

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-Tayler 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-Tayler 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/ft ²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft ²)
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/ft ²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft ²)
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/ft ²)	Largura normalizada	Largura (in)	Concentração (lb/ft ²)
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 experimenta 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.

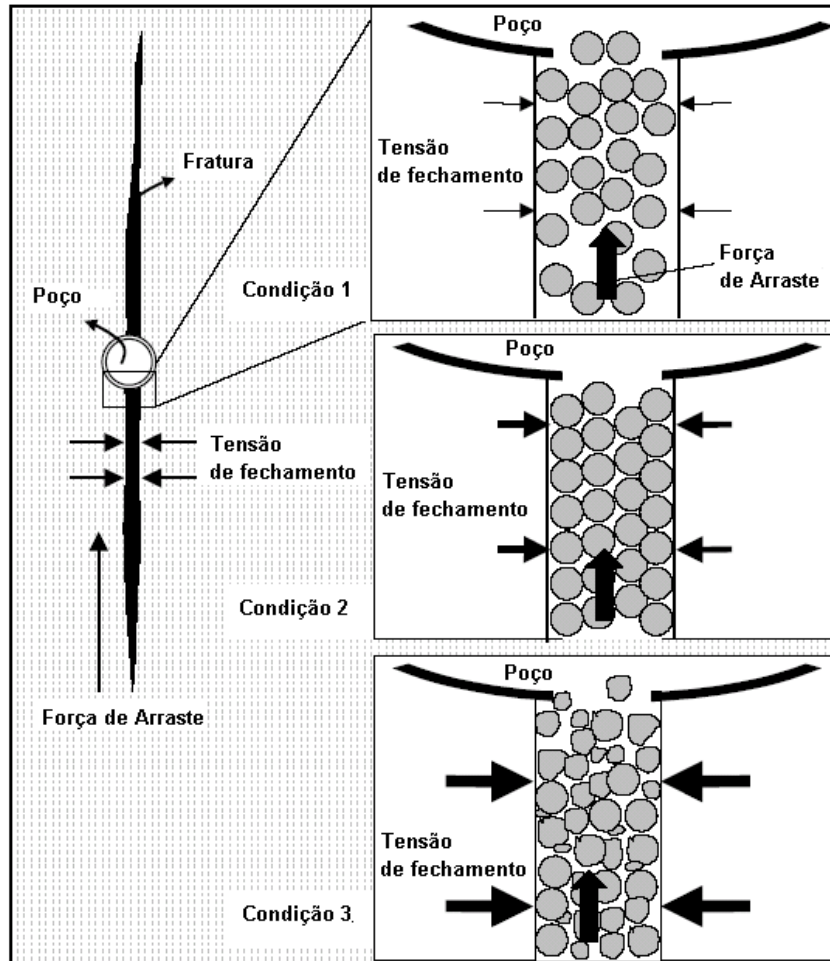


Figura 2.1 – Efeitos da tensão de fechamento na estabilidade de fratura hidráulica.
(Canon, 2003)

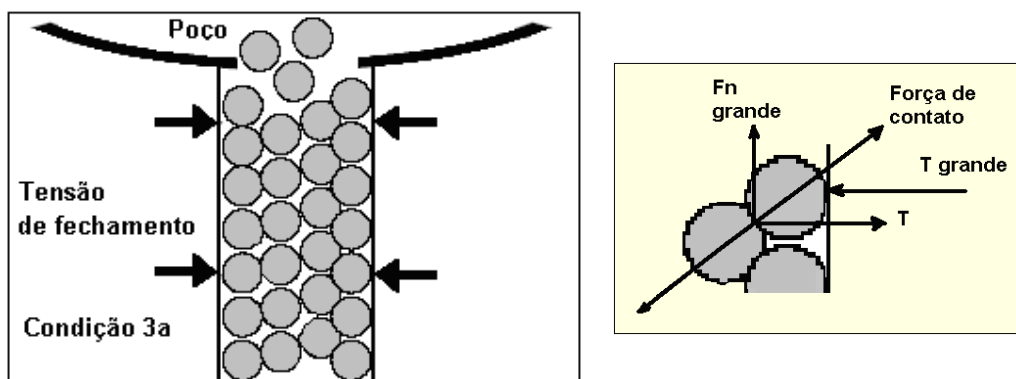
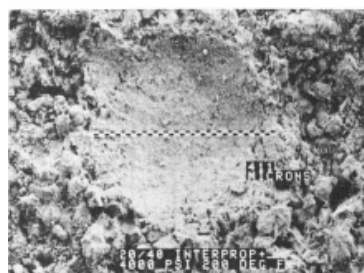


