4
MODELOS PARA PREVISÃO DE REFLUXO DO MATERIAL DE SUSTENTAÇÃO DA FRATURA

Nas aplicações práticas, alguns modelos estão sendo atualmente empregados para a previsão do refluxo do material de sustentação de fraturas hidráulicas (Andrews e Kjorholt, 1998; Asgian e Cundall, 1994; Sparlin e Hagen, 1995; Parker e Van Batenburg, 1999, entre outros). Tais modelos, descritos a seguir, podem ser classificados em modelos empíricos e teóricos.

4.1.
MODELOS EMPÍRICOS

4.1.1.
Modelo do consórcio Stimlab

Desde 1996 o consórcio Stimlab, fundado e financiado por várias companhias de petróleo, vem realizando ensaios de laboratório para investigar sob quais condições o refluxo do material de sustentação ocorre. Além de pesquisar os mecanismos responsáveis pelo fenômeno, o consórcio propôs correlações empíricas para previsão do refluxo do propante com base nos resultados experimentais assim obtidos.

De maneira a simular as condições no interior da fratura hidráulica, o Stimlab usa uma "célula de refluxo" que consiste de duas placas paralelas capazes de aplicar pressão sobre o propante contido entre elas. O fluido circula através do pacote granular com velocidade crescente até que a produção de propante se inicia; neste instante, a velocidade do fluido é registrada como a velocidade mínima de fluidificação.

Como resultado das observações experimentais, o refluxo do material de sustentação ocorre em três diferentes regiões da fratura (Figura 4.1), a saber:

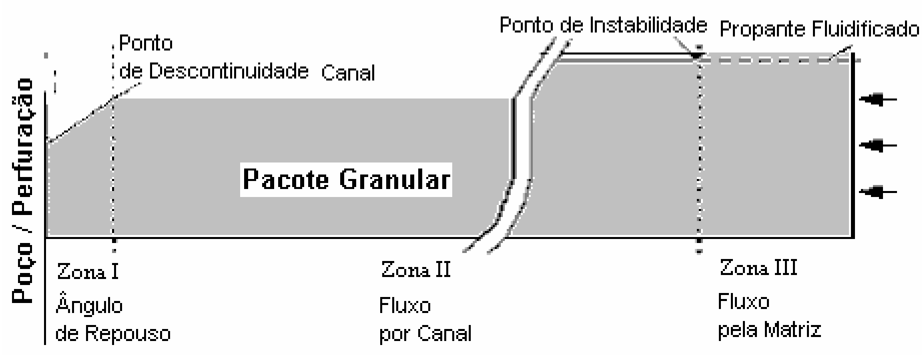

Figura 4.1 – Seção longitudinal do pacote granular mostrando as zonas de refluxo (Stimlab, 1996-2002).

Zona I - chamada de zona do ângulo de repouso, inclui a perfuração e um trecho próximo da fratura, cujo comprimento é definido em função do ângulo de repouso e da altura do propante no interior da fratura. O ângulo de repouso na condição submersa, medido para uma variedade de propantes, situa-se no intervalo de 30º a 39º, dependendo da densidade, esfericidade e rugosidade dos grãos (Tabela 4.1).

Se o comprimento da fratura é adequado para formação da zona I, a produção espontânea de material de sustentação (sem fluxo na fratura) deixará de acontecer quando o ângulo de repouso na zona I for atingido.

Esta zona é a primeira a ser formada no interior da fratura e pode ser inferido que sua criação ocorre durante a operação de limpeza de uma fratura real, em campo. O volume de propante produzido durante este período corresponde à produção de uma parcela esperada de grãos, facilmente transportados logo após o final do fraturamento. Uma análise mais detalhada desta região é, portanto, de pouco relevância e não será prosseguida neste trabalho.

O final da zona I no modelo Stimlab é marcado pelo ponto de descontinuidade, resultante da interseção da superfície do talude de repouso com a base de um canal de fluxo (Fig. 4.1) acima do pacote granular. Os grãos de propante na zona II se movem devido a tensões de cisalhamento geradas pelo fluxo do fluido em movimento neste canal. A velocidade de fluxo mínima para mobilizar os grãos pode ser teoricamente prevista.

Tabela 4.1 – Ângulo de repouso para diferentes propantes de acordo com o consórcio Stimlab (1996-2002).

Malha	Propante	Diâmetro (in)	Ângulo de repouso (°)
40/60	Badger	0,0118	33
18/20	Bauxita	0,0374	35
20/40	Areia Ottawa	0,0236	34
12/20	Badger	0,0433	39
16/20	Carbolite	0,0393	30
16/30	Areia Ottawa	0,0393	30

A base do canal é erodida até que uma altura de equilíbrio seja atingida para determinada velocidade de fluxo. Se a velocidade diminuir, o canal torna-se estável; caso contrário, a profundidade continua aumentando. Uma vez formado o canal de fluxo no topo do pacote granular, a maior parte do fluxo é redirecionada do pacote granular para o canal da zona II. Grãos de propante erodidos da base do canal serão transportados na direção do poço.

Finalmente, na zona III o pacote granular é assumido estável até que alguns grãos sejam mobilizados devido a velocidades de fluxo excessivas ou ocorram esmagamentos de partículas. Quando a produção do material de sustentação é iniciada nesta região, a zona II é criada. Por esta razão, a estabilidade na região de fluxo através da matriz porosa (pacote granular) é crítica. Pequenas variações nas taxas de fluxo podem rapidamente causar instabilidades e o início da formação do canal por erosão.

Após a realização de vários ensaios e sugerir a existência de um processo envolvendo três zonas da fratura, descrevendo suas importâncias relativas no mecanismo de produção do agente de sustentação, o consórcio Stimlab propôs uma expressão empírica para explicar, de forma empírica e simples, o comportamento dos resultados obtidos experimentalmente.

A expressão prevê a mínima velocidade de fluxo para desestabilizar o pacote granular no interior da fratura, com base no processo descrito para a zona II. Esta abordagem desconsidera, entretanto, a influência da tensão de fechamento na previsão do refluxo. De maneira a parcialmente contornar esta dificuldade, o Stimlab optou por incluir um fator para consideração dos efeitos da tensão de fechamento.

Como visto anteriormente no capítulo 2, o aumento da tensão de confinamento majora a estabilidade do pacote granular até determinado valor, além do qual, devido ao esmagamento e produção de finos, tende a produzir efeitos não desejados. Entretanto, a correlação empírica proposta pelo Stimlab ignora este aspecto do comportamento do pacote de propantes, considerando que a velocidade crítica tende a infinito à medida que a tensão de fechamento é continuamente majorada. Conseqüentemente, para valores da tensão de fechamento da fratura superiores a 7.000 psi (48 MPa) a correlação é pouco confiável de acordo com alguns autores (Asgian e Cundall, 1994; Sparlin e Hagen, 1995).

A figura 4.2 mostra as curvas que delimitam as regiões estáveis e instáveis de acordo com a correlação do consórcio Stimlab. Ressalta-se, neste ponto, que elas não concordam totalmente com algumas das recomendações da literatura (ver item 2.2.4 – Critérios para Seleção de Propantes) que prevêem uma grande perda de estabilidade quando o número de camadas de grãos de propante for superior a 6 no interior da fratura. Do exame das curvas da Fig. 4.2, percebe-se que para fraturas mais largas do que 6 camadas, a correlação empírica prevê ainda um aumento da estabilidade se os valores da tensão de fechamento forem suficientemente elevados.

Também é importante mencionar que a correlação foi proposta para propantes cerâmicos, incluindo um fator de escala para diferentes tamanhos de grão. De acordo com o Stimlab, podem ser utilizadas no caso de areias também.

A velocidade crítica normalizada '$V_{s,c}$', em ft/s, pode ser obtida da seguinte correlação;

$$V_{s,c} = 21{,}17\left[\frac{SG_p d_p^2}{C_p \mu}\right]C_o + C_1 \tag{4.1}$$

onde d_p indica o diâmetro médio da partícula em polegadas, Cp é a concentração do propante em lb/ft^2, μ a viscosidade do fluido em cp, SG_p representa a densidade do propante, C_o é um fator de coesão adimensional e C_l o fator relacionado com a tensão de fechamento e expresso por:

$$C_1 = 0.131\left[\frac{P_{c,net}}{13W_r^{3.5}}\right]^3 \tag{4.2}$$

Na equação (4.2) a pressão final de fechamento $P_{c,\,net}$ é incluída em psia e Wr representa a largura normalizada da fratura (largura da fratura dividida pelo diâmetro médio da partícula de propante).

