obtida de ensaio de cortador único e a MSE obtida de um ensaio de perfuração em escala real é bastante interessante no sentido que estabelece uma relação entre valores de um parâmetro que foi calculado em duas situações distintas: 1 cortador *versus* n cortadores. A Figura 4.38 do item 4.4 apresenta a comparação destes dois valores de MSE e percebe-se uma correlação aproximada entre eles. Essa proximidade de resultados sugere que é possível fazer uma estimativa preliminar da energia específica mecânica de um ensaio de perfuração em escala real a partir do conhecimento do conjunto de forças que atuam em um único cortador. Isto porque o parâmetro energia específica mecânica pode ser entendido como uma normalização do trabalho realizado durante o corte em relação ao volume cortado. Assim, o trabalho (trabalho equivale à força multiplicada pelo deslocamento realizado) que atua em um cortador é inversamente proporcional ao volume cortado por este cortador, e, é de se esperar que a soma dos trabalhos que atuam em cada cortador seja inversamente proporcional à soma dos volumes cortados por cada cortador. Entende-se, portanto, que é possível contabilizar a MSE de um conjunto de cortadores através da divisão entre o trabalho total realizado por n cortadores e o volume total cortado por n cortadores.

No intuito de validar este raciocínio, é importante revisitar o conceito de energia específica mecânica apresentada por Teale (1965) que a define como sendo igual à soma do trabalho axial e horizontal realizado pela broca dividido pelo volume total cortado pela broca. A Equação 2.1 do Capítulo 2 apresenta este conceito.

Considerando que o volume total cortado por múltiplos cortadores corresponde à soma dos volumes cortados por cada cortador individual, podemos

escrever matematicamente que o volume total cortado de rocha em 1 minuto por n cortadores equivale a:

$$V_{total\ cortado} = \sum_1^n [A_{ci} \cdot 2\pi \cdot d_i \cdot RPM] \quad 4.2$$

Onde:

A_{ci} = área de corte de 1 cortador (in²);

$2\pi \cdot d_i \cdot RPM$ = distância circular percorrida por 1 cortador em 1 minuto (in/min);

RPM = número de revoluções por minuto percorrida por 1 cortador (rev/min);

d_i = distância do cortador em relação ao eixo central de giro (in);

n = número de cortadores.

As parcelas de trabalho axial e horizontal da Equação 2.1 do Capítulo 2 podem ser escritas matematicamente conforme as Equações 4.3 e 4.4, considerando que o trabalho axial equivale à soma das forças verticais que atuam em cada cortador, multiplicadas pela distância vertical percorrida em 1 minuto; e que o trabalho horizontal equivale à soma das forças horizontais que atuam em cada cortador multiplicadas pela distância horizontal percorrida em 1 minuto. A fim de facilitar o entendimento dos parâmetros de entrada das Equações 4.2, 4.3 e 4.4, os parâmetros área de corte, DOC e a direção das forças de corte na face do cortador são ilustrados na Figura 4.75.

$$\tau_{axial\ da\ broca} = \frac{\sum_1^n [F_{yi} \cdot DOC_i]}{1min} \quad 4.3$$

$$\tau_{tangencial\ da\ broca} = \sum_1^n [2\pi \cdot d_i \cdot RPM \cdot F_{xi}] \quad 4.4$$

Onde:

DOC_i = profundidade de corte de cada cortador (in);

F_{yi} = força média vertical que atua em 1 cortador (lb);

F_{xi} = força média horizontal que atua em 1 cortador (lb).

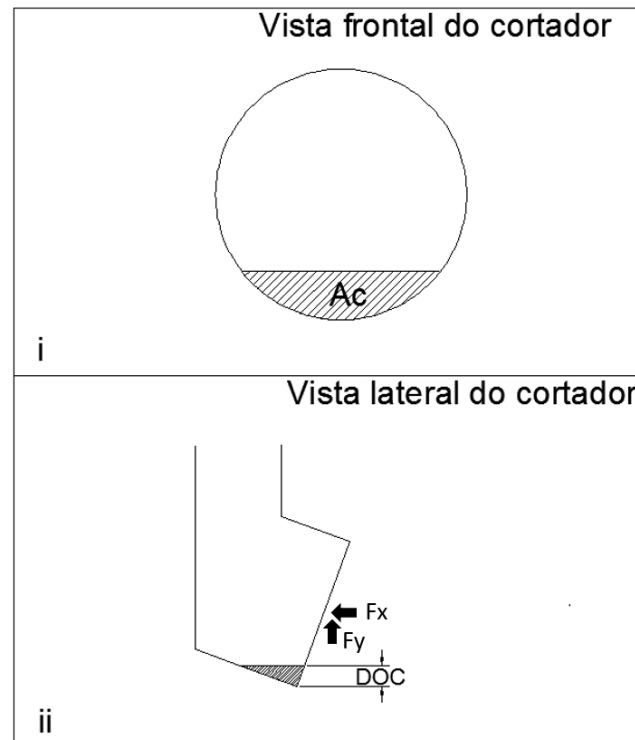


Figura 4.75: Ilustração da área de corte, da DOC e da direção das forças de corte.

Substituindo as Equações 4.2, 4.3 e 4.4 na Equação 2.1, resulta na Equação 4.5.

$$MSE = \frac{\sum_1^n [F_{yi} \cdot DOC_i]}{\sum_1^n [A_{ci} \cdot 2\pi \cdot d_i \cdot RPM]} + \frac{\sum_1^n [2\pi \cdot d_i \cdot RPM \cdot F_{xi}]}{\sum_1^n [A_{ci} \cdot 2\pi \cdot d_i \cdot RPM]} \quad 4.5$$

É interessante observar que o somatório da força média vertical que atua em cada cortador ($\sum_1^n [F_{yi}]$) equivale, em uma broca PDC, ao peso sobre a broca (*weight on bit* - WOB) e que o somatório da força média horizontal que atua em cada cortador de uma broca PDC ($\sum_1^n [F_{xi}]$) equivale ao torque sobre a broca (*torque on bit* - TOB). O trabalho axial é muito pequeno quando comparado ao trabalho horizontal dos cortadores, já que o deslocamento vertical é muito menor do que o deslocamento horizontal (da ordem de 1000 vezes menor) e, portanto, a componente vertical de trabalho pode ser considerada desprezível em relação ao trabalho total.

Reorganizando os termos da Equação 4.5 e excluindo a parcela vertical de trabalho, a estimativa da MSE de um ensaio de perfuração com uma broca PDC resulta na Equação 4.6.

$$MSE = \frac{\sum_1^n [F_{xi} \cdot d_i]}{\sum_1^n [A_{ci} \cdot d_i]} \quad 4.6$$

A Equação 4.5 expressa a expectativa inicial desse estudo de que a MSE global de um conjunto de cortadores equivale à soma dos trabalhos realizados por cada cortador dividida pela soma dos volumes cortados por cada cortador. A simplificação dos termos da Equação 4.5 resultou na proporcionalidade entre a soma das forças horizontais e a soma das áreas de corte de cada cortador apresentada na Equação 4.6. A área de corte considera os efeitos do ângulo de inclinação lateral, conforme apresentado na Equação 3.10 do Capítulo 3. Porém, é interessante ressaltar que baixos ângulos de inclinação lateral não afetam a MSE desenvolvida durante o corte, conforme visto no item 4.5 do estudo paramétrico do ângulo de inclinação lateral.

A expressão matemática apresentada pela Equação 4.6 é um primeiro passo para o entendimento de como as forças de corte de cada cortador contribuem para a obtenção da energia específica mecânica de um conjunto de cortadores e, consequentemente, de uma broca PDC. É interessante observar que é possível estimar a MSE para 1 cortador utilizando a Equação 4.6, considerando que o trabalho realizado por 1 cortador é calculado a partir do conhecimento da força horizontal média de corte dividida pela área de corte deste cortador. E também é interessante ressaltar que o conjunto de forças para cada cortador varia dependendo da sua configuração geométrica, das condições de confinamento, de desgaste e de limpeza, conforme visto no estudo paramétrico dos itens 4.1 a 4.6 do Capítulo 4. Portanto, é possível projetar um conjunto de cortadores com diferentes configurações geométricas e estimar através da Equação 4.6 quais as consequências destas alterações na MSE global do conjunto.

Para exemplificar a aplicação da Equação 4.6 e tornar mais claro o processo de estimativa da MSE para um conjunto de cortadores, foram gerados dois modelos numéricos contemplando a ação de corte de diversos cortadores simultaneamente. Assim, é possível estimar a MSE para múltiplos cortadores do tipo PDC aplicando a Equação 4.6 e comparar com os resultados da MSE obtidos para um modelo numérico em cortador único e comparar com um experimento de perfuração em escala real feito nas mesmas condições de confinamento. O objetivo desta análise, além de estimar a MSE para um conjunto de cortadores aplicando a Equação 4.6, é

entender melhor qual a contribuição das forças de cada cortador para a MSE global de um conjunto de cortadores e avaliar se o ensaio de cortador único e, conseqüentemente, os modelos numéricos de cortador único são suficientes para prever a eficiência de um ensaio de perfuração em escala real.

A construção dos modelos numéricos de múltiplos cortadores foi apresentada no item 3.4 do Capítulo 3. A seguir, serão apresentados dois tópicos discutindo as modelagens numéricas efetuadas para duas situações distintas:

- Aplicação 1: modelagem numérica de múltiplos cortadores utilizando confinamento de 20.1 MPa e cortadores com profundidades de corte iguais a 0.8 mm. O confinamento, a DOC e os demais parâmetros geométricos do modelo foram estabelecidos a partir dos ensaios experimentais de cortador único para possibilitar a comparação entre experimentos e modelos numéricos (modelos numéricos de cortador único e de múltiplos cortadores).
- Modelagem numérica de múltiplos cortadores utilizando confinamento de 41.36 MPa e cortadores com diferentes profundidades de corte. O confinamento utilizado é o mesmo dos experimentos de perfuração em escala real (item 3.1.4 do Capítulo 3) para possibilitar a comparação entre modelo numérico e os experimentos. O intervalo de profundidades de corte do modelo numérico foi estabelecido de acordo com o intervalo de profundidades de corte estimadas para os experimentos.

