



Carmen Julia Ayquipa Huaman

**Simulação 3D pelo Método dos Elementos Discretos de
Refluxo de Material de Sustentação
de Fraturas em Poços de Petróleo**

Dissertação de Mestrado

Dissertação apresentada como requisito parcial para
obtenção do título de Mestre pelo Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Civil da PUC-Rio. Área
de concentração: Geotecnia

Orientador: Celso Romanel

Co-orientadora: Deane Mesquita Roehl

Rio de Janeiro
Outubro de 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.



Carmen Julia Ayquipa Huamán

**Simulação 3D pelo Método dos Elementos Discretos de
Refluxo de Material de Sustentação
de Fraturas em Poços de Petróleo**

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

Prof. Celso Romanel
Orientador, PUC-Rio

Prof^a Deane Mesquita Roehl
Co-orientadora, PUC-Rio

Prof. Paulo Dore Fernandes
CENPES - PETROBRAS

Prof^a Christianne de Lyra Nogueira
Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. José Eugenio Leal
Coordenador Setorial do Centro
Técnico Científico - PUC-Rio

Rio de Janeiro, 06 de outubro de 2008

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

Carmen Julia Ayquipa Huamán

Graduou-se em Engenharia Civil pela Universidad Nacional de Ingenieria (UNI) de Lima, Peru, em 1990. Ingressou em 2006 no curso de Mestrado em Engenharia Civil da Pontifícia Universidade Católica de Rio de Janeiro, na área de Geotecnia, onde desenvolveu dissertação de mestrado na linha de pesquisa geomecânica computacional.

Ficha Catalográfica

Ayquipa Huaman, Carmen Julia

Simulação 3D pelo Método dos Elementos Discretos de Refluxo de Material de Sustentação de Fraturas em Poços de Petróleo / Carmen Julia Ayquipa Huaman; orientador: Celso Romanel; co-orientadora: Deane Mesquita Roehl – Rio de Janeiro: PUC, Departamento de Engenharia Civil, 2008.

v., 1 131f.: il. ; 29.7 cm

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

Inclui referências bibliográficas.

1. Engenharia Civil – Teses. 2. Método dos elementos discretos. 3. Poços de petróleo. 4. Refluxo de propante 5. Fraturamento hidráulico. 6. Mecânica da partícula I. Romanel, Celso. II. Mesquita Roehl, Deane. III. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Departamento de Engenharia Civil. IV. Título. Civil. III. Título.

CDD: 624

A meu amado esposo e filhos
Aos meus queridos pais e irmãos

Agradecimentos

A Deus de quem sou e a quem sirvo. Ele nos trouxe, nos sustentou e nos levará com bem.

Ao professor Celso Romanel pela oportunidade em desenvolver a presente pesquisa, pela orientação, amizade e apoio incondicional.

À Deane Mesquita Roehl pelo apoio.

A meu esposo David por todo o seu amor e apoio. A meus filhos Cinthia, Israel e Esteban, por terem me sustentado em oração, dia após dia, e pela alegria de viver.

À *Itasca Consulting Group* por terem me livremente proporcionado o software PFC3D que permitiu a elaboração desta dissertação. Obrigado a Loren Lorig, Peter Cundall, David Potyondy e Jason Furtney.

Aos pastores Luis Roberto Oliveira da Silva e Wilson Franklim e a toda a Igreja Batista de Vila Jaguaribe, pelo suporte moral, espiritual e material. Para nós, anjos de Deus.

À Jackeline, Kátia, Gladys, Grisel e Fanny pela amizade, e por terem me apoiado com a hospedagem e convivência durante as noites em que fiquei na Gávea. Ao Fabricio e Carlitos, amigos e companheiros da sala 608, bem como a todos os colegas da turma 2006.

À Luciana, Mariana, Paola e Wagner pelo auxílio na revisão deste trabalho.

À Rita e à Fátima pela grande ajuda e exemplos de eficiência no trabalho.

Ao CNPq e Capes pelo apoio financeiro durante o curso de pós-graduação.

Aos professores Celso Romanel e Deane Mesquita Roehl pelo auxílio financeiro que permitiu minha dedicação integral no desenvolvimento desta dissertação.

Resumo

Huamán, Carmen Julia Ayquipa; Romanel, Celso (Orientador); Roehl, Deane Mesquita (Co-orientadora), **Simulação 3D pelo Método dos Elementos Discretos de Refluxo de Material de Sustentação de Fraturas em Poços de Petróleo. Rio de Janeiro, 2008, 131p**, Dissertação de Mestrado - Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A técnica para estimulação de um campo de petróleo através de fraturamento hidráulico inclui a injeção, com o fluido de fraturamento, de um material para sustentação da abertura da fratura, denominado propante. Uma das dificuldades deste processo é o refluxo do material de sustentação para o interior do poço durante a fase de produção de óleo, ocasionando diversos problemas que podem chegar, em situações extremas, à interrupção definitiva da produção. O controle do fluxo de propante representa, portanto, um grande desafio para a indústria do petróleo. Alguns modelos empíricos - correlação Stimlab, modelo de cunha livre, modelo da velocidade mínima de fluidificação, modelo semi-mecânico - foram desenvolvidos para a previsão desse fenômeno, mas não contemplam todas as variáveis que influenciam no refluxo do material de sustentação da fratura. Uma alternativa aos modelos empíricos é utilizar o método dos elementos discretos para simular computacionalmente a instabilidade do pacote granular. Nesta dissertação busca-se modelar o comportamento do refluxo do propante utilizando uma modelagem 3D da fratura, partículas e fluxo de óleo com auxílio do programa computacional PFC3D baseado no método dos elementos discretos. Os dados das análises (tipos de propante, temperatura, características do fluido e do propante, etc) se referem a 4 cenários principais considerando fraturas sob diversos níveis de tensão e forças de arraste. Foram feitas discussões considerando os resultados numéricos obtidos por análises computacionais bi e tridimensionais, bem como comparações com modelos empíricos de previsão do refluxo do material de sustentação.

Palavras - chave

Método dos elementos discretos, poço de petróleo, refluxo de propante, fraturamento hidráulico, mecânica da partícula.

Abstract

Huamán, Carmen Julia Ayquipa; Romanel, Celso (Advisor); Roehl, Deane Mesquita (Co-Advisor), **3D Simulation by the Discrete Element Method of Proppant Flowback along Fractures in Oil Wells**, Rio de Janeiro, 2008. 131 p. MSc. Dissertation – Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

The technique for stimulating an oil field through hydraulic fracturing consists of pumping into the oil bore the fracturing fluid mixed with a material to hold the fracture open, called proppant. One of the difficulties in this process is the occurrence of proppant flowback into the well bore during oil production, causing several problems that can result, in critical situations, in a definitive interruption of the oil production. Control of proppant flowback represents a great challenge for the petroleum industry. Some empirical models – Stimlab correlation, propped-free wedge model, minimum fluidization velocity, semi-mechanistic model – were developed for prediction of proppant flowback, yet they do not encompass all variable that play a role in this complex phenomenon. An alternative is to employ the discrete element method in order to computationally simulate the instability of the granular package. The main goal of this thesis is to investigate the proppant flowback phenomenon, through a 3D model of the fracture, particles and flow conditions using the computational program PFC3D, a code based on the discrete element method. The input data (type of proppant, temperature, characteristics of the fluid and proppant, etc.) relate to 4 main scenarios that consider fractures under several levels of stress closure and drag forces. The numerical results computed from 2D and 3D analyses were discussed, as well as comparisons were done with the predictions obtained with empirical methods.

Keywords

Discrete element method, oil bore, proppant flowback, hydraulic fracturing, particle mechanics.

Sumário

1.0. INTRODUÇÃO	23
2.0. REFLUXO DO MATERIAL DE SUSTENTAÇÃO: FATORES DETERMINANTES E MODELOS DE PREVISÃO	26
2.1. PRINCIPAIS FATORES QUE INFLUENCIAM NO REFLUXO	26
2.1.1. Largura da Fratura	26
2.1.2. Tensão de Fechamento	28
2.1.3. Forças de Arraste	35
2.2. MODELOS EMPÍRICOS PARA PREVISÃO DO REFLUXO	38
2.2.1. Correlação do Consórcio Stimlab	38
2.2.2. Modelo da Cunha Livre	39
2.2.3. Modelo da Velocidade Mínima de Fluidificação	42
2.2.4. Modelo Semi-mecânico	43
2.2.5. Comparações entre os Modelos Empíricos	47
3.0 MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS E O PROGRAMA PFC	51
3.1. INTRODUÇÃO	51
3.2. MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS	57
3.2.1. Equação do Movimento	58
3.2.2. Forças de Contato	59
3.2.3. Amortecimento Global	62
3.2.4. Integração Numérica	63
3.2.5. Algoritmo de busca por contatos	64
3.2.6. Relações Força-Deslocamento	66
3.2.6.1. Modelo de Hooke	67
3.2.6.2. Modelo Simplificado de Hertz - Mindlin	67

3.2.6.3. Modelo de Hooke - Coulomb	69
3.2.6.4. Modelo Frágil	70
3.2.6.5. Modelo Não Linear - Elástico	70
3.2.7. Acoplamento sólido - fluido	71
3.2.7.1 Abordagem em macro-escala	72
3.2.7.2. Abordagem em meso-escala	72
3.2.7.3. Abordagem em micro-escala	73
3.3. PROGRAMA PFC	73
3.3.1. Introdução	73
3.3.2. PFC2D e PFC3D	75
3.3.3. Características principais do PFC3D	76
3.3.4. Modelagem do fluido	80
3.3.4.1. Equação de interação fluido partícula	81
4.0. APLICAÇÃO DO PFC PARA ESTUDO DO FENÔMENO DO REFLUXO DO PROPANTE	87
4.1. INTRODUÇÃO	87
4.2. CENÁRIO 1	88
4.2.1. Características	88
4.2.2. Modelagem utilizando os programas PFC2D e PFC3D	90
4.2.2.1. Geração de partículas	90
4.2.2.2. Condições de contorno	92
4.2.2.3. Tensão de Fechamento	93
4.2.2.4. Aplicação do Fluido	94
4.2.3. Comentário sobre a definição do modelo 3D	94
4.2.4. Comparações entre as modelagens 2D e 3D	96
4.2.5. Resultados	98
4.3. CENÁRIO 2	101
4.3.1. Características	101
4.3.2. Resultados	102
4.4. CENÁRIO 3	105
4.4.1. Características	105
4.4.2. Resultados	107
4.5. CENÁRIO 4	110

4.5.1. Características	110
4.5.2. Resultados	110
4.6. ANÁLISE DOS RESULTADOS DE ESTABILIDADE DE TODOS OS CENÁRIOS	112
4.6.1. Forças de contato máximas	112
4.6.2. Gradientes de pressão máximos	114
4.6.3. Comparação com resultados da literatura	117
5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES	119
5.1. CONCLUSÕES	119
5.2. SUGESTÕES	123
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	124

Lista de Figuras

- Figura 1.1 - Esquema da técnica de fraturamento hidráulico 24
(EPA, 2004).
- Figura 2.1 – Efeitos da tensão de fechamento na estabilidade 30
da fratura hidráulica (Canon, 2003).
- Figura 2.1a – Condição 3ª da figura 2.1 mostrando a ação de 30
forças mecânicas na direção do poço, originada por elevada
tensão de fechamento, podem contribuir para o refluxo do
material de sustentação da fratura.
- Figura 2.2 – Ilustração da penetração do propante na rocha da 31
fomação (Barree et al., 2003).
- Figura 2.3 - Comparação do embutimento do propantes 31
Interprop Plus 20/40, Jordan 20/40, e AcFrac CR 20/40 dentro
do arenito Ohio, após 100 h usando o fluido de 2% de KCl,
para as tensões de fechamento e temperaturas indicadas
(Penny, 1987).
- Figura 2.4 – Esmagamento e penetração do propante na rocha 32
da formação (apud Legarth et al., 2003)
- Figura 2.5 – Condutividade da fratura a longo prazo em função 33
da concentração de propante (apud
WWW.carboceramics.com).
- Figura 2.6 – Determinação experimental de valores de 33
concentração para assegurar estabilidade do pacote granular,
considerando tensão de fechamento da fratura no intervalo
2000 – 4500 psi (13,67 MPa – 30,75 MPa) na temperatura 120
°C (Haidar, 2003).
- Figura 2.7 – Representação esquemática de *pinch-out* (34
Andrews e Hjørholt, 1998).
- Figura 2.8 – Configuração do pacote granular após 120 36
minutos de fluxo (vazão de 0.5 gpm) em fratura de 0.16
polegadas de largura, sob tensão de fechamento de 500 psi
(Goel et al., 1999).

- Figura 2.9 – Célula de condutividade com retentor 37
transparente e ½ polegada de perfuração utilizada para
ensaios experimentais de fluxo de propante sob variações da
tensão de fechamento, (Jim et al., 1999).
- Figura 2.10 – Modelo de célula de condutividade 37
(transparente) com uma largura simulada de fratura de 3/8"
(Batenburg et al., 1999).
- Figura 2.11 – Modelo de célula de condutividade dividida em 2 37
seções verticais (Batenburg et al., 1999).
- Figura 2.12 – Representação gráfica do modelo Stimlab 39
delimitando regiões de estabilidade para diferentes números
de camadas de grãos de propante no interior da fratura
(Stimlab, 1996-2002).
- Figura 2.13- Representação gráfica do modelo da cunha livre 41
(Andrews e Kjørholt,1998).
- Figura 2.14 – Resultados experimentais de ensaios de 45
laboratório (Canon, 2003).
- Figura 2.15 - Envoltórias para areia na malha 20/40, de acordo 48
ao modelo semi-mecânico, Canon (2003).
- Figura 2.16 - Envoltórias para propante cerâmico de alta 48
resistência na malha 20/40, de acordo ao modelo Semi-
mecânico, Canon (2003).
- Figura 2.17 – Curvas do Modelo da Cunha Livre (apud Canon, 49
2003).
- Figura 2.18 – Curvas do Modelo Semi-Mecânico (apud Canon, 49
2003).
- Figura 3.1 – Resultados gráficos de simulação do DEM para 53
três larguras de fratura (Canon, 2003).
- Figura 3.2 – Variação da força de contato normalizada média 54
com a largura normalizada da fratura.
- Figura 3.3 – Variação da força de contato normalizada máxima 54
com a largura normalizada da fratura.
- Figura 3.4 – Comportamento de material de sustentação para 56

o caso 3c. A esquerda velocidades dos grãos; à direita, forças compressivas de contato, com a tonalidade clara representando grãos sem carregamento, (Asgian et al.,1995).	
Figura 3.5 – Etapas Básicas de ciclo de cálculo do Método dos Elementos Discretos.	57
Figura 3.6 – Representação do sistema de coordenadas global e local.	58
Figura 3.7 – Variáveis que definem um contato.	60
Figura 3.8 – Deformação de dois grãos em contato de acordo com a teoria clássica de Hertz-Mindlin, (Shweiger, 2006).	68
Figura 3.9 – Rigidez normal K_n vs força normal f_n no contato entre grãos de areia média, (Shweiger, 2006).	69
Figura 3.10 – Modelo de Hooke – Coulomb para as direções normal e tangencial.	70
Figura 3.11 – Modelos de rigidez e de deslizamento no contato (manual de PFC3D).	79
Figura 3.12 – Modelos de Ligação (manual de PFC3D).	80
Figura 3.13 – Fluxo através do pacote de partículas (manual PFC3D).	81
Figura 3.14 – Força de arraste em função do diâmetro do grão e gradiente de pressão. (peneiras n. 16 =0,047 in., n. 20 = 0,033 in. e n. 40 = 0,016 in) - Asgian et al (1995).	83
Figura 3.15 – Fluxograma do processo de cálculo no programa PFC3D com o esquema de fluido (manual do PFC3D).	85
Figura 3.16 – Fluxograma do esquema de fluido (manual do PFC3D).	86
Figura 4.1 – Granulometria adotada para os cenários 1,2 e 4.	91
Figura 4.2 – Geração de partículas (discos) pelo programa PFC2D.	91
Figura 4.3 – Geração de partículas (esferas) pelo programa PFC3D.	92
Figura 4.4 – Condições de contorno no problema bidimensional.	92

Figura 4.5 – Condições de contorno no problema tridimensional.	93
Figura 4.6 – Fluxo de partículas pela aplicação da tensão de fechamento (caso 2D).	93
Figura 4.7 – Fluxo de partículas pela aplicação da tensão de fechamento (caso 3D).	94
Figura 4.8 – Vetores de velocidade do fluido na simulação 2D.	94
Figura 4.9 – Vetores de velocidade do fluido na simulação 3D.	94
Figura 4.10 – Resultados em $t=2$ s para o modelo com $h/d_p = 5$	95
Figura 4.11 – Resultados em $t=2$ s para o modelo com $h/d_p = 10$	95
Figura 4.12 – Resultados em $t=2$ s para o modelo com $h/d_p = 20$ (vista lateral na figura superior e vista de topo na figura inferior).	95
Figura 4.13 – Velocidades do fluido ao longo do eixo da fratura em três pontos do pacote granular, determinados com os programas PFC2D e PFC3D.	96
Figura 4.14 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 1.	100
Figura 4.15 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 2.	104
Figura 4.16 – Granulometria do material de sustentação no cenário 3.	106
Figura 4.17 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 3.	109
Figura 4.18 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura,	112

nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 4.

Figura 4.19 – Máximas forças de contato para todas as análises dos cenários 1, 2, 3 e 4. 113

Figura 4.20 – Variações das larguras normalizadas de instabilidade com tensão de fechamento (sem fluxo). 113

Figura 4.21 – Curvas de instabilidade do pacote granular, em função dos gradientes de pressão, tensão de fechamento e largura normalizada da fratura. Os símbolos vazados indicam ocorrência de instabilidade. 115

Figura 4.22 – Comparação da forças de arraste na região posterior do modelo da fratura. 116

Figura 4.23 – Granulometrias usadas na presente dissertação (cenários 1,2,3 e 4) e no trabalho de Asgjan et al (1995). 118

Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Equivalência entre a largura normalizada da fratura e a concentração do propante por área tratada da fratura (Milton-Tayler <i>et al.</i> , 1992).	27
Tabela 2.2 – Valores típicos de resistencia nominal do propante Smax (Canon, 2003).	46
Tabela 2.3 – Estimativas de erro entre o modelo semimecânico e a correlação Stimlab (Canon, 2003).	50
Tabela 3.1 – Características das simulações numéricas de Asgian et al (1995)	57
Tabela 3.2 – Propriedades geotécnicas de uma areia média.	69
Tabela 3.3 – Número máximo de partículas no PFC3D em função da memoria RAM disponível.	75
Tabela 4.1 – Características do Material de Sustentação dos Cenários 1, 2 e 4.	88
Tabela 4.2 – Características do Material de Sustentação do Cenários 3.	88
Tabela 4.3 – Características da Formação do cenário 1	89
Tabela 4.4 - Características do Poço Vertical do cenário 1	89
Tabela 4.5 – Características do Fluido do cenário 1	89
Tabela 4.6 – Características da Fratura do cenário 1	90
Tabela 4.7 – Granulometria utilizada nos cenários 1,2 e 4	91
Tabela 4.8 – Comparação entre os modelos 2D e 3D para o cenário 1.	97
Tabela 4.9 – Resultados da análise de estabilidade por modelos empíricos para o cenário 1, Velozo (2006).	98
Tabela 4.10 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 1	99

Tabela 4.11 – Características da Formação do cenário 2	101
Tabela 4.12 – Características do Poço Vertical do cenário 2	101
Tabela 4.13 – Características do Fluido do cenário 2	102
Tabela 4.14 – Características da Fratura do cenário 2	102
Tabela 4.15 – Resultados da análise de estabilidade por modelos empíricos para o cenário 2, Velozo (2006).	103
Tabela 4.16 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 2	104
Tabela 4.17 – Granulometria do material de sustentação no cenário 3	105
Tabela 4.18 – Características da Formação do cenário 3	106
Tabela 4.19 – Características do Poço Vertical do cenário 3	106
Tabela 4.20 – Características do Fluido do cenário 3	106
Tabela 4.21 – Características da Fratura do cenário 3	107
Tabela 4.22 – Resultados da análise de estabilidade por modelos empíricos para o cenário 3, Cachay (2005).	107
Tabela 4.23 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 3	109
Tabela 4.24 – Características da Formação do cenário 4	110
Tabela 4.25 – Características do Poço Vertical do cenário 4	110
Tabela 4.26 – Características do Fluido do cenário 4	110
Tabela 4.27 – Análises realizados no Cenário 4	111
Tabela 4.28 – Comparação entre modelos para previsão do refluxo de material de sustentação	116

LISTA DE SÍMBOLOS

Alfabeto Latino

- a^o : Raio de superfície de contato circular plana;
- a' : Constante para o modelo Semi-Mecânico = 7,7172;
- A_f : Termo para o cálculo da velocidade mínima do fluidização;
- B_f : Termo para o cálculo da velocidade mínima do fluidização;
- C : Termo do fechamento no modelo de PFW, psia⁻¹;
- C^i : Centro da partícula i;
- C^j : Centro da partícula j;
- C_f : Termo para o cálculo da velocidade mínima do fluidização;
- C_D : Coeficiente de arraste para partículas esféricas;
- c : Coesão;
- C_d : Condutividade;
- C_o : Fator de coesão, usado pelo consorcio Stimlab;
- C_p : Concentração real do propante, lb/ft²;
- $D_{C^i C^j}$: Distância entre centros de dos círculos i e j;
- d : Diâmetro da partícula;
- d_o : Distancia correspondente ao ponto no qual 50% da força máxima (P_o) é atingida
- d_{pi} : Diâmetro das n_p partículas no interior do volume ΔV ;
- \bar{d}_p : Diâmetro médio das partículas;
- D'_p : Diâmetro da partícula em micrones, μ
- D : Diâmetro esférico, modelo de Cunha livre;
- d_p : Diâmetro médio do grão de propante, in;
- dP/dx : Gradiente de pressão, psi/ft;
- d_t : Distância entre dos partículas
- d_{ref} : Diâmetro da referência, 0,0284 in;
- E : Módulo de Young
- E_p : Módulo de Young de partículas esféricas;
- F : Termo de araste, psi/ft;
- f^i : Vetor força, representa as forças (F_x, F_y, F_z) e momentos (M_x, M_y, M_z)
- f_n : Força normal no contato;

f_{ext}	: Forças e momentos devido a cargas externas;
f_{int}	: Forças e momentos resultantes das interações com outras partículas ou obstáculos;
f_{dam}	: Parcela originária das forças de amortecimento do sistema ou amortecimento global;
F_{dsum}	: Soma das forças de arraste;
F_{dij}	: Força de arraste aplicada à partícula i, na direção j;
F_{dix}	: Força de arraste aplicada à partícula i;
f_{intx}	: Força de interação por unidade de volume entre as partículas e o fluido na direção x;
f_{intj}	: Força de interação por unidade de volume na direção j;
F_{ex}	: Gradiente de pressão na qual ocorre o movimento dos grãos em laboratório;
F_{MAX}	: O máximo gradiente estável de pressão para desestabilizar grãos de propante fluxos, psi/ft;
F_m	: Gradiente de pressão crítico previsto por um modelo;
F_t	: Força tangencial;
F_{FV}	: Mínimo gradiente de pressão suficiente para desestabilizar os grãos de propante (psi/ft);
F_{sta}	: Gradiente da pressão estável máximo no modelo Semi-Mecânico, psi/ft;
G	: Módulo de cisalhamento;
h_f	: Altura da fratura, ft;
IP	: Índice de produtividade;
K	: Permeabilidade da formação;
k_f	: Permeabilidade do pacote granular;
k_n	: Rigidez de contato na direção perpendicular à superfície;
k^{rot}	: Rigidez rotacional;
k_s	: Rigidez de contato na direção tangencial de contato;
k_{tran}	: Rigidez translacional;
L	: Comprimento da fratura;
L/d_p	: Comprimento de largura normalizado;
m	: Massa do grão;
m^i	: massa da partícula i;
n	: Porosidade;
n_p	: Número de partículas no interior do volume;
\bar{n}	: Vetor normal;
P_e	: Pressão do reservatório (pressão estática);

- $P_{c,net}$: Tensão de fechamento efetiva;
 P_o : Valor máximo de dt ;
 ΔV : Volume de controle fixo;
 ∇P : Gradiente de pressão ;
 ∇P_j : Gradiente de pressão na direção j ;
 p_p : Poro pressão;
 P_{wf} : Pressão do fluido no fundo do poço;
 Q_p : Vazão de produção;
 rc^i : Vetor que une o centro da partícula C^i ao ponto de contato C ;
 rc^j : Vetor que une o centro da partícula C^j ao ponto de contato C ;
 r : Raio da partícula;
 r_e : Raio do reservatório;
 Re : Número de Reynolds;
 R^i : Raio da partícula i ;
 R^j : Raio da partícula j ;
 SG_p : Densidade do grão;
 S_{MAX} : Resistência nominal do propante em psia;
 S_t : Termo da resistência, modelo Semi-mecânico;
 T : Temperatura;
 Δt : Passo de tempo;
 t : tempo t qualquer;
 t_{crit} : tempo crítico;
 u_j : Velocidade do fluido na direção j
 \ddot{u}_i : Aceleração da partícula i ;
 u_{rn} : Deslocamento relativo normal;
 $u_{m\theta}$: Parcela normal de deslocamento;
 u_{rt} : Deslocamento relativo tangencial;
 u_{θ}^i : Deslocamento traslacional;
 u_{θ}^i : Parcela de deslocamento tangencial devida à rotação θ^i da partícula i ;
 V_c : Velocidade crítica do consorcio Stimlab, ft/s;
 $V_{c,s}$: Velocidade crítica normalizada da companhia Stimlab, ft/s;

v	: Velocidade aparente do fluido;
v_f	: Velocidade mínima de fluidificação, ft/s;
v_{rn}	: Velocidade relativa normal;
v^i	: Velocidade translacional da partícula i;
v^j	: Velocidade translacional da partícula j;
v_r	: Velocidade relativa;
v_θ^i	: Velocidade translacional da partícula i;
$v_{m\theta}$: Parcela normal de velocidade;
v_α^i	: Parcela de velocidade tangencial devida à velocidade rotacional ω^i da partícula i;
v_{rt}	: Velocidade relativa tangencial;
\bar{v}_j	: Velocidade média das partículas na direção j;
W	: Largura da fratura;
W_r	: Largura normalizada;
W_T	: Termo da largura no modelo Semi-Mecânico, in;
w^o	: Deformação do grão;

Alfabeto grego

$\beta_{int j}$: Coeficiente de atrito fluido partícula;
ϵ_{mf}	: Densidade média de vácuos da fase de fluidização mínimo;
μ_f	: Viscosidade dinâmica do fluido, cp;
ρ_f	: Massa específica do fluido;
ρ_p	: Massa específica aparente;
ϕ_s	: Fator de forma para partículas na Equação de Ergun; (1.0 = perfeita esfericidade)
ϕ	: Ângulo de atrito;
D'_p	: Diâmetro da partícula em micrones, μ
σ_{ext}	: Tensão tectônica;
σ_{min}	: Tensão horizontal mínima (in-situ);
ν	: Coeficiente de Poisson;
σ_v	: Tensão de vertical;

α : Constante de Biot.

1 INTRODUÇÃO

Proppant (ou propante em uma adaptação livre para o Português) designa o material de sustentação de fraturas criadas por ruptura hidráulica, no tratamento de poços de petróleo. Os principais tipos de materiais empregados são areias, areias tratadas com resina e propantes cerâmicos.

Areia tem sido o tipo mais utilizado, pela grande disponibilidade na natureza, baixo custo e pelo fato de propiciar uma condutividade adequada à fratura sob tensões de fechamento inferiores a 6.000 psi (41MPa). A areia tratada com resina é mais resistente que a areia pura e, dependendo do tipo de resina, pode resistir a tensões de fechamento da ordem de 8.000 psi (55MPa). Os propantes cerâmicos, dependendo da composição da bauxita empregada em sua fabricação, podem ser de dois tipos: *bauxita sinterizada de resistência intermediária*, para tensão de fechamento entre 5.000 a 10.000 psi (34 a 69 MPa), e a *bauxita sinterizada de resistência elevada*, indicada para tensão de fechamento superior a 10.000 psi (69MPa). Os propantes podem também receber tratamento para aumento de sua resistência ao esmagamento, redução da produção de finos e incremento da aderência entre partículas através da adição de agentes modificadores de superfície (SMA), tratamento com resinas (pré-curadas ou curável), adição de sólidos (fibras, filmes termoplásticos), etc.

Um dos grandes problemas da indústria do petróleo no tratamento de poços através de fraturas criadas por ruptura hidráulica (figura 1), é a ocorrência do refluxo do material de sustentação para o interior do poço, na fase de produção, com as seguintes possíveis conseqüências:

- a) perda da condutividade da fratura, o que reduz os benefícios do tratamento por fraturamento hidráulico;
- b) danos aos equipamentos, com abrasão de válvulas, tubulações e superfícies de dutos;

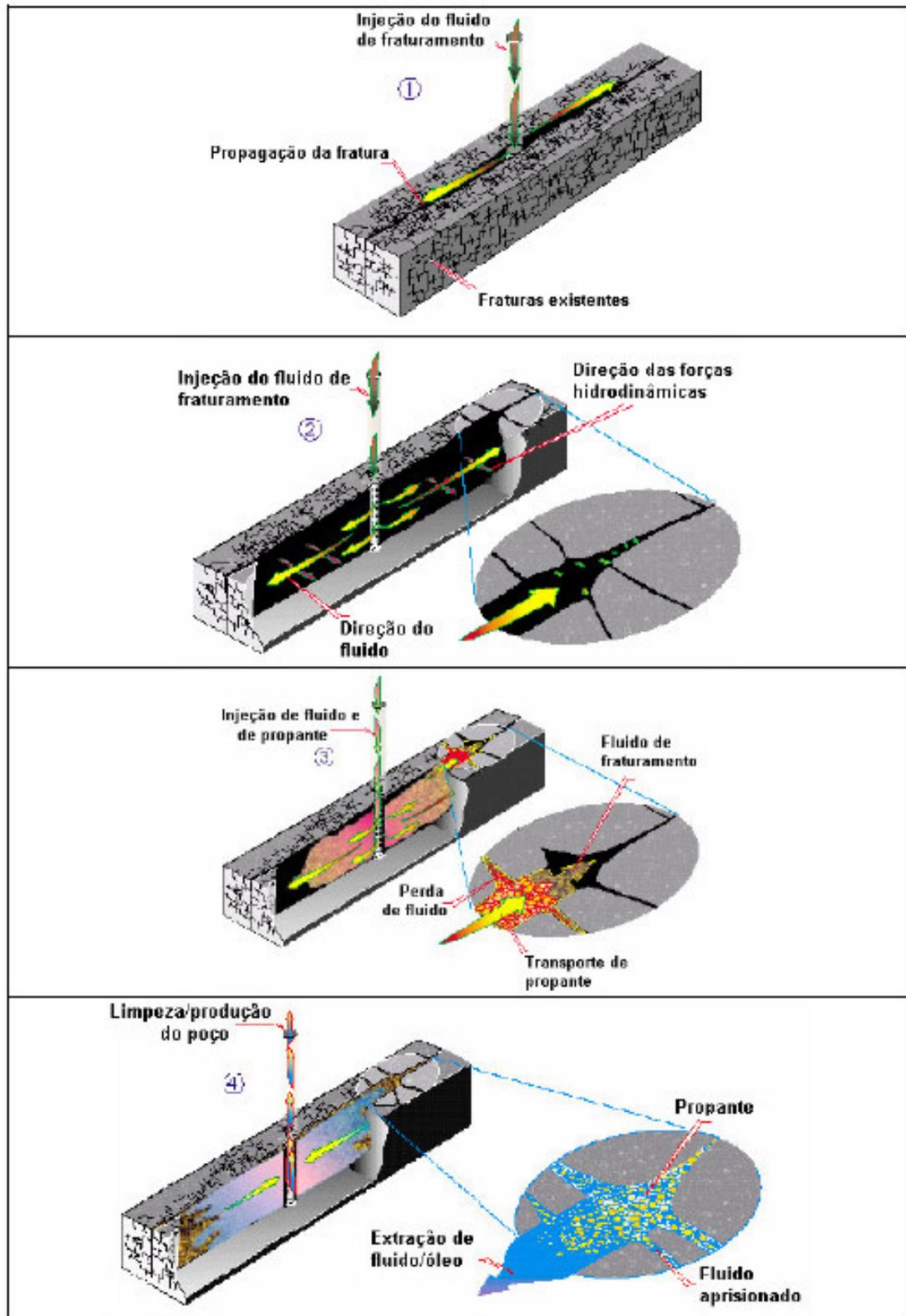


Figura 1.1 - Esquema da técnica de fraturamento hidráulico (EPA, 2004).

- c) atrasos e despesas necessárias para a limpeza do poço e disposição do propante, a não ser em casos em que o poço seja abandonado se os custos para retorno de sua produção sejam considerados excessivos.