O parâmetro de coesão C_o não é claramente definido. Segundo o consórcio Stimlab, varia de 1 a 3 dependendo do aditivo misturado no tratamento de propantes.

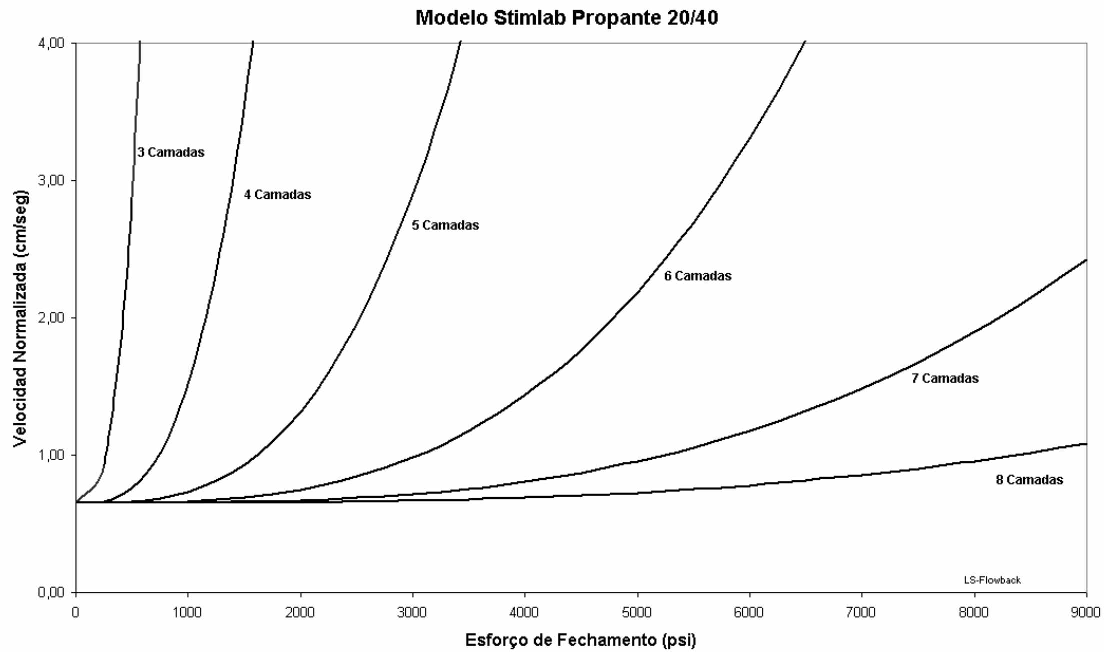

Figura 4.2 – Representação gráfica do modelo Stimlab delimitando regiões de estabilidade para diferentes números de camadas de grãos de propante no interior da fratura (Stimlab, 1996-2002).

Combinando as equações 4.1 e 4.2, a velocidade crítica normalizada, representada graficamente na figura 4.2, pode ser escrita como:

$$V_{c,s} = 21{,}17\left[\frac{SG_p d_p^2}{C_p \mu}\right] C_o + 0{,}131\left[\frac{P_{c,net}}{13 W_r^{3.5}}\right]^3 \qquad (4.3)$$

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, é sugerido empregar-se a seguinte correlação:

$$V_c = V_{c,s}\left(\frac{8{,}4}{W_r}\right)\left(\frac{25{,}4 d_p}{0{,}72}\right) \qquad (4.4)$$

onde ambas as velocidades são expressas em ft/s e o diâmetro médio d_p em polegadas.

4.1.2. Modelo da cunha livre

Este modelo foi desenvolvido por Andrews e Kjorholdt (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 4.3, considera os efeitos da largura normalizada da fratura W_r, das forças hidrodinâmicas ou de arraste através do termo F , definido pela equação 4.5a, e da tensão de fechamento da fratura, através do termo C da equação 4.6.

$$F = \frac{dP}{dx}\left(\frac{d_p}{d_{ref}}\right)^3 \quad (4.5a)$$

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 cm = 0,0284 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 4.5b). Assim, para as mesmas condições de fluxo (gradiente hidráulico) propantes de maior diâmetro sofrerão a ação das maiores forças desestabilizadoras.

$$F_p = \frac{4}{3}\pi\left(\frac{D}{2}\right)^2 (dP/dx) \quad (4.5b)$$

Quanto ao termo do fechamento da fratura,

$$C = \frac{1}{P_{c,net}}\left(\frac{d_{ref}}{d_p}\right)^2 \quad (4.6a)$$

C é expresso em $Psia^{-1}$ visto que a pressão final de fechamento $P_{c,net}$ 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 pode ser quantificado através de uma função quadrática do diâmetro médio das esferas, o que justifica a normalização incluída na equação 4.6.

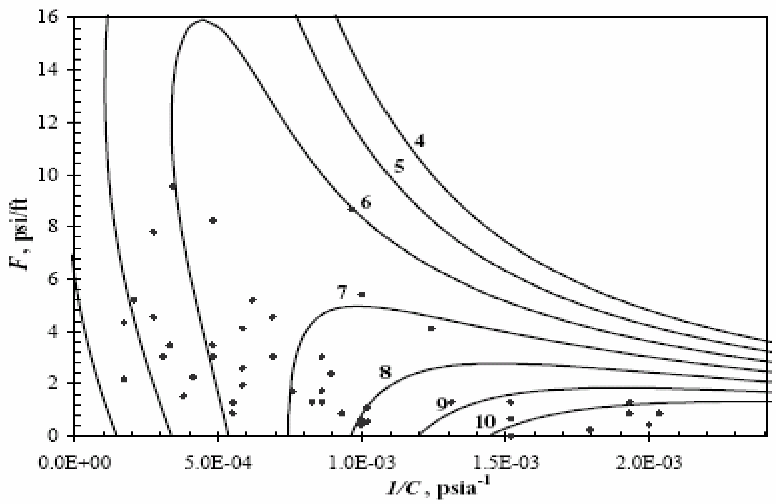

Figura. 4.3 - Representação gráfica do modelo da cunha livre (Andrews e Kjorholt, 1998).

As curvas da Fig. 4.3 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 fluxo monofásico (F). Os valores experimentais (provenientes dos 50 resultados de ensaio) estão também marcados sobre este gráfico.

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

$$W_{r,\max}=3{,}2+5{,}51\times10^{3}C-5{,}47\times10^{5}C^{2}+0{,}17F+1{,}61\times10^{2}CF-6{,}92\times10^{-3}F^{2}-5{,}34\times10^{5}C^{2}F \quad (4.7)$$

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 *C,* definidos anteriormente.

As formas das curvas sugerem duas regiões de comportamento diferentes. Na primeira, onde a tensão de fechamento é baixa (C > 1,5 x 10^{-3}), as forças de arraste tornam-se dominantes no processo de refluxo do material de sustentação; pode-se observar nesta região que fraturas relativamente largas são ainda estáveis se as forças hidrodinâmicas atuantes forem de muito 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 aumentar, a estabilidade do pacote é majorada devido ao aumento das forças de atrito inter-partículas, até o ponto onde o termo de fechamento atingir aproximadamente o valor

C~ 1,0 x 10^{-3} , 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.

Na figura 4.4 a redução da estabilidade do pacote granular com a tensão de fechamento é claramente evidenciada. A tendência das observações experimentais suporta a idéia da existência de cunhas que definem regiões de estabilidade para qualquer valor da largura normalizada da fratura.

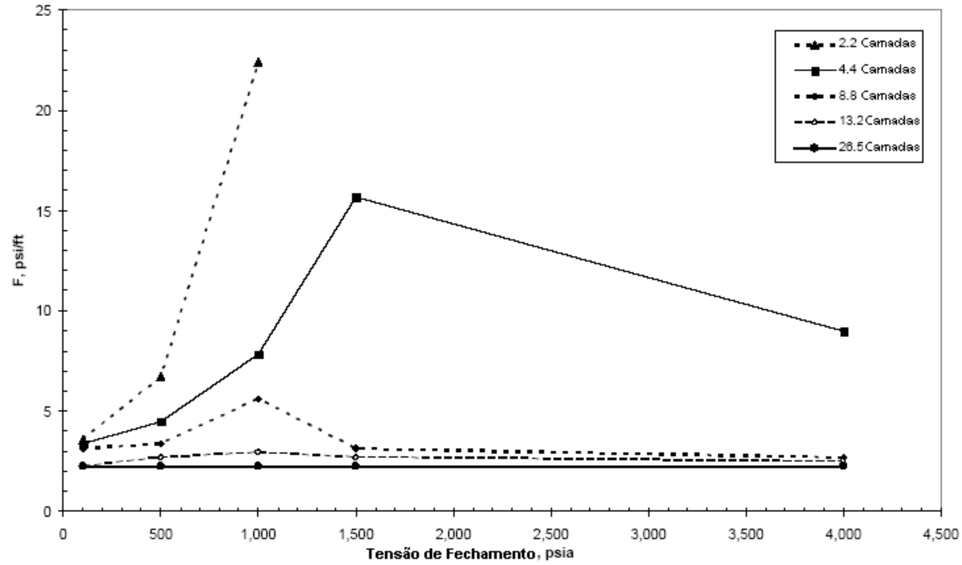

Figura 4.4 – Resultados experimentais de ensaios de laboratório (J.Canon, 2003).