4.8.1

Modelo numérico de múltiplos cortadores – aplicação 1

Este modelo numérico de múltiplos cortadores foi gerado objetivando-se a sua comparação com um resultado de MSE obtido em um ensaio de perfuração em escala real feito sob confinamento de 20.1 MPa (Quadro 3.6), com o resultado de MSE obtido em um dos modelos numéricos de cortador único estudado nos itens de análise paramétrica e com o ensaio de laboratório de cortador único realizado com confinamento de 20.1 MPa. O modelo numérico de cortador único escolhido como referência para as comparações é o 3D_0_20_0.8_0_20.1_0, feito com confinamento de 20.1 MPa para halita (resultados desse modelo podem ser visualizados no Quadro 4.1 do item 4.1). A profundidade de corte estabelecida para

os múltiplos cortadores é igual a 0.8 mm, equivalente à do modelo de cortador único de referência e à do ensaio de laboratório de cortador único.

O Quadro 4.11 apresenta as forças médias horizontais e verticais de corte obtidas a partir da modelagem numérica de múltiplos cortadores, o deslocamento horizontal percorrido por cada cortador e a área de corte calculada para cada cortador. O cálculo da área de corte para um cortador individual foi apresentado no item 3.3 do Capítulo 3 e seus valores diferem para cada cortador devido à influência do ângulo de atrito lateral. A distância percorrida por cada cortador é pequena e, portanto, os cortadores não invadem a região que foi cortada pelo cortador imediatamente à sua frente.

Quadro 4.11: Conjunto de forças, DOC, deslocamento horizontal, trabalho e área de corte estimada para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores de 20.1 MPa.

	Fh média (N)	Fy média (N)	DOC (mm)	Desloc. Horiz (mm)	Trabalho (N.m)	Área corte (mm ²)
Cortador 1	618	1176	0.8	9.18	5.68	3.7272
Cortador 2	714	1013	0.8	17.79	12.70	3.7132
Cortador 3	801	1005	0.8	34.72	27.81	3.6420
Cortador 4	647	1043	0.8	26.30	17.01	3.7162
Cortador 5	815	1054	0.8	34.91	28.45	3.6763
Cortador 6	661	1118	0.8	9.18	6.07	3.7272
Cortador 7	690	1057	0.8	17.79	12.28	3.7142
Cortador 8	663	1216	0.8	34.72	23.03	3.6420
Cortador 9	751	1087	0.8	26.30	19.77	3.7162
Cortador 10	672	1158	0.8	34.91	23.45	3.6763

As Figuras 4.76 e 4.77 apresentam as forças médias verticais e horizontais de corte para os múltiplos cortadores. As forças médias verticais dos cortadores oscilam em torno de um valor médio, tendendo a um valor de aproximadamente 1100 N. As forças médias horizontais tendem a aumentar para os cortadores mais afastados do eixo central de giro. Como todos os cortadores estão com mesma DOC, mesmas características geométricas e mesmo confinamento, é possível atribuir o aumento das forças médias horizontais ao crescimento da velocidade tangencial experimentada pelos cortadores conforme eles se afastam do eixo central de giro (as velocidades tangenciais de cada cortador são apresentadas no Quadro 3.13 do Capítulo 3).

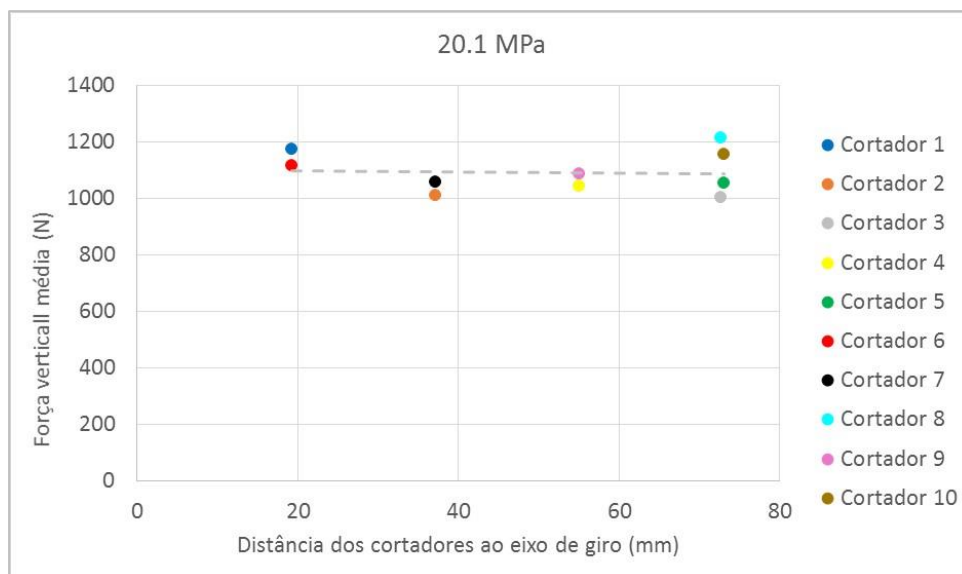


Figura 4.76: Força média vertical obtida para os cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.

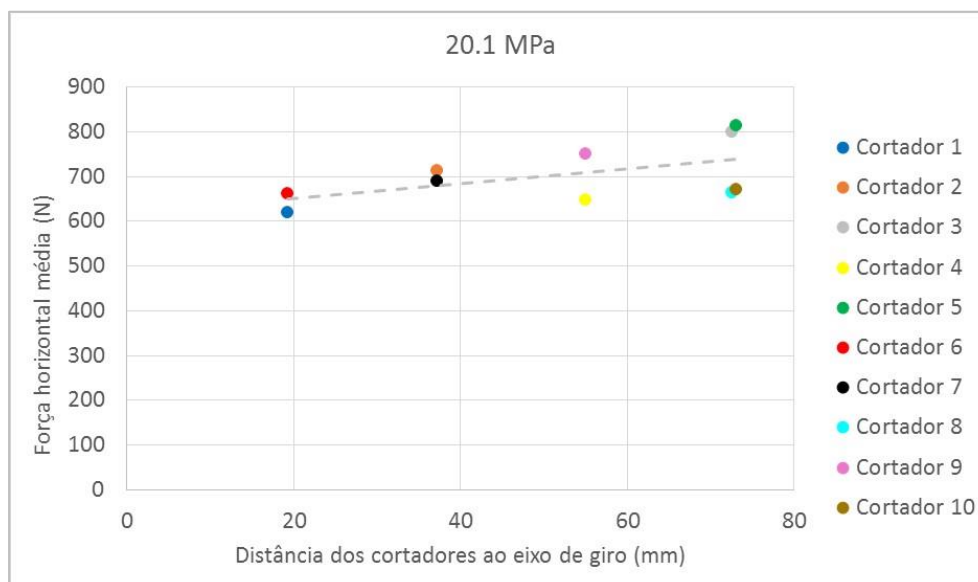


Figura 4.77: Força média horizontal obtida para os cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.

A Figura 4.78 apresenta a parcela de trabalho horizontal realizada por cada um dos cortadores do modelo numérico de múltiplos cortadores. O trabalho equivale à força média horizontal multiplicada pelo deslocamento percorrido. Percebe-se que quanto mais distante está o cortador do eixo de giro, maior é o trabalho realizado, lembrando que esta tendência é válida para as condições de contorno e geométricas aplicadas a este modelo numérico.

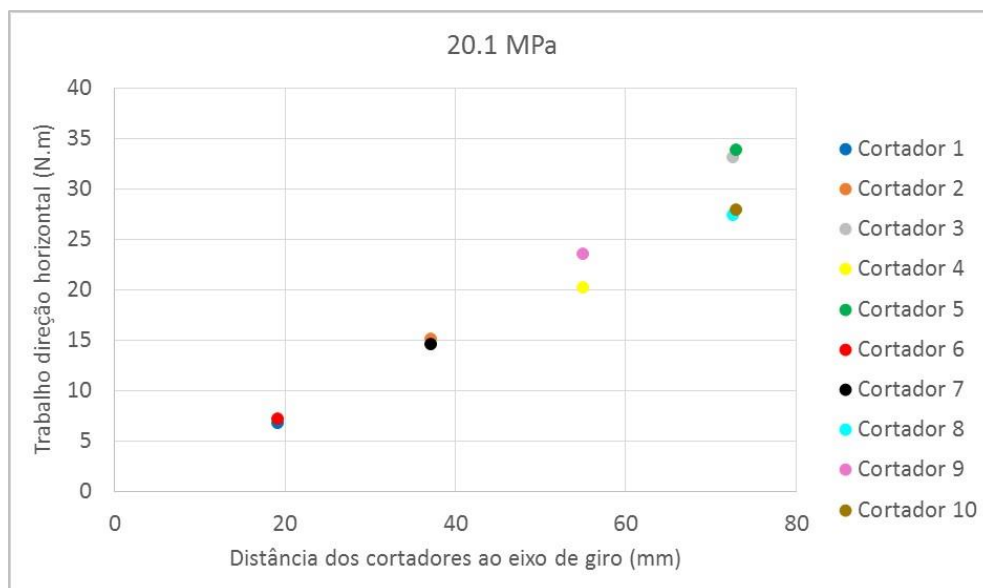


Figura 4.78: Trabalho na direção horizontal realizado pelos cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.