O entendimento dos fatores que causam o refluxo do propante é essencial para a sua prevenção. Desde os estudos experimentais de Milton-Taylor et al. (1992) vários autores vêm ativamente investigando este problema. Discrepâncias nos resultados publicados na literatura possam ser encontrados, o que, de certa forma, é natural tendo em vista que apenas recentemente esta área atraiu o interesse da pesquisa.

Vários estudos experimentais, como o da companhia de empresas de petróleo Stimlab, têm auxiliado na compreensão dos mecanismos que governam o refluxo.. Outros modelos empíricos foram propostos na literatura, como o modelo da cunha livre (Andrews e Kjørholdt, 1988) e semi-mecânico (Canon, 2003), dentre outros, baseados em correlações que tendem a ser menos confiáveis à medida que as condições da aplicação do modelo se afastam das condições existentes dos ensaios de laboratório.

Os objetivos desta dissertação de mestrado é de investigar os mecanismos que propiciam estabilidade a um pacote granular, considerando como variáveis de controle a largura normalizada da fratura, a tensão de fechamento e o gradiente de pressão no fluido. A investigação é feita com base no método dos elementos discretos, através do programa computacional PFC (Itasca Consulting Group, 2004), no qual se procura simular o comportamento de um pacote granular sob o ponto de vista da mecânica das partículas, considerando a complexidade das interações mecânicas entre os grãos de propante e a ação do fluido sobre eles.

Este trabalho está dividido em cinco capítulos:

O capítulo 2 descreve os fatores que influenciam o refluxo do propante em fraturas criadas por ruptura hidráulica, bem como os principais modelos empíricos para previsão de sua ocorrência.

O capítulo 3 é dedicado à uma apresentação sobre o método dos elementos discretos e à exposição das principais características, vantagens e desvantagens do programa computacional PFC utilizado nesta investigação.

No capítulo 4 são apresentados os principais resultados numéricos obtidos nesta dissertação, com discussão e comparação dos resultados obtidos por análises

computacionais bi e tridimensionais, bem como através da aplicação de modelos empíricos de previsão do refluxo de materiais de sustentação.

Conclusões da dissertação, bem como sugestões para pesquisas futuras, são feitas no capítulo 5.

2

REFLUXO DO MATERIAL DE SUSTENTAÇÃO: FATORES DETERMINANTES E MODELOS DE PREVISÃO

2.1.

PRINCIPAIS FATORES QUE INFLUENCIAM NO REFLUXO

2.1.1.

Largura da fratura

O fator mais significativo que influencia o refluxo do material de sustentação é a largura da fratura. Estudos experimentais de laboratório conduzidos por Milton-Taylor et al. (1992) indicaram que a maioria das fraturas torna-se instável quando sua largura normalizada (largura real da fratura dividida pelo diâmetro médio do propante) é superior a 6. Esta hipótese também foi confirmada por trabalhos experimentais realizados desde 1996 pelo consórcio de empresas petrolíferas Stimlab.

Ainda que no estabelecimento desta regra geral tenham sido ignorados vários parâmetros que influenciam a estabilidade do pacote granular além da própria largura da fratura, ela foi aplicada com sucesso em muitos casos práticos do tratamento de poços de petróleo. A tabela 2.1 apresenta a equivalência entre a largura normalizada da fratura e concentração de propante, expressa pelo peso do propante por unidade de área tratada da fratura (lb/ft^2).

Tabela 2.1 – Equivalência entre a largura normalizada da fratura e a concentração do propante por área tratada da fratura (Milton-Taylor et al., 1992).

Bauxita			Areia		
Densidade	3,45		Densidade	2,65	
Malha	20/40		Malha	20/40	
Diâmetro médio	0,0248 in		Diâmetro médio	0,0248 in	
Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)
1	0,025	0,267	1	0,025	0,205
2	0,050	0,534	2	0,050	0,410
3	0,074	0,801	3	0,074	0,615
4	0,099	1,068	4	0,099	0,821
5	0,124	1,335	5	0,124	1,026
6	0,149	1,602	6	0,149	1,231
7	0,174	1,869	7	0,174	1,436
8	0,198	2,137	8	0,198	1,641
9	0,223	2,404	9	0,223	1,846
10	0,248	2,671	10	0,248	2,051
Malha	18/30		Malha	18/30	
Diâmetro médio	0,031 in		Diâmetro médio	0,031 in	
Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)
1	0,035	0,383	1	0,025	0,209
2	0,070	0,766	2	0,050	0,417
3	0,105	1,150	3	0,074	0,626
4	0,140	1,533	4	0,099	0,834
5	0,175	1,916	5	0,124	1,043
6	0,210	2,299	6	0,149	1,251
7	0,245	2,682	7	0,174	1,460
8	0,280	3,066	8	0,198	1,668
9	0,315	3,449	9	0,223	1,877
10	0,350	3,832	10	0,248	2,086
Malha	16/30		Malha	16/30	
Diâmetro médio	0,035 in		Diâmetro médio	0,035 in	
Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft²)
1	0,035	0,383	1	0,035	0,294
2	0,070	0,766	2	0,070	0,589
3	0,105	1,150	3	0,105	0,883
4	0,140	1,533	4	0,140	1,177
5	0,175	1,916	5	0,175	1,472
6	0,210	2,299	6	0,210	1,766
7	0,245	2,682	7	0,245	2,060
8	0,280	3,066	8	0,280	2,355
9	0,315	3,449	9	0,315	2,649
10	0,350	3,832	10	0,350	2,943

2.1.2. Tensão de fechamento

A relevância da influência da tensão de fechamento no refluxo do material de sustentação foi demonstrada em vários estudos teóricos e experimentais (Milton-Taylor, 1992; Andrews e Kjørholt, 1998; Parker et al, 1999, dentre outros). Em princípio, é razoável supor que um aumento da tensão de fechamento possa melhorar a resistência ao cisalhamento nos contatos entre partículas, produzindo um pacote granular mais estável, mas a literatura registra casos em que os efeitos de valores excessivos da tensão de fechamento sejam justamente a causa principal do refluxo do material de sustentação devido ao esmagamento dos grãos e/ou rearranjo do pacote granular.

Parker et al (1999), em ensaio de laboratório, obtiveram uma velocidade crítica do fluido, correspondente ao início do refluxo, 20% menor para uma tensão de fechamento 3000 psi do que para 1000 psi.

Como a tensão de fechamento é transmitida ao pacote granular através de forças de contato entre as partículas, constataram que a componente desta força na direção perpendicular ao movimento de fechamento da fratura tende a também promover o refluxo do material de sustentação da fratura na direção do poço.

A tensão de fechamento efetiva ($P_{c,net}$) exercida sobre o propante pode ser quantificada como sendo equivalente à tensão horizontal mínima atuante na formação (σ_{min}) descontada a pressão do fluido no fundo do poço (P_{wf}),

$$P_{c,net} = \sigma_{min} - P_{wf} \quad (2.1a)$$

$$\sigma_{min} = \frac{\nu}{1-\nu} (\sigma_v - \alpha p_p) + \alpha p_p + \sigma_{ext} \quad (2.1b)$$

onde ν representa o coeficiente de Poisson da formação, σ_v é a tensão vertical atuante, α é a constante de Biot, σ_{ext} é a tensão tectônica e p_p é a pressão nos poros.

A figura 2.1 mostra três diferentes condições da tensão de fechamento, segundo Canon (2003). Na primeira, esta é muito baixa e as partículas de propante fluem quase que livremente; na segunda condição, valores mais altos da tensão de fechamento correspondem a maiores valores do atrito desenvolvido

entre partículas e o pacote torna-se estável; na terceira situação, finalmente, ocorrem esmagamentos parciais do propante quando a tensão de fechamento se aproxima da resistência ao esmagamento da partícula e a fratura experimental novamente o refluxo do seu material de sustentação.

De acordo com as conclusões de Parker et al. (1999) uma quarta condição com respeito à tensão de fechamento poderia ser incluída (figura 2.1a), onde a resistência ao deslizamento nos contatos é superada pela componente da força de interação na direção normal às paredes da fratura.

O material de sustentação da fratura deve ser capaz de suportar as condições de operação do poço a longo prazo, que podem envolver elevadas variações da tensão de fechamento da fratura e, conseqüentemente, causar o esmagamento do propante ou mesmo sua penetração na rocha de formação (Legarth *et al.*, 2003; Economides *et al.*, 2002), conforme ilustram as figuras 2.2 e 2.3.

Quanto à penetração do propante na rocha de formação, é interessante mencionar a pesquisa experimental de Milton-Tayler et al. (1992) através de um programa de ensaios de laboratório (célula de refluxo) considerando valores de tensões de confinamento iguais a 500, 1000, 2000 e 3500 psi. Verificaram que no caso de rocha rígida o pacote granular sob tensão de confinamento de 1000 psi e gradiente hidráulico 50 psi/ft é estável para larguras correspondentes a 4.3 diâmetros do propante, enquanto que sob as mesmas condições no caso de rocha deformável (plástica), com ocorrência de penetração, o pacote apresentava-se estável para larguras equivalentes a até 6.1 diâmetros.

Observaram também que para material de sustentação com granulometria baseada em 50% de material com tamanho de peneira 16/20 e 50% com tamanho 16/40 resultou num pacote granular mais estável do que com aqueles formados com quaisquer das duas granulometrias isoladamente. Utilizando uma granulometria mais dispersa (50% 16/20 mais 50% 40/70) verificaram que a fratura se tornou menos estável.

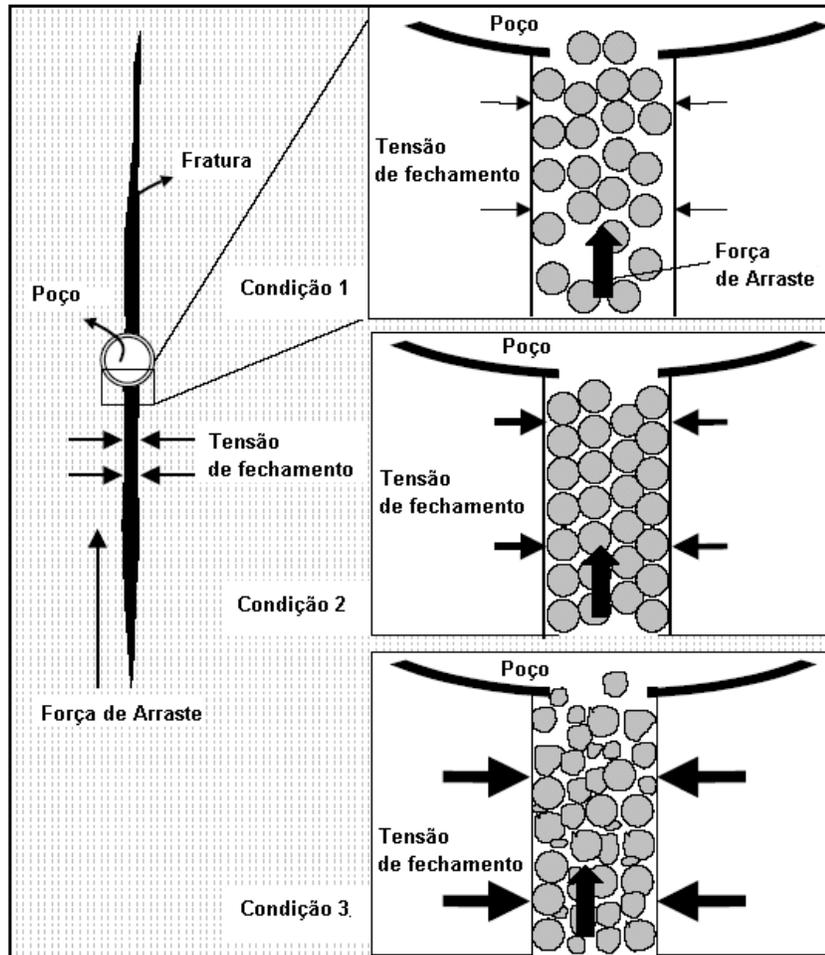


Figura 2.1 – Efeitos da tensão de fechamento na estabilidade de fratura hidráulica.
(Canon, 2003)

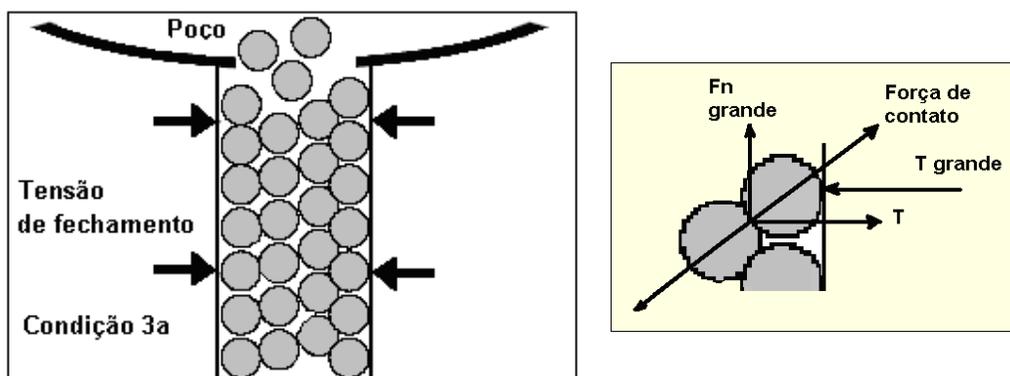
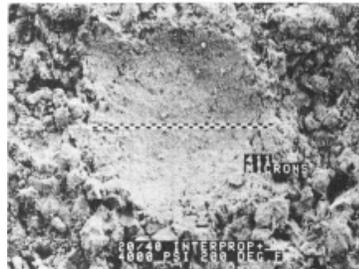


Fig 2.1a – Condição 3ª da figura 2.1 mostrando a ação de forças mecânicas na direção do poço, originada por elevada tensão de fechamento, podem contribuir para o refluxo do material de sustentação da fratura.



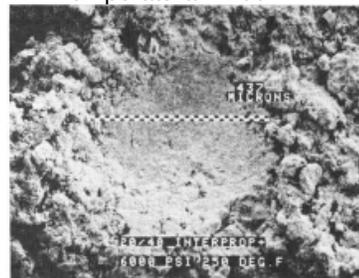
Figura 2.2 – Ilustração da penetração do propante na rocha da formação. (Barree et al. 2003).



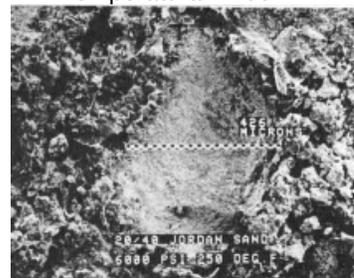
Propante INTERPROP 20/40,
PC,net = 4000 psi
Temperatura = 200 °F



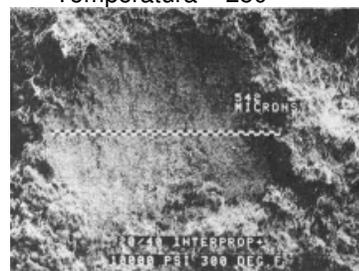
Propante Areia Jordan 20/40
PC,net = 4000 psi
Temperatura = 200 °F



Propante INTERPROP 20/40,
PC,net = 6000 psi
Temperatura = 250 °F



Propante Areia Jordan 20/40
PC,net = 6000 psi
Temperatura = 250 °F



Propante INTERPROP 20/40,
PC,net = 10000 psi
Temperatura = 300 °F



Propante ACFRAC CR 20/40,
PC,net = 8000 psi
Temperatura = 275 °F

Figura 2.3 - Comparação do embutimento do propantes Interprop Plus 20/40, Jordan 20/40, e AcFrac CR 20/40 dentro do arenito Ohio, após 100 h usando o fluido de 2% de KCl, para as tensões de fechamento e temperaturas indicadas (Penny, 1987).

Em relação à possibilidade de esmagamento do propante, quanto menor a concentração do propante, menos uniforme a distribuição das partículas no interior da fratura, maior a tendência de formação de única camada de grãos, maiores os acréscimos de tensão no contato das partículas e maiores as chances de ocorrência de esmagamentos ou penetrações do propante na rocha (Figura 2.4), com a conseqüente diminuição da condutividade da fratura (Figura 2.5).

O esmagamento das partículas, ou a própria desagregação da rocha da formação, produz finos que tendem a invadir o pacote granular, em especial quando o mesmo é constituído por partículas de grande diâmetro, causando o estreitamento dos canais de fluxo e considerável redução na condutividade da fratura. Daí a necessidade de também se controlar a produção de finos através de uma adequada escolha do material de sustentação da fratura.

A figura 2.6 mostra, para determinada tensão de fechamento da fratura, os valores de concentração limites para assegurar a estabilidade da fratura, considerando-se propantes de diversos tamanhos.

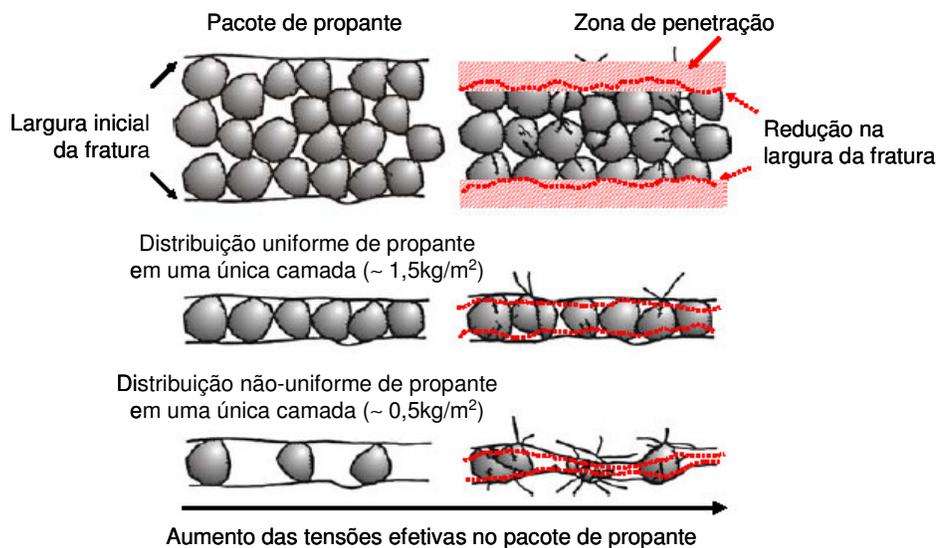


Figura 2.4 – Esmagamento e penetração do propante na rocha da formação (apud Legarth et al., 2003).

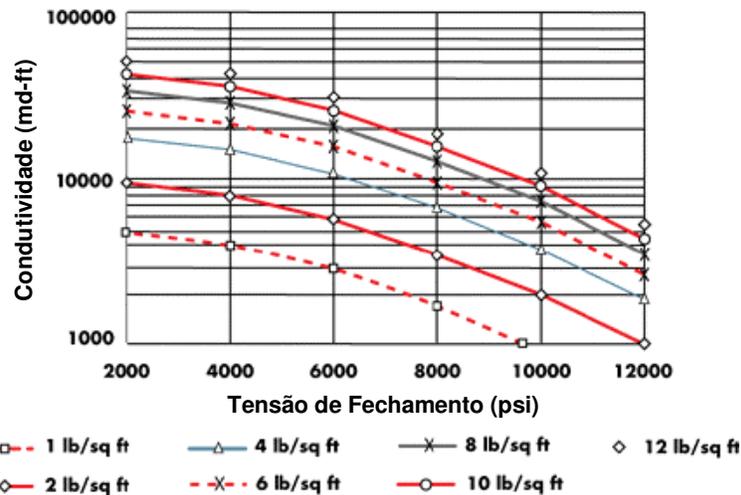


Figura 2.5 – Condutividade da fratura a longo prazo em função da concentração de propante (apud www.carboceramics.com).

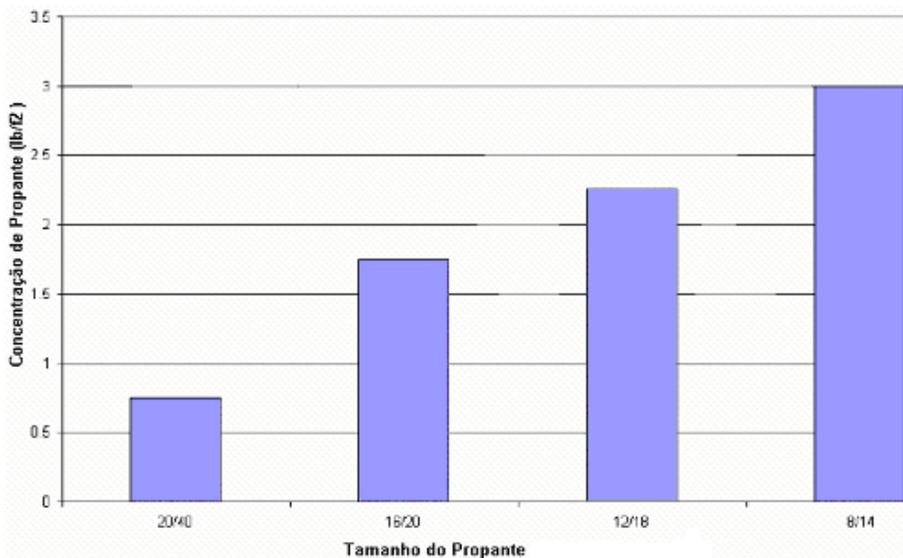


Figura 2.6 – Determinação experimental de valores de concentração para assegurar estabilidade do pacote granular, considerando tensão de fechamento da fratura no intervalo 2000 psi – 4500 psi (13,67 MPa – 30,75 MPa) na temperatura 120° C – (Haidar, 2003).

Finalmente, há que se comentar sobre a possibilidade de movimentos do propante no interior da fratura após cessar o bombeamento responsável pelo fraturamento hidráulico da formação rochosa. Uma fratura vertical geralmente atravessa zonas com diferentes valores da tensão de fechamento, com zonas sob

altas tensões tendendo a fechar primeiramente e causando o deslocamento do propante para as zonas sob tensões mais baixas.

Andrews e Kjørholt et al. (1998) reportaram efeitos benéficos do fechamento de fratura junto à boca do poço (*pinch-out effect* ou estrangulamento), quando uma tendência inicial do refluxo do material de sustentação pode ser inibida como resultado das tensões *in situ* (figura 2.7). À medida que a fratura fecha devido ao deslocamento do material de sustentação, o refluxo pode cessar devido a certa quantidade de propante que, presa na região mais estreita da fratura, termina por estabilizar todo o pacote granular.

Para a previsão do refluxo de material de sustentação, é portanto necessário considerar-se, além do comportamento do fluido e da geometria da fratura, a modelagem do comportamento da rocha.

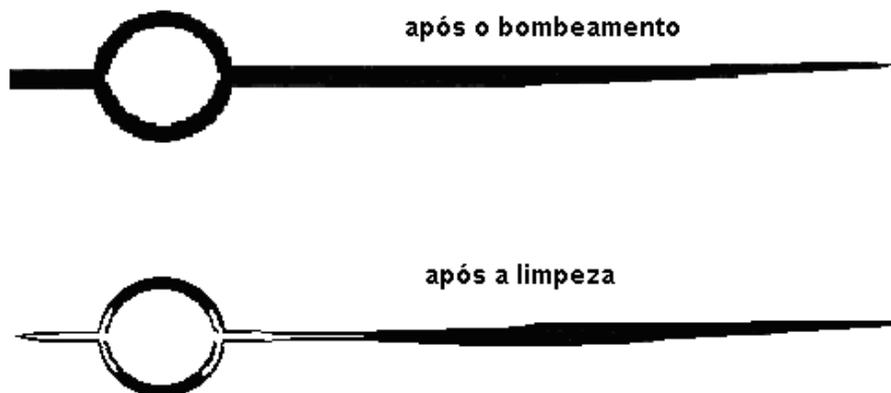


Figura 2.7- Representação esquemática de *pinch-out* (Andrews e Kjørholt,1998)

2.1.3. Forças de arraste

As forças de arraste (ou hidrodinâmicas) relacionam-se diretamente com a variação de pressão que sempre ocorre quando fluidos se movimentam. Esta

queda de pressão depende da viscosidade e velocidade do fluido, bem como da permeabilidade do propante. A influência das forças de arraste é dependente da tensão de fechamento atuante na fratura (Andrews e Kjørholt, 1998). Para casos em que a tensão de fechamento assume valores extremamente baixos ou altos, o pacote granular tende a se tornar instável, mesmo para forças de arraste de intensidade limitada. Por outro lado, nos casos em que os valores da tensão de fechamento forem intermediários, as forças de arraste exercem influência dominante no fenômeno do refluxo do material de sustentação da fratura.

A resistência ao movimento de um fluido através dos canais formados por poros interconectados gera uma força de arraste que pode ser subdividida em 2 parcelas: (1) forças de arraste viscosas; (2) forças de arraste inerciais. Dependendo da velocidade do fluxo, uma ou outra pode tornar-se preponderante no fenômeno.

Na literatura registram-se várias pesquisas experimentais procurando relacionar valores de vazão (ou velocidade) críticos com tensão de fechamento e largura da fratura – parâmetros principais que influem no refluxo do material de sustentação da fratura

Goel et al. (1999) fizeram ensaios com diferentes tamanhos de grãos, diferentes tensões de fechamento (até 1000 psi) e diferentes valores de vazão utilizando uma célula de condutividade (figura 2.8) composta por 2 pratos paralelos, sobre os quais se aplica uma tensão de fechamento mediante atuadores hidráulicos. A vazão da água bombeada através do pacote granular é incrementada até que o fluxo das partículas de areia ocorra. Os resultados experimentais mostram que a vazão crítica de fluxo decresceu com o aumento da tensão de fechamento ou com o aumento da largura relativa (em relação ao diâmetro das partículas) da fratura.

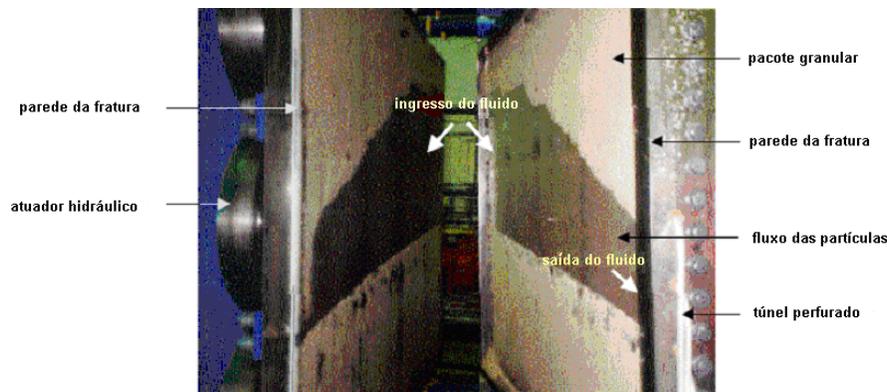


Figura 2.8 – Configuração do pacote granular após 120 minutos de fluxo (vazão de 0.5 gpm) em fratura de 0.16 polegadas de largura, sob tensão de fechamento de 500 psi (Goel et al., 1999).

Weaver et al. (1999) e Parker et al. (1999) também utilizaram um célula de condutividade sob diferentes tensões de fechamento (figura 2.9). Chegaram às mesmas conclusões de Goel et al (1999), observando que a vazão de fluxo crítico diminui com o aumento da tensão de fechamento e que para uma determinada tensão de fechamento a vazão de fluxo crítico aumenta com o tamanho do propante. Terracina et al. (2001) constaram que o tratamento do propante (SMA e ESMA) incrementa a vazão de fluxo crítica e que, quanto maior a temperatura, menor a viscosidade do fluido, menores as forças de arraste sobre as partículas e, portanto, maior a vazão de fluxo crítica para ocorrência do refluxo do material de sustentação.

Batenburg et al. (1999) fizeram um conjunto de ensaios para simulação do fluxo de propante, observando a formação de canais abertos estáveis dentro das fraturas hidráulicas, conforme apresentado nas figuras 2.10 e 2.11.

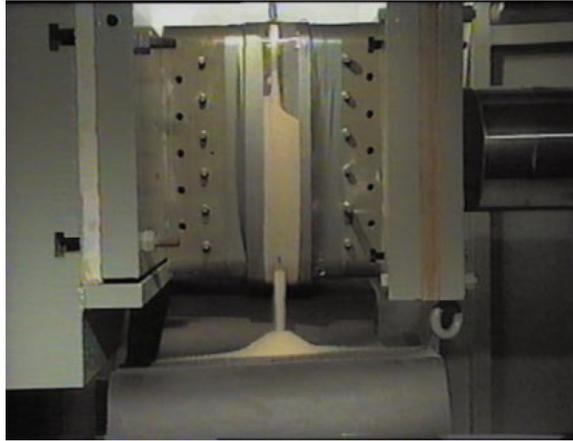


Figura 2.9 - Célula de condutividade com retentor transparente e ½ polegada de perfuração utilizada para ensaios experimentais de fluxo de propante sob variações da tensão de fechamento, (Jim et al., 1999).

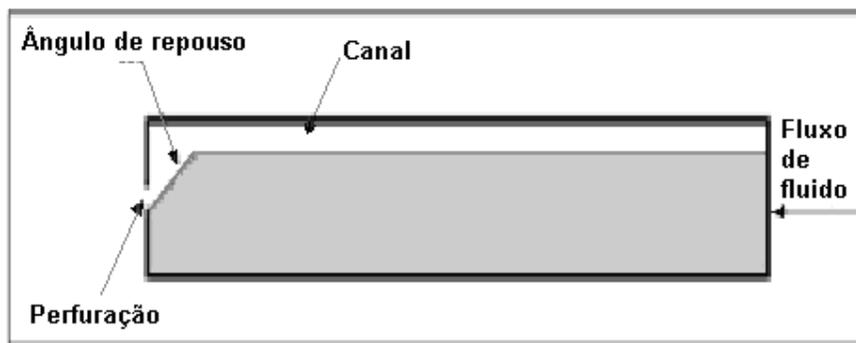


Figura 2.10 - Modelo de célula de condutividade (transparente) com uma largura simulada de fratura de 3/8" (Batenburg et al., 1999).



Figura 2.11 - Modelo de célula de condutividade dividida em 2 seções verticais (Batenburg et al., 1999).

2.2. MODELOS EMPÍRICOS PARA PREVISÃO DE REFLUXO

2.2.1. Correlação da Companhia Stimlab

Essa correlação foi obtida mediante ensaios de laboratório executados pelo consórcio de empresas petrolíferas coordenadas pela companhia Stimlab na tentativa de simular as condições reais de uma fratura através de um aparato denominado célula de refluxo.

O modelo apresenta como variável de controle a velocidade crítica do fluido, ou seja, a velocidade acima da qual a produção do material de sustentação tende a ocorrer. A correlação elaborada para a determinação da velocidade crítica normalizada ($V_{c,s}$) (ft/s), foi elaborada em função do diâmetro médio das partículas de propante (d_p) (em polegadas), da concentração de propante (C_p) (lb/ft²), da viscosidade do fluido (μ) (cp), da densidade específica do propante SG_p , da tensão efetiva sobre o propante ($P_{c,net}$) (psia), da largura normalizada da fratura (W_r) (largura real da fratura dividida pelo diâmetro médio da partícula de propante) e do fator de coesão C_o , proposto pela companhia Stimlab, cujo valor varia de 1 a 3 dependendo do aditivo misturado no tratamento de propantes. Esta correlação está definida pela equação (2.2):

$$V_{c,s} = 21,17 \left[\frac{SG_p d_p^2}{C_p \mu} \right] C_o + 0,131 \left[\frac{P_{c,net}}{13W_r^{3,5}} \right]^3 \quad (2.2)$$

onde a velocidade $V_{c,s}$ representa um valor normalizado para uma fratura sustentada por 8,4 camadas de propante de tamanho 20/40. Para converter à velocidade real de interesse, também em ft/s, deve ser empregada a seguinte relação:

$$V_c = V_{c,s} \left(\frac{8,4}{W_r} \right) \left(\frac{25,4d_p}{0,72} \right) \quad (2.3)$$

A figura 2.12 mostra as curvas que delimitam as regiões estáveis e instáveis do material de sustentação de acordo com a correlação da companhia Stimlab.

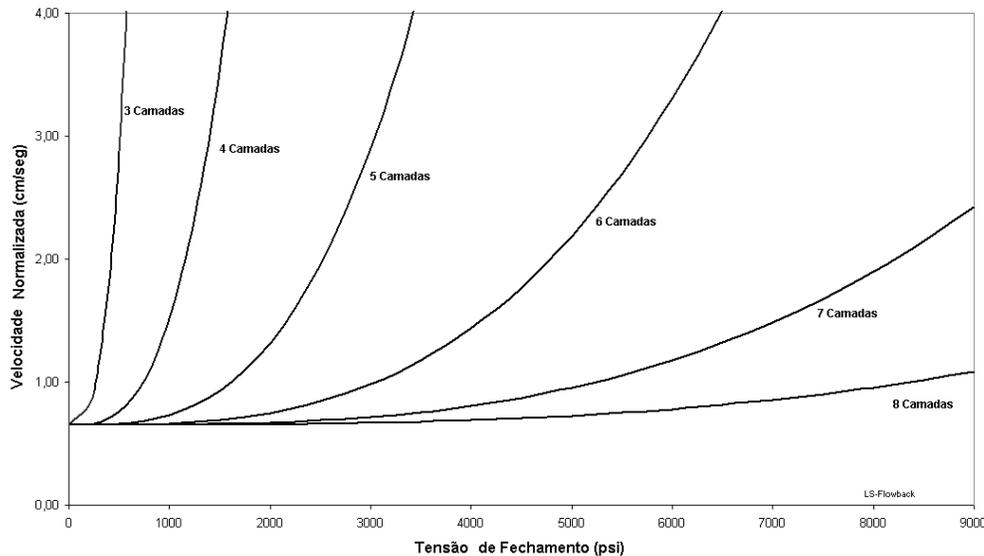


Figura 2.12 - Representação gráfica do modelo Stimlab delimitando regiões de estabilidade para diferentes números de camadas de grãos de propante no interior da fratura (Stimlab, 1996-2002).