A forma das curvas da Fig. 4.3 para seis ou menos camadas não é muito convincente, entretanto, porque pode-se concluir que determinada fratura é instável sob um valor baixo da força hidrodinâmica porém 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 4.7. Entretanto, apesar desta e de outras restrições (validade apenas para os intervalos de F e C representados na Fig. 4.3; aplicabilidade para diferentes tipos de propante ainda não extensivamente testada), 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.

4.1.3.
Modelo de Potência

Este modelo foi também sugerido pelo consórcio StimLab (Barree e Conway, 2002) com base na aparente existência de um diâmetro mínimo *d*, normalizado em relação à largura da fratura *W*, para o qual a produção do material de sustentação não seria produzido para qualquer valor da velocidade do fluido monofásico. Matematicamente, esta condição foi convenientemente formulada considerando o modelo reológico de potência[1] para viscosidade através da utilização das equações propostas por Richardson-Zaki et al.(1954), mostradas a seguir.

$$\frac{d}{W} = \frac{d}{W_\infty} + \frac{\left(\dfrac{d}{W_{\max}} - \dfrac{d}{W_\infty}\right)}{\left(1+\left(\dfrac{R_f}{R_f t}\right)^{1.5}\right)^3} \tag{4.8a}$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{W_{\max}} &= 0.012d + 0.165 \\ Rft &= 79d^2 \end{aligned} \tag{4.8b}$$

onde o menor valor de (d/W_∞) é teoricamente zero, mas inicialmente foi escolhido igual a 0,001; o maior valor de (d/W_{max}) deve ser experimentalmente obtido. Nas equações acima R_f representa o número de Reynolds para as condições reais de fluxo e R_{ft} indica o número de Reynolds crítico, para determinado valor de (d/W), no qual se inicia a produção do material de sustentação (velocidade suficientemente alta).

O expoente 1,5 que controla a forma da curva intermediária (Figuras 4.4 a 4.6) mostrou-se constante para todas os resultados dos vários resultados de ensaios examinados, bem como o expoente 3 que representa a inclinação da tangente à curva (d/W) versus R_f no ponto de início da instabilidade do propante.

A abordagem empírica deste modelo sugere que (d/W_{max}) seja uma função do diâmetro da partícula e a posição do ponto de transição seja uma função do quadrado do diâmetro da partícula. Naturalmente, ambos os valores também dependem da viscosidade do fluido.

[1] Modelo reológico de viscosidade para representação não-linear da relação entre tensão de cisalhamento e taxa de deformação do fluido.

Como crítica principal do modelo, cita-se que à medida que o valor crítico de (*d/W*) é aproximado, a velocidade de fluxo torna-se muito problemática e não é facilmente replicada em laboratório. Além disso, a influência da tensão de fechamento não é claramente incorporada no modelo.

As figuras 4.5, 4.6 e 4.7 mostram curvas de previsão de instabilidade do pacote granular relacionando o número de Reynolds R_f com o valor crítico da razão (d/W). A figura 4.5 foi baseada em ensaios de laboratório executados em propantes de malha 16/30, incluindo propantes cerâmicos Carbolite (diâmetro médio 0,97mm) e areia Jordan (diâmetro médio 0,8mm). Amostras onde o fluxo do material de sustentação não foi observado foram também destacadas na figura, bem como as duas curvas ajustadas para ambos os tipos de propantes.

A figura 4.6 apresenta resultados similares para propantes da malha 12/20, constituídos por amostras de areia Jordan (diâmetro médio de 1,04 mm) e de areia Brady (diâmetro médio de 1,35 mm).

A figura 4.7 sumariza os resultados, mostrando os efeitos empíricos do diâmetro nas curvas ajustadas para propantes 30/60, 20/40, 16/30, 12/20, bem como uma curva geral e média para todos os tamanhos de propante considerados.

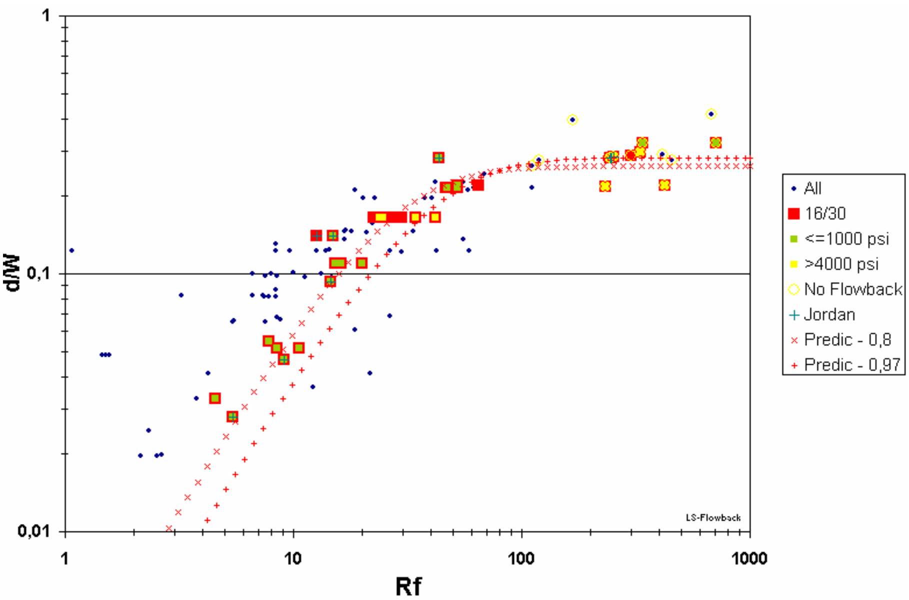

Figura 4.5 – Resultados experimentais de laboratório com fluxo monofásico em propantes com abertura de malha 16/30 (Barree e Conway, 2002.

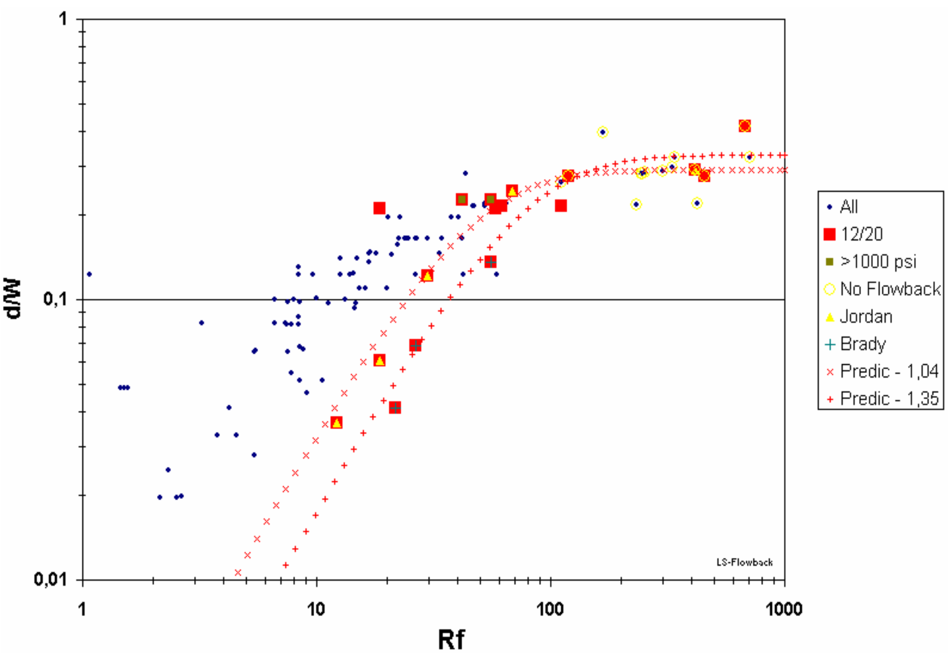

Figura 4.6 – Resultados experimentais de laboratório com fluxo monofásico em propantes com abertura de malha 12/20 (Barree e Conway, 2002).