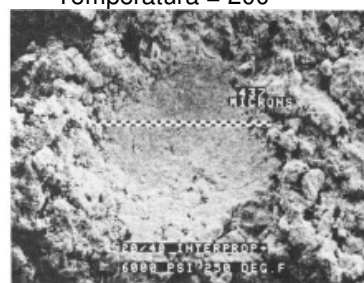
Fig 2.1a – Condição 3ª da figura 2.1 mostrando a ação de forças mecânicas na direção do poço, originada por elevada tensão de fechamento, podem contribuir para o refluxo do material de sustentação da fratura.



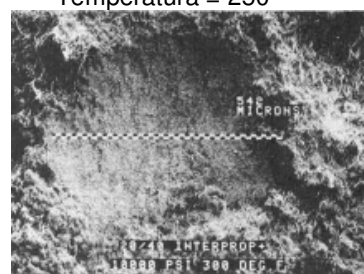
Figura 2.2 – Ilustração da penetração do propante na rocha da formação. (Barree et al. 2003).



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



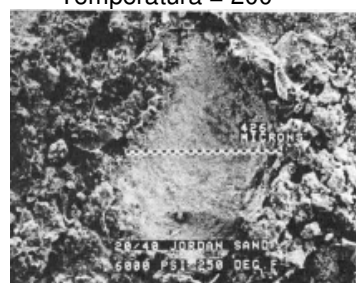
Propante INTERPROP 20/40,
PC,net = 6000 psi
Temperatura = 250 °F



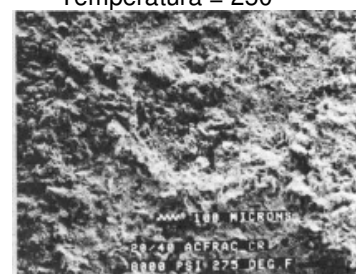
Propante INTERPROP 20/40,
PC,net = 10000 psi
Temperatura = 300 °F



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



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

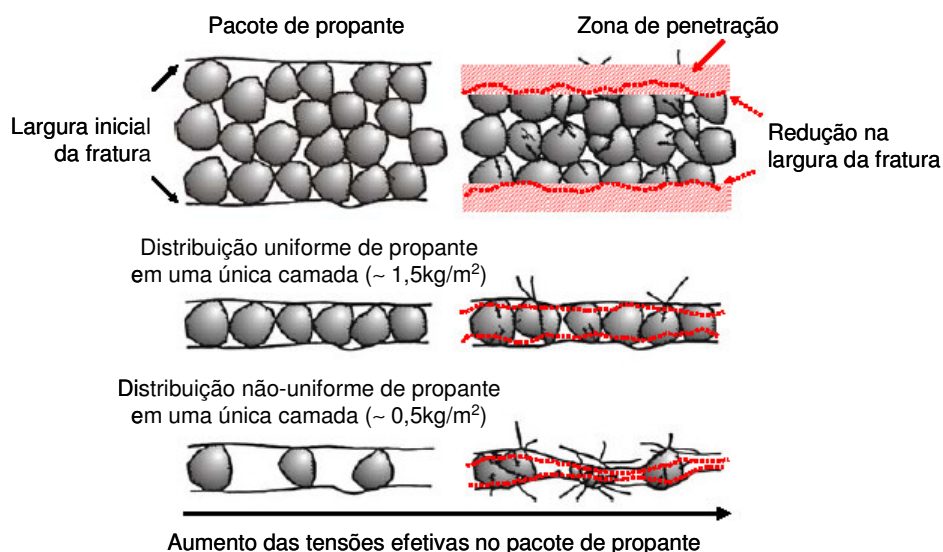


Figura 2.4 – Esmagamento e penetração do propante na rocha da formação (apud Legarth et al., 2003).