A Figura 4.79 apresenta o volume de material cortado por cada cortador, sendo que quanto mais afastado o cortador está do centro de giro, maior a distância percorrida e maior o volume cortado.

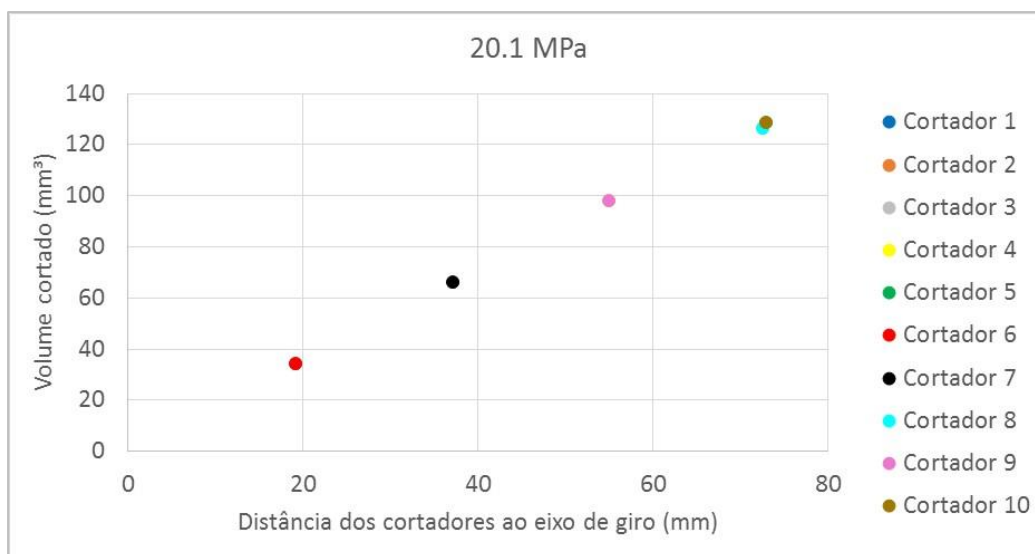


Figura 4.79: Volume cortado pelos cortadores do modelo numérico de 20.1 MPa de confinamento.

A Figura 4.80 apresenta a MSE calculada ao final da simulação para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores. Observando o gráfico, percebe-se uma tendência de aumento da MSE conforme o afastamento do cortador em relação ao eixo central de giro dos cortadores. Esse aumento está relacionado ao aumento da velocidade tangencial experimentada pelos cortadores conforme eles se distanciam do eixo de giro.

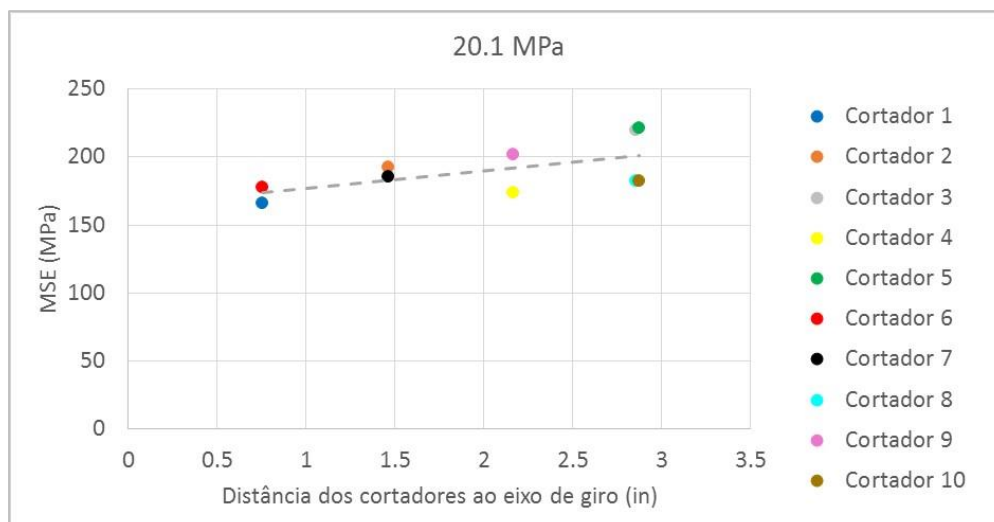


Figura 4.80: Valores finais de MSE para o modelo numérico de múltiplos cortadores - 20.1 MPa de confinamento.

Ao avaliar o resultado de forças e de MSE em cortadores diametralmente opostos do modelo numérico, espera-se que elas sejam de magnitudes aproximadas já que todas as condições experimentadas por estes cortadores opostos são iguais (inclusive a distância ao eixo de giro). Porém, através da Figura 4.80 observa-se que os valores de MSE obtidos para os cortadores diametralmente opostos 5 e 10, 3 e 8, 9 e 4 têm magnitudes consideravelmente diferentes. A explicação para este comportamento se deve ao acúmulo diferenciado de material na face dos cortadores que acontece durante a simulação, conforme ilustra a Figura 4.81. Este acúmulo diferenciado acontece devido à distribuição aleatória de partículas que ocorre na geração da amostra sintética. Conforme visto no item 4.6 do Capítulo 4, o acúmulo de material na face do cortador influencia na magnitude da energia específica mecânica (especialmente para condições confinadas) e quanto maior este acúmulo, maior a MSE. Apesar de identificarmos este acúmulo diferenciado nos modelos numéricos de múltiplos cortadores, sua influência não afeta a tendência global de comportamento.

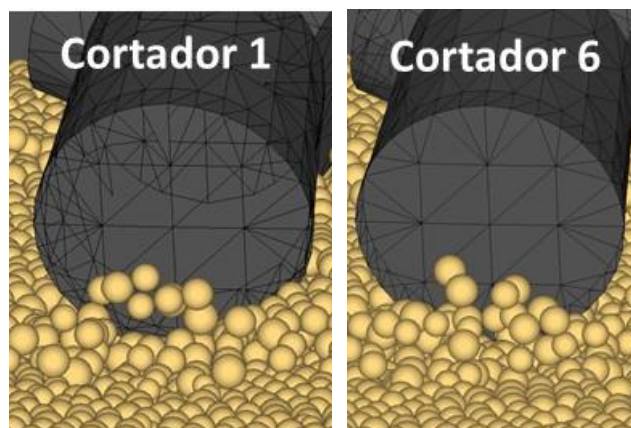


Figura 4.81: Acúmulo diferenciado de partículas na face de cortadores diametralmente opostos – modelo numérico de 20.1 MPa.

A estimativa da energia específica mecânica global do conjunto de cortadores simulado numericamente é feita aplicando o conjunto de informações do Quadro 4.11 na Equação 4.6. A MSE resultante é apresentada na segunda coluna do Quadro 4.12.

Quadro 4.12: Energia específica mecânica estimada para o modelo numérico de múltiplos cortadores – confinamento de 20.1 MPa.

	Modelo numérico múltiplos cortadores	Modelo numérico cortador único	Ensaio de perfuração em escala real	Ensaio cortador único
MSE (MPa)	195	208	243	206

Observando-se o Quadro 4.12, ao comparar a energia específica mecânica estimada através do modelo numérico de múltiplos cortadores com aquela obtida na modelagem numérica de cortador simples em halita e com aquela obtida pelo ensaio de laboratório de cortador único, percebe-se a proximidade destes valores. Isto reforça uma das premissas para este estudo que é o entendimento de que a MSE de um cortador único é um indicativo preliminar e aproximado da magnitude da MSE global de um conjunto de cortadores atuando simultaneamente, análise que poderia ser estendida para a estimativa da MSE global de uma broca PDC. A explicação reside no fato de que a Equação 4.6 normaliza o trabalho realizado durante o corte em relação ao volume cortado. Assim, o trabalho realizado por 1 cortador está relacionado ao volume cortado por ele; e o trabalho realizado por n cortadores está relacionado ao volume total cortado por estes cortadores.

O resultado da modelagem numérica de múltiplos cortadores pode ser comparado também com o valor experimental de MSE do ensaio de perfuração em escala real em halita que foi apresentado no item 3.1.3 do Capítulo 3 e está replicado

no Quadro 4.12. Este valor corresponde a 243 MPa e é 25% maior do que a MSE obtida na simulação numérica. A diferença entre as magnitudes não é desprezível e pode ser atribuída a diferenças no tipo de cortadores utilizado experimentalmente em relação ao modelado, a maior número de cortadores na broca utilizada no experimento, a diferentes diâmetros e disposição geométrica de cortadores utilizados experimentalmente em relação ao modelado e por fim, pode ser atribuída a características mecânicas inerentes da amostra de rocha, que pode ser mais ou menos resistente do que as amostras que serviram como base para a calibração numérica utilizada neste trabalho.

4.8.2

Modelo numérico de múltiplos cortadores – aplicação 2

Este modelo numérico foi gerado para possibilitar a sua comparação com ensaios de perfuração em escala real feitos em halita sob confinamento de 41.36 MPa. Estes ensaios foram apresentados no item 3.1.4 do Capítulo 3 e, conforme lá descrito, para esta tese foi selecionado o primeiro trecho dos ensaios, cuja velocidade de rotação é de 120 RPM. A MSE obtida ao final do trecho dos ensaios foi calculada e foi quantificado o intervalo de profundidades de corte experimentado pelos cortadores.

Para possibilitar a análise, foi construído um modelo numérico similar àquele apresentado no item 3.4, exceto pela profundidade de corte dos cortadores e pelo confinamento, que é de 41.36 MPa. A profundidade de corte é maior para os cortadores mais próximos do eixo de giro do conjunto e vai diminuindo conforme os cortadores se afastam dele. Optou-se por modelar a diminuição da DOC conforme o afastamento do centro de giro para avaliar o impacto desse parâmetro na MSE estimada para os cortadores e também para aproximar o modelo ao fenômeno físico de perfuração (sabe-se que em uma broca PDC, a área de contato entre cortador e rocha vai diminuindo com o seu afastamento do centro de giro, conforme apresentado por Curry et al., 2017). Os valores de DOC aplicados ao modelo foram escolhidos baseados na DOC média observada nos ensaios de perfuração em escala real (Figura 3.16). A Figura 4.82 ilustra a vista superior dos cortadores e suas respectivas profundidades de corte.