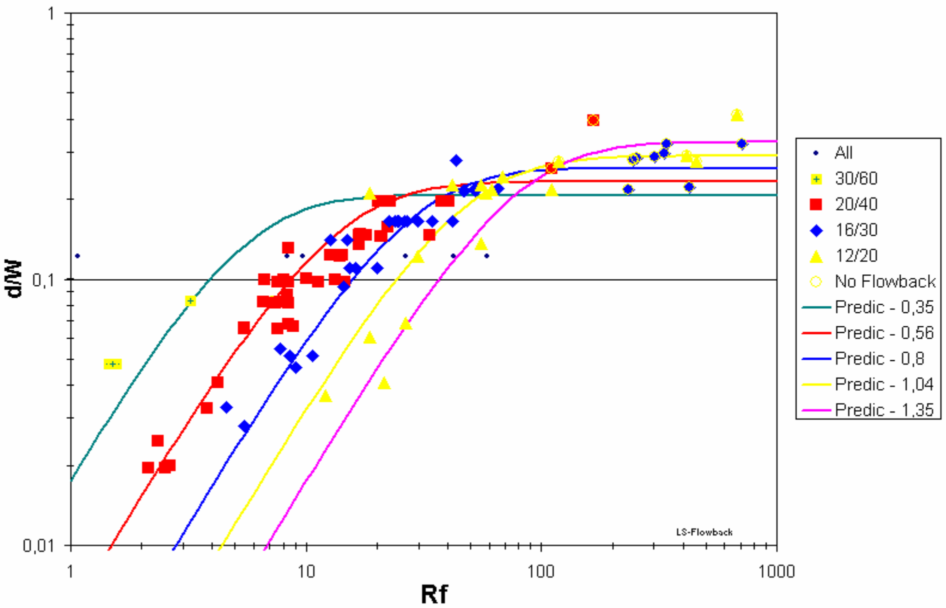

Figura 4.7 – Sumário das curvas ajustadas pelo modelo de potência (Barree e Conway, 2002

A Figura 4.8 mostra ainda como o modelo pode ser modificado para incluir um limite inferior para a produção do material de sustentação, i.e, quer-se conhecer para determinado diâmetro de partícula o valor da velocidade mínima para início do fluxo de propante, basicamente independente da concentração do propante e da viscosidade do fluido.

Neste caso escolheu-se para (d/W_{∞}) o valor 0,015 e dos ajustes dos dados experimentais com base na equação (4.9) verificou-se que o expoente relacionado com a forma da curva intermediária mudou de 1,5 para 1,8 para todos os casos estudados. O expoente que representa a inclinação da tangente às curvas no ponto de início da instabilidade, também sofreu leve variação de 3 para 2,9.

$$\frac{d}{W} = \frac{d}{W_{\infty}} + \frac{\left(\dfrac{d}{W_{\max}} - \dfrac{d}{W_{\infty}}\right)}{\left(1 + \left(\dfrac{R_f}{R_f t}\right)^{1.8}\right)^{2.9}} \tag{4.9}$$

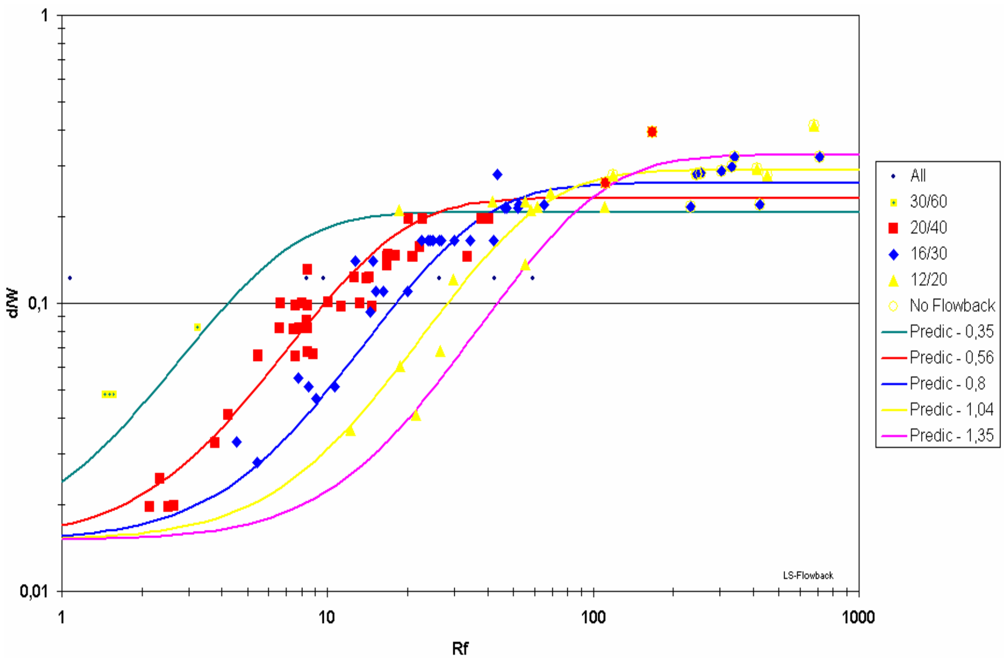

Fig 4.8 - Sumário das curvas ajustadas pelo modelo de potência com a inclusão de um limite inferior para velocidade de fluxo (Barree e Conway, 2002).

4.1.4. Modelo da Correlação de Bi-Potência

Um modelo mais genérico do que o proposto originalmente pelo consórcio StimLab foi também desenvolvido por Wang, Conway e Barree (2001) com base na retroanálise dos resultados de ensaios experimentais.

O problema do fluxo de propante foi analisado com base na utilização de duas diferentes formulações para o número de Reynolds. Na primeira, um número de Reynolds da partícula R_G foi definido em função das massas específicas do fluido ρ_f e do propante ρ_p, ambas expressas em lb_m/ft^3, da aceleração da gravidade g (32 ft/s^2), da viscosidade do fluido μ (cp) e do diâmetro da partícula d_p (em polegadas).

$$R_G = \frac{\rho_f g(\rho_p - \rho_f)(d_p/12)^3}{(\mu/1488{,}16)^2} \qquad (4.10)$$

Na segunda, o número de Reynolds do fluido R_f foi baseado na largura do canal de fluxo W (em polegadas), na massa específica do fluido ρ_f (lb_m/ft^3), viscosidade do fluido μ (cp) e na vazão Q_F (ft^3/dia).

$$R_f = \frac{\rho_f \tilde{v}(W/12)}{(\mu/1488{,}16)} \tag{4.11}$$

onde

$$\tilde{v} = 8600 \frac{Q_F}{(W/12)^2} \tag{4.12}$$

O desenvolvimento deste modelo foi feito com base na consideração de que uma partícula sólida flutua num fluido de Poiseuille sob certo número de Reynolds do fluido e sob determinado número de Reynolds da partícula. Após a análise de uma série de dados experimentais, Wang, Conway e Barree (op.cit.) perceberam que este par crítico de números de Reynolds situa-se sobre retas num gráfico em escalas log-log, o que evidencia um comportamento sob forma de função de bi-potência .

A função para previsão da produção do material de sustentação dependerá de três parâmetros: a máxima largura da fratura estável, normalizada em relação ao diâmetro da partícula, $W_{r,max}$ e os dois números de Reynolds mencionados anteriormente. Resultados de ensaios de laboratório, para os quais a produção de propante não ocorreu, foram então utilizados para definir os valores dos expoentes da lei de bi-potência, determinando-se então a Equação 4.13.

$$W_{r,\max} = 0{,}1462 R_G^{1{,}3971} R_f^{-0{,}4126 R_G^{0{,}1248}} \tag{4.13}$$

Novamente, uma limitação óbvia deste modelo é que as tensões de fechamento atuantes sobre os grãos de propante não foram consideradas, de tal forma que este modelo também pode prever o refluxo de propante apenas sob condições muito específicas (pequenos valores da tensão de fechamento da fratura ou grandes valores da largura da fratura).

4.2. MODELOS TEÓRICOS

4.2.1. Modelo da velocidade mínima de fluidificação

Um conceito usado freqüentemente em processos de engenharia química e mecânica, chamado de velocidade mínima de fluidificação, foi usado na literatura em várias tentativas para descrever o mecanismo físico que governa a produção de propantes (Sparlin e Hagen, 1995; Parker, Weaver e Van Batenburg, 1999; Stadalman, Novotn e Houchin, 1985).