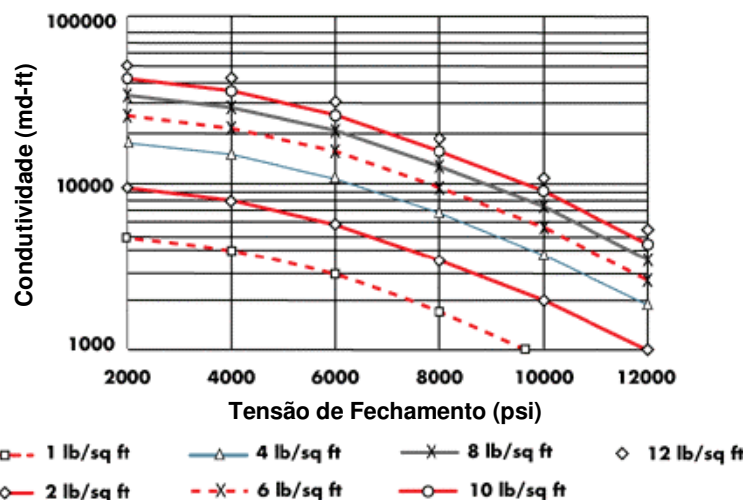


Figura 2.5 – Condutividade da fratura a longo prazo em função da concentração de propante (apud www.carboceramics.com).

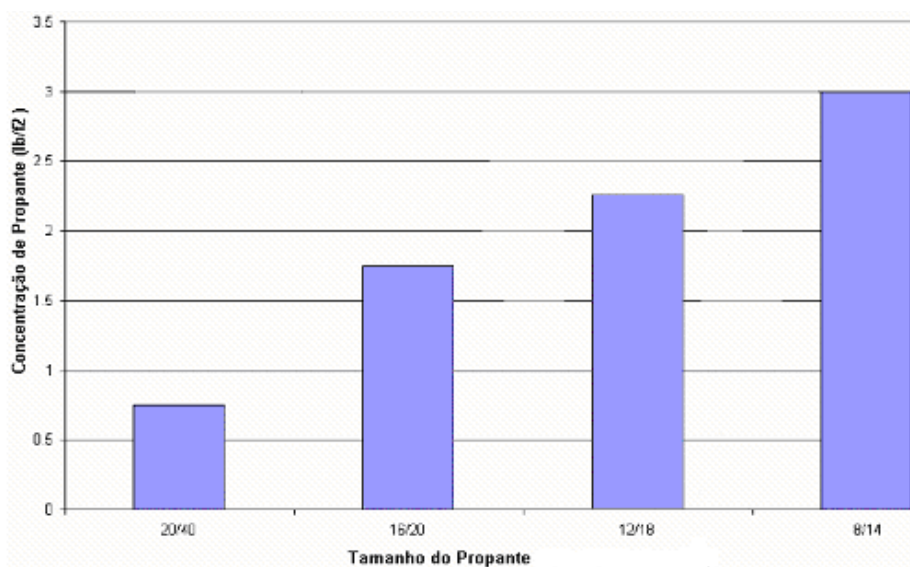


Figura 2.6 – Determinação experimental de valores de concentração para assegurar estabilidade do pacote granular, considerando tensão de fechamento da fratura no intervalo 2000 psi – 4500 psi (13,67 MPa – 30,75 MPa) na temperatura 120° C – (Haidar, 2003).

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.