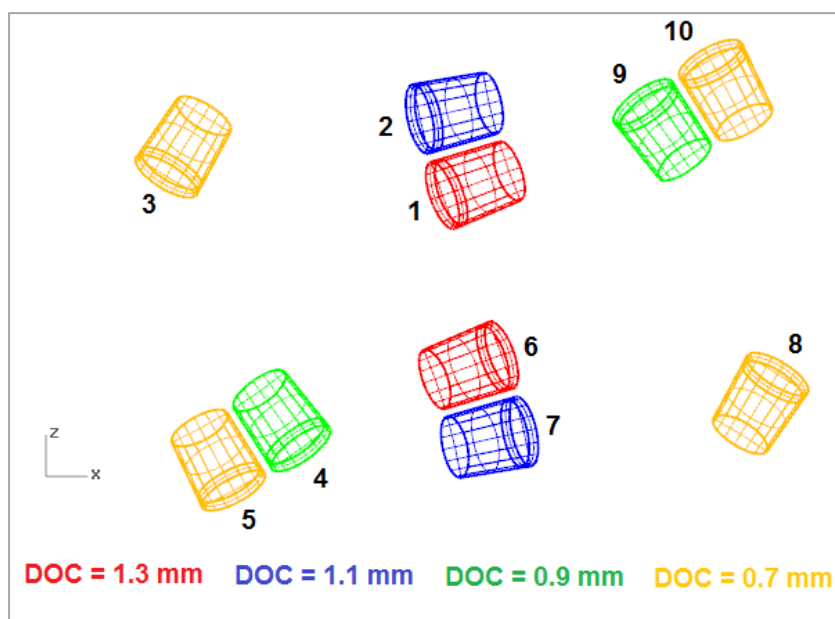


Figura 4.82: Vista superior dos cortadores objetivando identificar a profundidade de corte com a qual cortam a amostra.

O Quadro 4.13 apresenta o conjunto das forças médias de corte, a DOC, o deslocamento horizontal percorrido, o trabalho realizado e a área de corte para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores para confinamento de 41.36 MPa.

Quadro 4.13: Conjunto de forças, DOC, deslocamento horizontal, trabalho e área de corte estimada para cada cortador da modelagem numérica de múltiplos cortadores de 41.36 MPa.

	Fh média (N)	Fy média (N)	DOC (mm)	Desloc. Horiz (mm)	Trabalho (N.m)	Área corte (mm ²)
Cortador 1	1930	1244	1.3	8.63	16.67	7.645
Cortador 2	1952	1283	1.1	16.73	32.65	5.952
Cortador 3	969	1339	0.7	32.64	31.63	2.987
Cortador 4	1503	1468	0.9	24.73	37.17	4.426
Cortador 5	939	1464	0.7	32.82	30.81	3.015
Cortador 6	2157	1377	1.3	8.63	18.62	7.645
Cortador 7	1926	1461	1.1	16.73	32.22	5.954
Cortador 8	961	1496	0.7	32.64	31.36	2.987
Cortador 9	1504	1602	0.9	24.74	37.20	4.426
Cortador 10	842	1538	0.7	32.83	27.64	3.015

A Figura 4.83 apresenta as forças médias verticais computadas para o modelo numérico. A Figura 4.84 apresenta as forças médias horizontais monitoradas nos cortadores. Observa-se que a força média horizontal dos cortadores 3, 5, 8 e 10 está abaixo da linha de tendência linear de crescimento. Isto ocorreu devido aos maiores ângulos de inclinação lateral que estes cortadores possuem, que resultou em menor

área de corte, menor volume cortado e força horizontal mais baixa. Conforme visto na Equação 3.10 do Capítulo 3, o ângulo de inclinação lateral tem influência na área de corte.

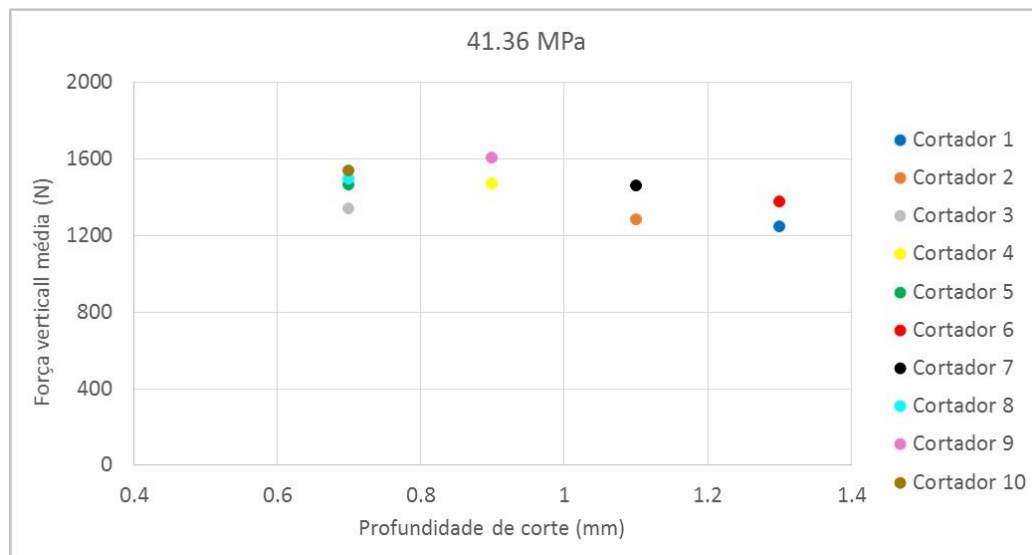


Figura 4.83: Força média vertical obtida para os cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.

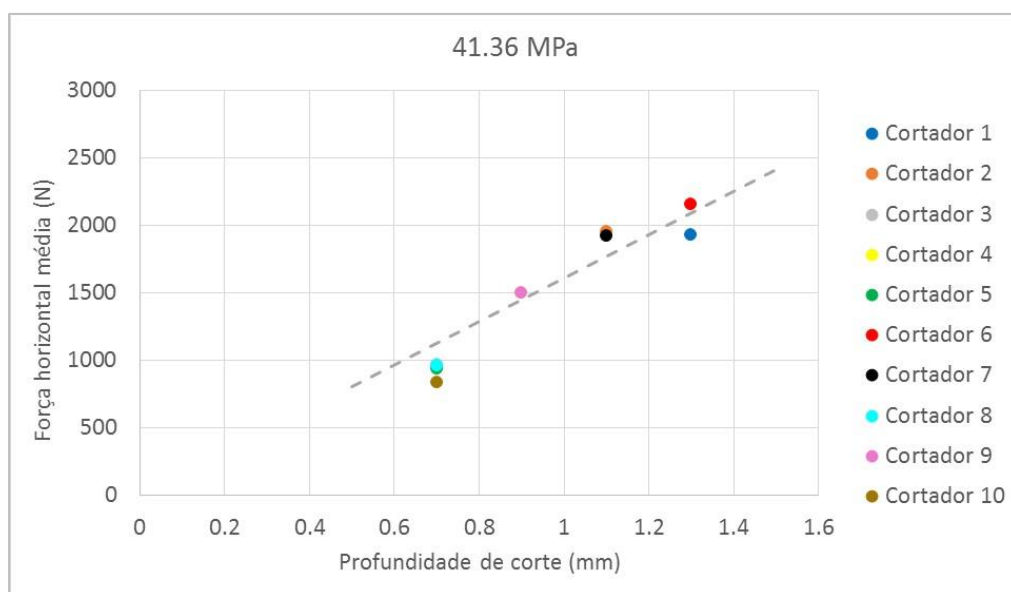


Figura 4.84: Força média horizontal obtida para os cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.

A Figura 4.85 apresenta o trabalho realizado horizontalmente para cada cortador do modelo numérico versus sua profundidade de corte. A Figura 4.86 apresenta o volume cortado pelos cortadores. Em ambas as Figuras, observa-se que há tendência de aumento do trabalho e do volume cortado conforme a profundidade de corte diminui, exceto para os cortadores 3, 5, 8 e 10, que são aqueles que

apresentaram ângulo de inclinação lateral maiores. A combinação entre menor profundidade de corte e maior ângulo de inclinação lateral (que resulta em menor área de corte), levou estes cortadores a cortarem um volume menor de material quando comparado aos demais e levou à uma redução das forças horizontais, resultando em um trabalho menor.