2.2.2. Modelo da Cunha Livre

Este modelo foi desenvolvido por Andrews e Kjørholdt (1998) com base nos resultados de 50 ensaios de laboratório, sob condição de fluxo monofásico, realizados pelo consórcio Stimlab até 1994.

O modelo, representado graficamente na figura 2.13, considera os efeitos da largura normalizada da fratura (W_r), das forças hidrodinâmicas ou de arraste através do termo F , definido pela equação 2.4a, e da tensão de fechamento da fratura, através do termo C da equação 2.5.

$$F = \frac{dP}{dx} \left(\frac{d_p}{d_{ref}} \right)^3 \quad (2.4a)$$

onde o gradiente de pressão dP/dx e o termo de arraste (F) são expressos em psi/ft e o fator de escala (d_p/d_{ref}) é adimensional com $d_{ref} = 0,0721 \text{ cm} = 0,0284 \text{ in}$, correspondente ao diâmetro médio do propante *Carbolite* 20/40. A

normalização cúbica para o termo de arraste é proporcional à força de corpo atuante sobre um grão esférico de diâmetro (D) gerada pelo movimento do fluido (equação 2.4b). Assim, para as mesmas condições de fluxo (gradiente hidráulico) propantes de maior diâmetro sofrerão a ação das maiores forças desestabilizadoras.

$$F_p = \frac{4}{3} \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 (dP / dx) \quad (2.4b)$$

Quanto ao termo do fechamento da fratura,

$$C = \frac{1}{P_{c,net}} \left(\frac{d_{ref}}{d_p} \right)^2 \quad (2.5)$$

C é expresso em $psia^{-1}$ visto que a tensão de fechamento efetiva ($P_{c,net}$) é escrita em termos de $psia$. Assumindo que quanto maior for o diâmetro do propante, menor será o número de grãos em contato com as superfícies da fratura e, conseqüentemente, maior será o valor da tensão normal no contato propante / superfície da fratura. Considerando um pacote denso de esferas para representar o pacote granular, é possível provar que o efeito no termo de fechamento da fratura pode ser quantificado através de uma função quadrática do diâmetro médio das esferas, o que justifica a normalização na equação 2.5.

As curvas da figura 2.13 delimitam os contornos de largura normalizada de fratura (W_r) correspondentes ao início da produção do material de sustentação sob determinadas condições de fechamento da fratura ($1/C$) e de força de arraste (F). Os valores experimentais (provenientes dos 50 resultados de ensaios) estão também marcados sobre este gráfico.

As equações das curvas foram expressas por Andrews e Kjørholt (1998) através do seguinte polinômio

$$W_{r,max} = 3,2 + 5,51 \times 10^3 C - 5,47 \times 10^5 C^2 + 0,17F + 1,61 \times 10^3 CF - 6,92 \times 10^3 F^2 - 5,34 \times 10^5 C^2 F \quad (2.6)$$

onde a largura normalizada estável máxima ($W_{r,max}$) é obtida como uma variável adimensional em função dos termos de arraste (F) e da tensão de fechamento definidos anteriormente.

As formas das curvas sugerem duas regiões de comportamento diferentes. Na primeira, onde a tensão de fechamento é baixa ($C > 1,5 \times 10^{-3}$), as forças de arraste tornam-se dominantes no processo de refluxo do material de sustentação; podendo-se observar nesta região que fraturas relativamente largas são ainda estáveis se as forças de arraste atuantes forem de baixa intensidade. Um pequeno aumento da velocidade de fluxo (logo, do termo F) pode no entanto desestabilizar o pacote granular e iniciar a produção de propante. À medida que a tensão de fechamento aumenta, a estabilidade do pacote é majorada devido ao aumento das forças de atrito inter-partículas, até o ponto onde o termo de fechamento atinge o valor aproximado 10^{-3} . A partir daí, além do qual os efeitos da tensão de fechamento começam a ser opostos, devido à ocorrência de esmagamentos, formação de finos e perda de estabilidade. Isto significa que as forças de contato entre grãos tornam-se tão grandes que um esmagamento parcial pode ocorrer e, conseqüentemente, produzir instabilidade do pacote granular.

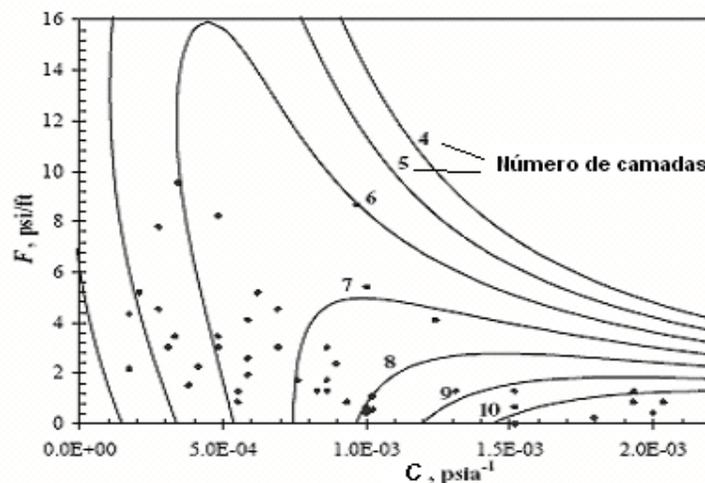


Figura 2.13 - Representação gráfica do modelo da cunha livre (Andrews e Kjørholt, 1998).

A forma das curvas da figura 2.13 para seis ou menos camadas não é muito convincente, porque pode-se concluir que determinada fratura é instável sob um valor baixo da força de arraste ou estável para um valor alto desta mesma força.

Isto é uma limitação do modelo, baseado no ajuste dos dados de laboratório pelo polinômio da equação 2.6. Entretanto, apesar desta e de outras restrições (validade apenas para os intervalos de F e C representados na figura. 2.13; aplicabilidade para diferentes tipos de propante ainda não extensivamente testada, etc.), o modelo de cunha livre tem o mérito de incorporar, de maneira consistente, a interação entre os fatores mais importantes (largura de fratura, tensão de fechamento, forças de arraste) que controlam o fenômeno do refluxo do material de sustentação em fraturas hidráulicas.

2.2.3. Modelo da Velocidade Mínima de Fluidificação

Esse modelo é baseado no valor de uma velocidade mínima de fluido (v_f) a partir da qual as partículas não permanecem mais em repouso, mas se “fluidificam” sob a ação do movimento do fluido. Neste momento, a porosidade do pacote de partículas sólidas também aumenta para um valor crítico chamado de “porosidade mínima para fluidificação” (ϵ_{mf}). (McCabe e. Smith, 1976).

A velocidade de fluxo na qual a fluidificação das partículas se inicia pode ser estimada mediante a extrapolação da equação de Ergun (1952) para o caso de várias camadas de partículas, obtendo-se então a seguinte expressão (Stadlman, et al, 1985):

$$(1 - \epsilon_{mf})(\rho_p - \rho_f)g = 150 \frac{(1 - \epsilon_{mf}) (1488,16)v_f}{\epsilon_{mf}^3 [\phi_s(dp/12)]^2} + \frac{1,75(1 - \epsilon_{mf})}{\epsilon_{mf}^3} \frac{\rho_f v_f^2}{\phi_s(dp/12)} \quad (2.7)$$

onde g representa a aceleração da gravidade (32ft/s^2), d_p é o diâmetro médio das partículas de propante em polegadas, μ a viscosidade do fluido expressa em cp, v_f é a velocidade de fluidificação, ρ_p e ρ_f são as massas específicas do propante e do fluido, respectivamente, nas unidades lb_m/ft^3 .

Se a esfericidade das partículas (ϕ_s) (esfericidade perfeita $\phi_s = 1.0$) e a porosidade mínima para fluidificação (ϵ_{mf}) puderem ser estimadas, então a velocidade mínima de fluidificação v_f pode ser determinada pela equação 2.7 ou, mais facilmente, pelas equações 2.8 abaixo. O propante é considerado estável se a velocidade de fluxo for inferior ao valor de (v_f) assim calculado.

$$v_f = \frac{-B_f + \sqrt{(B_f^2 - 4A_f C_f)}}{2A_f} \quad (2.8a)$$

$$A_f = \frac{1,75(d_p / 12)^2 \rho_f^2}{\phi_s \varepsilon_{mf}^3 (\mu_f / 1488,16)^2}$$

$$B_f = \frac{150(d_p / 12) \rho_f (1 - \varepsilon_{mf})}{\phi_f^2 \varepsilon_{mf}^3 (\mu_f / 1488,16)} \quad (2.8b)$$

$$C_f = \frac{-g \rho_f (d_p / 12)^3 (62,428 SG_p - \rho_f)}{(\mu_f / 1488,16)^2}$$

$$\varepsilon_{mf} = 1 - 0,356(\log D'_p - 1) \quad (2.8c)$$

onde D'_p representa o diâmetro da partícula em micron.

Os modelos propostos na literatura com base na velocidade mínima de fluidificação não consideram a influência da tensão de fechamento da fratura na estabilidade do pacote granular. Conseqüentemente, estes modelos (Sparlin e Hagen, 1995; Parker, Weaver e Van Batenburg, 1999; Stadalman, 1985) são somente aplicáveis para situações de baixos valores da tensão de fechamento da fratura ou grandes valores de largura da fratura. Neste último caso, de acordo com os modelos empíricos Stimlab e da Cunha Livre, a maioria das fraturas tende a ser instável independentemente da tensão de fechamento atuante.

2.2.4. Modelo Semi-Mecânico

Esse modelo foi proposto por Canon (2003) através da combinação do modelo da Velocidade Mínima de Fluidificação com o modelo da Cunha Livre, apresentando as seguintes características básicas:

- a interação entre a tensão de fechamento da fratura, as forças de arraste e a largura da fratura reflete-se na forma do modelo de cunha livre.
- a influência da largura normalizada da fratura é altamente relevante, o modelo semi-mecânico incorpora também os resultados

determinados em estudos experimentais (Milton-Taylor et al., 1992) e teóricos (Asgian e Cundall, 1995) para os quais fraturas de grande largura tendem a ser instáveis;

- sempre há uma velocidade mínima necessária para mobilizar os grãos de propante. Logo, as curvas do modelo de cunha livre (Figura 2.13) não podem cruzar o eixo das abscissas. Na realidade, elas tendem a se tornar assintóticas sob um valor de gradiente de pressão que pode ser calculado através da equação de Ergun (equação 2.7).
- As propriedades do propante também podem ser incluídas no novo modelo. A região de desestabilização mecânica, descrita pelo modelo de cunha livre, será relacionada com a resistência do material que constitui o propante. A figura 2.14 mostra uma redução da estabilidade para altos valores da tensão de fechamento que, segundo Canon (2003), possivelmente é causada pela ocorrência de esmagamento de grãos.

No modelo semi-mecânico os cálculos relacionados com o critério de estabilidade iniciam com a determinação do gradiente de pressão através da equação (2.9).

$$F_{sta} = W_T \exp \left[-0,5 \left(\frac{\ln(P_{c,net}) - a'}{S_T} \right)^2 \right] + F_{FV} \quad (2.9)$$

onde F_{sta} representa o máximo gradiente de pressão que uma fratura estável pode suportar, sob determinadas condições de tensão de fechamento, largura da fratura e resistência do propante. O gradiente de pressão é expresso em unidades psi/ft, enquanto que a pressão final de fechamento ($P_{c,net}$) é escrita em unidades *psia*. O termo a' é considerado constante e igual a 7.7172, enquanto que F_{FV} representa o mínimo gradiente de pressão suficiente para desestabilizar grãos do propante (psi/ft), valor dependente da mínima velocidade de fluidificação do pacote granular.

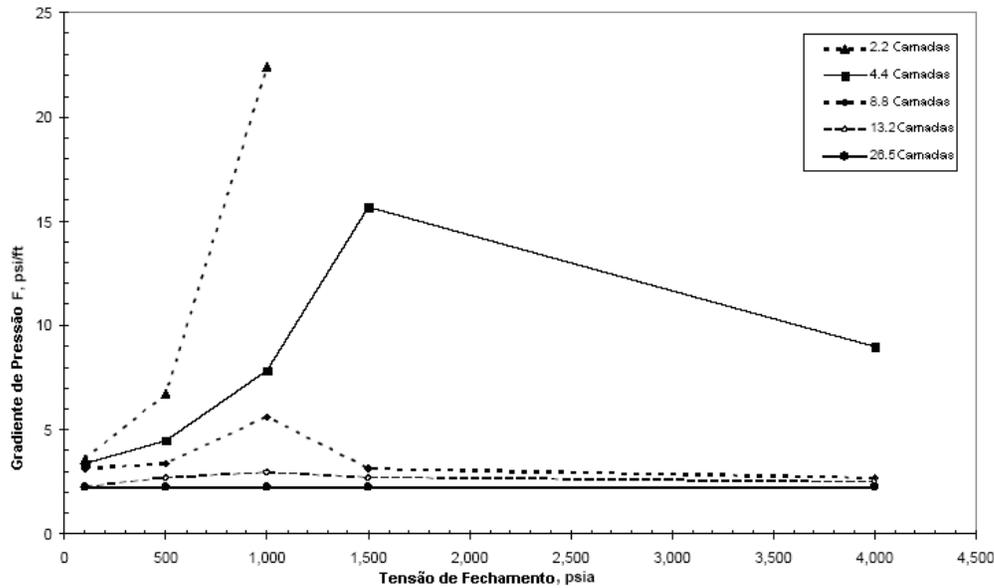


Figura 2.14 – Resultados experimentais de ensaios de laboratório (Canon, 2003).

As variáveis restantes da equação 2.9 correspondem aos termos de largura da fratura W_T (equação 2.10a) e da resistência do propante S_T (equação 2.10b).

$$W_T = 1422,5 \exp(-1,0483W_r) \quad (2.10a)$$

$$S_T = 3 \times 10^{-5} S_{MAX} + 0,22368 \quad (2.10b)$$

onde W_r é a largura normalizada da fratura em relação do diâmetro médio do propante e S_{MAX} representa a resistência nominal do propante em unidades psia, normalmente fornecido pelo fabricante.

A tabela 2.2 lista valores típicos de S_{MAX} para vários tipos de propantes, assim como os valores de tamanho e densidade dos grãos (SG_p), coeficientes de permeabilidade nominal e reduzida. Estes valores de resistência nominal (S_{MAX}) foram obtidos experimentalmente aplicando-se tensões de confinamento que causaram a redução do coeficiente de permeabilidade do pacote granular em 15% do valor nominal, em consequência do esmagamento de algumas partículas de propante.

Tabela 2.2 – Valores típicos da resistência nominal do propante S_{MAX} (Canon, 2003)

Propante	Tamanho da Malha	SG	kf nominal (md)	kf reduzido (md)	Resistência Nominal (psia)
Areia Brady	12/20	2.65	1,000,000	150,000	6,500
Areia Brady	16/30	2.65	300,000	45,000	7,600
Areia Brady	20/40	2.65	300,000	45,000	6,420
Areia Hickory	12/20	2.65	1,000,000	150,000	6,550
Areia de Silica do Colorado	16/30	2.65	300,000	45,000	4,800
Arenito Ohio +2%KCl	16/20	2.65	350,000	52,500	13,700
Arenito Ohio +2%KCl	16/30	2.65	350,000	52,500	11,200
Arenito Ohio +2%KCl	20/40	2.65	250,000	37,500	9,038
Propante Sinterizado	16/20	3.62	360,000	54,000	19,200
Propante Sinterizado	16/30	3.62	360,000	54,000	17,800
Propante Sinterizado	20/40	3.62	360,000	54,000	18,400
Cerâmica (Lt Wt)	20/40	2.7	360,000	54,000	12,100
Cerâmica (IS)	20/40	3.2	385,000	57,750	14,050
Cerâmica (HS)	20/40	3.5	539,000	80,850	16,200

Como pode ser percebido na equação 2.9, o termo W_T é proporcional à F_{sta} , de tal modo que com o crescimento de W_T o pacote granular tende a se tornar mais estável. O termo (W_T) também sofre um significativo decréscimo quando W_r varia de 2 para 7, tornando-se pequeno e praticamente constante para valores da largura normalizada da fratura W_r superiores a 7.

O termo F_{FV} da equação 2.9 depende da velocidade mínima de fluidificação v_f que pode ser calculado, conforme já mencionado, pela equação de Ergun. Uma vez determinada, o mínimo gradiente de pressão suficiente pra desestabilizar os grãos pode ser calculado pela lei de Darcy como:

$$F_{FV} = 1,365 \times 10^7 \frac{v_f \mu_f}{k_f} \quad (2.11)$$

onde μ_f é a viscosidade do fluido (cp) e k_f a permeabilidade do pacote granular (md).

Calculado o máximo gradiente de pressão F_{sta} pela equação 2.9, este valor é comparado com o gradiente de pressão real na fratura. Caso este seja inferior a F_{sta} então a fratura é estável; caso contrário, instável.

As figuras 2.15 e 2.16 mostram as envoltórias que representam diferentes regiões de estabilidade para dois tipos de propante. Cada curva corresponde à determinada largura normalizada de fratura (ou número de camadas de propante). A maneira de utilização destas curvas é a seguinte:

- a) a tensão de fechamento da fratura é estimada e o gradiente de pressão do fluido na fratura é calculado;
- b) com a informação acima, um ponto é localizado nos gráficos das Figuras. 2.15 ou 2.16. Se o ponto estiver situado no interior da envoltória correspondente à largura normalizada da fratura, então esta pode ser considerada estável. Caso contrário, a produção de material de sustentação é esperada acontecer da fratura reflete-se na forma do modelo de cunha livre.

2.2.5. Comparações entre os Modelos Empíricos

Canon (2003) fez uma comparação entre os modelos Semi-Mecânico e o da Cunha Livre. Na figura 2.17 observa-se que no modelo da Cunha Livre uma fratura de largura normalizada (W_r) de 5 sob tensão de fechamento efetiva ($P_{c,net}$) de 4200 psi e sujeita a um gradiente de pressão (F) de 1 psi/ft é considerado instável, enquanto que sob um gradiente de pressão (F) de 4.5 psi/ft a mesma fratura é classificada como estável. Na figura 2.18 a mesma análise é repetida agora, de forma mais coerente, com o modelo Semi-Mecânico.

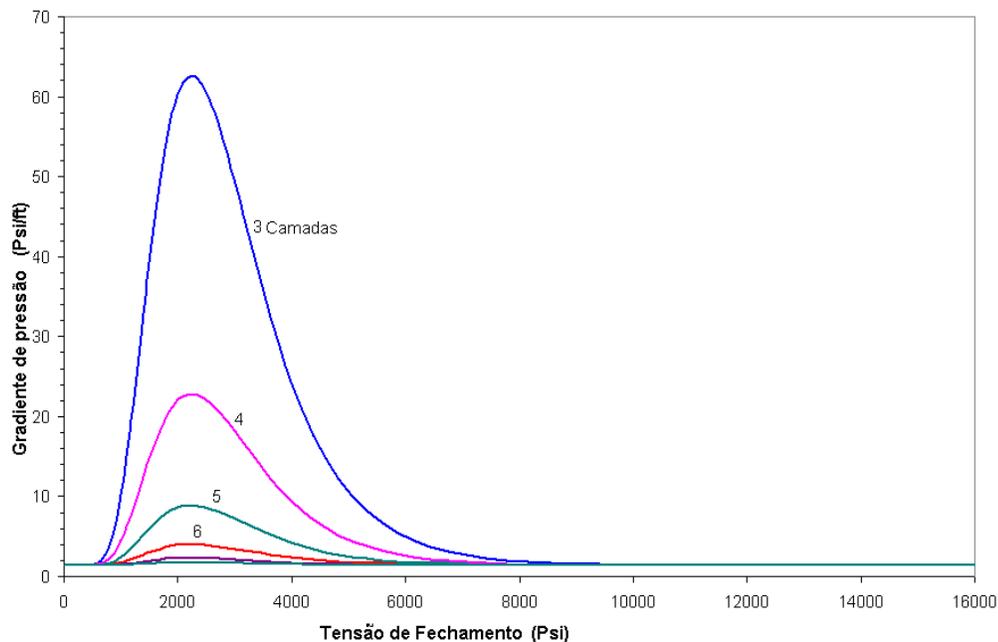


Figura 2.15 - Envoltórias para propante arenoso na malha 20/40 (Canon, 2003).

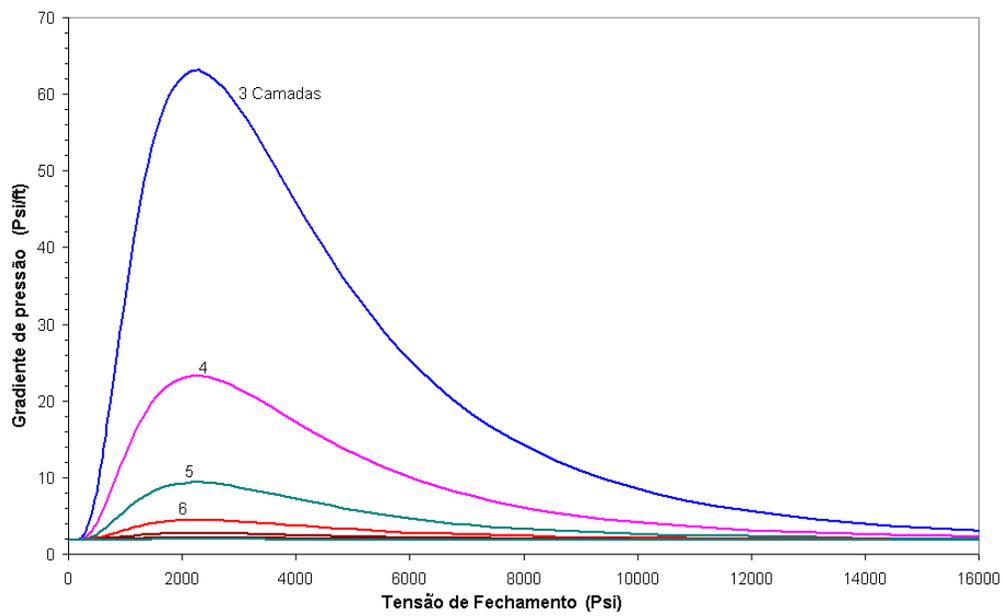


Figura 2.16 – Envoltórias para propante cerâmico de alta resistência na malha 20/40 (Canon, 2003).

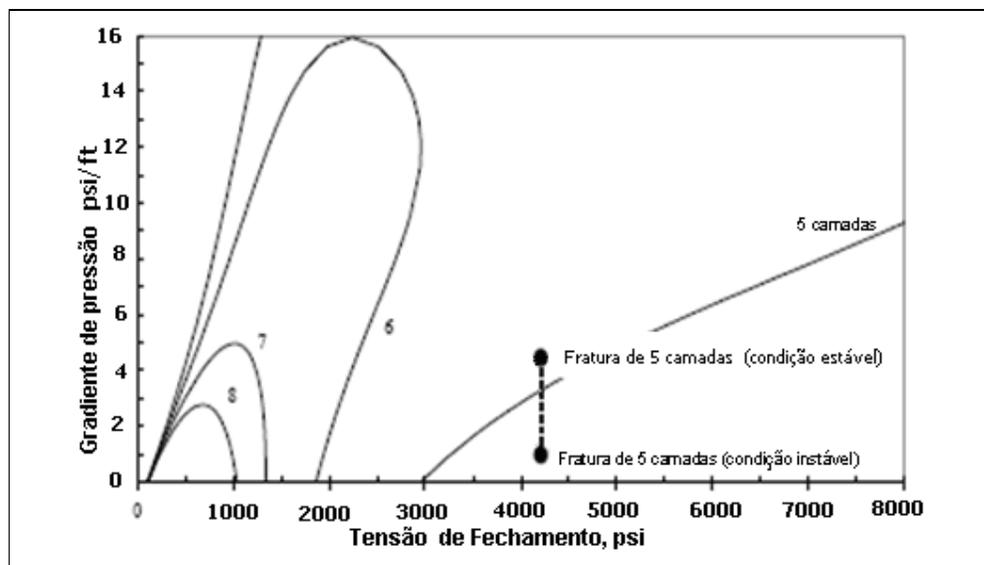


Figura 2.17 – Curvas do Modelo de Cunha Livre (apud. Canon, 2003)

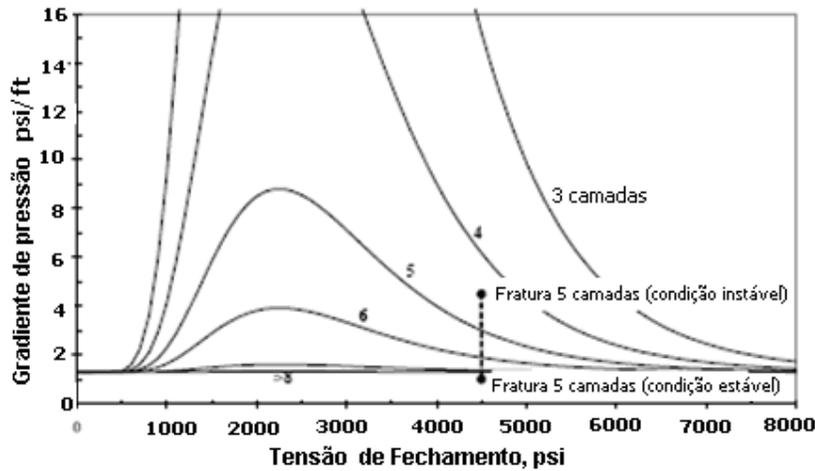


Figura 2.18 – Curvas do Modelo Semi-Mecânico (apud. Canon, 2003).

Uma comparação entre os modelos semi-mecânico e do consórcio Stimlab também foi feita por Canon (2003). O modelo Stimlab reproduz as condições da fratura hidráulica circulando fluido através de um pacote de areia entre duas placas paralelas. O ensaio de laboratório consiste em aumentar o fluxo sob condições específicas de pressão e largura da fratura. A velocidade a partir da qual ocorre o movimento dos grãos é registrada, bem como o correspondente gradiente de pressão (F_{ex}). Esta última variável é considerada para uma análise de erros, abaixo definidos, onde F_m representa o gradiente de pressão crítico previsto por um modelo (correlação Stimlab ou semi-mecânico):

a) Erro absoluto médio (AAE)

$$AAE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{F_m - F_{ex}}{F_{ex}} \right| 100 \quad (2.12)$$

b) Erro médio (AE)

$$AE = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{F_m - F_{ex}}{F_{ex}} \right) 100 \quad (2.13)$$

c) Erro médio quadrático (ASE)

$$ASE = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left[\left(\frac{F_m - F_{ex}}{F_{ex}} \right) 100 \right]^2} \quad (2.14)$$

A tabela 2.3 mostra as diferentes estimativas de erro os modelos, onde fica evidente que, para ambos, os erros são altos, embora as previsões do modelo semi-mecânico sejam mais consistentes para diferentes tipos de propante. A correlação Stimlab foi originalmente desenvolvida para cerâmica de baixa densidade mas, mesmo neste caso, as previsões do modelo semi-mecânico descrevem melhor os resultados experimentais.

Tabela 2.3 – Estimativas de erro entre o modelo semi-mecânico e a correlação Stimlab (Canon, 2003)

		Modelo Semi-Mecânico			Correlação Stimlab		
Tipo de Propante	Número de Ensaio	AAE (%)	AE (%)	ASE (%)	AAE (%)	AE (%)	ASE (%)
Areia Jordan	39	44,3	5,6	59,2	376,7	341,7	1443,1
Areia Hickory	3	82,5	57,4	122,2	19,8	2,1	20,9
Carbolite	6	51,2	32,8	68,1	27,9	13,7	32,9
IP+	4	57,7	-15,6	59,9	58,2	-58,2	62,8
Cerâmica de Baixa Densidade	38	58,4	38,3	80,4	83,9	71,6	212,6
Cerâmica de Alta Densidade	7	54,4	-15,1	66,0	91,6	64,8	127,7
Perfurado de Baixa Densidade	5	55,4	44,5	68,0	2980,0	2980,0	5678,0

3

MÉTODO DOS ELEMENTOS DISCRETOS E O PROGRAMA PFC

3.1

Introdução

Na engenharia, os modelos matemáticos constituem-se em ferramentas utilizadas para descrever e prever o comportamento de fenômenos físicos regidos pelas leis da natureza. Devido às complexidades envolvidas, na maioria dos casos, não é possível a obtenção de soluções exatas sendo necessário o uso de técnicas de aproximação. Os métodos numéricos são atualmente bastante utilizados pelas comunidades acadêmicas e de engenharia para a solução de problemas cada vez mais complexos, devido, em parte, à maior disponibilidade de *softwares* específicos, e de outra, à grande disponibilidade de equipamentos computacionais cada vez mais poderosos e de baixo custo de aquisição e manutenção.

Existe uma variedade de técnicas disponíveis na literatura para o cálculo de soluções aproximadas. O Método dos Elementos Finitos (MEF) e o Método dos Elementos de Contorno (MEC) estão atualmente em um estágio de desenvolvimento bastante avançado, podendo ser considerados métodos tradicionais para solução de problemas de valor de contorno.

O Método dos Elementos Discretos (MED) encontra-se em um estágio de desenvolvimento um pouco anterior. A sua formulação está ainda em franco desenvolvimento. Mantém-se as características básicas, inicialmente propostas por Cundall e Strack (1979) mas novidades nas formulações são freqüentemente apresentadas e publicadas em periódicos e congressos da área.

Para o uso eficiente de uma ferramenta numérica como o MED é preciso, no entanto, identificar para quais tipos de problemas o seu uso é mais recomendado. O método é mais adequado para lidar com problemas de natureza descontínua e ao mesmo tempo com grandes níveis de deformação. Devido a essas características o MED tem sido utilizado em problemas de diversas áreas como em aplicações industriais de grande escala (Cleary, 2004). Mais especificamente na engenharia

geotécnica, suas funcionalidades têm sido utilizadas em problemas de mecânica das rochas (Cundall, 1971; Tannant e Wang, 2004). No campo da mecânica dos solos, o seu uso é bastante variado, como por exemplo, na localização de gradientes de deformação em meios granulares (Kuhn, 2005), comportamento de argilas (Yao; Anandarajah, 2003), interação fluido-partículas (Preece et al., 1999; Cook et al., 2004), etc.

No caso específico do refluxo de materiais de sustentação de fraturas hidráulicas, a literatura registra as seguintes contribuições:

Canon (2003) utilizou um programa computacional com base em elementos discretos para estudar a influência da largura relativa da fratura e observar a distribuição da tensão de fechamento da fratura sobre os grãos do material de sustentação. O modelo utilizado foi 2D sem consideração de fluxo no interior da fratura.

Em todos os casos analisados a tensão de fechamento foi fixada em 2000 psia e foi utilizado um propante comum (malha 20/40). Considerando que os grãos não são perfeitamente esféricos como assumido no MED, uma variação de granulometria foi considerada com diâmetros normalizados (em relação ao diâmetro médio) variando de 0,75 a 1,25, média 1 e desvio padrão 0,6. A largura relativa da fratura foi variada entre 3 a 20.

A Figura 3.1 mostra a representação hipotética de fraturas com diferentes razões largura/diâmetro, onde as linhas sólidas representam as forças de contato entre os grãos. As espessuras das linhas são proporcionais à magnitude destas forças. As cores dos grãos representam a tensão compressiva média atuante, com as tonalidades mais escuras representando partículas sob maiores níveis de tensão.

A Figura 3.2 apresenta a distribuição da força de contato média normalizada (em relação à tensão de fechamento) com a largura normalizada da fratura, enquanto que a Figura 3.3 se refere à distribuição das forças de contato máximas normalizadas entre grãos de propante.

Da análise das Figuras 3.2 e 3.3, Canon (2003) observou que as forças de contato média ou máximas são muito maiores para fraturas com largura relativa (W_r) variando de 3 a 6, decaindo rapidamente à medida que W_r aumenta. Para as fraturas mais largas ($7 < W_r < 20$) as forças de contato tendem a estabilizar e tornarem-se independentes da largura da fratura.