Em uma camada de partículas sólidas em repouso, a queda de pressão pode ser calculada por uma expressão conhecida como equação de Ergun. Se a velocidade do fluido for constantemente aumentada, atinge-se um valor v_f no qual as partículas não mais permanecem em repouso mas se “fluidificam” sob a ação do fluido (líquido ou gás). 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 para o caso de várias camadas de partículas, obtendo-se então a equação seguinte (Stadalman, Novotn e Houchin, 1985):

$$(1-\varepsilon_{mf})(\rho_p-\rho_f)g = 150\frac{(1-\varepsilon_{mf})}{\varepsilon_{mf}^{\;3}}\frac{(1488{,}16)v_f}{[\phi s(dp/12)]^2}+\frac{1{,}75(1-\varepsilon_{mf})}{\varepsilon_{mf}^{\;3}}\frac{\rho_f v_f^2}{\phi s(dp/12)} \tag{4.14}$$

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 a velocidade de fluidificação, ρ_p e ρ_f as massas específicas do propante e do fluido, respectivamente, em unidades lb_m/ft^3.

Se a esfericidade das partículas ϕ_s (esfericidade perfeita ϕ_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 (4.14) ou, mais facilmente, pelas equações (4.15) abaixo. O propante é considerado estável se a velocidade de fluxo for inferior ao valor de v_f assim calculado.

$$v_f = \frac{-B_f + \sqrt{(B_f^2 - 4A_f C_f)}}{2A_f} \qquad (4.15a)$$

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

$$B_f = \frac{150(d_p/12)\rho_f(1-\varepsilon_{mf})}{\phi_f^2 \varepsilon_{mf}^3 (\mu_f/1488{,}16)} \qquad (4.15b)$$

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

$$\varepsilon_{mf} = 1\text{-}0{,}356(\log D'_p\text{-}1) \qquad (4.15c)$$

onde ***D’****p* representa o diâmetro da partícula em mícron.

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. Eles são suportados basicamente pela existência da “zona II” referida no modelo empírico Stimlab.

Conseqüentemente, estes modelos (Sparlin e Hagen, 1995; Parker, Weaver e Van Batenburg, 1999; Stadalman, Novotn e Houchin, 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 (seção precedente), a maioria das fraturas tende a ser instável independentemente da tensão de fechamento atuante.

4.2.2. Modelo Semi-Mecânico

Espera-se que neste ponto esteja claro ao leitor que existem dificuldades e limitações com os vários modelos até aqui apresentados. Todavia, tem-se também e certamente, neste mesmo ponto, o conhecimento necessário para reunir as diferentes características destes modelos em uma única formulação, com o objetivo de evitar as restrições identificadas anteriormente e expandir os limites de aplicabilidade do modelo.

Este modelo, por combinar um modelo teórico (mínima velocidade de fluidificação) com um modelo empírico (cunha livre), foi denominado de modelo semi-mecânico (Canon et al., 2003), 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. Por esta razão, o modelo semi-mecânico será baseado nos mesmos conceitos de regiões de estabilidade;
- porque 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, 1994) para os quais fraturas de grande largura tendem a ser instáveis;
- porque sempre há uma velocidade mínima necessária para mobilizar os grãos de propante, torna-se claro que as curvas do modelo de cunha livre (Figura 4.3) 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 (Eq. 4.14).

- 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.

No modelo semi-mecânico os cálculos relacionados com o critério de estabilidade iniciam com a determinação da força de arraste através da equação (4.16).

$$F_{sta} = W_T \exp\left[-0,5\left(\frac{\ln(P_{c,net}) - a'}{S_T}\right)^2\right] + F_{FV} \tag{4.16}$$

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.

As variáveis restantes da equação 4.16 correspondem aos termos de largura da fratura W_T (equação 4.17a) e da resistência do propante S_T (equação 4.17b).

$$W_T = 1422,5 \exp(-1,0483 W_r) \tag{4. 17a}$$

$$S_T = 3 \times 10^{-5} S_{MAX} + 0,22368 \tag{4.17b}$$

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 do propante.

A tabela 4.2 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 de 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. Considerando-se que há já esmagamento de algumas partículas de propante.

Tabela 4.2 – 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 Sílica 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 (4.16), 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 (4.18) 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:

$$F_{FV} = 1{,}365 \times 10^7 \frac{v_f u_f}{k_f} \qquad (4.18)$$

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

Calculada o máximo gradiente de pressão F_{sta} pela equação (4.16), 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 4.8 e 4.9 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 Figs. 4.8 ou 4.9. 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.

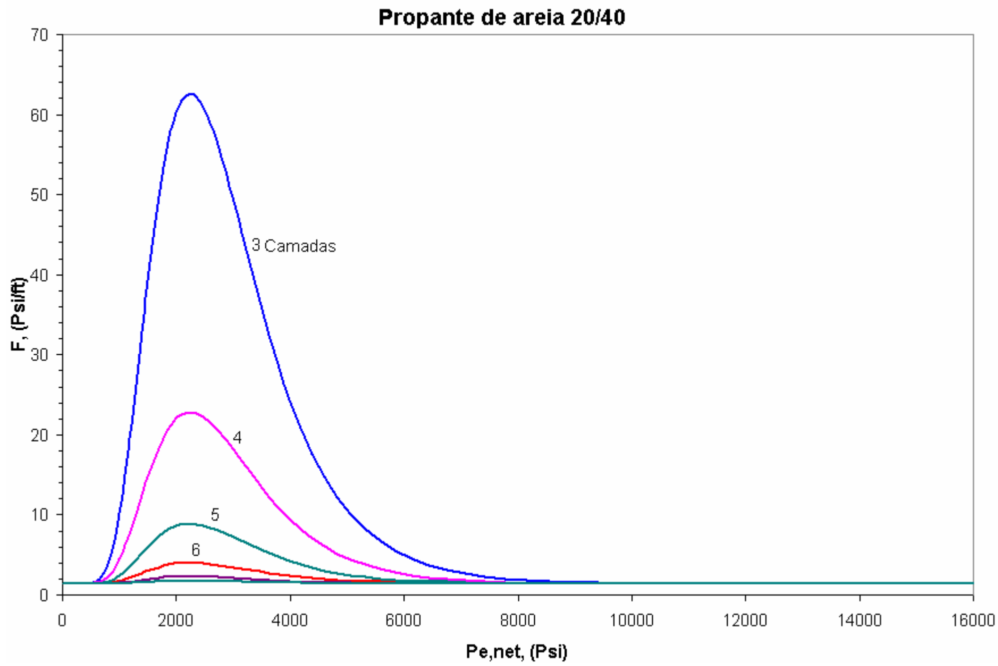

Figura. 4.9 - Envoltórias para areia na malha 20/40.

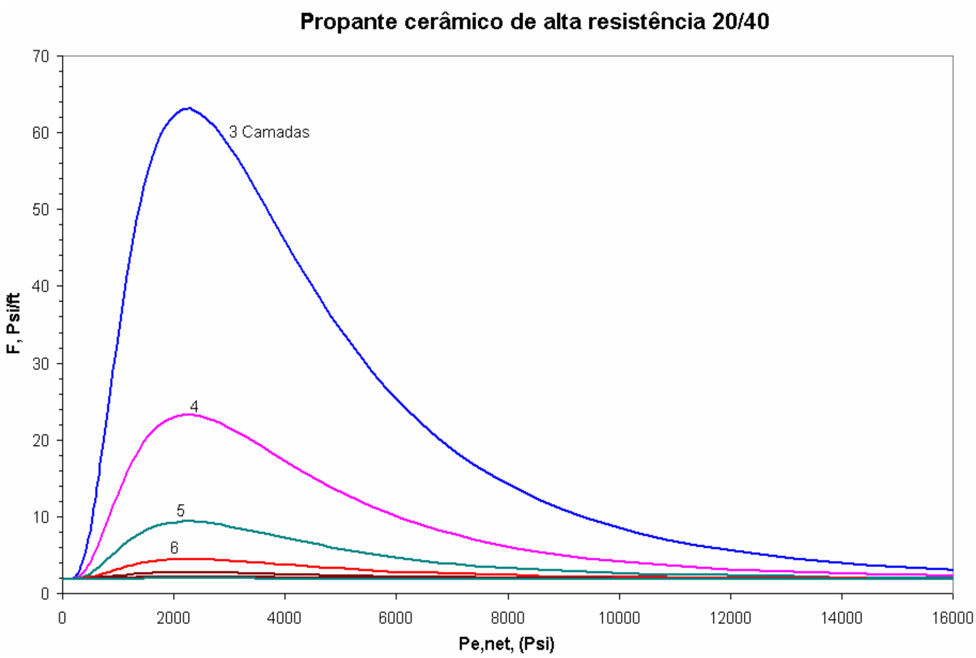

Figura. 4.10 – Envoltórias para propante cerâmico de alta resistência na malha 20/40.