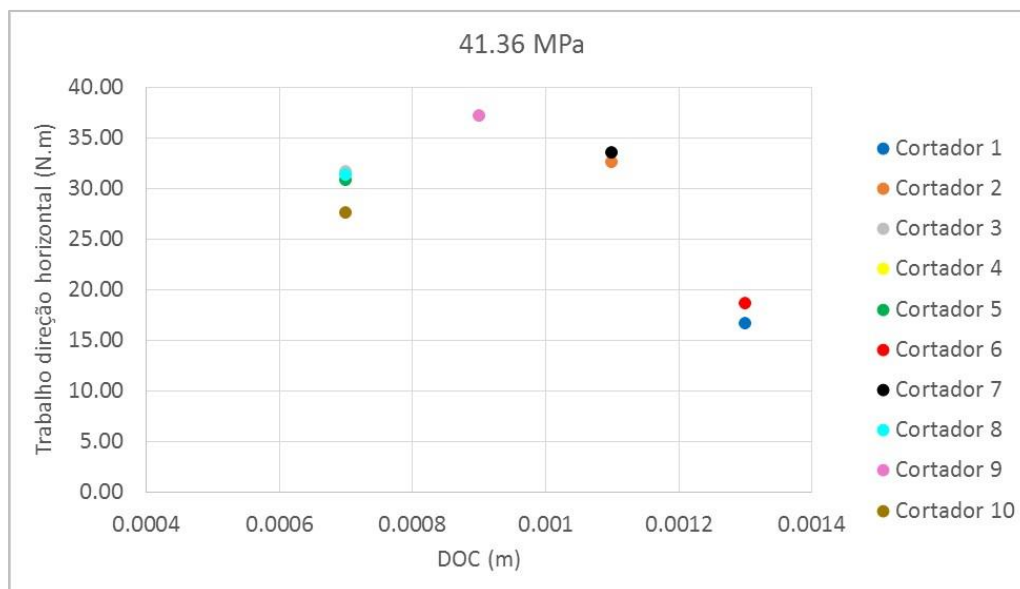


Figura 4.85: Trabalho na direção horizontal realizado pelos cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.

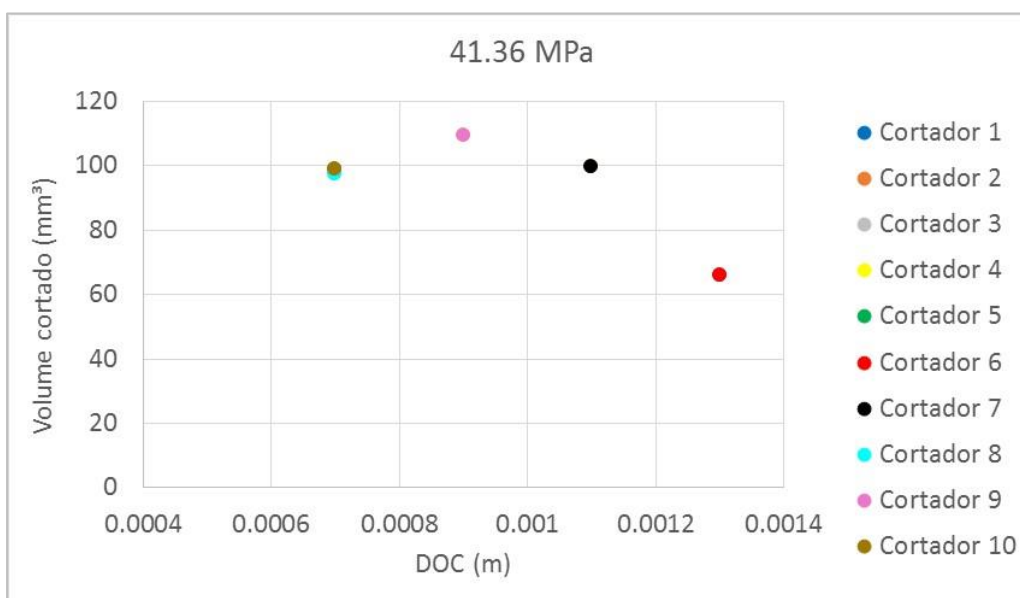


Figura 4.86: Volume cortado pelos cortadores do modelo numérico de 41.36 MPa de confinamento.

A energia específica mecânica calculada para os cortadores do modelo numérico apresenta tendência suave de queda para maiores profundidades de corte (Figura 4.87). Este comportamento está em concordância com aqueles observados

experimentalmente (item 2.3.3 do Capítulo 2) e com aqueles obtidos no estudo numérico paramétrico da profundidade de corte (item 4.2 do Capítulo 4).

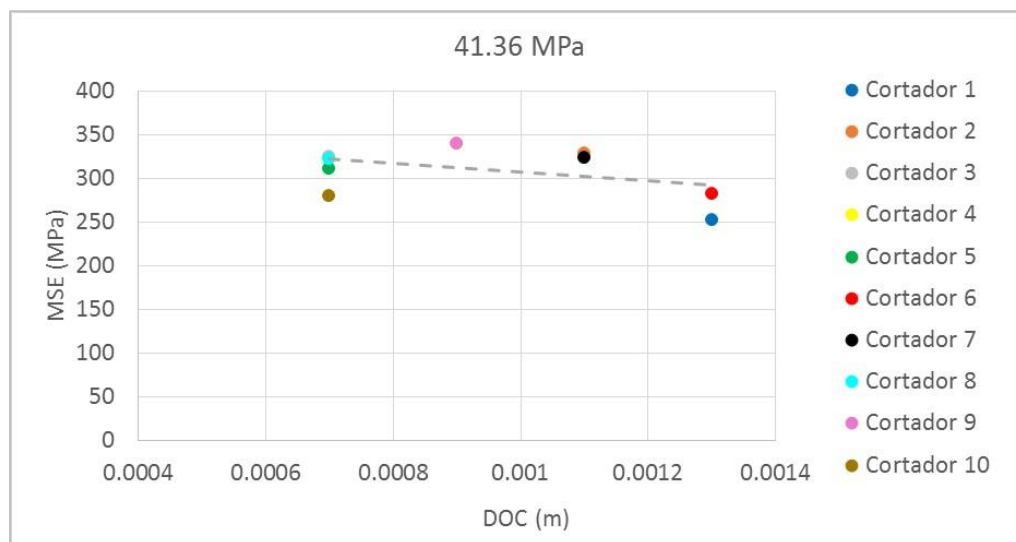


Figura 4.87: Valores finais de MSE para o modelo numérico de múltiplos cortadores – 41.36 MPa de confinamento.

Finalmente, o Quadro 4.14 e a Figura 4.88 apresentam o valor de MSE da modelagem numérica de múltiplos cortadores (calculado utilizando a Equação 4.6).

Quadro 4.14: Energia específica mecânica estimada para o modelo numérico de múltiplos cortadores – confinamento de 41.36 MPa.

	Modelo numérico múltiplos cortadores	Modelo numérico cortador único (DOC = 1mm)	Ensaio de perfuração em escala real (média)
MSE (MPa)	314	280	296

Observando o Quadro 4.14 e a Figura 4.88, percebe-se que o resultado global da MSE para o modelo numérico de múltiplos cortadores está próximo da MSE média e dentro do desvio padrão (linhas vermelhas do gráfico) dos ensaios de perfuração em escala real.

A MSE do modelo numérico de cortador único realizado para uma DOC de 1 mm (média das DOCs utilizadas no modelo numérico de múltiplos cortadores) também se aproxima das demais MSEs. Novamente é possível concluir que a MSE obtida a partir de um ensaio/modelo numérico de cortador único é um indicativo preliminar da ordem de grandeza da MSE de um conjunto de cortadores do tipo PDC e, conseqüentemente, para uma broca PDC.

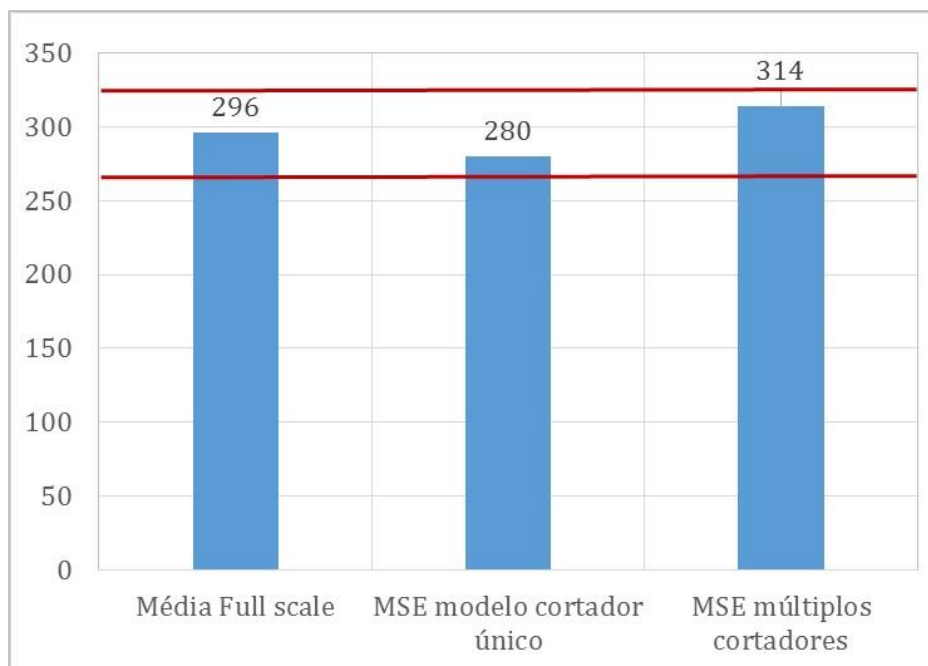


Figura 4.88: Comparação entre MSE obtida nos modelos numéricos de cortador único e múltiplos cortadores e a média das MSEs obtidas nos experimentos de perfuração em escala real – confinamento de 41.36 MPa.

Conforme foi explicado na análise de resultados do modelo numérico de múltiplos cortadores para confinamento de 20.1 MPa, é importante levar em consideração para as análises que são esperadas diferenças entre as magnitudes da MSE experimental e numérica devido a não equivalência dos diâmetros e da quantidade de cortadores utilizados, a diferentes condições geométricas dos cortadores (ex: ângulo de ataque e de inclinação lateral) e a características mecânicas inerentes da amostra de rocha.

Apesar de as magnitudes da MSE do modelo numérico de múltiplos cortadores e da MSE média dos ensaios de perfuração em escala real não serem exatamente iguais devido às questões discutidas no parágrafo supracitado, entende-se que estes valores estão próximos, indicando que a modelagem numérica de cortadores múltiplos pelo método dos elementos discretos, aliada à Equação analítica de estimativa da MSE para múltiplos cortadores desenvolvida neste trabalho (Equação 4.6) são ferramentas capazes de prever com boa aproximação a MSE de um ensaio de perfuração em escala real.