Observa-se da Figura 3.1 (topo) que para a fratura mais estreita ($W_r = 3$) a distribuição das tensões de compressão nos grãos é bastante heterogênea, com os maiores valores concentrados em poucos grãos. A maioria deles (tonalidade mais clara) é pouco afetada pela tensão de fechamento, explicando porque para fraturas estreitas as forças de contato médias e máximas são muito altas. À medida que a fratura torna-se mais larga, as tensões no pacote granular tendem a ser mais homogeneamente distribuídas, ao longo de certas trajetórias marcadas com linhas mais escuras.

De maneira geral, parece haver um ponto entre $5 < W_r < 7$ onde a distribuição de tensões compressivas nos grãos muda de uma distribuição heterogênea para uma mais uniforme, indicando que em fraturas estreitas há formação de poucas trajetórias de tensão que são mais difíceis de serem desestabilizadas. Ainda que haja um grande número de grãos sob valores relativamente baixos de tensão, a resistência do sistema é mantida por algumas, mas muito fortes, trajetórias de tensão (arcos).

Por contraste, para fraturas largas há muitas trajetórias de tensão que suportam uma pequena fração do carregamento (tensão de fechamento da fratura). Logo, os contatos ao longo de arcos menos comprimidos são mais suscetíveis ao movimento de partículas, criando um pacote granular numa situação instável.

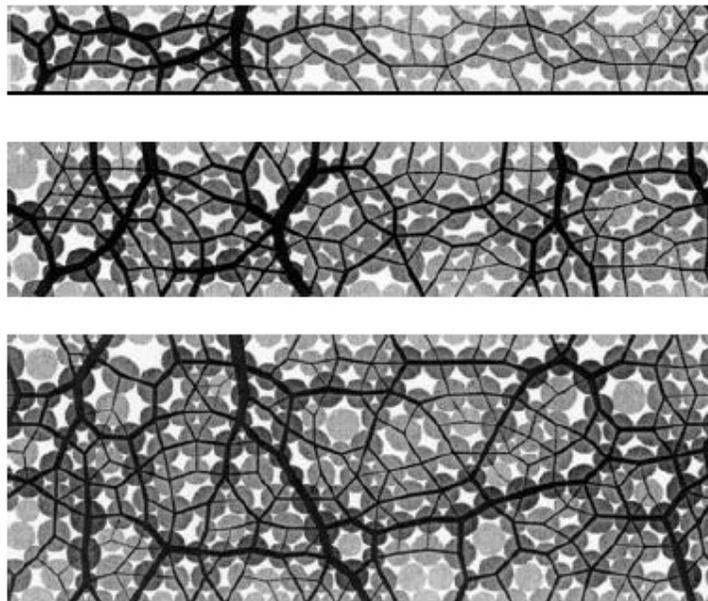


Figura 3.1 - Resultados gráficos de simulações do DEM para três larguras de fratura (Canon, 2003).

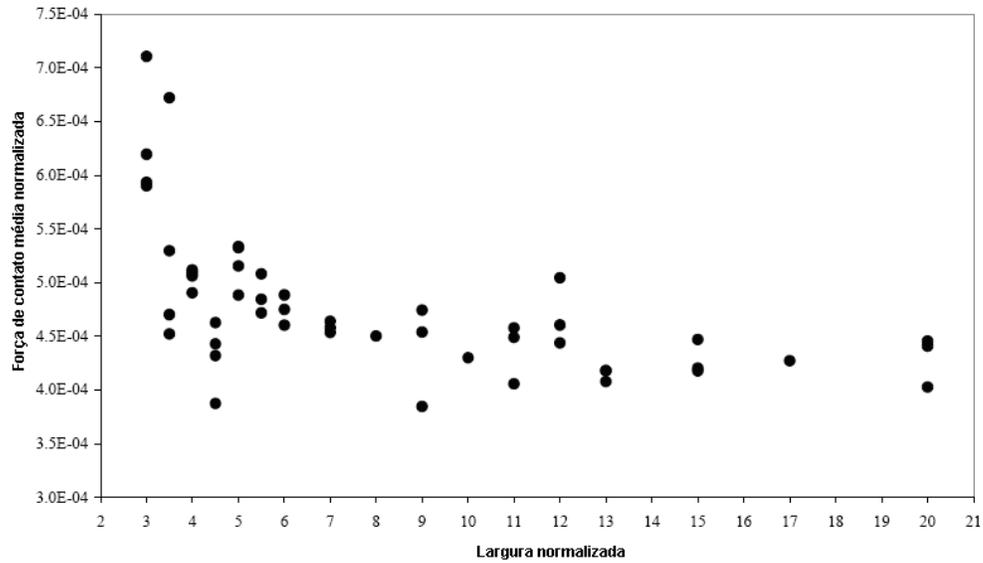


Figura 3.2 – Variação da força de contato normalizada média com a largura normalizada da fratura.

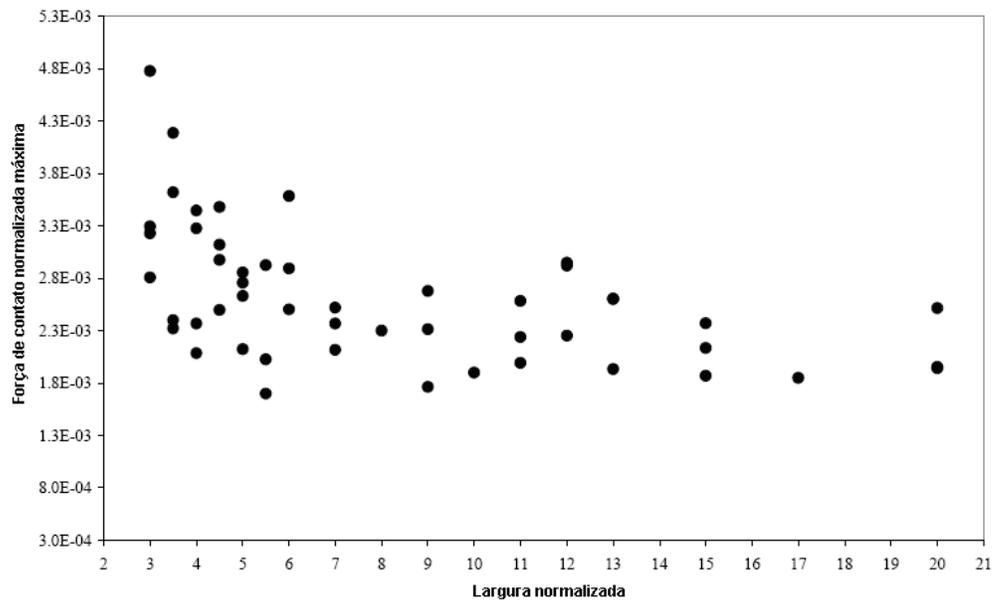


Figura 3.3 – Variação da força de contato normalizada máxima com a largura normalizada da fratura.

Asgian et al (1995) aplicaram o método dos elementos discretos (programa TRUBAL) ao problema de refluxo de propante, considerando uma interação mecânica elástica entre partículas esféricas e um comportamento puramente friccional, adotando os seguintes parâmetros ($E_p = 3,5 \times 10^6$ psi, $\nu = 0,2$, $\phi = 35^\circ$ e coesão $c = 0$).

A partir de uma série de ensaios preliminares para estimar a influência de vários parâmetros nos resultados calculados, os autores concluíram que o comprimento normalizado do modelo igual a $L/d_p = 50$ como satisfatório para representar o comportamento de toda a fratura.

Oito simulações numéricas foram realizadas, considerando os parâmetros da tabela 3.1. Uma comparação dos resultados aponta que fraturas mais largas do que 5,5 diâmetros de partícula são instáveis (o que confirma observações experimentais de laboratório) sob tensão de fechamento de 940 psi e 2150 psi. Considerando os casos 3a a 3c, observa-se que um gradiente de pressão de 75 psi/ft é suficiente para tornar o pacote granular instável sob tensão de fechamento de 940 psi. Para o caso 3c a força de contato médio entre grãos é 0,478 lbf enquanto que a força de arraste é igual a $7,9 \times 10^{-5}$ lbf (0,016% da força radial de contato médio entre grãos). A figura 3.4 mostra que um arco geometricamente irregular é formado atrás da face do pacote granular, como resultado da tensão de fechamento ($t = 0$). As partículas em frente ao arco colapsaram e virtualmente não suportam carregamento. Quando a produção de óleo inicia ($t > 0$) as partículas em frente ao arco são então transportadas para o poço. Para gradiente de pressão 75 psi/ft o efeito da força de arraste é ainda pequeno, e a fratura mantém-se estável.

Todavia, resultados de campo mostram que fraturas são ainda estáveis para larguras normalizadas acima de 5,5, valor crítico indicado pelos resultados numéricos e ensaios de laboratório. Uma possível explicação, segundo Asgian et al (1995), é que o refluxo ocorra apenas em uma fração do comprimento e que a fratura possa permanecer aberta pela sustentação de uma única camada de grãos, largamente espaçados entre si, nas proximidades do poço. Como a condutividade da fratura seria ainda bastante alta, mesmo para uma largura equivalente a um grão de propante, a produtividade do poço não seria significativamente afetada. Outra explicação é que a aderência entre grãos poderia ser maior em campo pela utilização de tratamento (gel) ou pela ação de forças capilares.

Outra diferença de comportamento é que os resultados numéricos prevêm um colapso súbito e catastrófico, enquanto que em campo ocorre ao longo de um período que pode durar vários meses. A diferença pode ser devido a fatores não considerados na análise numérica como resíduos de gel (tratamento de propantes) que degradam com o tempo.

Resultados numéricos mostram que gradientes de pressão inferiores a 75 psi/ft não são grandes o suficiente para afetar a estabilidade do pacote granular (propante 20 /40) mas são grandes o suficiente para transportar partículas soltas, em frente ao arco de compressão. No campo, gradientes de pressão operacionais estão tipicamente no intervalo 10 a 30 psi/ft, portanto bastante abaixo do valor crítico de 75 psi/ft estabelecido na análise numérica. É possível que flutuações transitórias do gradiente de pressão acima deste limite crítico aconteçam, explicando então o refluxo do material de sustentação de fraturas hidráulicas em campo e porque o fenômeno é gradual e não instantâneo.

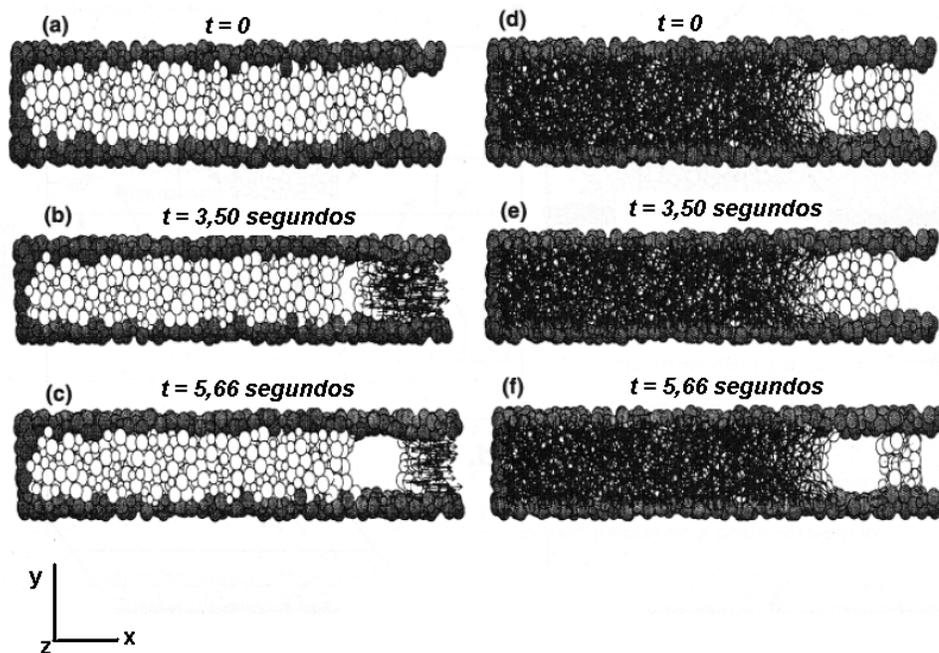


Figura 3.4 Comportamento do material de sustentação para o caso 3c. À esquerda, velocidades dos grãos; à direita, forças compressivas de contato, com a tonalidade clara representando grãos sem carregamento - (Asgian et al, 1995).

Tabela 3.1 – Características das simulações numéricas de Asgian et al (1995)

CASO	Numero de grãos de propantes modelados *	Largura Normalizada wf/dp	Diâmetro de grão médio dp (in)	Ef/Ep (psi/psi)	Tensão de Fechamento Neta (psi)	Gradiente de Pressão (psi/ft)	Estabilidade
1	2.647	7,5	0,023	0,6	940	-	instável
2	2.268	6,5	0,023	0,6	940	-	instável
3	1.826	5,5	0,023	0,6	940	-	estável
3a	1.826	5,5	0,023	0,6	940	150	instável
3b	1.826	5,5	0,023	0,6	940	100	instável
3c	1.826	5,5	0,023	0,6	940	75	estável
4	2.762	5,6	0,028	0,6	2150	-	instável
5	2.761	5,6	0,028	1	2150	-	instável

* O número de grãos de propante que representa a fratura está na faixa entre 917 a 948.

3.2

Método dos elementos discretos

No Método dos Elementos Discretos, identifica-se um ciclo de cálculo básico, apresentado na Figura 3.5, onde são executadas as principais etapas do método. Para o desenvolvimento de sua formulação e de sua implementação é interessante abordar e desenvolver cada etapa de cálculo individualmente, o que será feito a seguir:

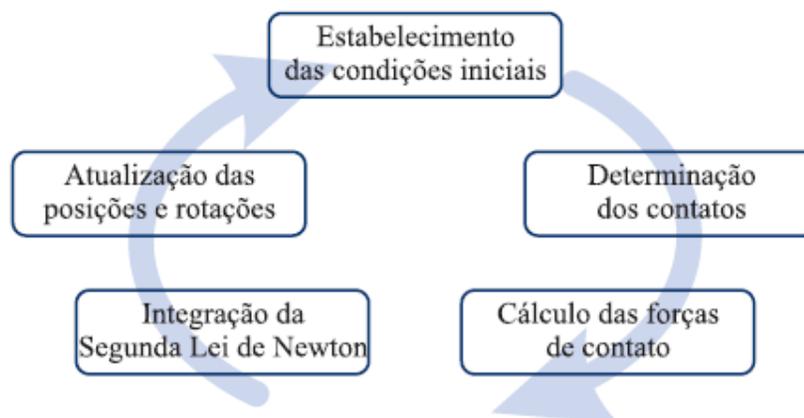


Figura.3.5 - Etapas básicas do ciclo de cálculo do Método dos Elementos Discretos

3.2.1 Equação do movimento

Para uma análise baseada no Método do Elementos Discretos, estabelece-se um sistema de coordenadas global, fixo (inercial) e um sistema de coordenadas local, associado a cada partícula e que acompanha os seus deslocamentos e rotações (Figura 3.6).

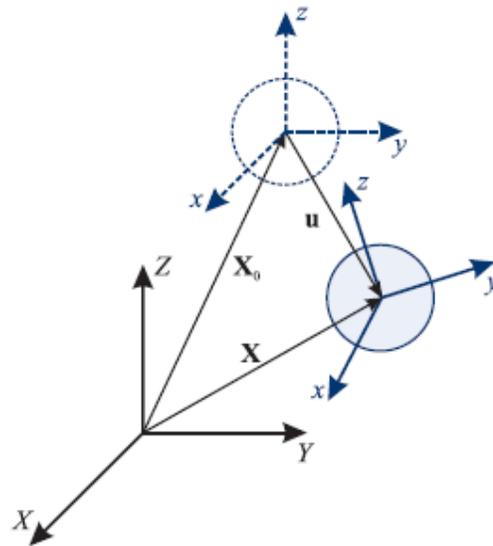


Figura 3.6 - Representação do sistema de coordenadas global e local.

As respostas são dadas em termos das grandezas cinemáticas do centróide de cada partícula, que apresenta um histórico de deslocamentos, velocidades e acelerações. Na Figura 3.6, \mathbf{u} é o vetor deslocamento para uma dada partícula em um tempo t qualquer, sendo obtido a partir dos vetores posição X_0 e X , respectivamente, inicial e final para um dado intervalo de tempo.

Os termos inerciais são definidos pela massa e pelos momentos de inércia de cada partícula. No caso de partículas esféricas, e considerando que o sistema de coordenadas local de cada partícula é coincidente com os eixos principais de inércia, os três momentos principais de inércia são iguais.

O movimento translacional e rotacional das partículas é governado pela equação de movimento para corpos rígidos, expressa de acordo com a Segunda Lei de Newton para rotação e translação como apresentado na equação 3.1 para a partícula i .

$$m^i \ddot{u}^i = f^i \quad (3.1)$$

onde o vetor \mathbf{f}^i representa as forças (F_x , F_y e F_z) e momentos (T_x , T_y e T_z) resultantes no centróide da partícula. Esse vetor é o somatório de todas as ações atuantes na partícula i , como expresso na equação 3.2

$$f^i = f_{ext} - f_{int} - f_{dam} \quad (3.2)$$

Onde f_{ext} representa as forças e momentos aplicados devido a cargas externas, f_{int} representa as forças e momentos resultantes das interações com outras partículas ou obstáculos e f_{dam} representa a parcela originária das forças de amortecimento do sistema, ou amortecimento global.

As forças externas são geralmente aplicadas diretamente ao centróide de cada partícula. Os valores dessas forças podem ser variáveis com o tempo ou, como no caso da força peso, serem permanentes. As outras parcelas da resultante de forças e momentos, forças internas (de interação ou de contato) e de amortecimento, possuem particularidades em seus cálculos que são abordadas nos itens seguintes.

3.2.2. Forças de contato

Essa parcela de força é originária da interação durante a análise entre as partículas e os obstáculos. A intensidade e direção dessa força é definida por relações força-deslocamento e pelas relações de interação geométrica entre as partículas. Muitos autores têm se dedicado ao cálculo das relações de interação no

contato entre partículas de formas variáveis onde é necessário definir, entre outros elementos, planos, zonas, pontos de contato. Alguns trabalhos relacionados a esse tema são os artigos de Cundall (1988), Williams e O'Connor (1995), Williams e O'Connor (1999) e outros mais recentes como Zhao et al. (2006).

Considerando-se um contato em particular, formulam-se as relações força-deslocamento separadamente para as componentes normal e tangencial ao plano de contato (Figura 3.7a), facilitando seu cálculo. Nesta pesquisa as partículas serão consideradas esféricas ou circulares. Define-se o plano de contato como sendo o plano tangente às duas partículas no ponto de contato. Na Figura 3.7b apresentam-se as variáveis que são utilizadas para definir a interação entre as duas partículas em um determinado ponto de contato. Nessa figura rc^i e rc^j representam os vetores que unem o centro de cada partícula (C^i e C^j) ao ponto de contato C e n é o vetor normal ao plano de contato π .

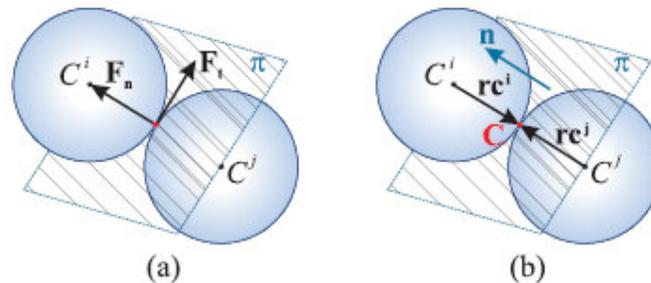


Figura 3.7 – Variáveis que definem um contato

As relações força-deslocamento são definidas em função das componentes normais e tangenciais dos deslocamento e das velocidades relativas.

A componente normal do deslocamento relativo (u_m) é dada pela penetração da superfície de uma partícula sobre a outra

$$u_m = R^i + R^j - D_{C^i C^j} \quad (3.3)$$

onde $D_{C^i C^j}$ é a distância entre os centros dos círculos (esferas), R^i é o raio da partícula i e R^j o raio da partícula j .

A componente normal da velocidade relativa normal (v_m) é obtida projetando-se a velocidade relativa (v_r) na direção do vetor normal (n). A equação 3.4 apresenta o cálculo da velocidade relativa e a equação 3.5 o cálculo da velocidade relativa normal.

$$v_r = v^i - v^j \quad (3.4)$$

$$v_m = (v_r \cdot n)n \quad (3.5)$$

onde v^i e v^j correspondem aos vetores das velocidades translacionais das partículas i e j .

Para o cálculo das componentes tangenciais dos vetores o deslocamento relativo e da velocidade relativa, será necessária a inclusão da influência da parcela rotacional nos vetores de deslocamento e de velocidade translacionais de cada partícula i (u^i e v^i respectivamente).

Denomina-se u_{θ}^i a parcela do vetor deslocamento translacional devida à rotação θ^i e v_{θ}^i é a parcela do vetor de velocidade translacional devida à velocidade rotacional ω^i da partícula i .

Desta forma tem-se que:

$$u_{\theta}^i = u^i + u_{\theta}^i \quad (3.6)$$

$$v_{\theta}^i = v^i + v_{\theta}^i \quad (3.7)$$

Os vetores de deslocamento e de velocidade relativas translacionais são redefinidos em termos do novo deslocamento u_{θ}^i e velocidade v_{θ}^i translacionais, como segue

$$u_{r\theta} = u_{\theta}^j - u_{\theta}^i \quad (3.8)$$

$$v_{r\theta} = v_{\theta}^j - v_{\theta}^i \quad (3.9)$$

Também redefine-se as parcelas das componentes normal dos vetores de deslocamento relativo e de velocidade relativa devidos ao movimento de rotação, dados por:

$$u_{m\theta} = (u_{r\theta} \cdot n)n \quad (3.10)$$

$$v_{m\theta} = (v_{r\theta} \cdot n)n \quad (3.11)$$

Como as parcelas normais dos vetores de deslocamento relativo e velocidade relativa já foram calculadas acima, então obtém-se finalmente a componente tangencial de deslocamento relativo e a velocidade relativa

$$u_{rt} = u_{r\theta} - u_{m\theta} \quad (3.12)$$

$$v_{rt} = v_{r\theta} - v_{m\theta} \quad (3.13)$$

3.2.3. Amortecimento global

No cálculo da resultante de forças e momentos, pode-se incluir uma parcela de amortecimento do sistema como um todo, denominada de amortecimento global. Nesse caso, as forças são calculadas em função da velocidade instantânea das partículas e não em termos da velocidade relativa entre elas. Assim, mesmo as partículas que não estão em contato com nenhum outro objeto, sofrem dissipação de sua energia. Oñate e Rojek (2004) e Shiu e Donzé (2005) apresentam em seus trabalhos dois tipos de amortecimento globais. Um está relacionado à magnitude da velocidade de cada partícula, denominado de amortecimento global viscoso, enquanto que o segundo está relacionado à magnitude das forças e momentos resultantes, denominado de amortecimento global não-viscoso.

Para a interpretação física do amortecimento global viscoso faz-se uma analogia com o problema de partículas imersas em um fluido. A força de amortecimento viscosa seria análoga à força de arraste causada por uma velocidade relativa entre a partícula e o fluido. No caso do amortecimento não-viscoso, a interpretação física não é tão direta. Shiu e Donzé (2005) a interpretam

como sendo uma remoção direta de uma parcela da força global aplicada na partícula. Assim, se o coeficiente de amortecimento não-viscoso é de 0,3, significa que a força global aplicada nas partículas é reduzida em 30%. Esses mesmos autores recomendam os valores entre 0,3 e 0,4 para representar o comportamento de solos.

3.2.4. Integração numérica

Para solucionar as equações diferenciais de equilíbrio resultantes da formulação do Método dos Elementos Discretos é necessário definir qual tipo de técnica deve ser usada. Considerando os vários métodos disponíveis, convém agrupá-los em analíticos e numéricos. Os analíticos são, em geral, mais restritos devido às hipóteses necessárias para a viabilidade da sua solução. Os numéricos são mais versáteis e, portanto, mais utilizados nos problemas de engenharia. Estes apresentam, na maioria dos casos, respostas aproximadas, mas necessitam de menos hipóteses restritivas e seus resultados são bem satisfatórios.

Métodos explícitos são bastante usados em associação com o método dos elementos discretos. Sua principal característica é o fato da solução no tempo $t + \Delta t$ ser obtida considerando-se as condições de equilíbrio do tempo t . Outras características importantes dessa formulação foram apresentadas por Cook et al. (1989), Bathe (1996) e, para o caso da associação com MED, O'Sullivan e Bray (2004).

Tradicionalmente, os algoritmos explícitos apresentam baixo custo computacional por intervalo de tempo, pois o sistema de equações gerado pela formulação é desacoplado. Não há portanto a necessidade de processos iterativos para obtenção da solução no passo de tempo $t + \Delta t$. Quanto à estabilidade, os algoritmos explícitos apresentam uma restrição ao valor do incremento de tempo máximo usado para cada análise. Essa estabilidade condicional, garantida para problemas lineares, pode levar a valores bastante pequenos para o intervalo de tempo Δt . O valor crítico para Δt é inversamente proporcional à máxima frequência natural do sistema discreto, independente do tipo de solicitação aplicada ao sistema. Portanto, em problemas quase estáticos ou de baixas frequências, os métodos explícitos tornam-se pouco eficazes já que o Δt crítico é

bem menor que o necessário para uma integração razoavelmente precisa dos modos solicitados.

Em problemas de impacto, propagação de onda, ou que envolvam altas frequências, $\rho \Delta t$ necessário para a integração das frequências existentes na resposta do sistema é equivalente (ou menor) ao necessário para a garantia da estabilidade. Nesses casos os algoritmos explícitos tornam-se mais adequados.

No caso do MED, Cundall e Strack (1979) salientam que o incremento de tempo escolhido deve ser pequeno o suficiente para que, durante um único passo de tempo, as perturbações não possam se propagar além da vizinhança de cada partícula. Por esse motivo, os incrementos de tempo utilizados na solução do MED tem pequena ordem de grandeza, favorecendo o uso de métodos explícitos.

Em problemas não lineares, o valor crítico para o intervalo de tempo é variável com o tempo, já que é atrelado às frequências naturais do sistema que se modificam ao longo da análise (Zienkiewicz; Morgan, 1983). Outros fatores também podem interferir nesse valor, o que torna a detecção das instabilidades mais complexa do que nos casos de dinâmica linear.

3.2.5. Algoritmos de busca por contatos

No Método dos Elementos Discretos várias partículas independentes interagem durante a análise. Para que os resultados dessas interações sejam coerentes é necessário garantir que dois corpos não ocupem o mesmo ponto do espaço em um dado instante de tempo. O tratamento do contato é, portanto, um dos principais aspectos do método. Munjiza (2004) segmenta essa questão em duas etapas: *a detecção do contato* e *a interação no contato*. A detecção do contato é a etapa na qual se pesquisa quais os pares de partículas que estão próximas o suficiente para estarem em contato.

O conjunto de instruções definidas com o objetivo de detectar que elementos estão em contato é geralmente denominado de Algoritmo de Busca por Contatos. Uma vez detectado um contato entre duas partículas torna-se necessário avaliar a força de contato mobilizada em cada caso, momento em que executa-se a segunda etapa do tratamento do contato, a quantificação da interação entre os corpos.

Uma das principais desvantagens do uso do MED é o rápido aumento do tempo de computação para modestos aumentos no número de partículas, considerando-se análises mais realistas. A tarefa de se detectar os contatos tem-se apresentado como uma das mais custosas computacionalmente, chegando a representar mais de 60% do tempo de computação (Munjiza, 2004; Hustrulid e Mustoe, 1997), e no caso de partículas tridimensionais e irregulares, facilmente ultrapassa os 80% (Nezami et al., 2004). Por esse motivo, esse aspecto tornou-se foco de vários desenvolvimentos que objetivam a melhoria da eficiência computacional do método. Cundall e Strack (1979) ao apresentar o MED não enfocou que método foi utilizado para detecção dos contatos, mas já alertou para o alto custo computacional inserido na tarefa de se atualizar a matriz que representa a rigidez dos contatos, uma vez que esta deveria ser atualizada sempre que contatos fossem criados ou destruídos. Assim, a eficiência na execução desta busca se tornou vital para a viabilidade do método.

Pesquisar os contatos considerando todas as N possibilidades em N partículas envolve operações proporcionais a N^2 . Esse tipo de pesquisa torna o método limitado para solução de problemas que envolvam mais de poucos milhares de partículas. Para reduzir o tempo de análise, procura-se eliminar cálculos redundantes e evitar a pesquisa em elementos que estejam muito distantes.

Munjiza (2004) apresenta quatro aspectos importantes que devem ser considerados ao se desenvolver, ou mesmo ao se escolher, um algoritmo de busca por contatos. Esses aspectos são: a robustez, a eficiência computacional (tempo de processamento), a eficiência no uso de memória e a facilidade de implementação.

Vários autores vêm formulando métodos cada vez mais eficientes para a detecção de contatos, reduzindo a ordem de complexidade, mesmo para casos tridimensionais ou de partículas irregulares, de mesma dimensão ou não. Han et al. (2007) apresenta uma revisão sobre os principais algoritmos de busca, fazendo comparações de performance. As seguintes referências representam uma amostra dos desenvolvimentos nessa área, apresentando informações mais detalhadas sobre as formulações e implementações de algoritmos, tanto para detecção dos pares de partículas possivelmente em contato como para avaliar os pontos (ou planos) de contato necessários para o cálculo das forças de interação: Cundall (1988), Williams e Pentland (1992), Cundall e Hart (1992), Williams e O'Connor

(1995), Hogue (1998), Munjiza e Andrews (1998), Williams e O'Connor (1999), Ouadfel e Rothenburg (1999), Perkins e Williams (2001), Liu e Lemos (2001), Nezami et al. (2004), Feng e Owen (2004), Williams et al. (2004), Johnson et al. (2004), Hopkins (2004), Zhao et al. (2006).

3.2.6. Relações força-deslocamento

O tratamento do contato é realizado em duas etapas: detecção do contato e quantificação do contato. Neste ponto, o foco é dado à segunda etapa onde a interação entre os corpos é quantificada.

Quando dois corpos sólidos colidem, as suas superfícies (geralmente irregulares) entram em contato por meio de uma série de pontos, através dos quais as forças são transmitidas. A medida que a pressão aumenta, mais pontos entram em contato. Em vários deles, deformações elásticas e plásticas ocorrem, alterando a geometria da superfície o que leva a um aumento da área real de contato (Munjiza, 2004).

A representação desse fenômeno é bastante complexa e geralmente envolve modelos micro-mecânicos ou teóricos. No caso do Método dos Elementos Discretos, pode-se adotar abordagens alternativas que visam representar de forma satisfatória os efeitos causados pela colisão.

O método que tem sido bastante usado é o Método da Penalidade, no qual a interpenetração é evitada utilizando-se um parâmetro de penalidade que gera uma força repulsiva suficientemente alta para evitar a superposição dos corpos. Outros métodos também podem ser usados, como o Método dos Multiplicadores de Lagrange, onde inclui-se na formulação equações de restrições que garantam a impenetrabilidade. Nesses dois casos, as forças resultantes dos métodos podem ser interpretadas fisicamente como sendo as forças de contato. Portanto, na medida em que se utiliza uma representação aproximada do fenômeno do contato, há uma dificuldade em se isolar as forças decorrentes das restrições e as decorrentes das propriedades mecânicas do material. Surgem então dificuldades em se correlacionar os parâmetros micro-mecânicos com os parâmetros macro-mecânicos do material.

Algumas alternativas têm sido estudadas para vencer essa dificuldade. Munjiza (2004) adota o uso de elementos finitos para discretizar os elementos discretos, permitindo a deformação dos mesmos. Essa estratégia permite uma representação mais fiel do fenômeno no nível local, mas o custo computacional torna-se bastante elevado. Nesta pesquisa será utilizada a formulação mais simplificada, onde as partículas são rígidas e o método da penalidade é adotado para garantia de impenetrabilidade. Esse método é associado a modelos reológicos, aqui denominados de relações força-deslocamento, que representam o comportamento físico do meio granular no nível de escala do grão. Essas relações são unidimensionais uma vez que o cálculo de cada componente normal e tangencial da força de contato é tratada separadamente. Os modelos reológicos que serão implementados nesta pesquisa serão os seguintes:

3.2.6.1.

Modelo de Hooke

O modelo de Hooke possui a formulação mais simples por se tratar de uma relação elástica linear. Neste caso tanto a força normal quanto a força tangencial são calculadas diretamente a partir dos respectivos valores de rigidez, que são constantes e dependem dos valores de rigidez intrínsecos das duas entidades em contato (esfera-esfera, esfera-parede).

3.2.6.2.

Modelo simplificado de Hertz-Mindlin

No modelo simplificado de Hertz-Mindlin (Mindlin e Deresiewicz, 1953) as forças e deslocamentos relativos são não-linearmente relacionadas por valores de rigidez variáveis, função da geometria e das propriedades dos materiais no contato entre as entidades, como também do valor atual da força normal.

Considere o contato entre duas partículas esféricas de raio r , conforme figura 3.8. Este modelo considera a formação de uma superfície de contato circular plana de raio a_0 definida como:

$$a_0 = \left[\frac{3(1-\nu)}{8G} r f_n \right]^{1/3} \quad (3.14)$$

onde ν e G representam o coeficiente de Poisson e o módulo de elasticidade transversal das partículas em contato e f_n a força normal no contato.