4.2.3.
Método dos Elementos Discretos

Asgian e Cundall (1994) aplicaram o método dos elementos discretos no problema do refluxo de material de sustentação. Esta técnica numérica foi proposta por Cundall em meados da década de 1970 e tem sido desde então usada em vários problemas envolvendo a interação de partículas em sistemas granulares.

O método dos elementos discretos é baseado em algoritmos de diferenças finitas no tempo para resolver a equação do movimento de cada partícula, considerando uma sucessão de pequenos intervalos de tempo. Em cada intervalo, as forças atuantes são admitidas constantes, a aceleração da partícula é determinada via segunda lei de Newton e as correspondentes velocidades e deslocamentos obtidas por duas integrações seqüenciais no tempo. No início do novo incremento de tempo, as forças são atualizadas com base nos deslocamentos assim computados e considerando-se leis de contato apropriadas.

A característica mais importante desta aplicação (Asgian e Cundall, op.cit.) foi mostrar a habilidade do método em simular o mecanismo de produção do propante, evidenciado pela formação de um arco na boca da fratura devido à ação de tensões de compressão. O arco tornou-se instável para larguras de fratura superiores a 5,5 diâmetros da partícula, confirmando, portanto, as primeiras observações experimentais de Milton-Tayler et al (1992). As colunas de propante em frente do arco flambam e as partículas são facilmente transportadas pelo fluido para o interior do poço.

Apesar de sua grande potencialidade, aparentemente não há registros da aplicação do método dos elementos discretos para situações de campo, prevalecendo ainda a utilização de métodos empíricos como ferramenta de projeto e acompanhamento do tratamento de poços por fraturamento hidráulico.

4.3.
CASO HISTÓRICO - ESTUDO COMPARATIVO ENTRE OS MODELOS EMPÍRICOS

Canon et al. (2003) analisaram o comportamento de 24 fraturas produzidas em poços de petróleo no sul do Texas (EUA), caracterizados por baixas permeabilidades do reservatório (0,5 – 0,05 md) e altas temperaturas (120º C – 180º C). Nestas fraturas ocorreu produção do material de sustentação com intensidades variáveis em relação ao volume de propante injetado.

As retroanálises para determinação das condições de estabilidade do pacote granular foram feitas com o objetivo de verificar se é possível prever a produção de propante e quais seus efeitos no projeto do tratamento do poço. Propriedades gerais dos propantes utilizados e as dimensões das fraturas podem ser obtidas em Canon et al (op.cit.).

As análises de estabilidade foram executadas com os modelos empíricos de Stimlab, de cunha livre e o semi-mecânico, e seus resultados foram expressos em função de um "número de estabilidade" definido pela razão da largura da fratura real pela máxima largura de uma fratura ainda estável de acordo com os modelos empíricos. Valores do número de estabilidade superiores a 1 correspondem a configurações instáveis, conforme mostram os gráficos em linha cheia das figuras 4.10 a 4.12; as proporções entre volumes de propante produzido e injetado são mostradas em linha tracejada.

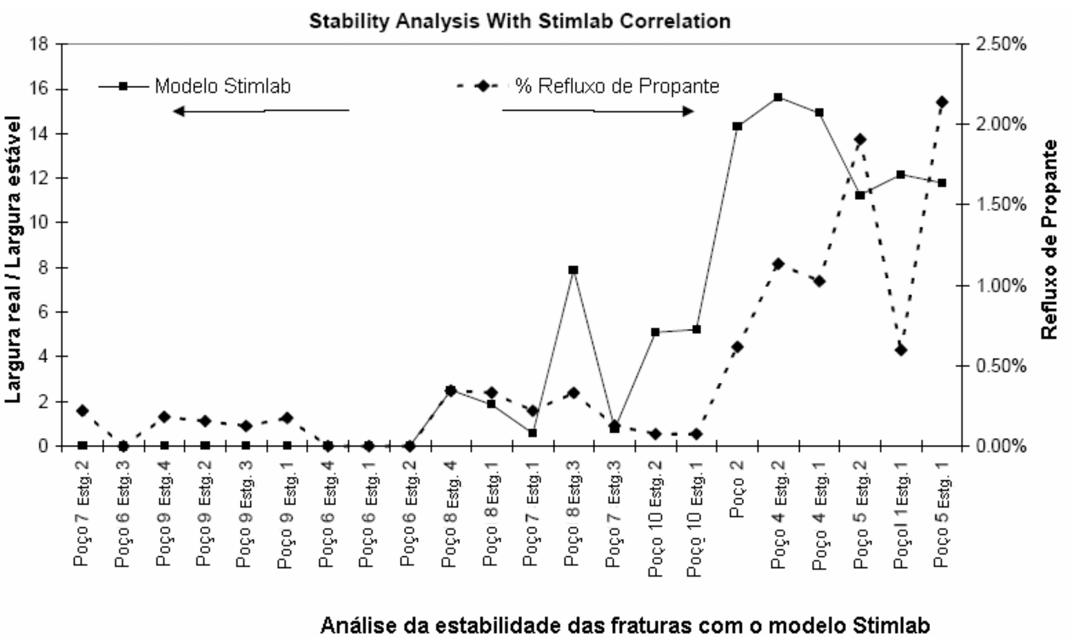

Figura 4.11 – Retroanálise da estabilidade das fraturas com o modelo Stimlab (Canon et al., 2003)

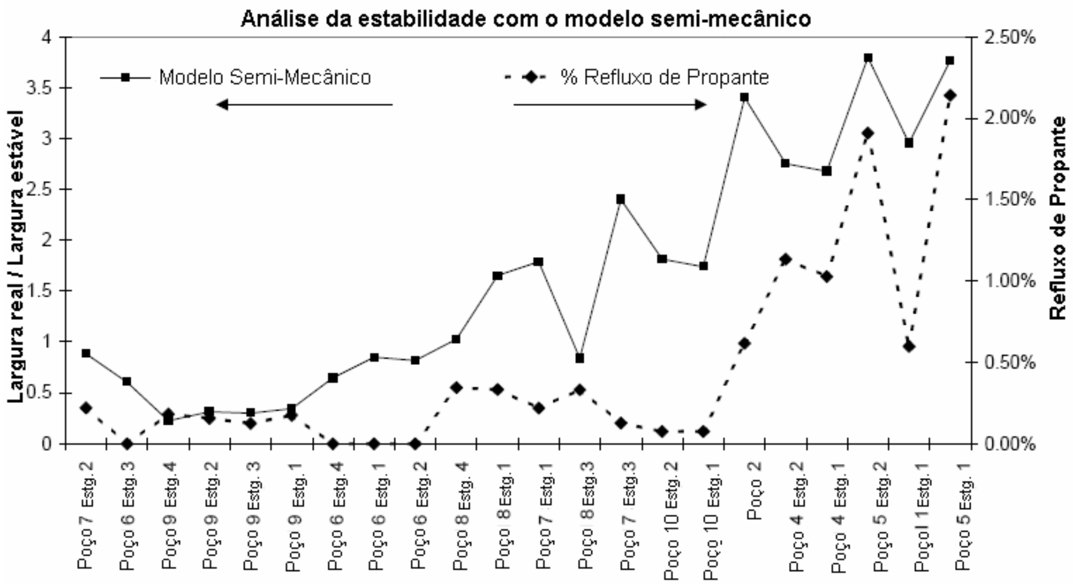

Figura 4.12 – Retroanálise da estabilidade das fraturas com o modelo semi-mecânico (Canon et al., 2003)