5 Considerações Finais

5.1 Conclusões

Este trabalho deixa como legado contribuições importantes para a literatura técnica. Como contribuições específicas, há os resultados do estudo paramétrico feito através das modelagens do cortador único que serão discutidos a seguir. É interessante ressaltar que todas as comparações feitas entre os modelos numéricos e resultados experimentais tiveram boa aproximação.

O estudo paramétrico do ângulo de ataque indicou que quanto maior a inclinação, maiores as forças de corte e maior a energia específica mecânica, resultando no decréscimo da eficiência do corte. Isto provavelmente acontece devido à maior dificuldade que o material desprendido tem de se ejetar para fora da face do cortador quando este tem maiores inclinações.

O incremento da profundidade de corte aumenta a eficiência do corte até um determinado ponto, a partir do qual a energia específica mecânica estabiliza. Para cada tipo de rocha existe um intervalo de profundidades de corte para os quais a perfuração é eficiente. Este intervalo varia dependendo do tipo de rocha, tipo de cortador, desgaste do cortador. Os resultados numéricos do estudo paramétrico indicam que profundidades de corte em torno de 1.2 mm resultam em um corte eficiente para ambas as rochas avaliadas.

O efeito de diferentes tamanhos de chanfro na geometria do cortador foi avaliado numericamente objetivando entender a contribuição das forças que atuam no cortador e da MSE na eficiência do corte. Os resultados indicam que a MSE praticamente não é alterada quando o chanfro varia entre 0 e 0.016 in e é incrementada para chanfros de 0.019 in. Este resultado permite sugerir a utilização de chanfros com espessura até 0.016 in pois não afetam a eficiência do corte e promovem maior vida útil do cortador, já que auxiliam a distribuir as tensões na ponta do cortador. A média das forças verticais de corte aumenta para maiores tamanhos de chanfro, indicando que durante uma perfuração, quanto maior este parâmetro geométrico, maior deve ser o peso sobre a broca a fim de atingir taxas de penetração similares.

A respeito da influência do ângulo de inclinação lateral na performance do corte, foi observada a queda da força horizontal de corte conforme este ângulo aumenta (devido às menores áreas de corte). Em relação à MSE, ela se mantém praticamente constante para inclinações entre 10° e 45° . Inclinações maiores do que 45° devem ser evitadas pois a MSE cresce expressivamente após este valor. Observa-se, nesta análise, a concordância entre os resultados numéricos e experimentais.

A avaliação do desgaste do cortador foi feita desconsiderando a influência da temperatura e do fluido de perfuração, ou seja, o estudo se concentrou no desgaste abrasivo. Observou-se que quanto mais desgastado o cortador, maior a força vertical gerada. Isto indica a necessidade de aumentar o peso sobre a broca conforme o cortador vai desgastando a fim de que a taxa de perfuração se mantenha. A MSE também aumenta conforme a área desgastada, conforme esperado. Assim, conforme o desgaste se desenvolve, o corte vai tornando-se ineficiente. O estudo permitiu quantificar qual nível de área desgastada máxima que um cortador pode experimentar sem que haja perda significativa da eficiência, para condições específicas de corte deste trabalho. Nos modelos numéricos avaliados observou-se que um comprimento de desgaste de 0.063 in praticamente não altera a eficiência do corte para a halita em condições atmosféricas. Para o calcário (confinamento de 20.1 MPa), o comprimento de desgaste de 0.063 in já gera considerável aumento na MSE. Para áreas de desgaste maiores, a MSE incrementa rapidamente para ambas rochas em qualquer condição de confinamento.

Através da avaliação da influência do confinamento foi observado que as forças médias de corte e a energia específica mecânica aumentam juntamente com este parâmetro. Isto indica que quanto maior o confinamento, maior a dificuldade de cortar o material, devido ao aumento de sua resistência.

Visando entender e quantificar a influência do material cortado que se acumula na face do cortador para diferentes condições de confinamento, foi feito o estudo numérico paramétrico considerando a face do cortador limpa durante todo o processo de corte. Observou-se que quanto maior o confinamento, maior a influência do material acumulado na face do cortador no processo de corte. Isto porque, com o confinamento, há maior dificuldade de ejeção do material que já foi cortado e o seu acúmulo na face do cortador gera forças contrárias ao corte. Assim, a diferença entre as MSEs obtidas nos modelos numéricos com e sem acúmulo de

material na face do cortador corresponde à parcela de MSE gerada pela presença deste material. Este resultado confirma a possibilidade de otimização do processo de perfuração através da aplicação de um bom sistema de limpeza de fundo de poço.

Como contribuições gerais, este trabalho deixa três principais legados. O primeiro deles foi o desenvolvimento de um fluxo de trabalho bem definido que contempla a avaliação da energia específica mecânica gerada durante a modelagem numérica pelo método dos elementos discretos do corte em rocha por meio de 1 e de múltiplos cortadores do tipo PDC, partindo-se do conhecimento das propriedades mecânicas e da curva experimental tensão-deformação da rocha de interesse. O fluxo de trabalho contempla a calibração numérica de um material com comportamento quase-frágil, o calcário, utilizando uma lei de contato linear e utilizando uma técnica para incrementar o nível de deformação pós-pico; e contempla o desenvolvimento de um modelo de ligação não linear que possibilita simular numericamente as tensões geradas durante ensaios mecânicos de compressão para um material com tensão-deformação não linear, a halita. O processo de calibração fornece um conjunto de micro propriedades das partículas que é utilizado para gerar o modelo numérico de corte em rocha. É importante ressaltar que, em elementos discretos, o processo de calibração numérica executado apropriadamente diminui a chance de propagar erros ao modelo numérico que será simulado com base nesta calibração. Isto justifica o enfoque que foi dado ao processo de calibração e, conseqüentemente, ao fluxo de trabalho desenvolvido nesta Tese.

A segunda contribuição geral de relevância foi a previsão da energia específica mecânica de um ensaio de perfuração em escala real a partir do conhecimento do conjunto de forças que atua em cada cortador da broca. A equação analítica desenvolvida nesta Tese para tal finalidade expressa a MSE global de um conjunto de cortadores como sendo igual ao somatório das forças médias horizontais de corte de cada cortador, dividida pela soma das suas áreas de corte. Essa expressão matemática foi aplicada para a estimativa da MSE do modelo numérico de corte em rocha por múltiplos cortadores do tipo PDC. A simulação numérica de múltiplos cortadores, por sua vez, trata-se de uma evolução do modelo numérico de cortador único e é a primeira do tipo desenvolvida através do método dos elementos discretos. A proximidade entre o valor de MSE global estimado para o modelo numérico de múltiplos cortadores e o valor médio de MSE calculado para

os experimentos de perfuração em escala real indica que o fluxo de trabalho proposto, utilizando a equação analítica desenvolvida para estimar a MSE de um conjunto de cortadores juntamente com o modelo numérico da ação de corte de múltiplos cortadores, é capaz de prever com boa aproximação a MSE de um ensaio de perfuração em escala real.

Outra conclusão interessante é que, devido à proporcionalidade das forças de corte em relação ao volume cortado, é possível obter uma estimativa preliminar da energia específica mecânica de um conjunto de cortadores do tipo PDC (e consequentemente de uma broca tipo PDC) a partir do conhecimento do conjunto das forças de corte obtidas de um ensaio/modelo numérico de cortador único.

A terceira contribuição geral para a literatura técnica é o entendimento do modo como o conjunto das forças de corte que atua em cada cortador contribui para a eficiência global da broca. Neste sentido, o estudo paramétrico numérico de cortador único foi bastante útil ao esclarecer como a MSE varia de acordo com as modificações da geometria deste cortador, de acordo com o desgaste, com o confinamento, com a profundidade de corte e com a limpeza da face do cortador. Todas as condições às quais o cortador é submetido se refletem nas forças de corte e na energia específica mecânica. Desta forma, cada cortador que conforma uma broca tem um conjunto de forças de corte, que é consequência de sua geometria e das condições a que está exposto e, estas forças de corte contribuem para a energia específica mecânica global da broca.

Em termos gerais, os modelos numéricos de cortador desenvolvidos neste trabalho se mostraram capazes de investigar condições específicas de corte, diferentes geometrias de cortador e forneceram magnitudes de MSEs próximas daquelas obtidas em experimentos de laboratório e daquelas reportadas na literatura técnica, indicando que a calibração numérica foi executada apropriadamente. O bom ajuste entre as previsões numéricas e os resultados experimentais valida o uso do método dos elementos discretos para modelar o processo de corte em diferentes tipos de rochas. Embora a análise numérica desenvolvida neste trabalho leve em consideração somente a interação mecânica entre rocha e cortador, conclui-se que a modelagem numérica pode ser considerada uma ferramenta útil para projeto e otimização do desempenho de brocas de perfuração.

5.2

Sugestões para continuidade da linha de pesquisa

O processo de perfuração de poços é complexo devido ao ambiente adverso em que ele acontece. Em se tratando de perfuração utilizando brocas do tipo PDC, os seguintes fatores influenciam a eficiência do corte da rocha:

- Elevadas pressões de confinamento que dificultam o desprendimento do material da face dos cortadores;
- Interação deste fluido com as fraturas da rocha geradas durante o corte;
- Elevação da temperaturas dos cortadores devido ao processo abrasivo durante a raspagem da rocha;
- Características mecânicas da rocha cortada que podem dificultar o processo de corte (ex: materiais duros, heterogêneos, com fluência) e até ocasionar a quebra dos cortadores;
- Vibrações na coluna de perfuração, que são transferidas para os cortadores;
- Desgaste dos cortadores; há influência da limpeza do fundo do poço, bem como do projeto de jatos de fluido da broca;
- Influência do tipo de fluido; há a influência da geometria da broca (design).