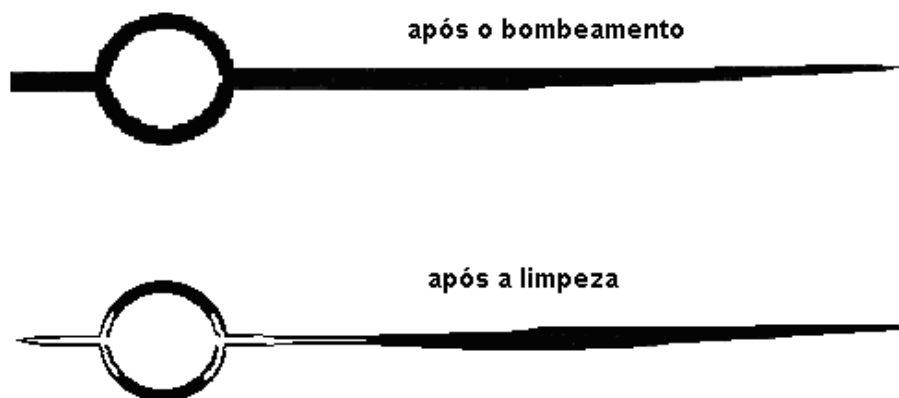


Figura 2.7- Representação esquemática de *pinch-out* (Andrews e Kjørholt, 1998)

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 Kjøholt, 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.

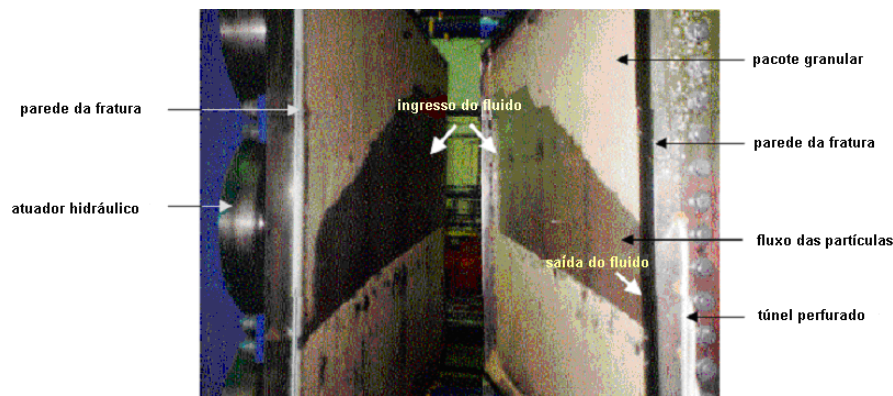


Figura 2.8 – Configuração do pacote granular após 120 minutos de fluxo (vazão de 0.5 gpm) em fratura de 0.16 polegadas de largura, sob tensão de fechamento de 500 psi (Goel et al., 1999).

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) constataram 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.

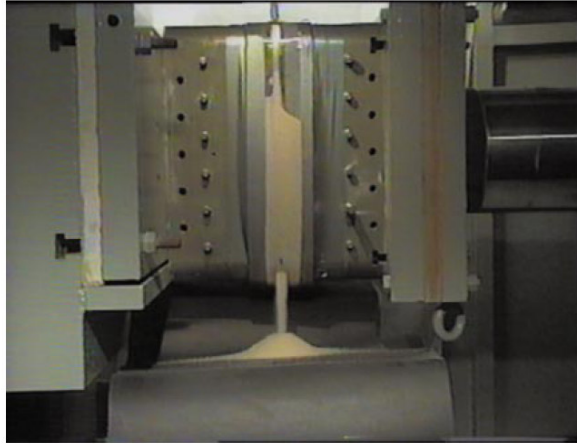


Figura 2.9 - Célula de condutividade com retentor transparente e 1/2 polegada de perfuração utilizada para ensaios experimentais de fluxo de propante sob variações da tensão de fechamento, (Jim et al., 1999).