Os pontos situados fora da região circular têm deslocamento igual a 2 vezes o valor de w_0 dado pela seguinte equação:

$$w_0 = 2 \left[\frac{3f_n(1-\nu)}{8G r^{1/2}} \right]^{2/3} = \frac{2a_0^2}{r} \quad (3.15)$$

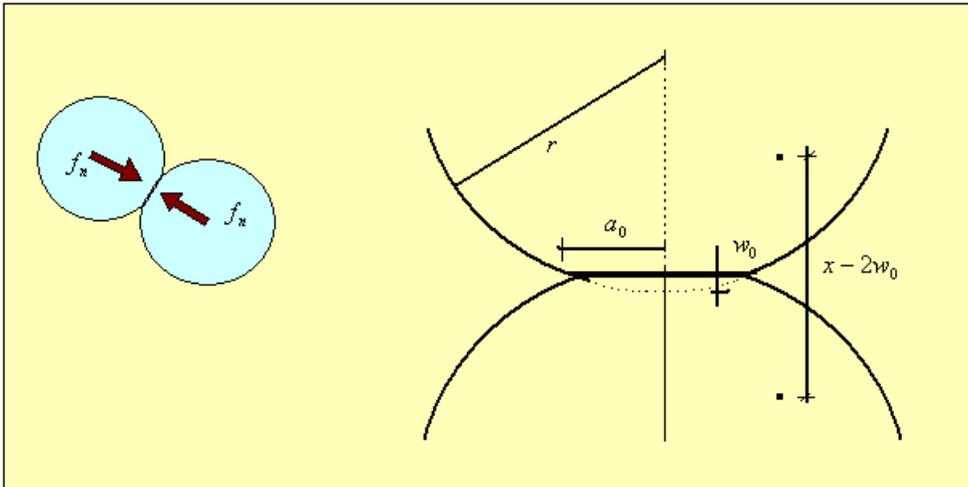


Figura 3.8 - Deformação de dois grãos em contato de acordo com a teoria clássica de Hertz- Mindlin (Shweiger, 2006).

A rigidez de contato na direção normal à superfície de contato k_n é então definida de acordo com Mindlin e Deresiewicz (1953) por:

$$k_n = \left(2 \frac{\partial w_0}{\partial f_n} \right)^{-1} = \left[\frac{3r G^2}{(1-\nu)^2} f_n \right]^{1/3} \quad (3.16)$$

enquanto que a rigidez de contato na direção tangencial k_t pode ser expressa por (Bowden e Tabor, 1964; Johnson, 1985),

$$k_t = \frac{2(1-\nu)}{(2-\nu)} \left(1 - \frac{f_t}{f_n \tan \phi} \right)^{1/3} k_n \quad (3.17)$$

onde φ é o ângulo de atrito da superfície da partícula e f_t a força tangencial aplicada no contato.

A relação entre k_n e f_n é ilustrada na figura 3.9 para um conjunto de valores listados na tabela 3.2, correspondentes a valores típicos de uma areia média. Nesta figura, também é mostrada a influência da rigidez normal do contato em função da rigidez da partícula representada pelo seu módulo de elasticidade transversal (G).

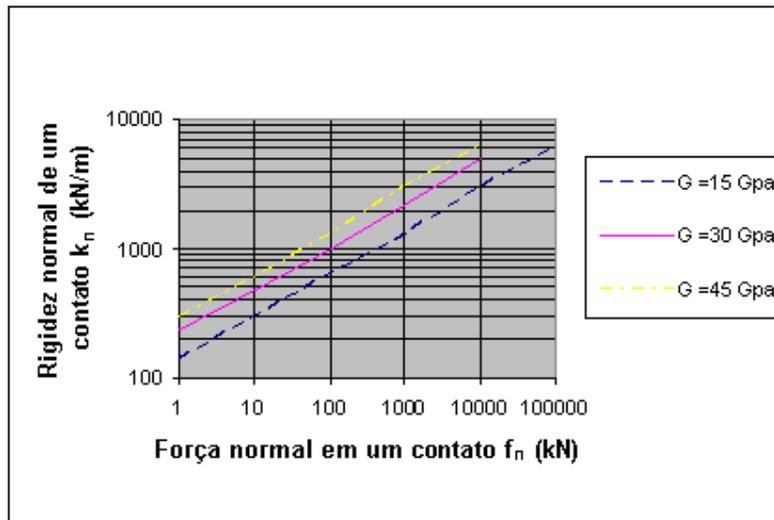


Figura 3.9 – Rigidez normal k_n vs força normal f_n no contato entre grãos de areia média (Shweiger, 2006).

Tabela 3.2 – Propriedades geotécnicas de uma areia média (Shweiger, 2006).

Parâmetros	Valor	Unidade
G	15/30/45	[GPa]
ν	0,2	
r	0,25	[mm]
ϕ	35	[°]

O expoente nas equações 3.16 e 3.17 foi considerado constante e igual a $1/3$, porém pesquisas experimentais têm demonstrado que o mesmo pode variar com o tamanho do grão.

O modelo simplificado de Hertz-Mindlin é adequado para modelar pacotes granulares sem ligação (coesão ou aderência) entre partículas e sob tensões de compressão, principalmente.

3.2.6.3. Modelo de Hooke-Coulomb

O modelo de Hooke-Coulomb é idêntico ao modelo de Hooke em relação à força normal. Porém, no cálculo da força tangencial, é incluído um elemento de atrito de Coulomb, limitando-se a força tangencial a um valor máximo f_u .

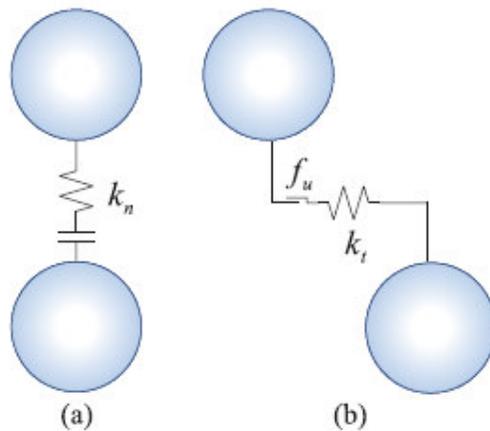


Figura 3.10 – Modelo de Hooke-Coulomb para as direções normal e tangencial.

3.2.6.4. Modelo frágil

Denomina-se modelo frágil um modelo de contato que considera coesão entre as partículas, sendo desativada ao se atingir um dado limite. Este modelo foi apresentado por Oñate e Rojek (2004) e é caracterizado por um comportamento elástico linear enquanto houver coesão. Esta é eliminada no caso da sua resistência ter sido ultrapassada (apenas para forças de tração). Para forças compressivas não há limite de resistência.

A coesão é ativada no início da análise para todas as partículas que estiverem em contato. No caso da coesão ser rompida, esta não é novamente ativada se houver outros contatos ao longo do tempo de simulação, passando a ter comportamento igual ao modelo Hooke.

3.2.6.5. Modelo não-linear elástico

O modelo não-linear elástico foi apresentado por Fuente e Felippa (1991) como uma alternativa para o cálculo da força de contato durante o impacto. A função de penalidade utilizada pelo modelo é uma aproximação da função delta de Dirac, mantendo o balanço de momento e energia do sistema. A equação utilizada para o cálculo da força normal considera que à medida em que uma partícula se aproxima de outra, a partir de uma distância d_T , a força de contato começa a agir, contrariando o movimento. Ela é máxima no instante do contato e tem valor p_0 . A relação está apresentada na equação 3.18.

$$f_n(d) = \begin{cases} 0 & \text{se } d > d_T \\ \frac{p_0}{1+(d/d_0)^2} & \text{se } 0 \leq d \leq d_T \\ p_0 & \text{caso contrário} \end{cases} \quad (3.18)$$

A relação força deslocamento do modelo não-linear elástico é controlada através dos valores de p_0 e de d_0 adotados. O valor p_0 representa o máximo valor que a força de contato irá assumir. O valor d_0 controla a velocidade com que essa força aumenta. A distância d_0 corresponde ao ponto no qual 50% da força máxima (p_0) é atingida.

Enquanto que a componente normal da força de contato é calculada segundo a função de penalidade apresentada, a componente tangencial é calculada segundo uma relação elástica linear limitada pelo atrito de Coulomb.

3.2.7. Acoplamento sólido-fluido

Em várias áreas da engenharia, o problema investigado consiste de um sistema formado por uma fase sólida e um (ou mais) fluidos. Exemplos na geomecânica são a percolação de água em solos e rochas, erosão fluvial, liquefação de solos, *piping*, transporte de sedimentos, refluxo do material de sustentação de fraturas, fluxo de gases em rochas fraturadas por explosão, produção de areia em poços de petróleo, etc.

Ao longo dos anos, várias estratégias e formulações foram desenvolvidas para tratar com este sistema formado por partículas sólidas e fluido, com o objetivo de estabelecer algum nível de acoplamento capaz de representar a influência de uma fase sobre a outra. As interações envolvidas no sistema acoplado apresentam grandes complexidades, difíceis de serem completamente modeladas. Assim, tanto uma modelagem física quanto uma modelagem numérica apresentam várias imprecisões, decorrentes das hipóteses simplificadoras adotadas para tornar possível a solução do problema bem como a interpretação de seus resultados.

Em geral pode-se classificar as estratégias adotadas para as formulações de acoplamento sólido-fluido de acordo com um nível de escala, assim definido por Shamy (2004):

3.2.7.1. Abordagem em macro-escala

Na abordagem em macro-escala, a formulação é contínua e as interações fluido-partícula em micro-escala não são diretamente consideradas, optando-se por utilizar propriedades macroscópicas do sistema para o desenvolvimento de relações constitutivas. Exemplos de formulações elaboradas sob essa abordagem são a teoria de Biot para fluxo em meios porosos e a teoria das misturas.

3.2.7.2. Abordagem em meso-escala

Uma segunda opção é adotar uma escala média (meso-escala) onde as variáveis de estado da fase fluida, em cada ponto do domínio, correspondem aos seus valores médios homogeneizados sobre um domínio espacial suficientemente grande para conter várias partículas sólidas, mas ainda assim pequeno em relação ao domínio total ocupado pela mistura. Dessa forma as variáveis de estado do fluido em cada ponto são decorrentes de uma homogeneização nesta região do domínio. Esta descrição do sistema com base em variáveis homogeneizadas localmente foi inicialmente apresentada por Anderson e Jackson (1967) com o modelo TFM - *Two-Fluid Model*.

Tsuji et al. (1993) apresentam uma formulação acoplando o método TFM com o método dos elementos discretos, calculando o movimento do fluido simultaneamente com o movimento das partículas. As forças de arraste, aplicadas em todas as partículas, são determinadas com base nas velocidades locais do fluido e das partículas. Esta mesma estratégia tem sido usada por vários outros autores para a solução de problemas acoplados (Kawaguchi et al., 1998; Gera et al., 1998; Limtrakul et al., 2003; Shamy, 2004; ICG, 2004; Chaikittisilp et al., 2006).

3.2.7.3. Abordagem em micro-escala

A abordagem em micro-escala consiste em analisar o sistema no nível de escala dos poros e das partículas sólidas individualmente. A descrição do movimento é obtida pela solução das equações da conservação do momento para as partículas e das equações de Navier-Stokes para o fluido intersticial. O fluido nesse caso é considerado Newtoniano e o sistema saturado. Várias formulações foram desenvolvidas considerando esta abordagem.

No método LB (*Lattice Boltzmann*) o fluido é representado por porções de massa que se movem sobre uma malha ou grade regular, definida de acordo com as condições do problema. Originalmente proposta por McNamara e Zannetti (1988), trata-se de uma técnica para solução das equações de Navier-Stokes com precisão de segunda ordem. As colisões e os movimentos das porções de fluido ocorrem nos nós da grade de acordo com relações específicas que garantem a conservação da massa e do momento, possibilitando a solução das equações de Navier-Stokes no tempo e no espaço. Cook et al. (2004) desenvolvem uma formulação acoplada da técnica LB com o métodos dos elementos discretos.

Outra formulação simplificada foi proposta por Cundall (1999), na qual os poros são tratados como domínios de fluido, conectados por tubos representando os contatos entre as partículas. Uma formulação semelhante foi apresentada por Velloso et al. (2003), na qual as ligações em poros interconectados são representadas por meio de tubos cilíndricos.

3.3 PROGRAMA PFC

3.3.1 Introdução

O programa PFC (*Particle Flow Code*), versão 3.10, modela a interação e o movimento de discos (versão 2D) ou esferas (versão 3D) pelo método dos elementos discretos. É também possível criar partículas de outras formas agrupando duas ou mais partículas esféricas, de tal maneira que cada grupo (super-partícula) atue como um objeto autônomo. Um gerador de partículas permite a criação automática de partículas com raios uniformes ou especificados de acordo com uma distribuição Gaussiana, podendo ser modificados a qualquer estágio de cálculo para simularem estados compactados com determinada porosidade. Diferentes distribuições de partículas podem ser geradas, o que é conveniente para análises baseadas no método do Monte-Carlo, onde vários modelos do mesmo conjunto de dados (com variações estatísticas) podem ser processados.

O método de cálculo (MED) utiliza um esquema explícito no tempo. Há vantagens na utilização deste esquema, principalmente no caso de sistemas que exibem instabilidade física. Mesmo para um grande número de partículas (tabela 3.3), quantidades modestas de memória são necessárias, porque matrizes não são nunca armazenadas no método de solução explícito. O programa pode modelar problemas estáticos ou dinâmicos, mas em qualquer caso a equação do movimento é totalmente resolvida de modo a acompanhar, de forma mais realista, problemas próximos da ruptura ou que exibam fluxo de material. A modelagem de problemas com o PFC envolve a execução de milhares de passos de tempo, integrando-se a segunda lei de Newton duas vezes para cada partícula, de modo a fornecerem estimativas atualizadas de velocidades e deslocamentos. Forças de contato entre partículas são então obtidas a partir do deslocamento relativo entre pares de partículas e uma lei constitutiva força \times deslocamento, linear ou não, é utilizada.

O programa também possui uma opção de processamento em paralelo, de modo a permitir que a simulação possa ser compartilhada em um "cluster" de micro-computadores, para diminuir o tempo total de processamento.

Outra vantagem do PFC é a linguagem de programação FISH que permite ao usuário definir novas variáveis e funções específicas para o problema particular sendo analisado, o que expande o potencial de aplicabilidade do programa. Por exemplo, com instruções FISH novas variáveis podem ser plotadas, geradores especiais de partículas implementados, estudos paramétricos realizados, servo-controladores aplicados em ensaios numéricos, etc. sem contar as subrotinas já escritas em FISH e presentes na biblioteca de subrotinas do PFC.

Tabela 3.3 – Número máximo de partículas no PFC3D em função de memória RAM disponível.

RAM disponível (MB)	Número aproximado de partículas*
17	10000
80	50000
160	100000
* Estado compactado (contactos requerem mais memória do que partículas)	

3.3.2 PFC2D e PFC3D

Nesta pesquisa, a análise do refluxo de material de sustentação de fraturas hidráulicas foi inicialmente feita com a versão bi-dimensional do programa, chamada de PFC2D. No entanto, algumas características da modelagem 2D não permitem uma simulação numérica mais próxima da resposta do fenômeno, razão pela qual o estudo prosseguiu então com a versão 3D do programa, gentilmente oferecida pela empresa *Itasca Consulting Group*, fabricante do *software*, para o desenvolvimento desta dissertação. Dentre estas características, podem ser citadas:

- i) as partículas são modeladas no PFC2D como discos com todos os seus centros situados no mesmo plano (ou hipoteticamente esferas com centros no mesmo plano), o que não corresponde a um caso real de partículas em um pacote granular;
- ii) a força fora-do-plano e os momentos-no-plano não são considerados na modelagem bidimensional. Em aplicações 2D da mecânica do contínuo as respostas (força, tensão, deformação) fora

do plano podem ser obtidas pela imposição de restrições de estados plano de tensão ou de deformação. No PFC2D a restrição necessária para impor um estado plano de deformação não existe.

- iii) a porosidade calculada no PFC2D é baseada numa razão de área de vazios em relação à área total ocupada pelos discos e não definida como a razão de volume de vazios pelo volume total, empregada usualmente na definição de porosidade. Não há uma relação clara entre porosidades 2D e 3D para um conjunto arbitrário de partículas esféricas. Deresiewicz (1958) mostrou que para esferas uniformes a porosidade mínima atinge o valor 0,2595 enquanto que para um conjunto de discos esta pode chegar ao valor 0,0931. Em geral, há mais espaços vazios num conjunto 3D do que em um 2D porque o movimento das partículas é bloqueado (*locked-up*) antes de atingir uma porosidade baixa;
- iv) com relação à percolação em pacotes granulares densos, pequenas partículas podem então mais facilmente se movimentar através de um conjunto 3D de partículas maiores do que em um conjunto de discos 2D.

3.3.3

Características principais do PFC3D

- a) as partículas são tratadas como corpos rígidos. A hipótese é satisfatória para pacotes granulares onde a maioria dos movimentos ocorre devido a rotações e deslizamentos entre partículas e não devido à deformação individual de partículas;
- b) os contatos ocorrem em um ponto;
- c) partículas podem se superpor uma sobre as outras nos pontos de contato, sendo as superposições pequenas em relação ao tamanho das partículas;
- d) o valor da superposição está relacionado com a força de contato através de uma lei força x deslocamento;
- e) ligações podem existir no contato entre partículas;
- f) super-partículas (agrupamento de partículas esféricas) podem funcionar como um corpo rígido com um contorno deformável;

- g) além de aplicações envolvendo movimento de partículas, o programa pode ser aplicado para a análise de sólidos sujeitos a condições iniciais e de contorno prescritas. Em tais modelos, o comportamento do contínuo pode ser aproximado tratando o corpo como um pacote denso de partículas muito pequenas. Medidas de tensão e de deformação podem ser definidas como quantidades médias em um volume representativo do sistema;
- h) além de partículas, o modelo PFC inclui também paredes, que permitem aplicar uma condição em termos de velocidade (translacionais ou rotacionais) com o objetivo de compactar ou confinar o material. Em geral o carregamento do pacote granular é por gravidade ou movimento de paredes;
- i) as equações de movimento são integradas no PFC usando um esquema baseado em diferenças finitas centrais, assumindo que as velocidades e acelerações são constantes dentro de cada passo de tempo. O passo de tempo deve ser suficientemente pequeno, de modo que o movimento não possa se propagar além de qualquer outra partícula que não esteja na vizinhança imediata. Então, em qualquer tempo, as forças atuantes em qualquer partícula são determinadas exclusivamente pelas suas interações com as partículas em contato. O algoritmo explícito permite assim interações não-lineares envolvendo um grande número de partículas sem a necessidade de grandes áreas de memória como no caso de métodos implícitos. Como o movimento se propaga em função das propriedades físicas do sistema discreto, o maior passo de tempo ou tempo crítico (t_{crit}) para satisfazer a condição mencionada, deve ser igual a

$$t_{crit} = \begin{cases} \sqrt{m / k^{tran}}, & \text{(movimento translacional)} \\ \sqrt{I / k^{rot}}, & \text{(movimento rotacional)} \end{cases} \quad (3.19)$$

- j) onde k^{tran} e k^{rot} representam a rigidez translacional e rotacional da mola de contato, respectivamente, m é a massa da partícula e I é o seu momento de inércia.

- k) O passo de tempo crítico é calculado para cada partícula aplicando-se a equação acima separadamente para cada grau de liberdade, assumindo-se que estes são desacoplados;
- l) a energia fornecida ao sistema é dissipada através de deslizamentos com atrito entre partículas e com as paredes. Entretanto, este tipo de amortecimento pode não estar ativo no modelo constitutivo ou, caso afirmativo, não ser suficiente para atingir a solução em regime permanente após um razoável número de interações. O programa PFC utiliza um amortecimento não-viscoso local para amortecer as equações de movimento, acrescentando-se uma força de amortecimento correspondente a uma parcela (o programa recomenda 70%) de todas as forças externas aplicadas na partícula, incluindo a gravitacional. As vantagens deste tipo de amortecimento local é que somente a aceleração é amortecida (logo o movimento permanente não é afetado por este tipo de amortecimento) e o amortecimento é independente da velocidade com que o ciclo é executado (amortecimento histerético);
- m) o comportamento mecânico do material é simulado pelo PFC associando um modelo constitutivo simples no contato, consistindo de 3 parcelas: modelo de rigidez, modelo de deslizamento e modelo de ligação (*bond model*). O modelo de rigidez relaciona a força de contato com os deslocamentos relativos da partícula nas direções normal e tangencial, sendo disponíveis o modelo linear (Hooke) e o modelo simplificado de Hertz-Mindlin, descritos nos itens 3.2.4.1 e 3.2.4.2., respectivamente, e pela figura 3.11. O modelo de deslizamento está sempre ativo (exceto se um modelo de ligação for selecionado) e incorpora uma propriedade intrínseca de duas entidades (partícula-partícula, partícula-parede) no contato. Admite resistência nula à tração e permite deslizamento entre as entidades, limitando a resistência ao cisalhamento a um valor máximo (modelo de Hooke-Coulomb). O programa PFC permite que duas partículas estejam ligadas, através de um modelo de ligação (coesão ou aderência) no contato (*contact-bond model*) ou um modelo de ligação paralela (*parallel-bond model*) – figura 3.12. Ambos os modelos podem ser vistos como uma espécie de “cola” que adere duas partículas entre si. No modelo de ligação no contato a “cola” encontra-se apenas no ponto de

contato, enquanto que no modelo de ligação paralela esta se encontra distribuída sobre uma superfície de seção circular entre as partículas. O primeiro dos modelos pode apenas transmitir uma força, enquanto que o segundo força e momento. O modelo de ligação paralela pode descrever o comportamento constitutivo de um material de cimentação conectando as partículas.

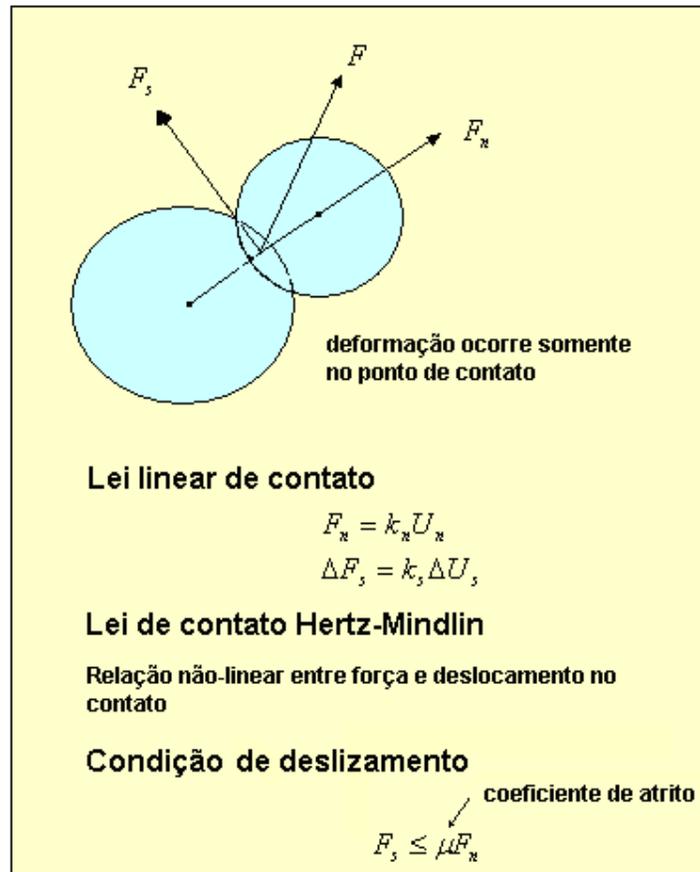


Figura 3.11– Modelos de rigidez e de deslizamento no contato (manual do PFC3D)

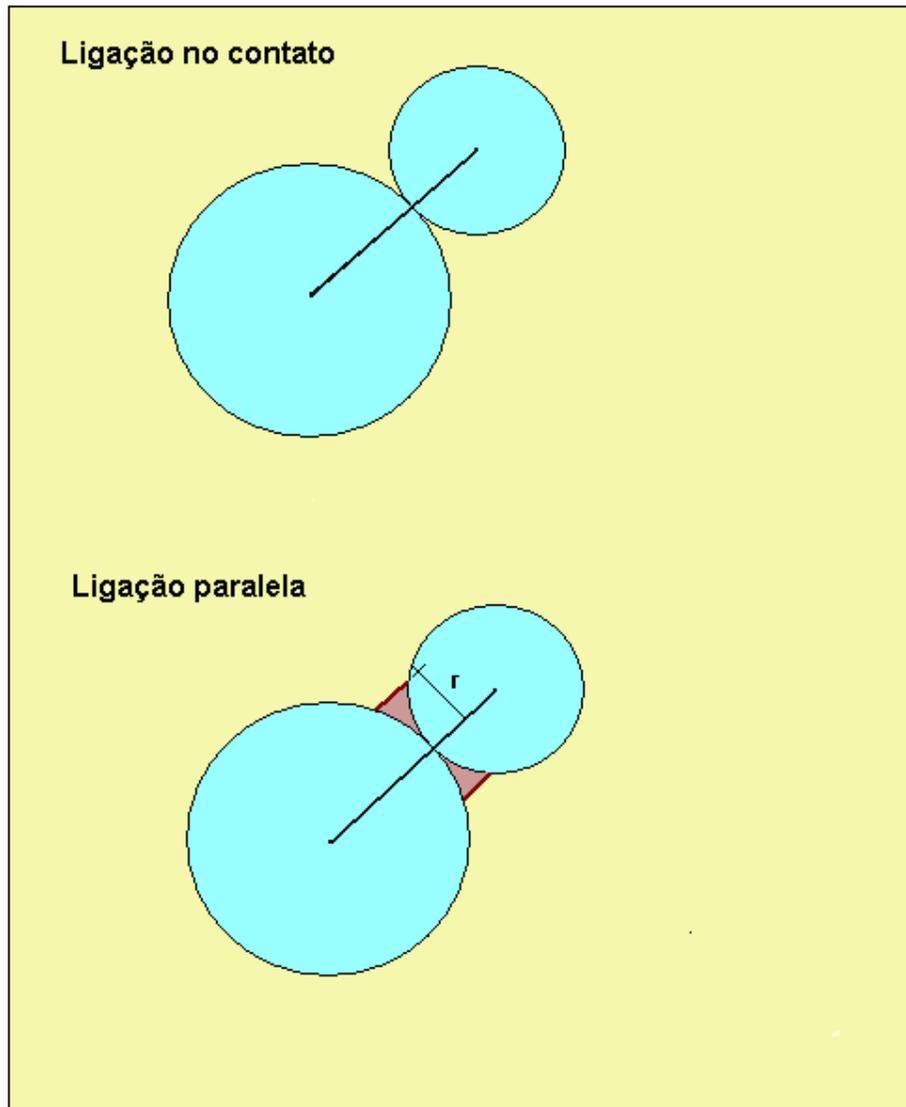


Figura 3.12 – Modelos de ligação (manual do PFC3D)

3.3.4 Modelagem do fluido

Este esquema é implementado para simulações do acoplamento do fluido às partículas, soluciona numericamente a equação de Navier Stokes para fluxo de fluido incompressível, em sistema de coordenadas Cartesianas Eulerianas, e logo deriva a pressão e velocidade do fluido para cada célula fixa, por inclusão da influência das partículas, e a correspondente porosidade, dentro da célula. As forças de arraste do fluxo do fluido são aplicadas às partículas como forças de corpo externas. Estas forças são também adicionadas às equações de fluido e

causam mudanças nos momentos, como reflexo pela mudança no gradiente de pressão na direção do fluxo.

O trabalho original nesta área foi apresentado pelo professor Tsuji e seu grupo da Universidade de Osaka em 1992.

3.3.4.1 Equação de interação fluido partícula

A Figura 3.13 mostra um volume de controle fixo, $\Delta V = \Delta x \Delta y \Delta z$, no interior do domínio de fluxo contendo n_p partículas esféricas sólidas.

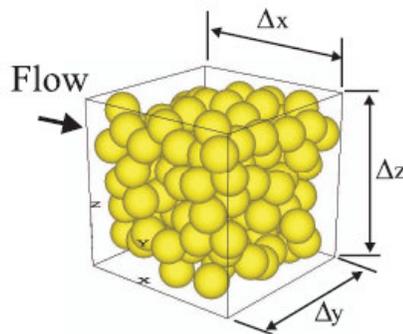


Figura 3.13 - Fluxo através do pacote de partículas (manual PFC3D).

Assume-se que um gradiente de pressão dP/dx cause fluxo na direção x . Considerando-se o equilíbrio das partículas nesta direção no interior deste volume, a soma das forças de arraste f_{dsum} pode ser obtida fazendo.

$$f_{dsum} = \sum_{i=1}^{n_p} f_{d_{i_x}} = -f_{int_x} \Delta V - \frac{dP}{dx} \frac{\Pi}{6} \sum_{i=1}^{n_p} d_{p_i}^3 \quad (3.20)$$

onde f_{int_x} é a componente da força de interação por unidade de volume entre as partículas na direção x e o fluido e d_{p_i} ($i = 1, n_p$) o diâmetro das n_p partículas no interior do volume ΔV . O sinal negativo da primeira parcela significa que a força aplicada pela partícula ao fluido é positiva (convenção de sinais) enquanto que na segunda parcela indica que a pressão decresce com o fluxo na direção $+x$.

Definindo a porosidade (n) como,

$$n = 1 - \frac{1}{\Delta V} \frac{\Pi}{6} \sum_{i=1}^{n_p} d_{p_i}^3 \quad (3.21)$$

e substituindo na eq. (3.20), vem

$$f_{dsum} = \sum_{i=1}^{n_p} f_{d_{ix}} = - \left(\frac{f_{int_x}}{1-n} + \frac{dP}{dx} \right) \frac{\Pi}{6} \sum_{i=1}^{n_p} d_{p_i}^3 \quad (3.22)$$

A força de arraste aplicada à partícula i ($i = 1, n_p$) é dada então por:

$$f_{d_{ix}} = - \left(\frac{f_{int_x}}{1-n} + \frac{dP}{dx} \right) \frac{\Pi}{6} d_{p_i}^3 \quad (3.23)$$

Considerando condições de fluxo 3D para $j = x, y, z$, a equação (3.23) pode ser escrita como:

$$f_{d_{ij}} = - \left(\frac{f_{int_j}}{1-n} + \nabla p_j \right) \frac{\Pi}{6} d_{p_i}^3 \quad (3.24)$$

Se o gradiente de pressão ∇p surge somente da interação entre as partículas e o fluido (por exemplo, para fluxo permanente):

$$f_{int_j} = n \nabla p_j \quad (3.25)$$

Substituindo-se a eq. (3.25) na eq. (3.24), obtém-se então:

$$f_{d_{ij}} = - \frac{\nabla p_j \Pi}{1-n} \frac{\Pi}{6} d_{p_i}^3 \quad (3.26)$$

A qual define a expressão da força de arraste utilizada por Asgian et al (1995) para modelar o refluxo do propante. Com auxílio do programa TRUBAL e considerando uma porosidade de 50%. puderam observar a variação desta força de

arraste com o gradiente de pressão para alguns diâmetros de partícula (ver figura 3.14).

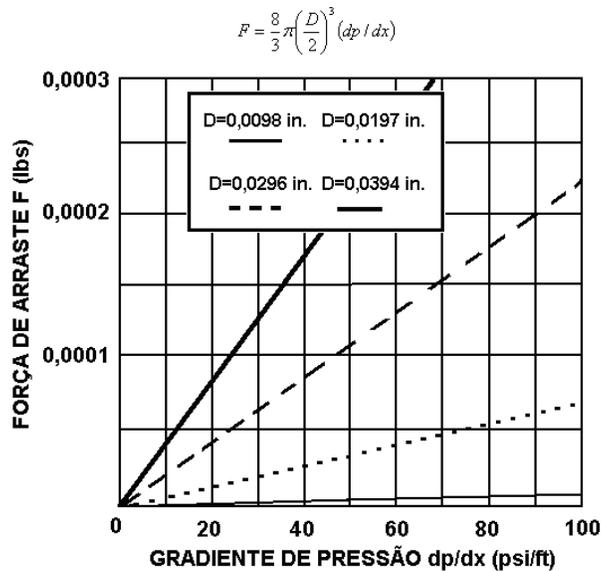


Figura 3.14 - Força de arraste em função do diâmetro do grão e gradiente de pressão. (peneiras n. 16 = 0,047 in., n. 20 = 0,033 in. e n. 40 = 0,016 in) - Asgian et al, (1995).