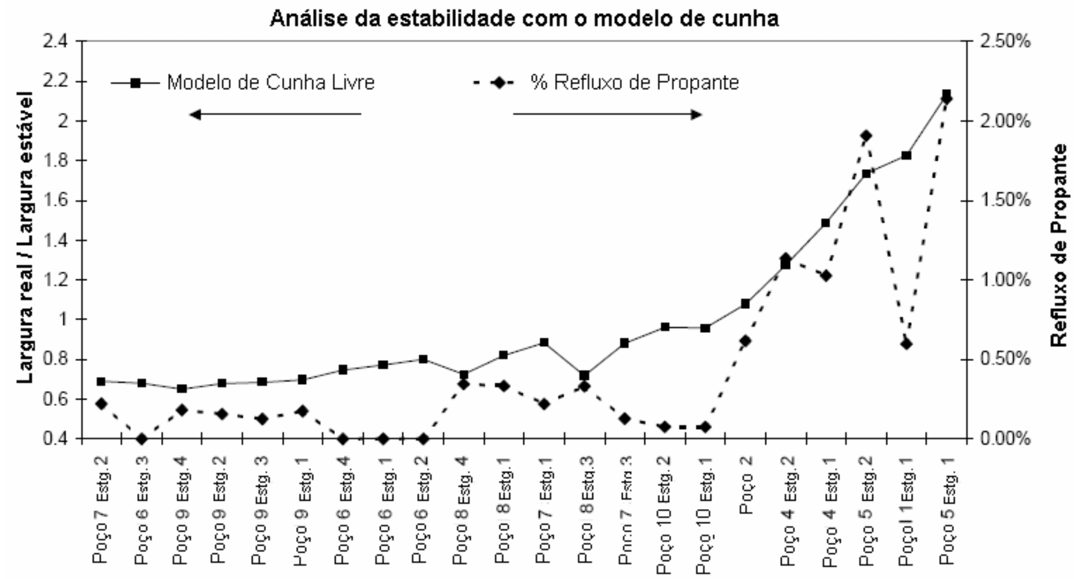

Figura 4.13 – Retroanálise da estabilidade das fraturas com o modelo de cunha livre (Canon et al., 2003)

Da análise destes resultados, Canon et al. (2003) concluíram que:

a) algumas completações (poço 4 estágio 2, poço 5 estágio 2) foram consideradas muito instáveis pelos 3 modelos de previsão e produziram, em campo, os maiores valores percentuais de refluxo do material de sustentação; outras configurações (poço 9 estágio 4, poço 6 estágio 1) foram previstas estáveis e produziram os menores valores relativos de refluxo;

b) a maioria das fraturas consideradas instáveis não atingiria a condição de estabilidade com a redução da vazão de produção do poço (e dos gradientes de pressão) apenas. Em tais casos, a estabilidade somente poderia ser alcançada por critérios de projeto, como a redução da largura da fratura, e não por medidas operacionais, como a redução da vazão de produção do poço.

c) apesar das previsões dos modelos semi-mecânico e Stimlab terem se revelado um pouco mais precisas, elas apenas confirmam que as fraturas instáveis apresentam larguras superiores a 6 vezes o diâmetro médio do propante, ratificando resultados de laboratório (Milton-Tayler et al., 1992). A preocupação de se aplicar o "melhor" modelo de previsão de estabilidade do pacote granular é portanto secundária face a incertezas quanto às dimensões das fraturas.

Canon et al. (2003), além da análise da estabilidade do pacote granular pelos métodos empíricos, também estimaram os efeitos do refluxo do material de sustentação na produção do poço. Um destes efeitos é o surgimento, junto ao poço, de um trecho de fratura com comprimento x_{ck} e largura reduzida w_{ck} ("choked-fracture skin"), conforme mostra a figura 4.13, que resulta numa diminuição na condutividade da fratura e, conseqüentemente, no decréscimo da produtividade geral do poço.

Este efeito pode ser quantificado pelo fator de estrangulamento ("skin factor") calculado por (Romero et al., 2003):

$$s_{ck} = \frac{\pi\, x_{ck}}{x_f}\left(\frac{W_{p,avg}}{W_{stable}} - 1\right) \tag{4.19}$$

onde x_f representa metade do comprimento médio da fratura (em pés), W_{stable} a largura final da fratura estável (em polegadas), $W_{p,avg}$ a largura média da fratura em polegadas e x_{ck} o comprimento do trecho estrangulado (em pés) em cada asa da fratura.

$$x_{ck} = \frac{V_{PFB}}{2h_p\,(W_{p,\max} - W_{stable}) \times 0{,}0833} \tag{4.20}$$

sendo h_p a espessura, em pés, da zona de contribuição ("net pay thickness"), $W_{p,max}$ a largura máxima da fratura em polegadas e V_{PFB} o volume de propante produzido (ft^3) e determinado por

$$V_{PFB} = \frac{M_{PFB}}{62{,}75 \times (1-\phi_p) \times SG_p} \tag{4.21}$$

onde M_{PFB} é a massa de propante produzido, em libras-massa, ϕ_p a porosidade do pacote granular e SG_p a densidade do grão de propante.

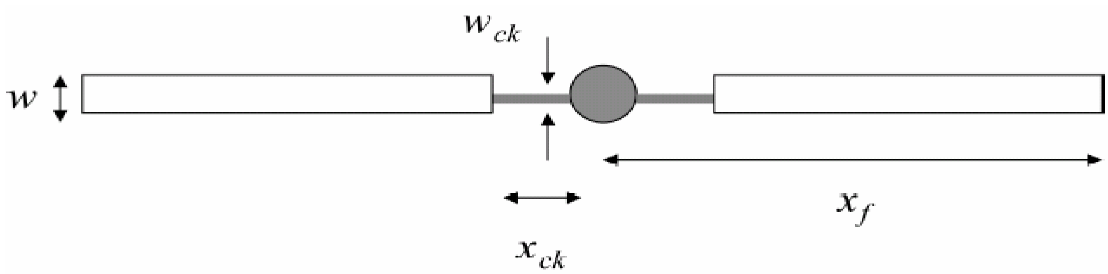

Figura 4.14 – Ilustração de do estrangulamento da fratura junto ao poço ("choked-fracture skin") devido ao refluxo do material de sustentação, (Diego J. Romero, 2003).

Alternativamente, o estrangulamento da fratura pode ser quantificado pelo índice de produtividade $J_{d,ck}$ definido como

$$J_{d,ck} = \frac{1}{\dfrac{1}{J_{d,id}} + s_{ck}} \tag{4.22}$$

onde $J_{d,id}$ denota um índice de produtividade ideal, assumindo inexistência de refluxo do material de sustentação e dimensões ótimas da fratura.

Nas figuras 4.14 a 4.16, para cada um dos modelos empíricos considerados, foram comparados os valores de $J_{d,id}$ (índice de produtividade ideal), $J_{d,ck}$ (índice de produtividade com estrangulamento da fratura) e $J_{d,sta}$, este correspondente à melhor produtividade obtida para uma fraturada projetada para evitar o refluxo do material de sustentação (metodologia na figura 4.17).

Os resultados demonstram que, apesar das diferenças entre os métodos, na maioria dos casos uma quantidade menor de propante poderia ter criado uma fratura estável e um poço mais produtivo do que o atualmente existente. O refluxo do material de sustentação no poço 5, estágios 1 e 2, por exemplo, reduziu significativamente a produtividade do mesmo.

Seria portanto benéfico introduzir um critério de estabilidade no projeto do fraturamento hidráulico, conforme metodologia sugerida na figura 4.17, modificando-se a quantidade de propante injetado quando o modelo prevê refluxo do material. Esta proposta (Canon et al, 2003) não exclui a necessidade da aplicação de outras medidas, como emprego do tratamento de propantes, imposição de limites nos valores da vazão de produção do poço, etc.

A desconsideração da estabilidade do propante no projeto do fraturamento hidráulico pode resultar em tratamentos sub-ótimos, com aumento dos custos operacionais e decréscimo na produtividade do poço. Um projeto racional deve ter uma preocupação fundamental com a estabilidade do pacote granular, mesmo que isto implique na modificação do tamanho das fraturas inicialmente pretendidas; o objetivo é evitar o refluxo do material de sustentação e assegurar a produtividade do poço assim tratado.