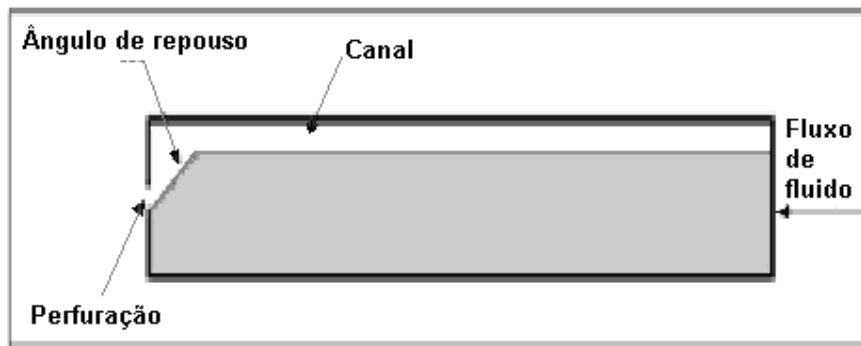


Figura 2.10 - Modelo de célula de condutividade (transparente) com uma largura simulada de fratura de 3/8" (Batenburg et al., 1999).

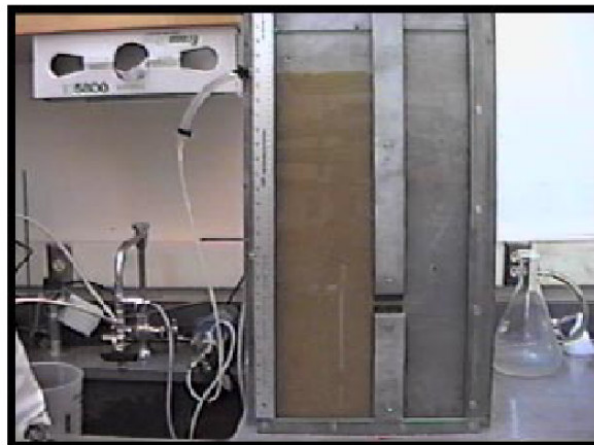


Figura 2.11 - Modelo de célula de condutividade dividida em 2 seções verticais (Batenburg et al., 1999).

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):

$$V_{c,s} = 21,17 \left[\frac{SG_p d_p^2}{C_p \mu} \right] C_o + 0,131 \left[\frac{P_{c,net}}{13 W_r^{3.5}} \right]^3 \quad (2.2)$$

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:

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

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.

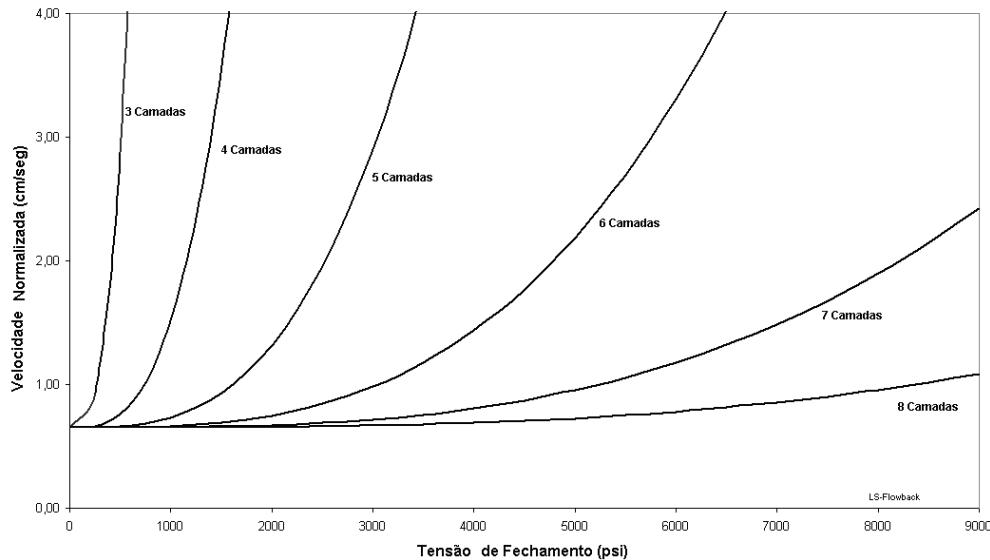


Figura 2.12 - Representação gráfica do modelo Stimlab delimitando regiões de estabilidade para diferentes números de camadas de grãos de propante no interior da fratura (Stimlab, 1996-2002).