As forças de interação por unidade de volume entre as partículas e o fluido são expressas por:

$$f_{\text{int}_j} \equiv \beta_{\text{int}_j} (\bar{v}_j - u_j) \quad (3.27)$$

onde \bar{v}_j é a velocidade média das partículas, u_j é a velocidade do fluido e o β_{int_j} ($j = x, y, z$) é coeficiente de atrito fluido-partícula dado por (Bouillard et al., 1989):

$$\beta_{\text{int}_j} = \left(150 \frac{(1-n)^2}{n \bar{d}_p^2} \mu_f + 1.75 \frac{(1-n)}{\bar{d}_p} \rho_f |\bar{v}_j - u_j| \right) \quad n \leq 0.8 \quad (3.28)$$

$$\beta_{\text{int}_j} = \frac{3}{4} \rho_f C_D \frac{(1-n)n^{-1.7}}{\bar{d}_p} |\bar{v}_j - u_j| \quad n \geq 0.8 \quad (3.29)$$

onde μ_f é a viscosidade dinâmica do fluido, ρ_f é a densidade do fluido, \bar{d}_p é o diâmetro médio das partículas, C_D é o coeficiente de arraste para partículas esféricas e é dado pela equação 3.30, como uma função do número de Reynolds:

$$C_D = \frac{24}{R_e} (1 + 0,15 R_e^{0,687}) \quad R_e \leq 1000 \quad (3.30)$$

$$C_D = 0,44 \quad R_e \geq 1000$$

onde:

$$R_e = \frac{n |v_j - u_j| \bar{d}_p}{v_f} \quad (3.31)$$

Substituindo-se a equação (3.27) na equação (3.24), a força de arraste aplicada nas partículas pode ser escrita como

$$f_{d_{ij}} = - \left(\frac{\beta_{int_j}}{1-n} (\bar{v}_j - u_j) + \nabla p_j \right) \frac{\Pi}{6} d_{p_i}^3, \quad i=1, n_p \text{ e } j = x, y, z \quad (3.32)$$

onde o segundo termo é equivalente à metade daquele usado por Asgian et al, Cundall e Brady (1995) para modelagem do refluxo de propante em fraturas hidráulicas.

A presente formulação (equação 3.32) implementada no programa PFC3D só se aplica a domínios de fluxo confinado, totalmente saturados, de forma retangular. A interação ocorre somente entre o fluido e partículas; não sendo contemplada a interação do fluido com as paredes da fratura.

Na figura 3.15 é mostrado o fluxograma do processo geral de cálculo do PFC3D, incluindo o esquema de fluido, e na figura 3.16 o fluxograma específico para o esquema de fluido.

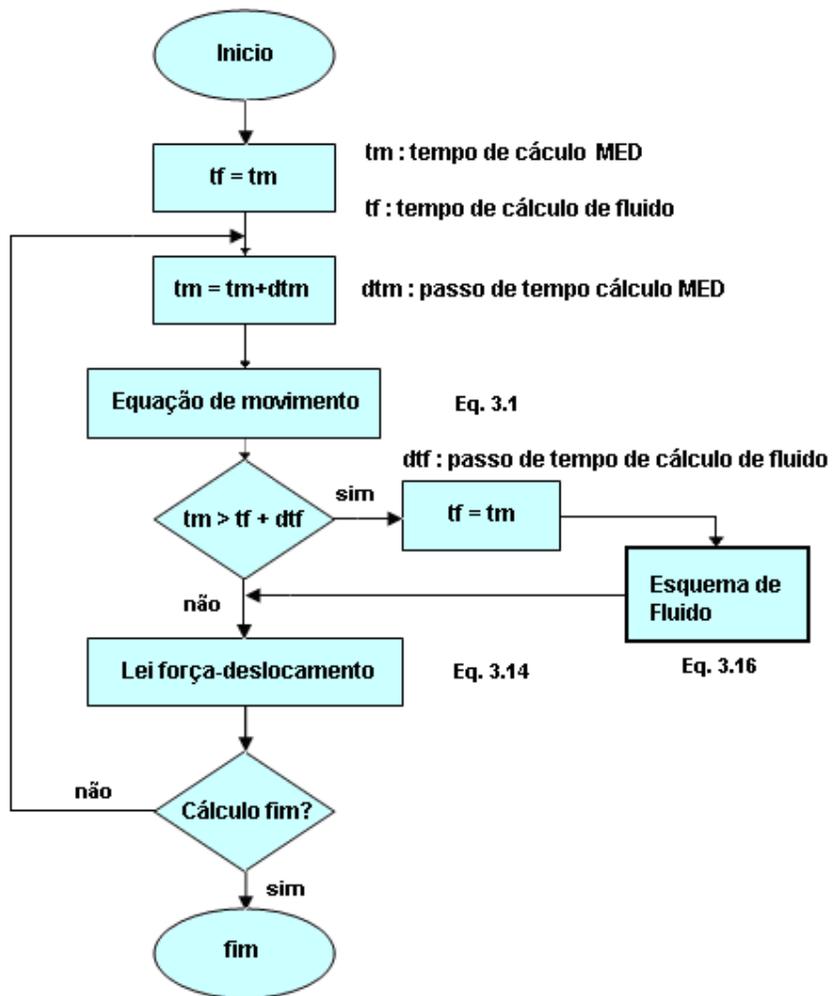


Figura 3.15. – Fluxograma do processo de cálculo no programa PFC3D com o esquema de fluido (manual do PFC3D).

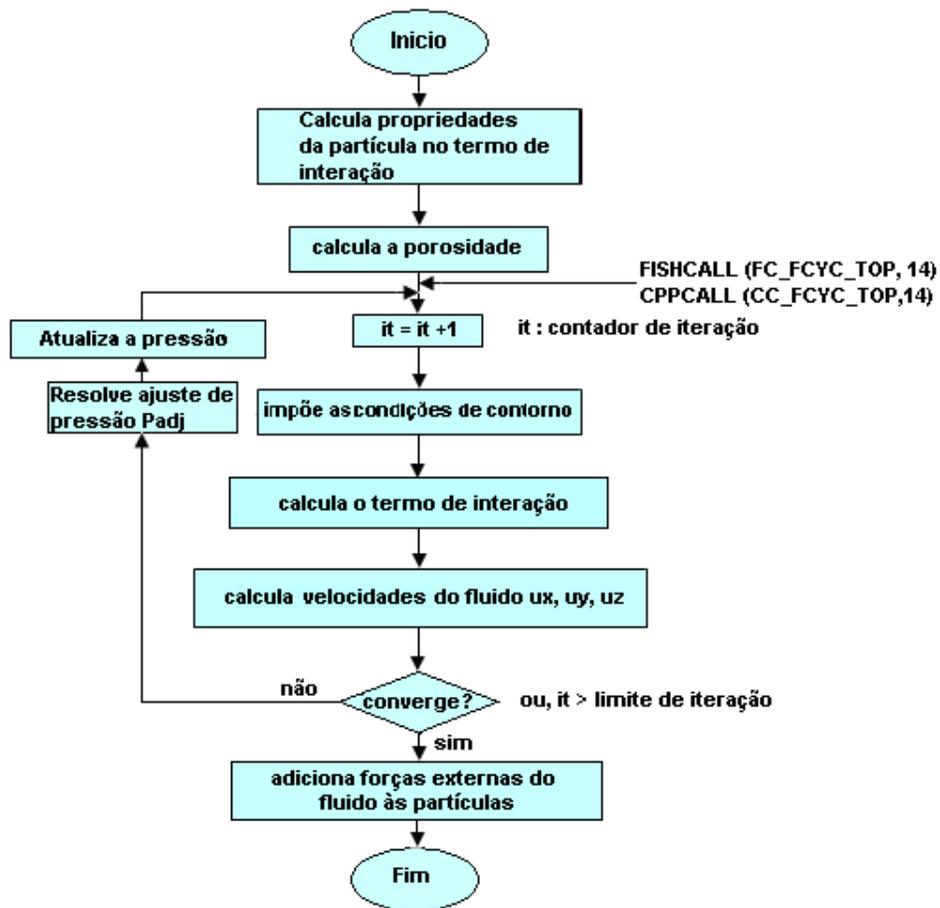


Figura 3.16 - Fluxograma do esquema de fluido (manual do PFC3D).

4 MODELAGEM DO REFLUXO DO MATERIAL DE SUSTENTAÇÃO

4.1 INTRODUÇÃO

Nesta seção apresentam-se as modelagens numéricas da estabilidade do pacote granular no interior das fraturas mediante aplicação do programa computacional PFC. São considerados quatro cenários distintos, enumerados de 1 a 4.

Os dados dos cenários 1 e 2 foram retirados da dissertação de mestrado de Velozo (2006) e Santos (2004) e para o cenário 3 da dissertação de Cachay (2005). O cenário 4 replica o cenário 1, com algumas variações em relação à tensão de fechamento, temperatura e pressão no poço. Para o cenário 1 foram feitas análises bi (PFC2D) e tridimensionais (PFC3D).

Para os quatro cenários o poço foi considerado vertical. A geometria da fratura referente aos cenários 1 e 2 foi obtida através do simulador de propagação 3D de fraturas “MFRAC III – *A Three Dimensional Hydraulic Fracturing Simulator*” (Santos, 2004), enquanto que para o cenário 3 esta foi retirada da literatura (Canon, 2003).

As propriedades do material de sustentação das fraturas foram obtidas através da consulta a catálogo de fornecedores (*Clearwater e Carboceramics*). Em todos os cenários considerou-se propante de bauxita de granulometria 12/20, com propriedades detalhadas nas tabelas 4.1 e 4.2¹.

¹ De acordo com a norma API RP60 a granulometria do propante 12/20 tem diâmetros de partícula no intervalo $0,85\text{mm} < d_p < 1,7\text{mm}$.

4.2 CENÁRIO 1

4.2.1 Características

A produtividade de um poço é estabelecida mediante o índice de produtividade (IP), definido para a condição de fluxo permanente como a relação entre a vazão de produção do poço (Q_p) e a diferença entre as pressões no reservatório (p_e) e no fluido no fundo do poço (p_f).

Tabela 4.1 - Características do Material de Sustentação dos Cenários 1, 2 e 4 (Veloze, 2006)

CARACTERISTICAS DO MATERIAL	SIMBOLO	VALOR
Diâmetro médio	d_p	1,25 mm (0,0492 in)
Densidade do grão (aparente)	SGp	3,6
Massa específica (bulk)	ρ_p	2,07 g/cm ³ (131 lb/ft ³)
Resistência máxima	Smax	15000 psi
Esfericidade	φ_p	0,9
Ângulo de atrito	φ	35
Porosidade	n	0,4
Módulo de cisalhamento	G	1,4989e10 Pa
Coefficiente de Poisson	v	0,15

Tabela 4.2 - Características do Material de Sustentação do Cenário 3 (Cachay, 2005)

CARACTERISTICAS DO PROPANTE	SIMBOLO	VALOR
Diâmetro médio	d_p	1,041 mm (0,041 in)
Densidade do grão (aparente)	SGp	3,56
Massa específica aparente (bulk)	ρ_p	2,07 g/cm ³ (131 lb/ft ³)
Resistência máxima	Smax	16000 psi
Esfericidade	φ_p	0,9
Ângulo de atrito	φ	35
Porosidade	n	0,4
Módulo de cisalhamento	G	1,4989e6 Pa
Coefficiente de Poisson	v	0,15

$$IP = \frac{Q_p}{p_e - p_f} \quad (4.1)$$

O cenário 1 representa uma formação de baixa permeabilidade, em grande profundidade, e sob altas temperaturas. O poço, neste cenário, foi considerado com índice de produtividade $IP = \frac{2m^3 / dia}{kgf / cm^2}$.

As características da formação rochosa, do poço, do fluido e da fratura estão apresentadas nas tabelas 4,3, 4.4., 4.5, 4.6, respectivamente.

Tabela 4.3- Características da Formação

CARACTERÍSTICAS DA ROCHA	SÍMBOLO	VALOR
Permeabilidade	K	5 mD
Temperatura	T	138 °C (280 °F)
Tensão de Fechamento	$P_{c,net}$	52,91 MPa (7673,48 psi)
Espessura da zona de interesse	h_p	20 m (65,62 ft)
Raio do reservatório	r_e	400 m (1312 ft)
Coefficiente de Poisson	ν	0,15
Módulo de Young	E	34474 MPa (5e6 psi)
Módulo de cisalhamento	G	14989 MPa (2,17e6 psi)
Tensão horizontal mínima	σ_{min}	62,05 MPa (9000 psi)

Tabela 4.4 - Características do Poço Vertical

CARACTERÍSTICAS DO POÇO	SÍMBOLO	VALOR
Pressão no fundo do poço	P_{wf}	13,79 MPa (2000 psi)
Pressão no reservatório -estática	P_e	27,58 MPa (4000 psi)
Vazão de produção	Q_p	0,0033 m ³ /s (9936 ft ³ /dia)

Tabela 4.5 - Características do Fluido

CARACTERÍSTICAS DO FLUIDO	SÍMBOLO	VALOR
Densidade API	API	40° API
Viscosidade dinâmica	μ	0,73 cp
Massa específica	ρ_f	825,1kg/m ³ (51,51 lb/ft ³)
Velocidade do fluido	v	0,0103 m/s (0,0337 ft/s)
Gradiente de pressão na fratura	dP/dx	3,41 psi/ft

Tabela 4.6 - Características da Fratura

CARACTERÍSTICAS DA FRATURA	SÍMBOLO	VALOR
Largura média	W	6,04 mm (0,24 in)
Largura normalizada	W_r	4,88
Largura máxima da fratura	W_{max}	13,73 mm (0,54 in)
Comprimento da fratura	L	149,26 m (489,68 ft)
Altura da fratura	h_f	51,99 m (170,58 ft)
Permeabilidade do pacote granular	k_f	2,28x105 mD
Concentração do propante	C_p	9,54 kg/m ² (1,95 lb/ft ²)
Condutividade	C_d	1346,3 mD.m (4417 mD.ft)

4.2.2

Modelagem utilizando os programas PFC2D e PFC3D

Na modelagem pelo método dos elementos discretos da fratura, do material de sustentação (discos, no caso 2D e esferas, no caso 3D) e do fluido, foram adotadas as seguintes etapas:

4.2.2.1

Geração das partículas

O primeiro passo é a geração de milhares de partículas dentro de um segmento da fratura, representada por uma caixa de paredes rígidas com largura normalizada ($W_r + 2$) e comprimento normalizado $L/d_p = 50$. O comprimento normalizado adotado nesta dissertação foi o mesmo do trabalho de Asgian et al, (1995) que, após várias simulações numéricas, concluíram que o valor L/d_p igual a 50 representa adequadamente um modelo para estudo do refluxo de propantes com base no método dos elementos discretos.

As partículas foram geradas com uma distribuição granulométrica uniforme, com diâmetros variando entre as faixas de valores estabelecidas na tabela 4.7 mostradas na figura 4.1 e atendendo à porosidade de 40% do pacote granular. Os contactos entre partículas obedecem à lei Hertz-Mindlin (item 3.2.6.2), onde os contactos se tornam mais rígidos com o aumento da força compressiva (por causa do aumento da área de contato).

O resultado da geração de partículas é mostrado nas figuras 4.2 (análise 2D) e 4.3 (análise 3D).

Tabela 4.7 - Granulometria utilizada nos cenários 1,2 e 4

diâmetro (mm)	% peso acumulado
1,200	0
1,215	11
1,225	21
1,235	31
1,245	43
1,255	54
1,265	65
1,275	77
1,285	89
1,295	100

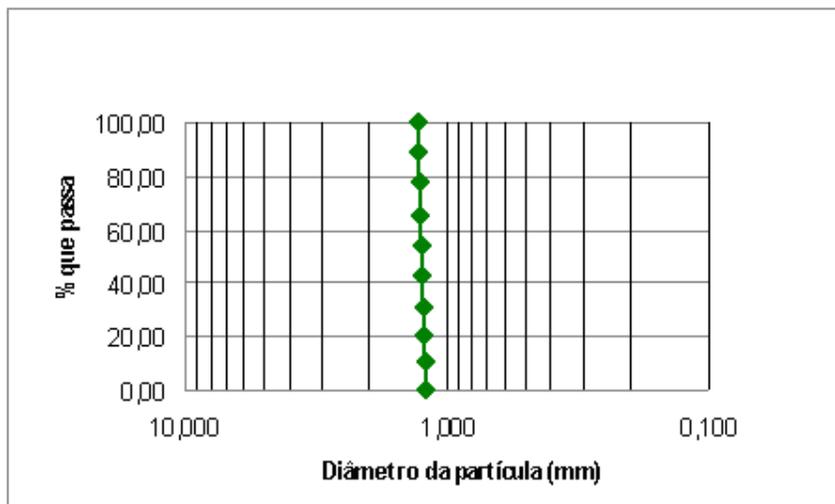


Figura 4.1- Granulometria adotada para os cenários 1,2 e 4.

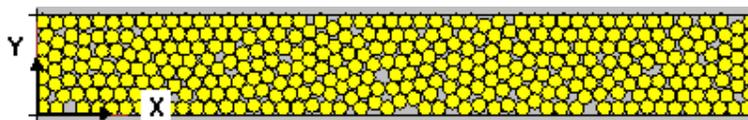


Figura 4.2 – Geração de partículas (discos) pelo programa PFC2D.

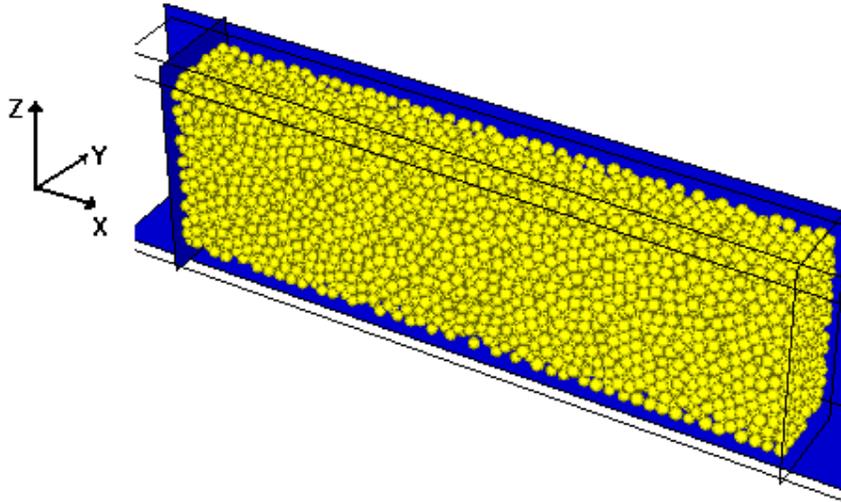


Figura 4.3 – Geração de partículas (esferas) pelo programa PFC 3D.

4.2.2.2 Condições de contorno

Na simulação 2D as partículas mais escuras em contato com o topo e a base da caixa (figura 4.4) são consideradas como paredes da fratura, com propriedades da rocha de formação (tabela 4.3). A face da fratura junto ao poço permite o livre movimento das partículas e a face oposta é formada por partículas impedidas de se movimentar no plano da fratura.

As condições de contorno adotadas nas análises 3D são apresentadas na figura 4.5. Foram testadas diversas alturas relativas do modelo 3D, considerando-se os valores (h/d_p) iguais a 5, 10, 15 e 20, cujos resultados serão discutidos no item 4.2.2.5.

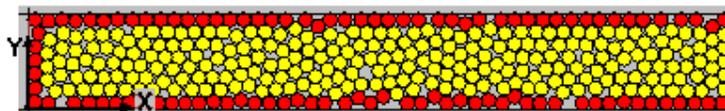


Figura 4.4 - Condições de contorno no problema bidimensional.

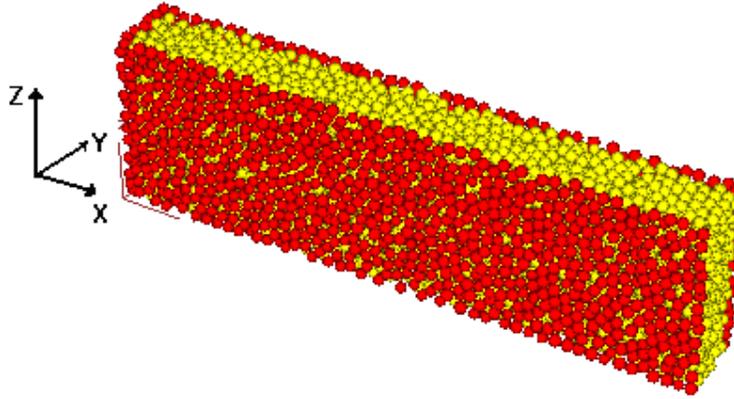


Figura 4.5 – Condições de contorno no problema tridimensional.

4.2.2.3 Tensão de fechamento

No caso 2D, para aplicação da tensão de fechamento sobre o pacote granular, todos os contornos do modelo (4 lados) são movimentados a baixas velocidades, comprimindo o pacote. Através de um mecanismo servo-controlado (disponível em subrotina FISH da biblioteca do PFC2D) as tensões hidrostáticas induzidas são controladas até que atinjam o valor da tensão de fechamento especificada pelo usuário.

Na simulação 3D, o movimento dos contornos acontece com as seis faces do paralelepípedo da figura 4.5. A subrotina para servo-controle disponível no PFC3D foi modificada para adaptar a geometria cilíndrica original para um paralelepípedo.

Após atingido o valor da tensão de fechamento, certa quantidade de partículas, no contorno lateral da direita, é removida para simular a presença do poço (figuras 4.6 e 4.7). O início do fluxo de partículas acontece, provocado por causas mecânicas (tensão de fechamento). Vale a pena também observar na figura 4.6 a formação de trajetórias de tensão, já nesta fase da análise.

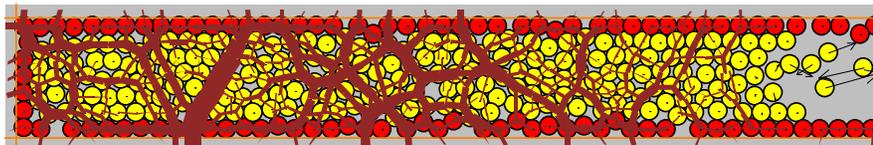


Figura 4.6 – Fluxo de partículas pela aplicação da tensão de fechamento (caso 2D).

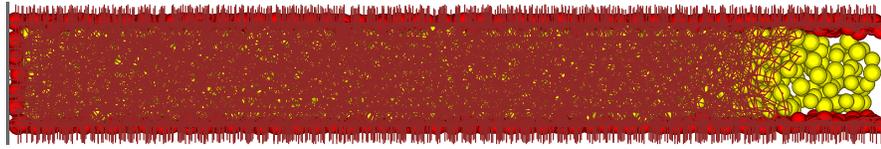


Figura 4.7 - Fluxo de partículas pela aplicação da tensão de fechamento (caso 3D).

4.2.2.4 Aplicação do fluido

Novamente atingido o equilíbrio após a aplicação da tensão de fechamento, o fluido é aplicado na face lateral posterior, para o qual são definidas as propriedades de viscosidade dinâmica, densidade e gradiente de pressão. As figuras 4.8 e 4.9 apresentam as trajetórias de fluxo indicadas pelos vetores de velocidade.

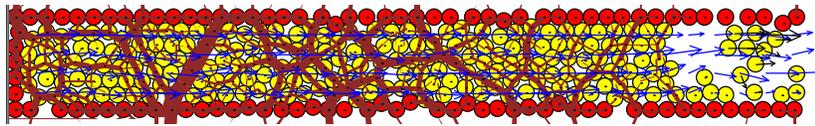


Figura 4.8 – Vetores de velocidade do fluido na simulação 2D.

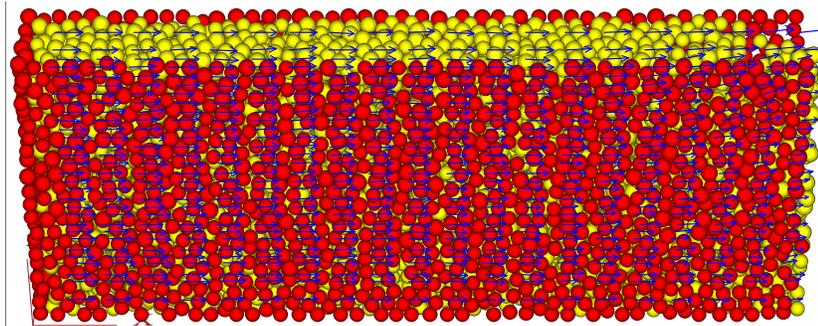


Figura 4.9 – Vetores de velocidade do fluido na simulação 3D.

4.2.3 Comentários sobre a definição do modelo 3D

Foram executadas análises considerando o modelo com as seguintes alturas normalizadas (h/d_p): 5, 10, 15 e 20, com o objetivo de verificar a influência dos contornos artificiais da base e do topo do modelo sobre os resultados das simulações numéricas.

Para a altura normalizada $h/d_p = 5$ não há ocorrência do refluxo (figura 4.10) enquanto que para a configuração $h/d_p = 10$ observa-se que um grupo de partículas da região central junto ao poço se movimenta no tempo $t = 2s$ (figura 4.11), porém o pacote granular continua ainda estável. Para as alturas normalizadas $h/d_p = 15$ e $h/d_p = 20$ o fenômeno do refluxo do material de sustentação já se manifesta em $t = 2s$ (figura 4.12).

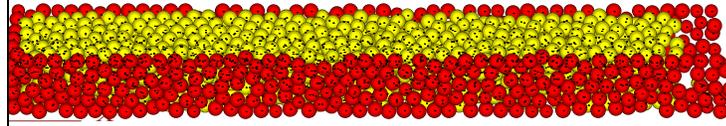


Figura 4.10 – Resultados em $t=2s$ para modelo com $h/d_p = 5$.

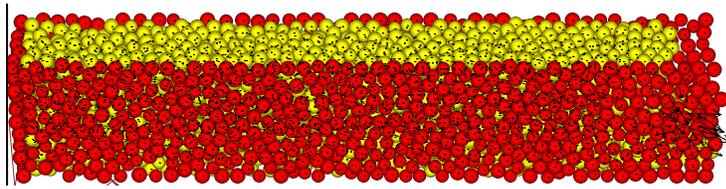


Figura 4.11 – Resultados em $t=2s$ para modelo com $h/d_p = 10$.

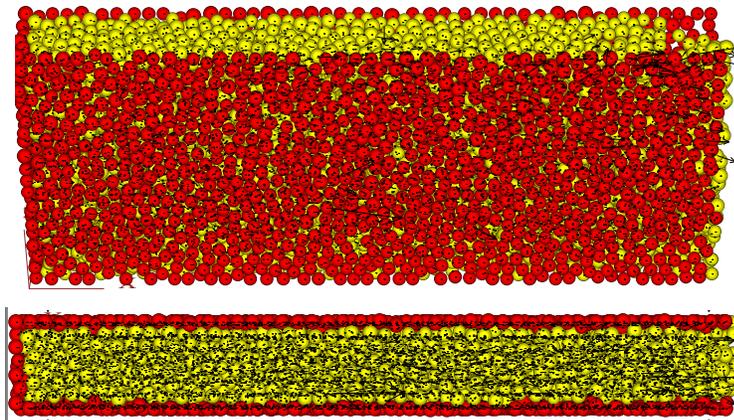


Figura 4.12 – Resultados em $t=2s$ para modelo com $h/d_p = 20$ (vista lateral na figura superior e vista de topo na figura inferior).

As velocidades de fluxo ao longo do eixo central da fratura podem ser observadas na figura 4.13, onde são comparados os valores obtidos com as simulações 2D e 3D. Como pode ser observado considerando partículas esféricas (3D) as velocidades são de 3 a 5 vezes superiores às velocidades na hipótese de discos (2D). Nota-se também que na análise 2D a velocidade do fluido através dos

poros é cerca de 5 vezes maior do que a velocidade aparente (v_f) determinada pela lei de Darcy (equação 4.2):

$$v_f = \frac{Q_p}{\frac{W}{12} h_f} \quad (4.2)$$

onde v_f é a velocidade do fluido em ft/s, Q_p é a vazão de produção do poço em ft^3/s , W a largura média da fratura em polegadas (in) e h_f a altura da fratura em pés (ft).

Os resultados das análises 3D em termos de velocidades do fluido com $h/d_p = 10, 15$ e 20 são similares entre si, variando de um valor mais alto na região posterior do pacote granular, para uma velocidade média na região central e decrescendo na região próxima ao poço (no caso $h/d_p = 20$, este decréscimo foi menos pronunciado porque grande parte das partículas já havia se movimentado).

A partir destes resultados optou-se por considerar uma altura de fratura na simulação 3D com o valor $h/d_p = 15$.

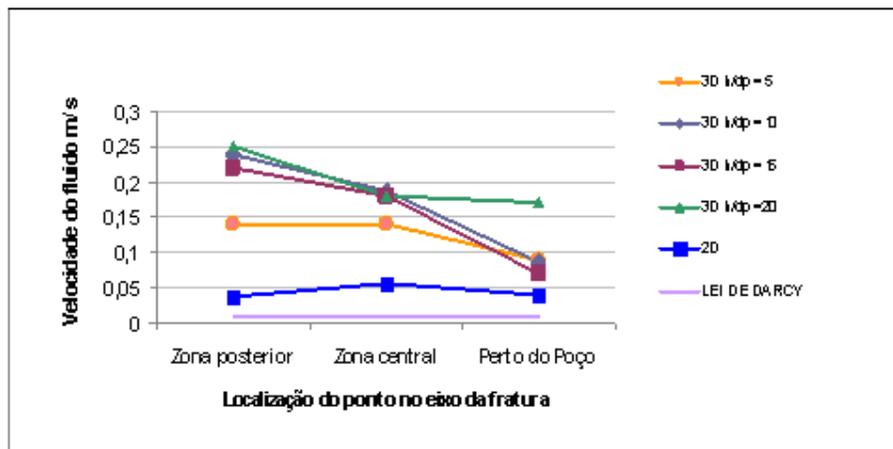


Figura 4.13 - Velocidades do fluido ao longo do eixo da fratura em três pontos do pacote granular, determinados com os programas PFC2D e PFC3D.

4.2.4 Comparações entre as modelagens 2D e 3D

A largura normalizada da fratura e a tensão de fechamento foi a mesma nas análises 2D e 3D. Na análise 3D a porosidade (n) escolhida foi de 0,4. Na análise 2D a porosidade selecionada, após várias tentativas, foi 0,2 de modo que a largura

normalizada da fratura e a tensão de fechamento fossem as mesmas em ambas as simulações (2D e 3D).

Logo, é de se esperar que o número de contatos entre esferas seja maior do que o número de contatos entre discos, o que é semelhante a dizer que as forças de contato no modelo 3D sejam menores do que no modelo 2D.

Por sua vez, as maiores forças de contato no modelo bidimensional provocam maior superposição entre as partículas, necessitando-se de uma lei de contato com maior rigidez no modelo 2D para evitar a ocorrência de superposições exageradas e irreais de partículas.

Em consequência, o tempo computacional para uma análise 2D é muito maior do que análise 3D, porque o passo de tempo na formulação explícita adotada pelo PFC é inversamente proporcional à rigidez do contato

A tabela 4.8 apresenta algumas comparações, para o cenário 1, das análises 2D e 3D.

Tabela 4.8 – Comparações entre modelos 2D e 3D para o cenário 1

Modelagem 2D		Modelagem 3D	
Porosidade menor	~ 0,20	Porosidade maior	~0,40
Máximas forças de contato maiores	~1640 N	Máximas forças de contato menores	400 - 500 N
Superposições nos contatos maiores (limitação aumentando-se valor de G)	G = 1.500 GPa	Superposições nos contatos menores	G = 15 MPa
Velocidade do fluido maior do que a velocidade aparente estimada pela lei de Darcy	0,03-0,05 m/s	Velocidade do fluido bastante maior do que a velocidade aparente estimada pela lei de Darcy	0,07-0,27 m/s
Passo de tempo menor	1,00E-10	Passo de tempo maior	1,67E-07
Estabilidade	estável	Estabilidade	instável

Pelo exposto conclui-se que as análises de estabilidade de pacotes granulares no caso da possibilidade da ocorrência do refluxo do material de sustentação parece ser mais confiável em simulações 3D do que em 2D. A partir deste ponto, todos os resultados apresentados se referem a análises 3D executadas com o programa computacional PFC3D.

4.2.5 Resultados

O cenário 1, cujas propriedades foram detalhadas nas tabelas 4.1, 4.3, 4.4, 4.5, 4.6, é característico de reservatórios de grande profundidade, sob altas temperaturas (138°C) e elevadas tensões de fechamento (7673 psi). A largura normalizada da fratura é (W_r)= 4,88 e o gradiente de pressão no fluido (dP/dx) é de 3,41 psi/ft.

Os resultados das análises via MED apresentam um pacote granular instável (tabela 4.10, 6ª linha). Este resultado concorda com os resultados das análises empíricas feitas por Velozo (2006), conforme tabela 4.9.