Como é possível observar, há diversos fatores envolvidos no processo de perfuração que estão diretamente relacionados ao fenômeno de raspagem do fundo do poço e que devem ser mais bem entendidos com a finalidade de projetar brocas mais eficientes, aumentar a performance da perfuração, reduzir o seu tempo total e aumentar a segurança do processo. Com relação a utilização de modelagem numérica como ferramenta de investigação e pesquisa focadas no entendimento dos quesitos supracitados, é possível sugerir algumas linhas de atuação, conforme segue.

A modelagem numérica do ensaio de cortador único pode ser direcionada a avaliar geometrias de cortadores e suas características mecânicas. Dentro deste contexto há interesse em modelar numericamente a taxa de desgaste de cortadores durante a ação de corte, considerando mecanismos de abrasão e de elevação de temperatura; e há interesse em modelar cortadores constituídos por diferentes tipos

de materiais para avaliar características como resistência à abrasão, ao impacto e às vibrações. É importante ressaltar que, tanto para a análise da evolução do desgaste do cortador quanto para a análise de diferentes tipos de cortadores, é fundamental ter acesso a resultados de ensaios de laboratório para calibração e comparação.

Um parâmetro de grande influência no processo de corte e que deve ser melhor investigado é a área de corte dos cortadores. A profundidade de corte e a área de corte têm papel importante na eficiência do processo de raspagem, bem como na durabilidade do cortador. Conforme aumenta a densidade de cortadores de uma broca PDC, a área de corte de cada cortador se modifica, a depender de sua posição radial e da redundância da broca. A modelagem numérica da ação de corte de múltiplos cortadores pode contribuir para o ganho de conhecimento relacionado à este parâmetro.

A invasão de fluido de perfuração para o interior das fraturas geradas na rocha durante o processo de corte por cortadores do tipo PDC também pode ser modelada numericamente a fim de entender e quantificar a influência deste fenômeno na eficiência do corte. Existem pesquisadores (Garnier e Van Lingen, 1959; Judzis et al., 2007) que atribuem o aumento expressivo da MSE à um fenômeno conhecido como *chip hold down*, relacionado à invasão de fluido nas fraturas geradas durante o corte e à modificação da pressão de poros em perfurações feitas em rochas impermeáveis submetidas a ambientes de elevado confinamento.

Por fim, sugere-se a modelagem numérica da ação de corte de uma broca PDC completa para fins de otimização de projeto de broca. É interessante incluir na análise o efeito das vibrações axiais, laterais e torcionais aos cortadores da broca.

Para todas as modelagens numéricas previamente sugeridas, é importante avaliar quais as melhores ferramentas numéricas que viabilizem cada tipo de estudo.

Adachi, J.; Detournay, E.; Drescher, A. Determination of Rocks Strength Parameters from Cutting Tests. *Rock Mechanics, Tools and Techniques, Proc. 2nd North American Symposium of Rock Mechanics*, Montréal, CA, 1996.

Ahr, W. M. *Geology of carbonate reservoirs: the identification, description and characterization of hydrocarbon reservoir in carbonate rocks*. John Wiley & Sons. 2008.

Akbari, B.; Butt, S. D.; Munaswamy, K.; Arvani, F. 2011. Dynamic Single PDC Cutter Rock Drilling Modeling and Simulations Focusing on Rate of Penetration Using Distinct Element Method. *ARMA 11-379, 45th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*, San Francisco, CA.

Akbari, B.; Miska, S. Z.; Yu, M.; Ozbayoglu, E. Relation between the Mechanical Specific Energy, Cuttings Morphology and Cutter Geometry. *OMAE 14-24708, 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Artic Engineering*, San Francisco, CA, 2014b.

Akbari, B.; Miska, S. Z.; Yu, M.; Rahmani, R. The Effects of Size, Chamfer Geometry, and Back-rake Angle on Frictional Response of PDC Cutters. *ARMA 14-7458, 48th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*, Minneapolis, MN, 2014a.

Akbari, B.; Miska, S. Z. Relative Significance of Multiple Parameters on the Mechanical Specific Energy and Frictional Responses of Polycrystalline Diamond Compact Cutters. *Journal of Energy Resources Technology*, July, 2016.

Archard, J. F. Contact and Rubbing of Flat Surfaces. *Journal of Applied Physics*, Vol. 24, No. 8, pp. 981-988, 1953.

Bayer, R. G. *Wear Analysis for Engineers*, 2001

Block, G.; Jin, H. Role of Failure Mode on Rock Cutting Dynamics. *SPE 124870, 2009 SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, USA, 2009.

Carrapatoso, C. *Análise dos Modelos Analíticos de Otimização de Perfuração Baseados em Energia Específica para Formações Evaporíticas*. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2011.

Coudyzer, C.; Richard, T. Influence of the Back and Side-rake Angles in Rock Cutting. *AADE-05-NTCE-75, National Technical Conference and Exhibition of the American Association of Drilling Engineers*, Houston, Texas. USA, 2005.

Cundall, P.; Strack, O. D. L. A discrete Numerical Model for Granular Assemblies. *Géotechnique*, 29, N° 1, 47-65, 1979.

Curry, D.; Pessier, R.; Spencer, R. Assuring Efficient PDC Drilling. *SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition*, The Netherlands, 2017.

Detournay, E., Defourny, P. A phenomenological model for drilling action of drag bits. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences and Geomechanics*, volume 29, number 1. 1992.

Detournay, E., Tan, C.P. Dependence of drilling specific energy on bottom-hole pressure in shales. *SPE/ISMR 783221, Rock Mechanics Conference*, Texas. 2002.

Ford, R. Rolling PDC Cutter Enhances Drill Bit Life in Granite Wash Runs. *Drilling Contractor*. Julho, 2014

Domingues, D. L. P. *Caracterização Geológica e Geomecânica de Travertinos*. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2011.

Espindola, F. E. M. *Análise Geomecânica na Perfuração e Cimentação de Poços de Petróleo em Zonas de Sal*. Tese de Doutorado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2011.

Firme, P. A. L. P. *Modelagem Constitutiva e Análise Probabilística Aplicadas a Poços em Zonas de Sal*. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2013.

Fossum, A. F. & Fredrich, J. T. Salt mechanics primer for near-salt and sub-salt deepwater Gulf of Mexico field developments. *Sandia Report* preparado por Sandia National Laboratories, 2002.

Freeman, M. A.; Shen, Y.; Zhang, Y. Single PDC Cutter Studies of Fluid Heat Transfer and Cutter Thermal Mortality in Drilling Fluid. 2012 *AADE, National Technical Conference and Exhibition of the American Association of Drilling Engineers 2012*, 2012.

Garnier, A. J.; Lingen, N. H. V. Phenomena affecting drilling rates at depth, 33rd *Annual Fall Meeting of Society of Petroleum Engineers*, 1959.

Ghoshouni, M.; Richard, T. Effect of Back Rake Angle and Groove Geometry in Rock Cutting. *ISRM International Symposium*, Iran, 2008.

Glowka, D. A.; Stone, C. M. Thermal Response of Polycrystalline Diamond Compact Cutters Under Simulated Downhole Conditions. *SPE-11947-PA*, 1985.

Glowka, D. A.; Stone, C. M. Effects of Thermal and Mechanical Loading on PDC Bit Life. *SPE drilling engineering Journal*. Society of Petroleum Engineers, 1986.

Glowka D.A. Development of a Method for Predicting the Performance and Wear of PDC Bits. *SANDIA Report SAND86-1745*, 1987.

Glowka D.A. Use of Single Cutter Data in the Analysis of PDC Bit Designs: Part 1 – Development of a PDC Cutting Force Model. *Journal of Petroleum Technology*, *SPE 15619*, 1989a.

Glowka D.A. Use of Single Cutter Data in the Analysis of PDC Bit Designs: Part 2 – Development and Use of the PDCWEAR Computer Code. *Journal of Petroleum Technology*, *SPE 19309*, 1989b.

Goodman R. E. *Introduction to Rock Mechanics*. John Wiley & Sons, 2 Ed., Cap 2-5, 1989.

GTEP. *Modeling of Evaporite Drilling Under High Pressure*. Final Report Phase II submitted to Baker Hughes, GTEP/PUC-Rio, April 2013, 2013.

Hamzah, R., Aziz, I. A. A., Houn G., Mathews T., and Voshall, A. Pinnacle carbonate drilling challenges Petronas engineers. *Exploration and Production Magazine*, 1st July, 2013.

Hernandez-Pico, R. L. *Influência da Microestrutura nas Propriedades Mecânicas de Rochas Carbonáticas Usando Imagens 3D de Microtomografia de Raios-x*.

Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro. 2013.

Hinaai, A. A.; Geraud, M.; Cruz, M.; Butt, I., Evans, N. New generation PDC bits set new benchmarks in carbonate drilling, resulting in significant performance improvements and cost savings for the operator. *Middle East Unconventional Gas Conference and Exhibition*. 2013.

Höfer, K. H. & Thoma, K. Triaxial tests on salt rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*. Vol. 5, pp. 195-203. Junho, 1968.

Hoffman, O. *Strain Rate Dependent Mechanical Properties of Quarried Salt*. T-11-02-0184 Geomechanics. Relatório Interno da Baker Hughes. The Woodlands, Texas. 2012.

Huang, H.; Detournay, E. Intrinsic length scales in tool-rock interaction. *International Journal of Geomechanics*, 8(1):39-44, 2008.

Huang, H.; Lecampion, B.; Detournay, E. Discrete element modeling of tool-rock interaction I: Rock cutting. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 2012.