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

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

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.

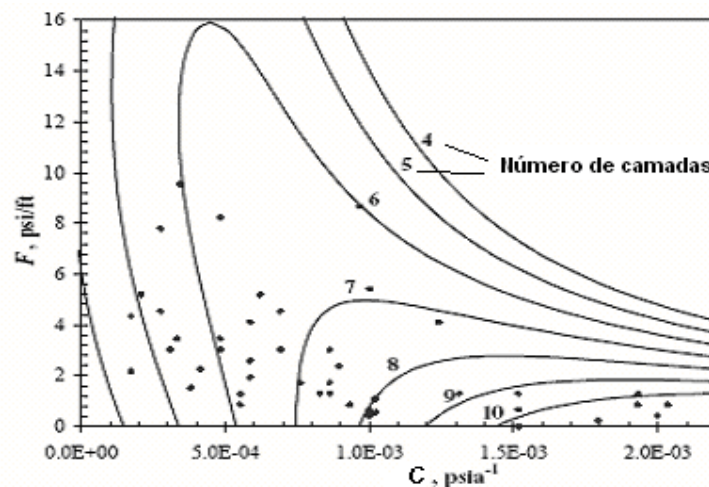


Figura 2.13 - Representação gráfica do modelo da cunha livre (Andrews e Kjørholt, 1998).

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):

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

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-Tayler 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.

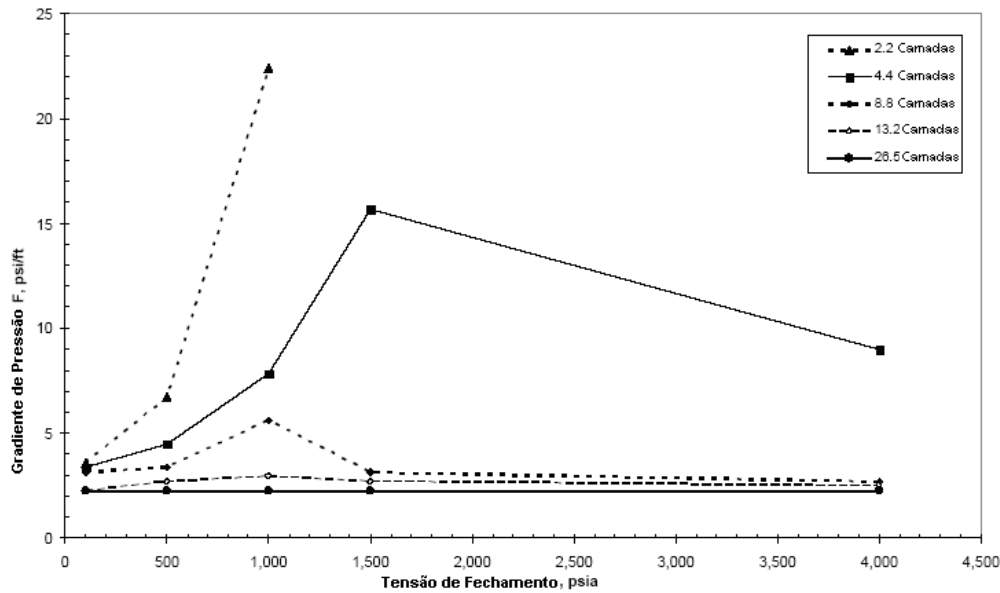


Figura 2.14 – Resultados experimentais de ensaios de laboratório (Canon, 2003).

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.