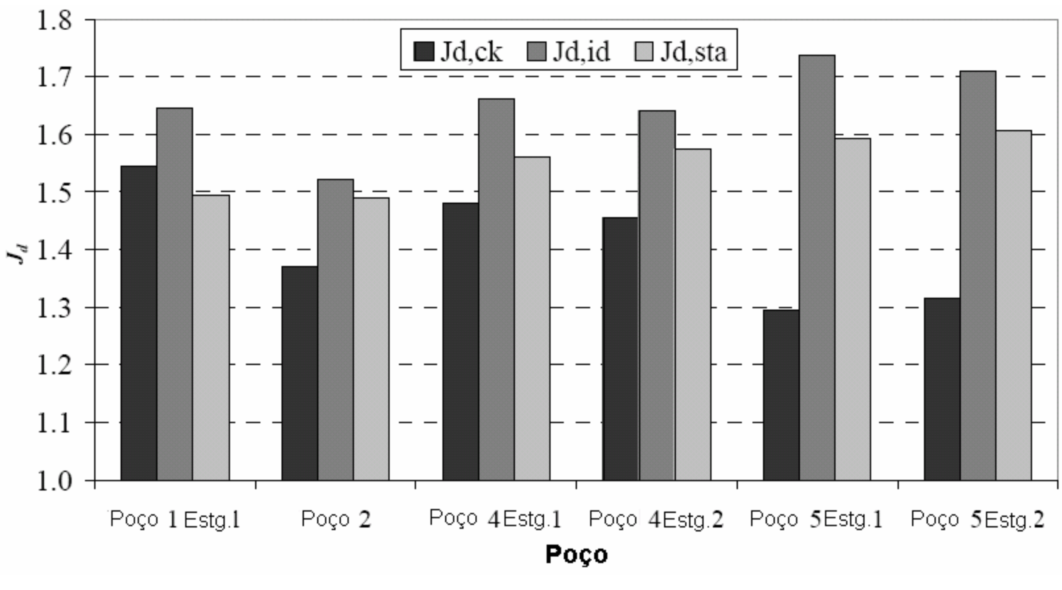

Figura 4.15 – Comparações dos índices de produtividade considerando o modelo da cunha livre (Canon et. al, 2003).

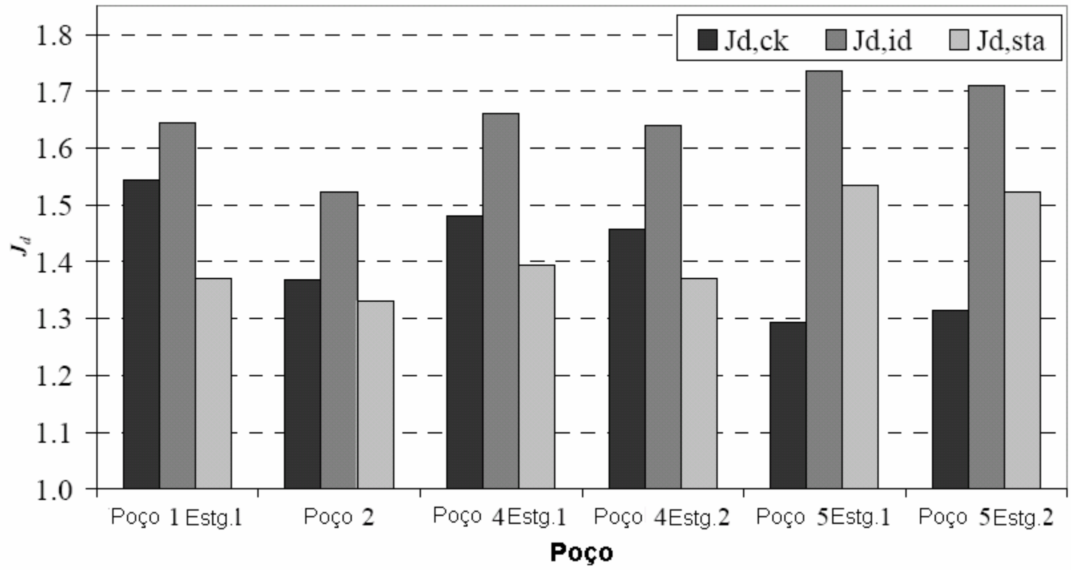

Figura 4.16 – Comparações dos índices de produtividade considerando o modelo de Stimlab (Canon et. al, 2003).

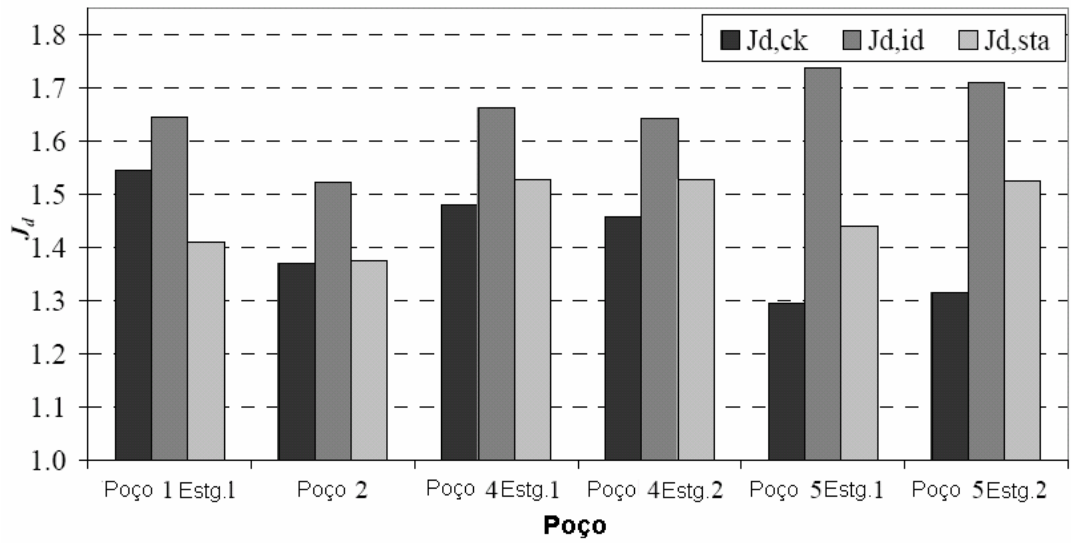

Figura 4.17 – Comparações dos índices de produtividade considerando o modelo semi-mecânico (Canon et. al, 2003).

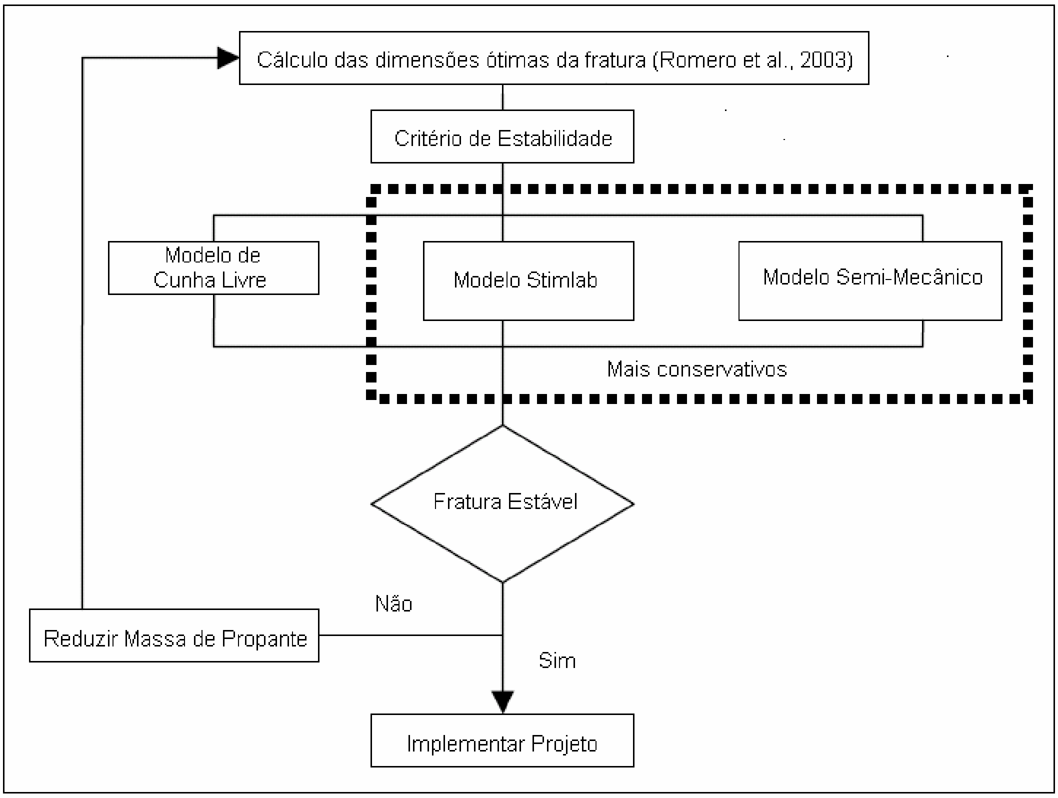

Figura 4.18 – Metodologia para incorporar um critério de estabilidade no projeto do fraturamento hidráulico (Canon et. al, 2003).