Tabela 4.9 – Resultados da análise de estabilidade por modelos empíricos (Velozo, 2006)

MODELO	VARIAVEL DE CONTROLE	VALOR (V)	VALOR CRITICO (V_c)	V/ V_c	RESULTADO
Stimlab	Velocidade (V_c)	0,034 ft/s	7,34 ft/s	0,005	estável
Semi-mecânico	Gradiente de pressão (dP/dx)	3,41 psi/ft	2,72 psi/ft	1,254	instável
Cunha livre	Largura normalizada (W_r)	4,88	4,31	1,132	instável
Velocidade mínima de fluidificação	Velocidade (V_f)	0,034	0,020 ft/s	1,685	instável

O único método que apresentou resultado discrepante foi o do consórcio Stimlab. Todavia, a correlação empírica proposta admite que a velocidade crítica tende a infinito à medida que a tensão de fechamento for continuamente majorada. Conseqüentemente, para valores da tensão de fechamento da fratura superiores a 7.000 psi (48 MPa) a correlação do consórcio Stimlab é pouco confiável (Asgian, et al., 1994; Sparlin e Hagen, 1995).

Variações das características do cenário 1 foram analisadas a seguir, mantendo-se a tensão de fechamento constante, mas variando os valores da largura normalizada da fratura e do gradiente de pressão do fluido, com o objetivo

de melhor compreender os mecanismos de instabilidade do pacote granular nos diversos casos analisados.

Os resultados estão sumarizados na tabela 4.10, onde a barra vertical na última coluna indica a posição do arco de sustentação na face livre do propante. Nesta pesquisa, definiu-se um pacote como potencialmente instável quando ocorre o colapso do arco de sustentação formado pela aplicação da tensão de fechamento, desde que situado na metade posterior do comprimento do modelo.

Tabela 4.10 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 1

W/d_p	No de grãos de propante modelados	Tensão de fechamento (psi)	Gradiente de pressão (psi/ft)	Resultado	Posição do arco
5,5	3596	7673	sem fluido	instável	
5,5	3596	7673	3	instável	
4,88	3408	7673	sem fluido	instável	
4,88	3408	7673	2	instável	
4,88	3408	7673	2,7	instável	
4,88	3408	7673	3,41	instável	
4,5	2992	7673	sem fluido	estável	
4,5	2992	7673	2	estável	
4,5	2992	7673	5	instável	
4,3	2875	7673	sem fluido	estável	
4,3	2875	7673	3,45	estável	
4,3	2875	7673	4,7	estável	
4,3	2875	7673	10	instável	
4,3	2875	7673	50	instável	
4	2683	7673	sem fluido	estável	
4	2683	7673	3,45	estável	
4	2683	7673	50	estável	
4	2683	7673	100	estável	
3,6	2311	7673	3,45	estável	
3,6	2311	7673	4,7	estável	
	Cenário original				

Dos resultados conclui-se que:

- para fratura com pequena largura normalizada ($W_r = 4$) o pacote granular é estável mesmo com o fluido sob elevado gradiente de pressão (100 psi/ft);
- para fratura com largura normalizada $W_r = 4,3$ o material de sustentação tornou-se instável com o fluido sob gradiente de pressão dez vezes inferior (10 psi);

- c) para fratura com largura normalizada $W_r = 4,5$ o pacote granular apresentou instabilidade sob gradiente de pressão igual a 5 psi/ft;
- d) para fratura com largura normalizada $W_r = 4,88$, apenas com a aplicação da tensão de fechamento o pacote granular já é potencialmente instável (“extrusão de partículas”), deixando-o totalmente incapaz de resistir às forças hidrodinâmicas.

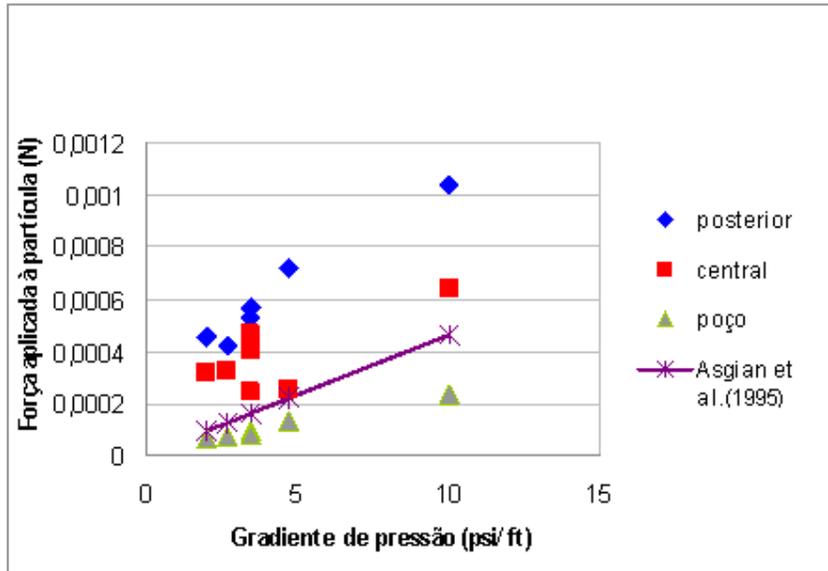


Figura 4.14 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 1.

Os valores das forças de arraste aplicadas pelo fluido nas partículas (na direção horizontal do fluxo) estão mostradas na figura 4.14, juntamente com as forças de arraste correspondentes utilizadas por Asgian et al, (1995) e calculadas

como $F = \frac{8}{3} \pi \left(\frac{d_p}{2} \right)^3 \frac{dP}{dx}$ (ver figura 3.14). Notar na figura 4.14 que as forças de

arraste consideradas no programa TRUBAL por Asgian et al, (1995) variam linearmente em função do gradiente de pressão, enquanto que aquelas determinadas pelo PFC3D dependem de diversos parâmetros do fluido e do pacote granular (equação 3.28). As forças de interação na parte posterior da fratura apresentam grandes diferenças de valores entre ambas as metodologias.

4.3 CENÁRIO 2

4.3.1 Características

O cenário 2 representa uma formação de alta permeabilidade, em profundidade e temperatura intermediárias (93°C), sob tensão de fechamento igual a 5533 psi com largura normalizada da fratura (W_r) de 12. O poço, neste cenário, foi considerado com índice de produtividade (IP) de $\frac{10m^3 / dia}{kgf / cm^2}$. Detalhes das propriedades podem ser conferidos nas tabelas 4.11 a 4.14.

Tabela 4.11 - Características da Formação

CARACTERÍSTICAS DA ROCHA	SÍMBOLO	VALOR
Permeabilidade	K	100 mD
Temperatura	T	93 (200 °F)
Tensão de Fechamento	$P_{c,net}$	38,15 MPa (5533,63 psi)
Espessura da zona de interesse	h_p	20,0 m (65,62 ft)
Raio do reservatório	r_e	400 m(1312 ft)
Coeficiente de Poisson	ν	0,15
Módulo de Young	E	34474 MPa (5e6 psi)
Módulo de cisalhamento	G	14987 MPa (2,2 e6 psi)
Tensão mínima horizontal	σ_{min}	34,47 MPa (5000 psi)

Tabela 4.12 - Características do Poço Vertical

CARACTERÍSTICAS DO POÇO	SÍMBOLO	VALOR
Pressão no fundo do poço	P_{wf}	12,4 MPa (1800 psi)
Pressão no reservatório - estática	P_e	24,1 MPa (3500 psi)
Vazão de produção	Q_p	0,0138 m ³ /s (42163 ft ³ /dia)

Tabela 4.13 - Características do Fluido

CARACTERÍSTICAS DO FLUIDO	SÍMBOLO	VALOR
Densidade API	API	40 ° API
Viscosidade dinâmica	μ	1,25 cp

Massa específica	ρ_f	825,0 kg/m ³ (51,51 lb/ft ³)
Velocidade do fluido	v	0,0322 m/s (0,1057 ft/s)
Gradiente de pressão na fratura	dP/dx	10,68 psi/ft

Tabela 4.14 - Características da Fratura

CARACTERÍSTICAS DA FRATURA	SÍMBOLO	VALOR
Largura média	W	15,07 mm (0,59 in)
Largura normalizada	W_r	12
Largura máxima da fratura	W_{max}	26,09 mm (1,03 in)
Comprimento da fratura	L	50,55 m (165,84 ft)
Altura da fratura	h_f	28,62 m (93,90 ft)
Permeabilidade do pacote granular	k_f	3,90e ⁵ mD
Concentração do propante	C_p	15,04 kg/m ² (3,08 lb/ft ²)
Condutividade	C_d	3572 mD.m (11719 mD.ft)

4.3.2 Resultados

Este cenário foi estudado anteriormente por Velozo (2006) empregando métodos empíricos para previsão do refluxo do material de sustentação da fratura. Seus resultados estão novamente mostrados na tabela 4.15. Novamente se observa que o modelo do consórcio Stimlab apresenta um valor de velocidade crítica alto, porque a tensão de fechamento ainda é elevada para uma utilização confiável do modelo. Observe também que pelo modelo da Cunha Livre o valor da largura normalizada resultou negativo, o que reflete as inconsistências do modelo já mencionadas no capítulo 2.

Pela análise do cenário 2, de acordo com o MED, o pacote granular também se apresenta instável (tabela 4.16) o que, de certa forma, seria esperado em função da grande largura normalizada da fratura ($W_r = 12$).

Observe também que pelo modelo semi-mecânico o pacote é considerado instável para gradientes de pressão superiores a 0,553 psi/ft enquanto que pelo MED o pacote torna-se instável apenas pela aplicação da tensão de fechamento. De certa forma, os resultados entre ambos os modelos são consistentes porque o gradiente de pressão crítico do modelo semi-mecânico é bastante baixo .

Tabela 4.15 Resultados da análise de estabilidade por modelos empíricos para o cenário 2 (Velozo, 2006).

MODELO	VARIAVEL DE CONTROLE	VALOR (V)	VALOR CRITICO (Vc)	V/Vc	SITUAÇÃO
Stimlab	Velocidade (Vc)	0,061 ft/s	0,124 ft/s	0,005	estável
Semi-mecânico	gradiente de pressão (dP/dx)	6,12 psi/ft	0,553 psi/ft	1,254	instável
Cunha livre	Largura normalizada (Wr)	12	-9.636	1,132	instável
Velocidade Mínima de Fluidificação	Velocidade (Vf)	0,061	0,013 ft/s	4,802	instável

Variações do cenário 2 também foram investigadas, mantendo-se constante a tensão de fechamento e variando-se os valores dos gradientes de pressão e das larguras normalizadas (ver detalhes na tabela 4.16).

- para fratura com largura normalizada $W_r = 4,3$ o material de sustentação apresenta-se estável mesmo sob gradientes de pressão elevados (100 psi/ft).
- para fratura com largura normalizada $W_r = 4,5$ o pacote granular apresenta instabilidade sob pequenos gradientes de pressão (5 psi/ft), de maneira similar ao caso examinado nas variações do cenário 1 (tabela 4.10).
- para fratura com largura normalizada $W_r = 5$ o material de sustentação é instável com gradiente de pressão de apenas 2 psi /ft.
- para fratura com largura normalizada $W_r = 5,5$ apenas com a aplicação da tensão de fechamento as partículas iniciaram o movimento em direção ao poço (“extrusão”), deixando o pacote granular totalmente instável quando da aplicação do fluido.

Tabela 4.16 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 2

W/d_p	No de grãos de propante modelados	Tensão de fechamento (psi)	Gradiente de pressão (psi/ft)	Resultado	Posição do arco
12	9098	5533	sem fluido	instável	
5,5	3600	5533	sem fluido	instável	
5,5	3600	5533	21	instável	
5	3405	5533	sem fluido	estável	
5	3405	5533	2	instável	
5	3405	5533	25,6	instável	
4,5	2979	5533	sem fluido	estável	
4,5	2979	5533	3	estável	
4,5	2979	5533	5	instável	
4,5	2979	5533	10	instável	
4,5	2979	5533	28,5	instável	
4,5	2979	5533	35	instável	
4,3	2850	5533	sem fluido	estável	
4,3	2850	5533	29,8	estável	
4,3	2850	5533	40	estável	
4,3	2850	5533	80	estável	
4,3	2850	5533	100	estável	
	Cenário original				

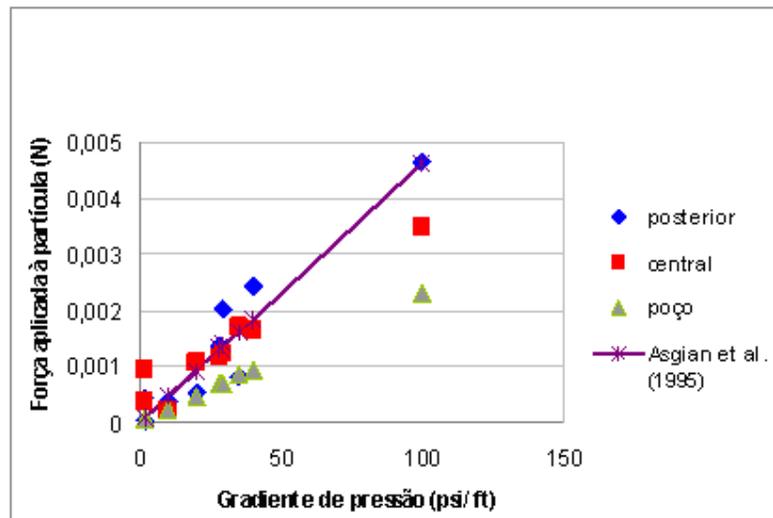


Figura 4.15 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do Cenário 2.

Os valores das forças de arraste aplicadas pelo fluido nas partículas (na direção horizontal do fluxo) estão mostradas na figura 4.15, juntamente com as forças de arraste correspondentes utilizadas por Asgian et al, (1995). No caso das

análises com tensões de fechamento intermediárias as forças de arraste calculadas pelo programa PFC3D na parte posterior da fratura são similares às aquelas determinadas pela expressão aproximada de Asgian, Cundall e Brady (1995) – ver figura 3.14.

4.4 Cenário 3

4.4.1 Características

As partículas foram geradas com uma distribuição granulométrica uniforme, com diâmetros variando entre as faixas de valores apresentadas na tabela 4.17 e mostradas na figura 4.16 e atendendo à condição de porosidade do pacote granular considerada igual a 40%.

As características da formação, do poço, do fluido e da fratura referentes ao cenário 3 estão apresentadas, respectivamente, nas tabelas 4.18, 4.19, 4.20 e 4.21.

Tabela 4.17 - Granulometria do material de sustentação no cenário 3

diâmetro (mm)	% peso acumulado
1,00	9
1,01	18
1,02	26
1,03	35
1,04	46
1,05	56
1,06	66
1,07	78
1,08	89
1,09	100

Tabela 4.21 - Características da fratura

CARACTERÍSTICAS DA FRATURA	SÍMBOLO	VALOR
Largura normalizada	W_r	4,84
Comprimento da fratura	L	29,17 m (95,71 ft)
Altura da fratura	h_f	20,92 m (68,65 ft)
Permeabilidade do pacote granular	k_f	5×10^5 mD
Concentração do propante	C_p	5.8589 kg/m ² (1,20 lb/ft ²)

4.4.2 Resultados

Este cenário foi estudado anteriormente por Cachay (2005) empregando também vários modelos empíricos para previsão do refluxo do material de sustentação da fratura. Seus resultados são mostrados na tabela 4.22.

O resultado obtido pelo programa PFC3D indica que para as condições do cenário 3 o pacote granular é instável. Foram realizadas análises para larguras normalizadas (W_r) de fratura de 4,6 (instabilidade ocorre com gradiente de pressão de 5 psi/ft), $W_r = 4,7$ e $W_r = 5$ (para ambas o refluxo acontece com gradiente de pressão de 2 psi/ft). Embora o tabela não mencione resultados para $W_r = 4,84$ pode-se concluir, naturalmente, que o cenário 3 torna-se instável para valores do gradiente de pressão superiores a 2 psi/ft.

Observa-se novamente que a previsão fornecida pelos modelos semi-mecânico e elementos discretos coincidem. O resultado real do poço, situado na bacia de Campos (Sergipe), fornecido pela Petrobrás, também indica a ocorrência da produção do material de sustentação.

Tabela 4.22 Resultados das análises de estabilidade por modelos empíricos para o cenário 3 (Cachay, 2005).

MODELO	VARIÁVEL DE CONTROLE	VALOR (V)	VALOR CRÍTICO (V_c)	V/ V_c	SITUAÇÃO
Stimlab	Velocidade (V_c)	0,050	0,15	0,335	Estável
Semi-mecânico	gradiente de pressão (dP/dx)	27,17 psi/ft	10,14 psi/ft	2,68	Instável
Cunha livre	Largura normalizada (W_r)	4,48	(-)10,22	(-)0,438	Estável

Variações das características do cenário 3 foram analisadas a seguir, mantendo-se a tensão de fechamento constante, variando-se os valores da largura normalizada da fratura e do gradiente de pressão do fluido. Deste estudo, pode-se concluir que:

- a) para fratura com largura normalizada $W_r = 4,5$, o material de sustentação apresenta-se estável até para valor de gradiente de pressão igual a 80 psi/ft;
- b) para fratura com larguras normalizada $W_r = 6,0$, o pacote granular torna-se instável somente com a aplicação da tensão de fechamento.
- c) para fraturas com larguras normalizadas $4,6 < W_r < 5,5$ o pacote granular torna-se potencialmente instável mesmo para baixos valores dos gradientes de pressão;
- d) nota-se que para pequena variação da largura normalizada da fratura (de 4,5 para 4,6) o pacote granular torna-se potencialmente instável. Esta variação brusca do comportamento também foi mencionado por Asgian et al, (1995) que observaram a ocorrência de instabilidade em fratura com largura relativa $W_r = 5,6$ (apenas sob tensão de fechamento 2150 psi/ft) e estabilidade para largura relativa da fratura $W_r = 5,5$ sob gradientes de pressão até o valor 75 psi/ft e tensão de fechamento de 940 psi/ft.

Os valores das forças de arraste aplicadas pelo fluido nas partículas (na direção horizontal do fluxo) estão mostradas na figura 4.17, juntamente com as forças de arraste calculadas pela metodologia de Asgian et al, (1995). No caso destas análises, sob tensões de fechamento mais baixas do que nos cenários 1 e 2, as forças de arraste calculadas pelo PFC3D são novamente superiores às determinadas no programa TRUBAL (Asgian et al, (1995).

Tabela 4.23 – Análises de estabilidade do pacote granular com variações do cenário 3.

W/d _p	No de grãos de propante modelados	Tensão de fechamento (psi)	Gradiente de pressão (psi/ft)	Resultado	Posição do arco
6	3920	2457,00	sem fluido	instável	
5,5	3599	2457,00	sem fluido	estável	
5,5	3599	2457,00	2	instável	
5	3286	2457,00	sem fluido	estável	
5	3286	2457,00	2	instável	
4,7	3101	2457,00	sem fluido	estável	
4,7	3101	2457,00	2	instável	
4,6	3033	2457,00	sem fluido	estável	
4,6	3033	2457,00	3	estável	
4,6	3033	2457,00	5	instável	
4,6	3033	2457,00	50	instável	
4,5	2959	2457,00	sem fluido	estável	
4,5	2959	2457,00	20	estável	
4,5	2959	2457,00	40	estável	
4,5	2959	2457,00	60	estável	
4,5	2959	2457,00	80	estável	

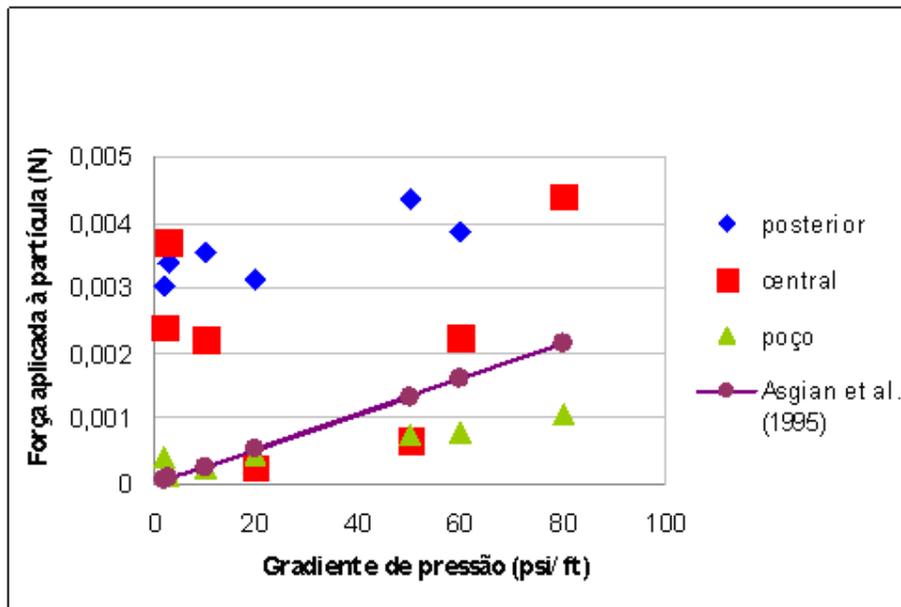


Figura 4.17 – Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, nas variações do cenário 3.

4.5 Cenário 4

4.5.1 Características

O quarto cenário é definido com as mesmas características do cenário 1, exceto pelos valor da tensão de fechamento (de 7673 psi para 1000 psi). As características da formação, do poço, do fluido e da fratura referentes ao cenário 4 estão apresentadas, respectivamente, nas tabelas 4.24, 4.25 e 4.26.

Tabela 4.24 - Características da Formação

CARACTERÍSTICAS DA ROCHA	SÍMBOLO	VALOR
Permeabilidade	K	5 mD
Tensão de Fechamento	$P_{c,net}$	6,89 MPa (1000 psi)
Coefficiente de Poisson	ν	0,15
Módulo de Young	E	34474 MPa (5e6 psi)
Módulo de cisalhamento	G	14989 MPa (2,17 e6 psi)
Tensão mínima horizontal	σ_{min}	62,05 MPa (9000 psi)

Tabela 4.25 - Características do Poço Vertical

CARACTERÍSTICAS DO POÇO	SÍMBOLO	VALOR
Pressão no fundo do poço	P_{wf}	1 MPa (145 psi)

Tabela 4.26 - Características do Fluido

CARACTERÍSTICAS DO FLUIDO	SÍMBOLO	VALOR
Densidade API	API	40° API
Viscosidade	μ	25,89 cp
Massa específica	ρ_f	825,1 kg/m ³ (51,51 lb/ft ³)

4.5.2 Resultados

Considerando fixa a tensão de fechamento e variando os valores dos gradientes de pressão e das larguras normalizadas, os resultados mostrados na tabela 4.27 indicam que:

- a) para fratura com largura normalizada $W_r = 4,3$ o material de sustentação apresenta-se instável com gradiente de pressão igual ou superior a 20 psi/ft,
- b) para fratura com largura normalizada $W_r = 4,5$ o pacote granular volta a ser instável com gradiente de pressão de 5 psi/ft, como aconteceu nos cenários 1 e 2.
- c) para fratura com largura normalizada $W_r = 5$ e 5,5 o material de sustentação apresenta-se instável com gradientes muito pequenos (2 psi/ft)
- d) para fratura com larguras normalizada $W_r = 6,0$ o pacote granular é instável apenas com a aplicação da tensão de fechamento.

Nas condições do cenário 4, as forças de arraste aplicadas sobre os grãos de propante são também geralmente maiores do que aquelas calculadas pela aproximação de Asgian et al, (1995), conforme figura 4.18.

Tabela 4.27 – Análises de estabilidade do pacote granular para o cenário 4.

W/d_p	No de grãos de propante modelados	Tensão de fechamento (psi)	Gradiente de pressão (psi/ft)	Resultado	Posição do arco
6	3914	1000,00	sem fluido	instável	
5,5	3596	1000,00	sem fluido	estável	
5,5	3596	1000,00	2	instável	
5,5	3596	1000,00	20	instável	
5	3185	1000,00	sem fluido	estável	
5	3185	1000,00	2	instável	
4,5	2976	1000,00	sem fluido	estável	
4,5	2976	1000,00	5	instável	
4,5	2976	1000,00	10	instável	
4,5	2976	1000,00	30	instável	
4,5	2976	1000,00	50	instável	
4,3	2779	1000,00	sem fluido	estável	
4,3	2779	1000,00	10	estável	
4,3	2779	1000,00	20	instável	
4,3	2779	1000,00	100	instável	
4	2596	1000,00	sem fluido	estável	
4	2596	1000,00	100	estável	

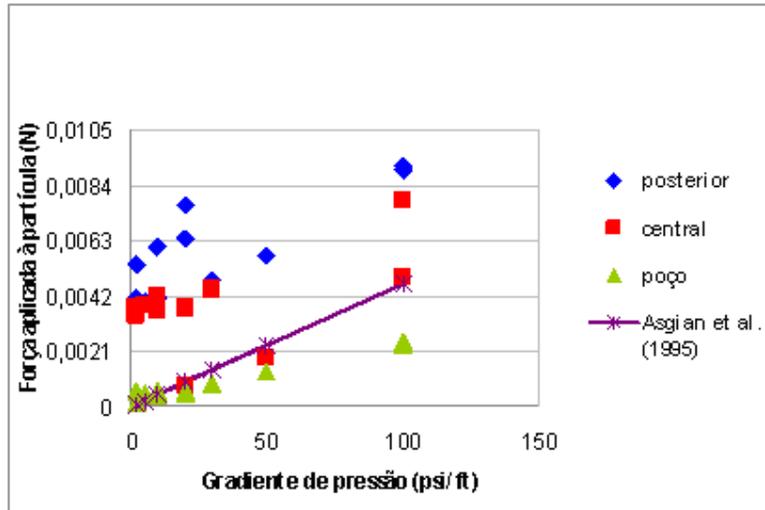


Figura 4.18 - Forças de arraste aplicadas nas partículas em função do gradiente de pressão ao longo do eixo da fratura, nas regiões posterior, central e próxima ao poço, no cenário 4.

4.6

Análise dos resultados de estabilidade de todos os cenários

4.6.1

Forças de contato máximas

A figura 4.19 apresenta a variação das forças de contato máximas, em função da largura normalizada da fratura, para todos os casos analisados nesta pesquisa.

Verifica-se, como esperado, que as forças de contato máximas são maiores no primeiro cenário (tensão de fechamento 7673 psi) e menores nos cenários 3 e 4 (tensão de fechamento de 2457psi e 1000psi, respectivamente). Neste gráfico, os símbolos vazados indicam os casos em que ocorreu a instabilidade do pacote granular somente com a aplicação da tensão de fechamento.

O gráfico da figura 4.20 mostra a influência da tensão de fechamento na “extrusão” de grãos, em função da largura normalizada da fratura. Observe-se que para altos valores da tensão de fechamento alguns autores (Canon, 2003) consideram como causa principal da ocorrência do refluxo a possibilidade de esmagamento dos grãos de propante, produção de finos, etc. mas estes resultados, assim como das observações experimentais de Parker et al (1999), Weaver et al.

(1999), Goel et al. (1999), indicam que os efeitos das componentes das forças de contato na direção do eixo da fratura são importantes e significativos.

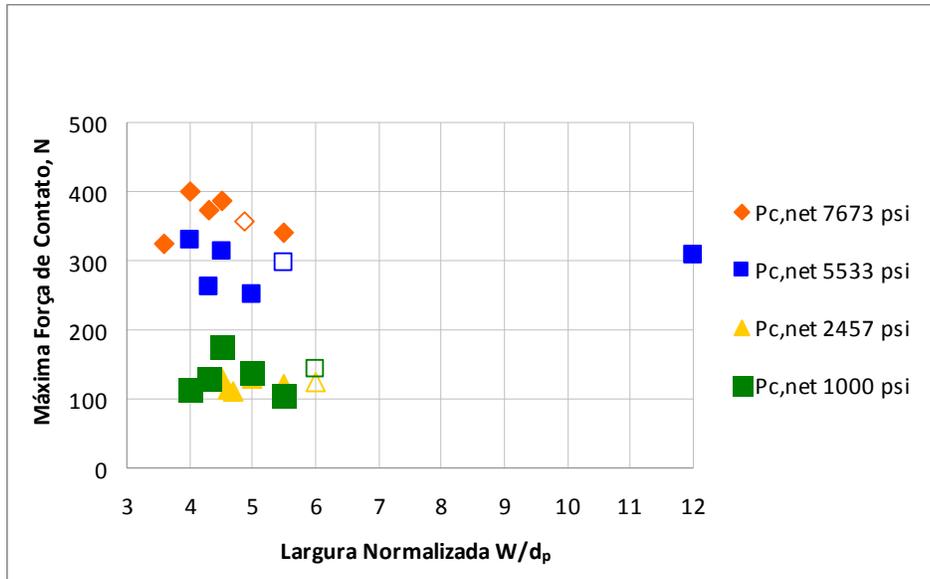


Figura 4.19 – Forças de contato máximas para todas as análises dos cenários 1, 2, 3 e 4.

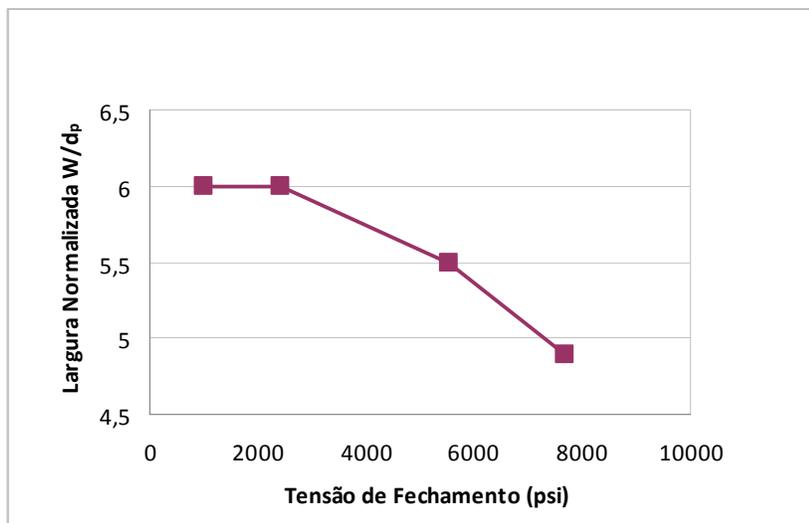


Figura 4.20 – Variação das larguras normalizadas de instabilidade com tensão de fechamento (sem fluxo).

4.6.2 Gradientes de pressão mínimos

Dependendo da tensão de fechamento, existem gradientes de pressão mínimos sob os quais o pacote granular torna-se instável. A partir dos resultados das análises numéricas deste dissertação, construíram-se as curvas dos gráficos da figura 4.21, indicando a variação dos gradientes mínimos de pressão em função da tensão de fechamento e da largura normalizada da fratura. Evidentemente, face ao número restrito de casos analisados, estes resultados preliminares devem ser compreendidos como indicações e não recomendações.

Da figura, pode-se observar que:

- a) Fraturas com largura normalizada acima de 4,5 mostraram-se instáveis para tensões de fechamento superiores a 5500 psi, provavelmente devido à ação das componentes horizontais das forças de contato;
- b) fraturas com largura normalizada até 4,5 e sob tensão de fechamento intermediárias (1500 psi a 5000psi) mostraram-se estáveis mesmo para gradientes de pressão superiores a 100 psi/ft. No trabalho de Asgian et al (1995) um gradiente de pressão superior a 75 psi/ft foi necessário para tornar instável o pacote granular (propante 20/40) em fratura com largura normalizada $W_f = 5,5$ sob tensão de fechamento de 940 psi.
- c) para larguras normalizadas acima de 5, e independentemente da tensão de fechamento, baixos valores dos gradientes de pressão foram suficientes para desestabilizar o material de sustentação da fratura.

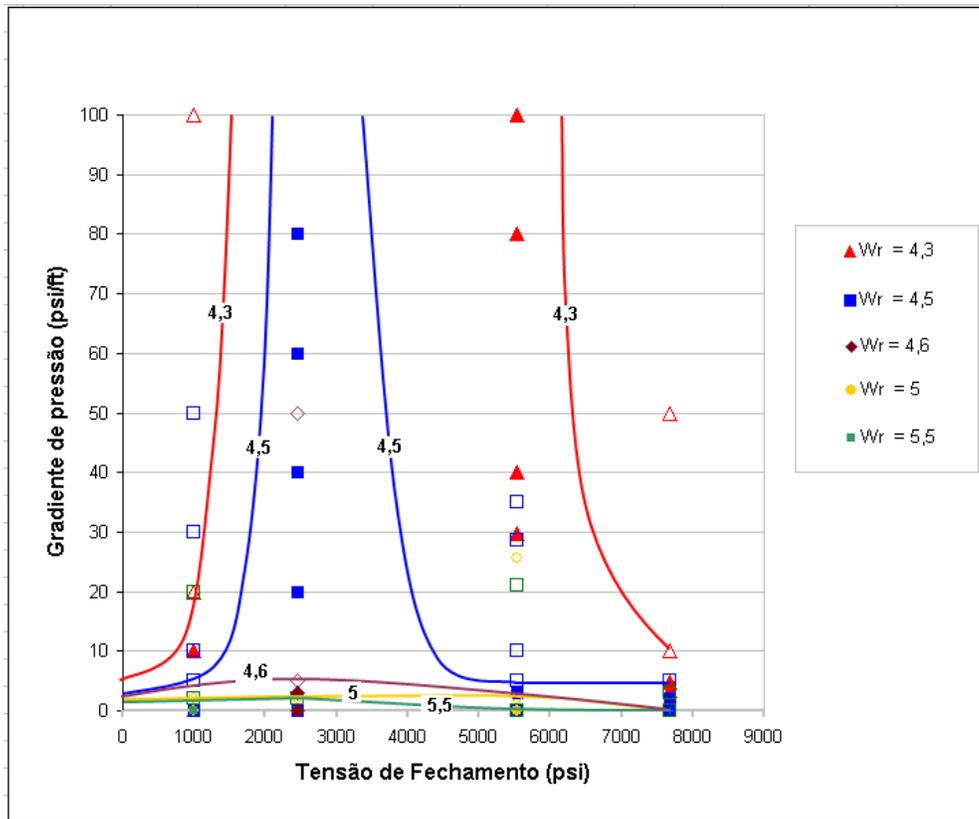


Figura 4.21 – Curvas de instabilidade do pacote granular, em função dos gradientes de pressão, tensão de fechamento e largura normalizada da fratura. Os símbolos vazados indicam ocorrência de instabilidade.