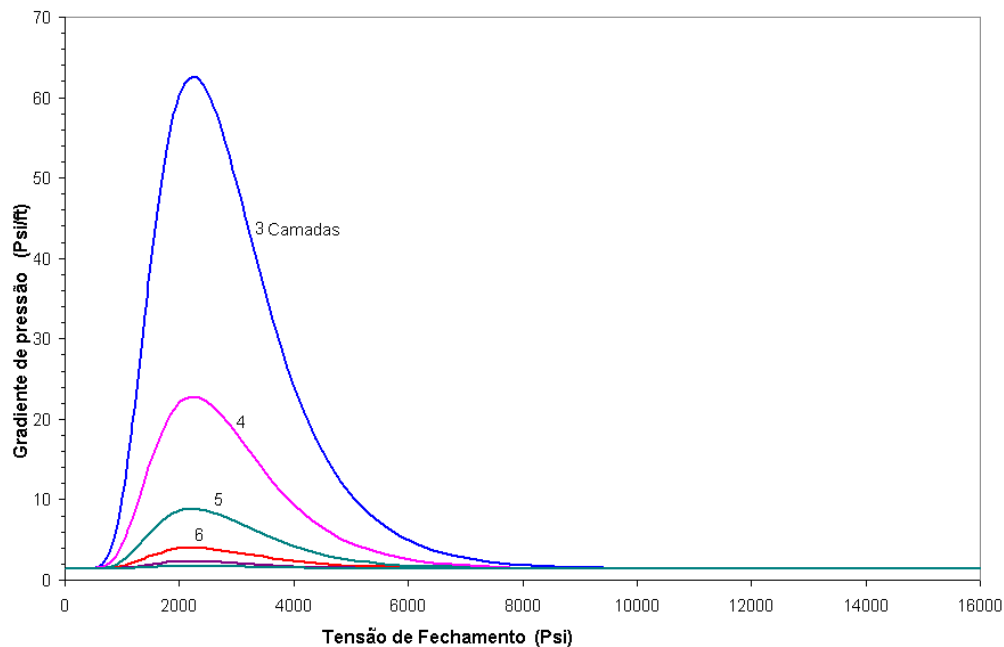


Figura 2.15 - Envoltórias para propante arenoso na malha 20/40 (Canon, 2003).

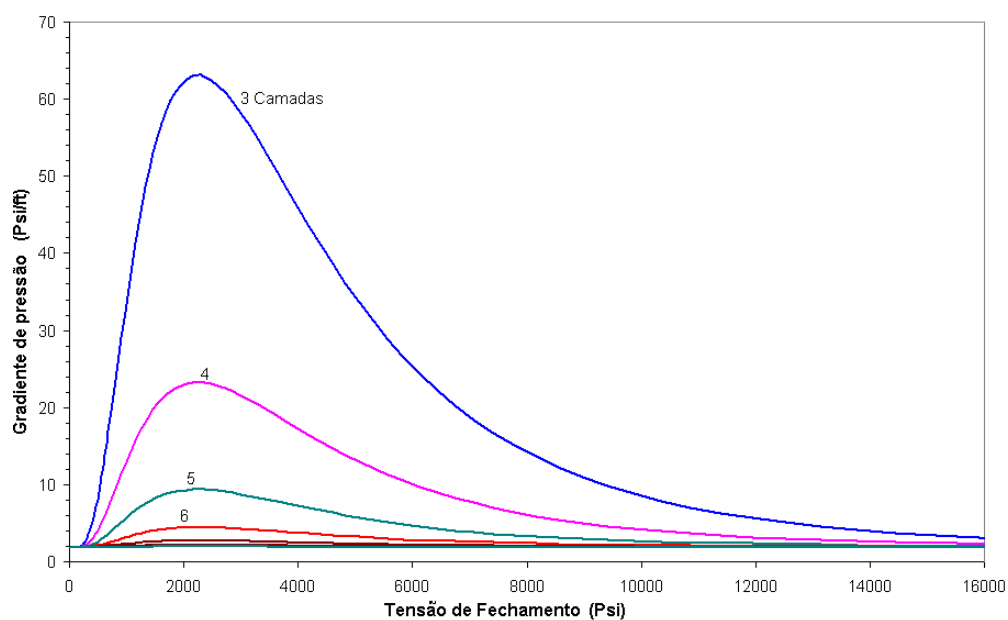


Figura 2.16 – Envolvórias para propante cerâmico de alta resistência na malha 20/40 (Canon, 2003).