Israel, R. R.; D'Ambrosio, P.; Leavitt, A. D.; Shaughnessey, J. M.; Sanclemente, J. Challenges of Directional Drilling Through Salt in Deepwater Gulf of Mexico. *2008 IADC/SPE Drilling Conference*, Orlando, Florida, U.S.A., 4–6, March 2008.

Itasca. *PFC3D Theory and Background*. Itasca Consulting Group, fourth edition, 2008.

Jandakaew, M. Experimental assessment of stress path effects on rock salt deformation. Dissertação de Mestrado, Universidade de Tecnologia Suranaree, 2003.

Jianyong, P. Interpretation of Single Cutter Tests for Rock Mechanical Properties. *ARMA 12-142. 46TH US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*, Chicago, IL, USA, 24-27 June 2012.

Judzis, A.; Bland, R. G.; Curry, D. A.; Black, A. D.; Robertson, H. A.; Meiners, M. J.; Grant, T. C. Optimization of Deep Drilling Performance – Benchmark Testing Drives ROP Improvements for Bits and Drilling Fluids. *2007 SPE Drilling & Completion*. SPE-105885-PA, 2007.

Judzis, A.; Bland, R. G.; Curry, D. A.; Black, A. D.; Robertson, H. A.; Meiners, M. J.; Grant, T. Optimization of Deep Drilling Performance - Benchmark Testing drives ROP Improvements for bits and Drilling Fluids. SPE 105885-PA. 2009 *SPE/IADC Drilling & Completion*, 2009.

Kaitkay, P., Lei, S. Experimental study of rock cutting under external hydrostatic pressure. *Journal of Materials Processing Technology*, Number 159. Manhattan, 2005.

Kerr, C. J. PDC Drill Bit Design and Field Application Evolution. *Journal of Petroleum Technology*, March, 1988.

Ledgerwood III, L. W. PFC modeling of rock cutting under high pressure conditions. *ARMA Conference*, Vancouver, 2007.

Ledgerwood III, L. W. PFC3D Model of Rock Cutting under Pressure Calibrated to The Inelastic Region of Triaxial Tests at High Strain. *6th International Conference on Discrete Element Methods*, August 6, 2013.

Liang, W.; Yang, C.; Zhao, Y.; Dusseault, M. B.; Liu, J. Experimental investigation of mechanical properties of bedded salt rock. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 44, pgs 400-411, 2007.

Liang, W.; Zhao, Y.; Xu, S. G.; Dusseault, M. B. Effect of strain rate on the mechanical properties of salt rock. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences* 48, pgs 161-167, 2011.

Lima, A. D. R.; Tocantins, J. P. Selection of PDC bits for drilling of heterogeneous carbonates of the Brazilian Pre-Salt. *Rio Oil & Gas Expo and Conference*, 2012.

Martinez, I.M.R.; Fontoura, S.; Inoue, N.; Carrapatoso, C. M.; Lourenço, A.; Curry, D. Simulation of Single Cutter Experiments in Evaporites through Finite Element Method. *SPE/IADC Drilling Conference and Exhibition*, Amsterdam, The Netherlands, 5–7 March, 2013.

Mejia, L. A. *Modelagem do Mecanismo de Ruptura Tipo Step-Path em Taludes Rochosos Fraturados Através do Método dos Elementos Discretos*. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2010.

Melo, D. *Perfuração de Zonas de Sal por Cortadores PDC: Estudo da Energia Mecânica Específica para Diferentes Pressões de Confinamento*. Trabalho de Conclusão de Curso. Departamento de Engenharia de Petróleo da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2011.

Mendoza, J. A.; Gamwo, I. K.; Zhang, W.; Lin, J. S. Considerations for Discrete Modeling of Rock Cutting. *ARMA 11-210, 45th US Rock Mechanics / Geomechanics Symposium*, San Francisco, CA, 2011.

Mendoza, J. A. R. *Considerations for Discrete Element Modeling of Rock Cutting*. Ph.D. Thesys. University of Pittsburgh, 2013.

Mohriak, W.; Szatmari, P.; Anjos, S. M. C. *Sal Geologia e Tectônica*. São Paulo, Beca Edições Ltda, 2º edição, 2009.

Noreffendy, M. J.; Aziz, I. A. A.; Mathews T.; Voshall, A.; Rodriguez, F. R. Implementation of PMCD to explore carbonate reservoirs form semi-submersible rigs in Malaysia results in safe and economical drilling operations. *Drilling Conference and Exhibition*. 2013.

Oliveira, G. D.; Freesz, M. P.; Izbinski, K. T.; Valbuena, F.; Carvalho, D. J.; Alonso, A. Unique Hybrid Drill Bit with Novel PDC Cutters Improves Performance in Ultra-Deepwater Brazil Pre-salt Application. *2000 SPE/AAPG Western Regional Meeting*, Long Beach, California, 19–23 June 2000.

Ortega, A.; Glowka, D. Frictional Heating and Convective Cooling of Polycrystalline Diamond Drag Tools During Rock Cutting. *11061-PA SPE Journal Paper*, 1984.

O’Sullivan, C. *Particulate Discrete Element Modelling. A Geomechanics Perspective*. Applied Geomechanics, Volume 4, 2011.

Plácido, J. C.; Pinho, R. *Brocas de Perfuração de Poços de Petróleo*. Apostila de aula da disciplina de Perfuração e Completação, PUC-RIO, 2009.

Potyondy, D. PFC3D Pressure boundary condition. *Technical Memorandum*, PFC Development files and Itasca website, 2012.

Prakash, V.; Appl, F. C. Temperature Distribution in Synthetic Diamond Cutters During Orthogonal Rock Cutting. *17268-PA SPE Journal Paper*, 1989;

Rafatian, N., Miska, S., Ledgerwood III, L.D., Ahmed, R. Yu, M., Takach, N. Experimental study of MSE of a single PDC cutter interacting with rock under simulated pressurized conditions. *Journal SPE Drilling & Completion*, volume 25, number 1. March, 2009.

Rajabov, V.; Miska, S.; Mortimer, L.; Yu, M.; Ozbayoglu, E. The Effects of Back Rake and Side Rake Angles on Mechanical Specific Energy of Single PDC Cutters with Selected Rocks at Varying Depth of Cuts and Confining Pressures. *IADC/SPE 151406, 2012 IADC / SPE Drilling Conference and Exhibition*, USA, 2012.

Richard T., Detournay E.; Drescher, P.; Nicodème P.; Fourmaintraux D. The Scratch Test as a Means to Measure Strength of Sedimentary Rocks. *SPE/ISRM 47196 Eurock 1998*. Trondheim, Norway, 1998.

Richard, T. *Determination of Rock Strength from Cutting Test*. M.S. Thesis, University of Minnesota. 1998.

Rocha, L. A. S.; Azuaga, D.; Andrade, R.; Vieira, J. L. B.; Santos, O. L. A. *Perfuração direcional*. Editora Interciência Ltda. 3º edição, 2011.

Rojek J., Labra, C. and Onate, E. Discrete Element Simulation of Rock Cutting Processes. *The 10th Int Conf on Modern Building Materials, Structures and Techniques*, 1040 – 1044, 2010.

Rojek, J. Discrete element thermomechanical modelling of rock cutting with valuation of tool wear. *Comp. Part. Mech.* 2014.

Romo, L. A.; Prewett, H.; Shaughnessy, J.; Lisle, E. Banerjee, S.; Willson, S. Challenges Associated with Subsalt Tar in the Mad Dog Field. *2007 Annual Technical Conference and Exhibition*, Anaheim, California, U.S.A., 11–14 November 2007.

Schlumberger. Carbonate reservoirs: meeting unique challenges to maximize recovery. *Technical Report*. 2007.

Silva, C. F. Análise Geomecânica dos Carbonatos do Pré-sal da Bacia de Santos. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2016.

Silveira, A. L. Z. P. *Estudo da Reação Álcali-Agregado em Rochas Carbonáticas*. Dissertação de Mestrado. Instituto de Geociências da Universidade de Brasília, Brasília, 2006.

Silveira, B. M. O. *Invasão de Fluidos de Perfuração e Fluxo Reverso de Óleo em Reservatórios de arenito e de Carbonato*. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2012.

Sinor, A.; Warren, T. M. Drag Bit Wear Model, *16699-PA SPE Journal Paper*, 1989.

Sun, M.; Zhang, Y.; Yang, Y.; Huangtao; Zhao, J. New Cutting Structure Design Improves the Performance of The PDC Bit. *2000 SPE/AAPG Western Regional Meeting*, Long Beach, California, 19–23 June 2000.

Teale, R. The Concept of Specific Energy in Rock Drilling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Science* 2, Elsevier. 1965.

Twiss, R.J. & Moores, E.M. *Structural Geology*, W.H. Freeman & Company, Nova York, 1992.

Wamsley, W. H.; Ford, R. *Introduction to Roller-Cone and Polycrystalline Diamond Drill Bits*. Petroleum Engineering Handbook, Volume II. 2006.

Weeden, R. W.; Whipple, J. Design techniques for reducing toughness related cutter issues in carbonate formations. *Drilling Conference and Exhibition*. 2010.

Weeden, R. W.; Williams, S.; Lugo, F.; Gaudan, P. Cutting carbonates – new technology delivers step changes in bit performance. *Drilling Conference and Exhibition*. 2011.

Willson, S. M.; Fredrich, J. T. Geomechanics Considerations for Through – and Near – Salt Well Design. *2005 SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, Dallas, Texas, U.S.A., 9 – 12 October 2005.

Zijssling, D.H., Single Cutter Testing – A Key for PDC Bit development. *SPE 16529/1, Offshore Europe 87*, Aberdeen, England, September 8-11, 1987.