Na figura 4.22 pode se apreciar que as forças de arraste na direção do fluxo, aplicadas pelo fluido aos grãos de propante situados no eixo da fratura na região posterior do modelo, são maiores para os cenários 1 (tensão de fechamento 7673 psi, temperatura de 138°C) e 2 (tensão de fechamento 5533 psi e temperatura de 93°C) e menores para os cenários 3 e 4.

Como as forças de contato são maiores nos cenários 1 e 2, e portanto maior a tendência de desestabilização do pacote granular por causas mecânicas, os valores das forças de arraste aplicadas pelo fluido não precisam ser tão altas quanto no caso dos cenários 3 (tensão de fechamento 2457 psi) e 4 (tensão de fechamento 1000 psi). A temperatura também exerce influência nesta análise, pois para poços a grandes profundidades, com o aumento da temperatura da formação e diminuição da viscosidade do fluido, os valores das forças de arraste também decrescem.

Também é possível observar que as forças de arraste aplicadas às partículas são pequenas, bastante menores do 1% das forças de contato médias grão-a-grão, de acordo com Asgian et al (1995), mas suficientes para causar o colapso do arco de sustentação do pacote granular.

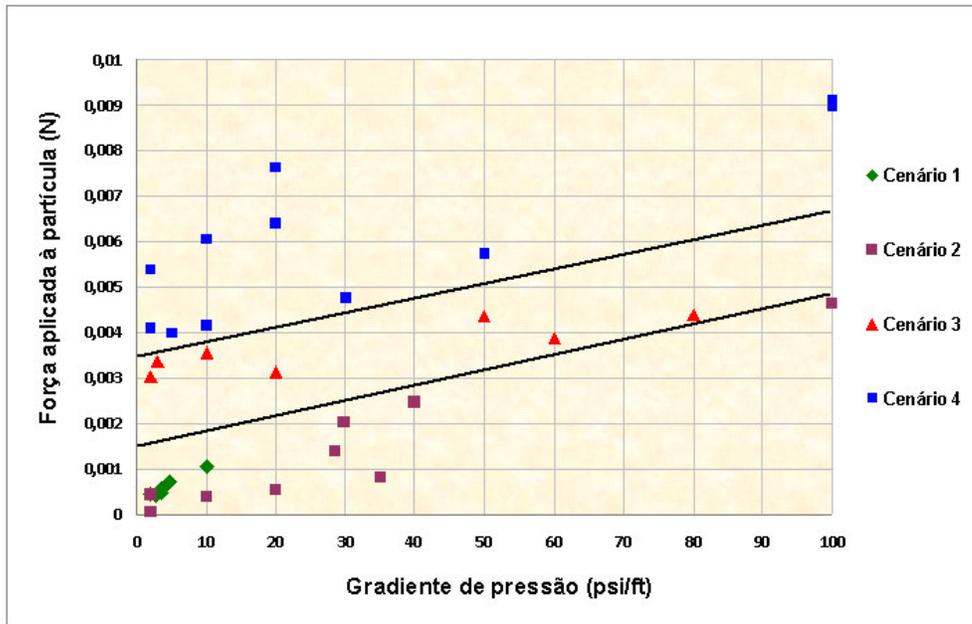


Figura 4.22 – Comparação das forças de arraste na região posterior do modelo da fratura.

A tabela 4.28 compara os resultados obtidos pelo método dos elementos discretos (programa PFC3D) com os modelos semi-empíricos semi-mecânico, cunha livre e do consórcio Stimlab. Da comparação dos resultados, houve maior convergência de resultados com o modelo semi-mecânico. Da análise das figuras 4.21, 2.15 e 2.16 pode-se observar que ambos os modelos apresentam as mesmas tendências de comportamento, evidenciando maior estabilidade do pacote granular para tensões de fechamento intermediárias (2000 a 4000 psi).

Tabela 4.28 – Comparação entre modelos para previsão do refluxo de material de sustentação.

MODELO	Cenário1	Cenário 2	Cenário 3
MED (PFC3D)	Instável sob tensão de fechamento	Instável sob tensão de fechamento	Instável com gradiente de pressão > 2psi/ft
Semi-mecânico	Instável com gradiente de pressão > 2,72 psi/ft	Instável com gradiente de pressão > 0,5 psi/ft	Instável para gradiente de pressão > 10,14 psi/ft
Cunha livre	Estável para largura normalizada < 4,3	Estável	Estável
Consórcio Stimlab	Estável	Estável	Estável

4.6.3

Comparações com resultados da literatura

- a) Asgian et al (1995), considerando propante de tamanho 20/40 como material de sustentação de fratura sob tensão de fechamento de 940 psi, concluíram que de acordo com os resultados de simulação baseadas no MED o pacote granular de largura $W_r = 5,5$ tornava-se instável para uma força de arraste gerada por gradiente de pressão igual a 75 psi/ft.
- b) Canon (2003) concluiu com base nas respostas do modelo semi-mecânico que para fratura com largura normalizada (W_r) de 5,5 e sob tensão de fechamento de 1000 psi, um gradiente de pressão de 2 a 5 psi/ft causa a instabilidade do material de sustentação da fratura;
- c) Milton-Tayler (1992), para a mesma tensão de fechamento de 1000 psi, a partir de resultados de ensaios de laboratório observou que, dependendo da rigidez da rocha do reservatório, um gradiente de pressão de 50 psi/ft foi necessário para desestabilizar uma fratura de largura normalizada de 4,3. No caso de rochas “plásticas”, para o mesmo gradiente de pressão de 50 psi/ft, o valor da largura normalizada aumentou para 6,1, devido aos efeitos do embutimento dos grãos de propante na rocha da formação.
- d) Na presente pesquisa (rocha e propante com mesmo valor do módulo de cisalhamento G), considerando a mesma tensão de fechamento de 1000psi e mesma largura normalizada de fratura (W_r) de 5,5, o pacote granular tornou-se instável com gradiente de pressão de apenas 2 psi/ft. Para larguras normalizadas de 4,3 o gradiente de pressão de 10 psi/ft foi suficiente para provocar a instabilidade;

As razões entre as diferenças observadas pode ser as seguintes:

- a) Asgian et al (1995) utilizaram um material de sustentação com uma maior faixa de diâmetros de partícula do que no presente trabalho (figura 4.23). De acordo com Milton-Tayler (1992), ensaios de laboratório mostram que a estabilidade é menor para materiais com granulometria mais uniforme.
- b) Asgian et al. (1995) simularam propante mais rígido do que a rocha (razão entre módulos de cisalhamento igual a 0,6) enquanto que na presente dissertação ambas os materiais foram admitidos com a mesma rigidez.

5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

5.1. CONCLUSÕES

Nesta dissertação empregou-se o método dos elementos discretos (MED), através do programa PFC, para melhor compreender os mecanismos que governam o refluxo do material de sustentação de fraturas criadas por ruptura hidráulica da rocha de formação.

Inicialmente, aplicações numéricas foram executadas considerando as versões bidimensional (PFC2D) e tridimensional (PFC3D) do software. Devido à diferença nos números de contatos e na determinação da porosidade entre ambas as versões, os resultados numéricos obtidos em termos de velocidade de fluxo, forças de contato, etc. não apresentaram boa concordância. Desta forma, optou-se por utilizar apenas a versão 3D, que permitiu simulações mais próximas da natureza do problema, além do processamento computacional ser mais rápido.

Da análise dos quatro cenários discutidos no capítulo 4, as seguintes conclusões gerais podem ser obtidas, em relação a uma fratura com largura normalizada crítica de 4,5:

- a) existe um intervalo de tensões de fechamento no qual o gradiente de pressão necessário para desestabilizar o pacote granular é bastante alto (superior a 75 psi/ft). O mecanismo que controla a estabilidade do pacote granular deve-se à formação de um arco compressivo de sustentação na região frontal do pacote, além da maior resistência ao deslizamento entre partículas do material de sustentação devido à ação das componentes normais das forças de interação. Nesta dissertação, o intervalo ideal de tensões de fechamento situa-se entre 1500 a 5000 psi para propante 12/20 com granulometria uniforme.
- b) Existe um valor limite da tensão de fechamento (nesta dissertação em torno de 5500 psi) acima do qual a instabilidade do pacote decorre principalmente devido às componentes, na direção do eixo da fratura, das

forças de contato que ultrapassam a resistência ao deslizamento entre partículas. Ocorre uma “extrusão” de grãos, que podem ser transportados pelo fluido sob baixos gradiente de pressão. Além deste fato, pode ainda ocorrer o esmagamento de partículas, formação de finos, etc., que diminuem a porosidade e contribuem para a ocorrência do refluxo do material de sustentação, como mostra os gráficos do modelo semi-mecânico de Canon (2003) nas figuras 2.15 e 2.16. No entanto, estes gráficos devem ser interpretados com certa cautela, sobretudo para o caso do propante de cerâmica de elevada resistência, pois não está levando em conta os efeitos mecânicos das forças de contato que tentem a desestabilizar o pacote sob altas tensões de fechamento.

- c) Existe um valor da tensão de fechamento (nesta dissertação em torno de 1000 psi), abaixo do qual o pacote pode ser desestabilizado por fluxo sob valores de gradiente de pressão inferiores a 10 psi/ft. Neste intervalo, o arco de sustentação se encontra sob ação de forças compressivas baixas que, também produzem resistências ao deslizamento entre partículas baixas.
- d) Estes valores de tensão podem sofrer variações, dependendo das características do propante (principalmente da coesão e ângulo de atrito, distribuição granulométrica, rigidez dos grãos em relação à rocha). Asgian et al (1995) com base no MED obtiveram estabilidade do pacote granular para tensão de fechamento de 940 psi, com largura normalizada crítica de 5,5 e gradiente de pressão de 75 psi/ft, considerando maior variação na distribuição granulométrica do propante 20/40 com $G_{\text{propante}} / G_{\text{rocha}} = 0,6$.
- e) Estes valores de tensão podem sofrer variações dependendo da largura normalizada da fratura. Nesta dissertação, constatou-se que para valores menores do que o crítico ($W_r = 4,5$), a tendência é de aumentar a região estável enquanto que para valores acima ocorre um súbito colapso do pacote granular sob baixos valores de gradiente de pressão e quase que independentemente da tensão de fechamento aplicada. Na tabela 4.23 observa-se que o pacote passa subitamente de uma condição estável com largura normalizada 4,5 para uma condição instável com largura normalizada 4,6 e sob gradiente de pressão de 5 psi/ft. Esta brusca mudança de comportamento também foi notada nas análises por elementos

discretos por Asgian et al (1995) onde o pacote granular passou da condição estável com largura normalizada de 5,5 para a condição instável com largura normalizada da fratura de 5,6.

- f) As forças de arraste na direção do fluxo, aplicadas pelo fluido aos grãos de propante, resultaram menores para tensões de fechamento elevadas do que para baixas, porque no primeiro caso há a ação simultânea das componentes das forças de contato na direção do fluxo que tendem a ultrapassar a resistência ao deslizamento entre partículas e colapsar o arco de sustentação do pacote.
- g) Milton-Taylor et al. (1992), estudando em laboratório os efeitos do embutimento das partículas na rocha, constatou estabilidade do material de sustentação de uma fratura de largura normalizada 4,3 sob tensão de confinamento 1000 psi até um gradiente de pressão igual a 50psi/ft. Para uma rocha plástica, com a ocorrência de penetração do propante, a estabilidade do pacote manteve-se inclusive para largura normalizada de fratura igual a 6,1, sob os mesmos valores de tensão de fechamento e gradiente de pressão. Nesta dissertação, onde as partículas e parede foram admitidas rígidas, a estabilidade de uma fratura de largura normalizada 4,3 sob tensão de fechamento 1000 psi foi obtida para gradientes de pressão em torno de 20 psi/ft (tabela 4.23)¹.
- h) A granulometria exerce uma influência significativa na estabilidade do pacote granular (uma das diferenças entre os resultados desta dissertação e do trabalho de Asgian et al (1995) possivelmente é devida à distribuição granulométrica). Os efeitos da granulometria foram investigados por Milton-Taylor et al. (1992) em ensaios de laboratório. Utilizando material com 50% do tamanho de peneira 16/20 e 50% do tamanho 20/40 observaram que o pacote granular tornou-se mais estável do que quando formado com qualquer uma das duas granulometrias isoladamente
- i) Resultados de campo indicam que fraturas são estáveis além das larguras normalizadas críticas determinadas em modelos numéricos ou ensaios de

¹ O pacote foi considerado potencialmente instável quando o colapso do arco de sustentação ocorre na metade posterior do comprimento do modelo

laboratório. Uma possível explicação é que o refluxo ocorra apenas em uma região da fratura próxima ao poço e que a mesma permaneça aberta, sustentada por uma única camada de grãos espaçados (efeito *pinch-out*), com condutividade ainda bastante alta, não afetando a produtividade do poço. Outra explicação é que a aderência entre grãos pode ser maior em campo pela utilização de tratamento no propante. Resultados numéricos prevêm um colapso súbito e catastrófico do pacote granular, enquanto que em campo este fenômeno pode durar por vários meses, com a diferença debitada ao fato de que o modelo numérico não contempla toda a complexidade do problema de campo, como a degradação de gel com o tempo, interação com a rocha, entre outros fatores.

- j) Comparativamente com os resultados obtidos com o programa PFC3D, as melhores previsões foram obtidas com o modelo semi-mecânico (Canon, 2003) que incorpora os efeitos da largura normalizada da fratura, tensão de fechamento, gradientes de pressão e resistência ao esmagamento do propante. O modelo de cunha livre sofre de inconsistências em sua formulação (ver capítulo 2) e o modelo do consórcio Stimlab prevê uma velocidade infinita com o aumento da tensão de fechamento, em contradição ao comportamento discutido no item f) e resultados experimentais mais recentes de Parker et al. (1999), Goel et al. (1999), Jim et al. (1999), dentre outros.

- k) Para uma investigação de fenômeno tão complexo quanto o refluxo do material de sustentação de fraturas, a aplicação do conjunto de ferramentas computacionais, ensaios de laboratório e observações de campo é necessária para uma visão integrada e geral do problema. Embora os resultados obtidos pelo MED possam não refletir exatamente o comportamento de campo, simulações computacionais do problema, como as executadas nesta dissertação, são fundamentais para permitir uma melhor compressão dos mecanismos envolvidos (mecânicos e hidráulicos) e as principais variáveis que controlam os resultados. Refinamentos posteriores, como a interação fluido-partícula-rocha (embutimento), representação do estrangulamento (*pinch-out*), etc. podem melhorar a

capacidade de previsão do modelo, embora as condições de campo nem sempre possam ser reproduzidas.

- l) Finalmente, há que comentar que os tempos de processamento na modelagem do problema pela mecânica das partículas é medido em dias, dependendo do número de partículas envolvidas e do tempo de análise. No entanto, com o rápido desenvolvimento da indústria de computadores, esta dificuldade certamente deverá ser superada em breve, mesmo sem o auxílio de técnicas de multiprocessamento.

5.2. SUGESTÕES

Como sugestão de pesquisas futuras no mesmo tema, considerando a utilização do programa computacional PFC3D, os seguintes aspectos do comportamento de pacotes granulares poderiam ser investigados através de um estudo paramétrico:

- a) Construir gráficos de estabilidade, semelhantes ao do modelo semi-mecânico, considerando variações nos valores das tensões de fechamento, gradientes de pressão e larguras normalizadas de fratura, como se tentou, de forma ainda preliminar, com os gráficos da figura 4.21.
- b) Considerar pacotes com diferentes granulometrias para verificar suas influências nas condições de estabilidade;
- c) Utilizar propantes com diferentes densidades, ângulos de atrito e coesão, inclusive para representação do efeitos de tratamento de propantes (resinas);
- d) Verificar a influência da diferença de rigidez entre as partículas e a rocha da formação;
- e) Melhorar as condições de contornos do modelo 3D, empregando a opção de contornos periódicos para representar uma grande altura da fratura vertical;

Referências Bibliográficas

ANDERSON, T. B.; JACKSON, R. A fluid mechanical description of fluidized beds - equations of motion. **Industrial and Engineering Chemistry Fundamentals**, v. 6, n. 4, p. 527–539, 1967.

ANDREWS, J.S.; KJORHOLT, H.: **Rock Mechanical Principles Help Predict Proppant Flowback from Hydraulic Fractures**, paper SPE 47382 presented at the 1998 SPE/ISRM Eurock Conference, Trondheim, Norway, 8-10 July.

ASGIAN, M.I.; CUNDALL, P.A.; BRADY, B.H.: **The Mechanical Stability of Propped Hydraulic Fractures: A Numerical Study**, Society of Petroleum Engineers, SPE 28510, New Orleans, Los Angeles, USA, September 25-28, 1995.

BARREE, R. D.; Barree & Associates, **Realistic Assesment of Proppant Pack Conductivity for material selection**, Society of Petroleum Engineers, SPE 84306, Annual Technical Conference and Exhibition in Denver Colorado, U.S.A., 5-8 October, 2003.

BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. [S.l.]: Prentice-Hall International Editions, 1996.

BATENBURG, D.; BIEZEN, E.; WEAVER, J.; **Towards Proppant Back-Production Prediction**, Society of Petroleum Engineers, SPE 54730, The Hague, The Netherlands, June, 1999.

BOUILLARD, J. X.; LYCZKOWSKI, R.W.; and GIDASPOW, D.; **Porosity Distributions in a Fluidized Bed with an Immersed Obstacle**, *AIChE Journal*, Vol. 35, No. 6, pp. 908-922, 1989.

CACHAY, L. R. S.; ROMANEL, C.; LIMA, A. D. R.; **Fluxo de partículas de sustentação em poços de petróleo estimulados por fraturamento hidráulico**. Rio de Janeiro, RJ, 2005. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

CANON, J. M.; ROMERO, D. J.; PHAM, T. T.; VALKÓ, P. P.; **Avoiding proppant flowback in tight gás completions with improved fracture desing**, Society of Petroleum Engineers, SPE 84310, Denver, Colorado, USA, October 5-8, 2003.

CANON, J.M.: **“Predicting Proppant Flowback from Fracture-Stimulated Wells”**, Master of Science Thesis, Texas A&M University, 2003.

CHAIKITTISILP, W.; TAENUMTRAKUL, T.; BOONSUWAN, P.; TANTHAPANICHAKOON, W.; CHARINPANITKUL, T. Analysis of solid particle mixing in inclined fluidized beds using DEM simulation. **Chemical Engineering Journal**, v. 122, p. 21–29, 2006.

COOK, R. D.; MALKUS, D. S.; PLESHA, M. E. **Concepts and Applications of Finite Element Analysis**. Third edition. [S.l.]: John Wiley & Sons, 1989.

CLEARY, P. W. Large scale industrial DEM modelling. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 169–204, 2004.

COOK, B. K.; NOBLE, D. R.; WILLIAMS, J. R. A direct simulation method for particle-fluid systems. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 151–168, 2004.

CUNDALL, P. A. A computer model for simulating progressive, large-scale movements in blocky rock systems. In: **Proc. Symp. Int. Soc. Rock Mech.** Nancy: [s.n.], 1971. v. 2, No. 8.

CUNDALL, P. A.; STRACK, O. D. L. A discrete numerical model for granular assemblies. **Géotechnique**, v. 29, n. 1, p. 47–65, 1979.

CUNDALL, P. **The incorporation of fluid coupling into pfc**. 1999. Unpublished.

CUNDALL, P. A.; HART, R. D. Numerical modelling of discontinua. **Engineering Computations**, v. 9, p. 101–113, 1992.

ELY, J.W. e ARNOLD W.T.; **New Techniques and Quality Control Find Success in Enhancing Productivity and Minimizing Proppant Flowback**, Society of Petroleum Engineers, SPE 20708, New Orleans, 1990.

ERGUN, S.; **Fluid Flow through Packed Columns**, *Chemical Engineering Progress*, Vol. 48, No.2, pp. 89-94 (1952).

FENG, Y. T.; OWEN, D. R. J. A 2d polygon/polygon contact model: algorithmic aspects. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 265/277, 2004.

FUENTE, H. M. de la; FELIPPA, C. A. Ephemeral penalty functions for contact-impact dynamics. **Finite Elements in Analysis and Design**, n. 9, p. 177–191, 1991.

GERA, D.; GAUTAM, M.; TSUJI, Y.; KAWAGUCHI, T.; TANAKA, T. Computer simulation of bubbles in large-particle fluidized beds. **Powder Technology**, v. 98, p. 38–47, 1998.

GOEL, N.; SHAH, S. N. **Experimental investigation of proppant flowback phenomena using a large scale fracturing simulator**, Society of Petroleum Engineers, SPE 56880, Houston, Texas, USA, p. 1-11, 1999.

HAN, K.; FENG, Y. T.; OWEN, D. R. J. Performance comparisons of tree-based and cell-based contact detection algorithms. **Engineering Computations**, v. 24, n. 2, p.165–181, 2007.

HOGUE, C. Shape representation and contact detection for discrete element simulations of arbitrary geometries. **Engineering Computations**, v. 15, n. 3, p. 374–390, 1998.

HOPKINS, M. A. Discrete element modeling with dilated particles. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 422–430, 2004.

HAIDAR, S. et al., **Novel Fracture Technology Proves Marginal Prospect Economic, Part II: Well Close-up**, Flock and testing: paper SPE 36473 presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition Denver, Oct 6-9, 1996.

HUSTRULID, A. I.; MUSTOE, G. G. W. A parallel implementation of the discrete element method. In: **Proceedings of 4th U.S. National Congress on Computational Mechanics**. San Francisco: [s.n.], 1997. Website: <http://egweb.mines.edu/dem/>.

KUHN, M. R. Are granular materials simple? an experimental study of strain gradient effects and localization. **Mechanics of Materials**, v. 37, p. 607–627, 2005.

ICG, Inc., **Particle Flow Code in 2 Dimensions PFC 2D**, User's Manual, Minneapolis, Minnesota , USA, 2004

ICG, Inc., **Particle Flow Code in 3 Dimensions PFC 3D**, User's Manual, Minneapolis, Minnesota , USA, 2004

JOHNSON, S.; WILLIAMS, J. R.; COOK, B. Contact resolution algorithm for an ellipsoid approximation for discrete element modeling. **Engineering Computations**, v. 21, n.2/3/4, p. 215–234, 2004.

KAWAGUCHI, T.; TANAKA, T.; TSUJI, Y. Numerical simulation of two-dimensional fluidized beds using the discrete element method (comparison between the two- and three-dimensional models). **Powder Technology**, v. 96, p. 129–138, 1998.

KE, T. **Simulated testing of two dimensional heterogeneous and discontinuous rock masses using discontinuous deformation analysis**. Tese (Doutorado) — University of California, Berkeley, 1993.

LEGARTH, B. et.al. **Stimulation Experiments in Sedimentary, Low- Enthalpy reservoirs for Geothermal Power Generation**, European geothermal Congress, 2003.

LIMTRAKUL, S.; CHALERMWATTANATAI, A.; UNGGURAWIROTE, K.; TSUJI, Y.; KAWAGUCHI, T.; TANTHAPANICHAKOON, W. Discrete particle simulation of solids motion in a gas-solid fluidized bed. **Chemical Engineering Science**, v. 58, p. 915–921, 2003.

LIU, X. L.; LEMOS, J. V. Procedure for contact detection in discrete element analysis. **Advances in Engineering Software**, v. 32, p. 409–415, 2001.

MC. CABE, W.L.; SMITH J.C. **Unit operations of Chemical Engineering**, Mc Graw-Hill Book Co. Inc., New York 146-149, 1976.

McNAMARA, G.; ZANNETTI, G. Use of the Boltzmann equation to simulate lattice-gas automaton. **Physical Review Letters**, v. 61, p. 2332–2335, 1988.

MILTON-TAYLER, D.; STEPHENSON, C.; ASGIAN, M. I. **Factors affecting the stability of proppant in propped fractures: results of laboratory study**, Society of Petroleum Engineers, SPE 24821, Washington, DC, USA, p. 569-579, October 4-7,1992.

MINDLIN, R.D. e DERESIEWICZ, H. **Elastic spheres in contact under varying oblique forces**. J. Appl. Mech. 20, 327-344, 1953.

MUNJIZA, A. **The Combined Finite-Discrete Element Method**. First edition. England: John Wiley & Sons, Ltd, 2004.

MUNJIZA, A.; ANDREWS, K. R. F. NBS contact detection algorithm for bodies of similar size. **International Journal For Numerical Methods in Engineering**, v. 43, n. 1, p.131–149, 1998.

NEZAMI, E. G.; HASHASH, Y. M. A.; ZHAO, D.; GHABOUSSI, J. A fast contact detection algorithm for 3-d discrete element method. **Computers and Geotechnics**, v. 31, p.575–587, August 2004.

OÑATE, E.; ROJEK, J. Combination of discrete element and finite element methods for dynamic analysis of geomechanics problems. **Computer methods in applied mechanics and engineering**, n. 193, p. 3087–3128, 2004.

O’SULLIVAN, C.; BRAY, J. D. Selecting a suitable time step for discrete element simulations that use the central difference time integration scheme. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 278–303, 2004.

OUADFEL, H.; ROTHENBURG, L. An algorithm for detecting inter-ellipsoid contacts. **Computers and Geotechnics**, v. 24, p. 245–263, 1999.

PARKER, M.; WEAVER, J.; VAN BATENBURG, D. **Understanding proppant flowback**, Society of Petroleum Engineers, SPE 56726, Houston, Texas, USA, October 3-6, 1999.

PATANKAR, S. V. **Numerical Heat Transfer and Fluid Flow**. Washington: Hemisphere, 1980.

PERKINS, E.; WILLIAMS, J. R. A fast contact detection algorithm insensitive to object size. **Engineering Computations**, v. 18, n. 1-2, p. 48–61, 2001.

PENNY, G.S.; **An Evaluation of the Effects of Environmental conditions and Fracturing Fluids Upon the Long-Term conductivity of Proppants**, Dallas, TX, September, 1987.

PREECE, D. S.; WILLIAMS, J. R. **Discrete Element Modeling**. Website: <http://www.sandia.gov/Subsurface/factshts/geomechanics/dem.pdf>. Sandia National Laboratories.

PREECE, D. S.; JENSEN, R. P.; PERKINS, E. D.; WILLIAMS, J. R. Sand production modeling using superquadric discrete elements and coupling of fluid flow and particle motion. In: AMADEI, B.; KRANZ, R. L.; SCOTT, G. A.; SMEALLIE, P. H. (Ed.). **Proceedings of the 37th US Rock Mechanics Symposium**. Amsterdam: Balkema, 1999.

ROBINSON, S.M., Holditch, S.A., WHITEHEAD, W.S., **Minimizing Damage to a Propped Fracture by Controlled Flowback Procedures**, journal of Petroleum Technology, June, 1988.

SANTOS, F. J. C.; FERNANDES, P. D. **Análise da reologia e filtração de fluidos de fraturamento hidráulico e sua influência na otimização de projetos**. Macaé, RJ, 2004. 105p. Monografia (Especialização em Engenharia de Reservatório e de Exploração do Petróleo) – Faculdade de Engenharia de Exploração e Produção de Petróleo, Universidade Estadual do Norte Fluminense.

SHAMY, U. E. **A coupled continuum-discrete fluid-particle model for granular soil liquefaction**. Tese (Doutorado) — Rensselaer Polytechnic Institute, Troy, New York, 2004. Major Subject: Civil and Environmental Engineering.

SHIU, W. J.; DONZE, F. V. Numerical study of rockfalls on covered galleries by the discrete elements method. In: DONZÉ, F. V. (Ed.). **Annual Report 2004 of Discrete Element Group for Risk Mitigation**. Joseph Fourier University, Grenoble, France: website: http://geo.hmg.inpg.fr/frederic/articles/GED_2004/annual_report_GED_2005.pdf, 2005. cap. Part 2: Rock fall impact on protective structures, p. 67–81.

SCHWEIGER, H.F. **Numerical Methods in Geotechnical Engineering: Proceedings of the Sixth European Conference in Geotechnical Engineering**, Graz, Austria, September 2006. Published by Taylor & Francis, 2006, pag 41-46.

SMITH, M.B. et al. enhanced 2DProppant Transport Simulation: **The key to understanding Proppant Flowback and Post-Flack Productivity**, Society of Petroleum Engineers, SPE 38610, Annual Technical Conference and Exhibition, San Antonio, Texas,447-456,1997.

SPARLIN, D. D.; HAGEN, R. W. **Proppant selection for fracturing and sand control**, World Oil, p. 37-40, January, 1995.

STADALMAN, J.R.; NONVOTING, R.J.; HOUCHIN L.R. **Understanding longevity**, Paper SPE 14160, Technical Conference and Exhibition, Las Vegas, Nev., Sept. 22-25, 1985.

TANNANT, D. D.; WANG, C. Thin tunnel liners modelled with particle flow code. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 318–342, 2004.

TERRACINA, J., PARKER, M. PONGRATZ, R. e POOLE, R. **How to Reduce Proppant Flowback in High – Rate Wells**. Society of Petroleum Engineers, SPE 68602, Middle East Oil Show held in Bahrain, 2001.

TSUJI, Y.; KAWAGUCHI, T.; TANAKA, T. Discrete particle simulation of two-dimensional fluidized bed. **Powder Technology**, v. 77, p. 79–87, 1993.

VELLOSO, R. Q.; VARGAS-JR, E. A.; CAMPOS, J. L. E.; GONÇALVES, C. A numerical implementation to simulate fluid-mechanical processes in sand production using discrete elements in geotechnical engineering. In: **Proceedings of the IV International Workshop Applications of Computational Mechanics and Geotechnical Engineering**. [S.l.: s.n.], 2003. p. 237–248.

VELOZO, L.T. ROEHL, D., FERNANDES, P. **Estudo da estabilidade do material de sustentação de fraturas estimuladas hidráulicamente em poços de petróleo**. Rio de Janeiro, RJ, 2006. Monografia (Especialização em Geotecnia) – Faculdade de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica.

WEN, C. Y.; Yu, W.H. **Mechanics of Fluidization**, *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, Vol. 62, pp. 100-111 (1966).

WEAVER J.D.; BAKER J.D.; WOOLVERTON, S.; PARKER M.A. **Application of Surface Modification Agent in Wells With High Flow Rates**, Society of Petroleum Engineers, SPE 53923, Caracas, Venezuela, April 21-23, 1999.

WILLIAMS, J. R.; O’CONNOR, R. A linear complexity intersection algorithm for discrete element simulation of arbitrary geometries. **Engineering Computations**, v. 12, p. 185–201, 1995.

WILLIAMS, J. R.; PENTLAND, A. P. Superquadrics and modal dynamics for discrete elements in interactive design. **Engineering Computations**, v. 12, p. 145–174, 1992.

WILLIAMS, J. R.; PERKINS, E.; COOK, B. A contact algorithm for partitioning n arbitrary sized objects. **Engineering Computations**, v. 21, n. 2/3/4, p. 235/248, 2004.

YAO, M.; ANANDARAJAH, A. Three-dimensional discrete element method of analysis of clays. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 129, n. 6, p. 585–596, 2003.

ZHAO, D.; NEZAMI, E. G.; HASHASH, Y. M. A.; GHABOUSSI, J. Three-dimensional discrete element simulation for granular materials. **Engineering Computations**, v. 23, n. 7, p. 749–770, 2006.

ZIENKIEWICZ, O. C.; MORGAN, K. **Finite elements and approximation**. [S.l.]: John Wiley & Sons, Ltd, 1983.

Normas API

RP-56 (1995), **Recommended Practices for Testing Sand Used in Hydraulic Fracturing Operations**, 2a ed., American Petroleum Institute, Washington, DC.

RP-58 (1995), **Recommended Practices for Testing Sand Used in Gravel Packing Operations**, 2a ed., American Petroleum Institute, Washington, DC.

RP-60 (1995), **Recommended Practices for Testing High-Strength Proppant Used in Hydraulic Fracturing Operations**, 2a ed., American Petroleum Institute, Washington, DC.

RP-61 (1989), **Recommended Practices for Evaluating Short Term Proppant Pack Conductivity**, American Petroleum Institute, Washington,DC.

Páginas eletrônicas

<http://www.carboceramics.com>

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)