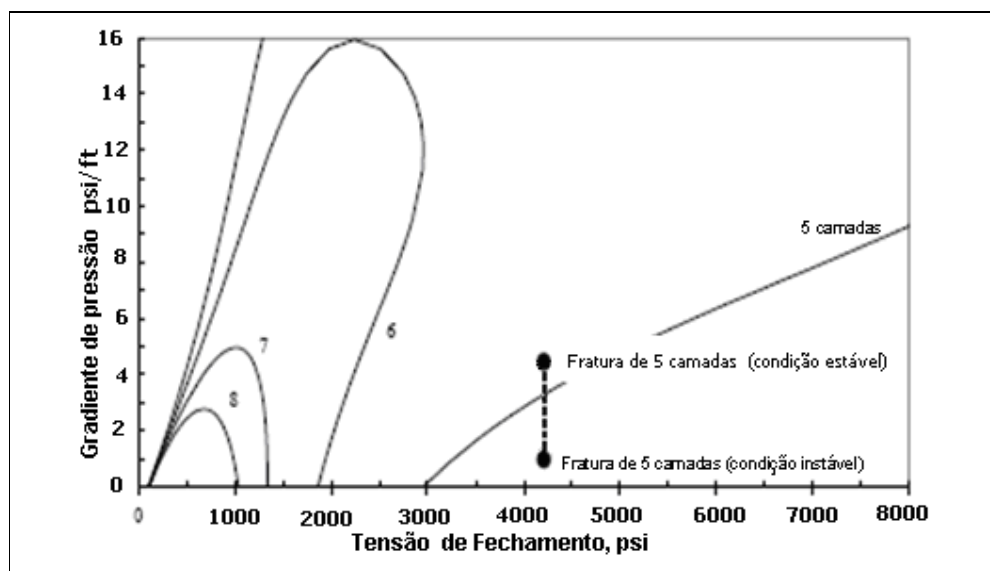


Figura 2.17 – Curvas do Modelo de Cunha Livre (apud. Canon, 2003)

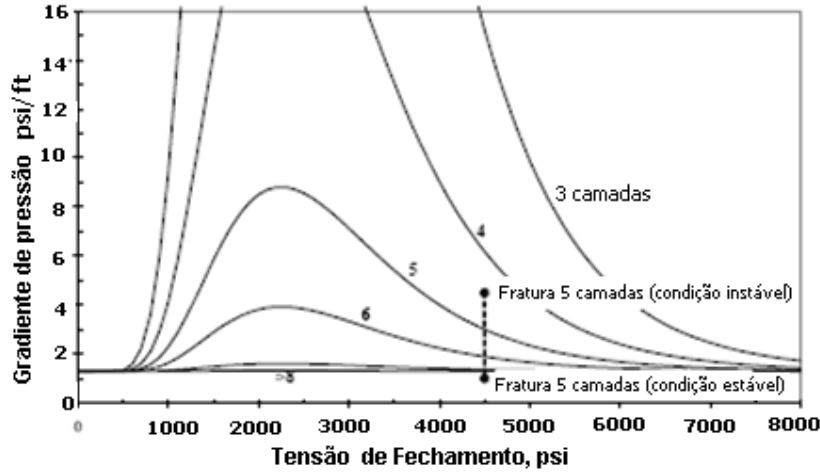


Figura 2.18 – Curvas do Modelo Semi-Mecânico (apud. Canon, 2003).

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