

2

Revisão bibliográfica

O estudo bibliográfico, aqui apresentado, primeiramente irá fornecer uma pequena introdução de como se processa a operação de deslocamento do *gravel-pack*, com suas diferentes etapas de execução. Após, é apresentado o modelo preliminar, já desenvolvido em trabalhos anteriores, o qual visa à determinação da altura da onda alfa e ao cálculo das perdas de carga envolvidas no processo. Na sequência, serão apresentados, desde os primeiros estudos acerca de como a perda de carga no poço influencia o perfil não-homogêneo de produção, até o estado-da-arte acerca do problema do fluxo não uniforme ao longo do trecho horizontal. Por fim, são apresentadas soluções, propostas por diversos autores, para promover a equalização do fluxo.

2.1.

Modelando a operação de bombeio do Gravel-Pack

2.1.1.

Breve descrição da operação de Gravel-Packing

Para facilitar o entendimento, a operação de bombeio do *gravel-pack* pode ser dividida em três diferentes etapas: Injeção, deslocamento da onda alfa e deslocamento da onda beta. A etapa de injeção, mostrada na Figura 2.1, consiste em bombear a mistura fluido-de-completação/gravel (linha vermelha) pelo interior da coluna de completação desde a plataforma até a ferramenta de gravel. Instalada no início do poço aberto, é na ferramenta onde o fluxo será desviado do interior da coluna para o espaço anular formado entre a parede do poço aberto e as telas (Figura 1.1). Neste momento, o fluxo começa a ocorrer

numa região dotada de uma área de seção transversal ao escoamento muito maior e como não há variação na vazão, a velocidade de escoamento da mistura diminui drasticamente.

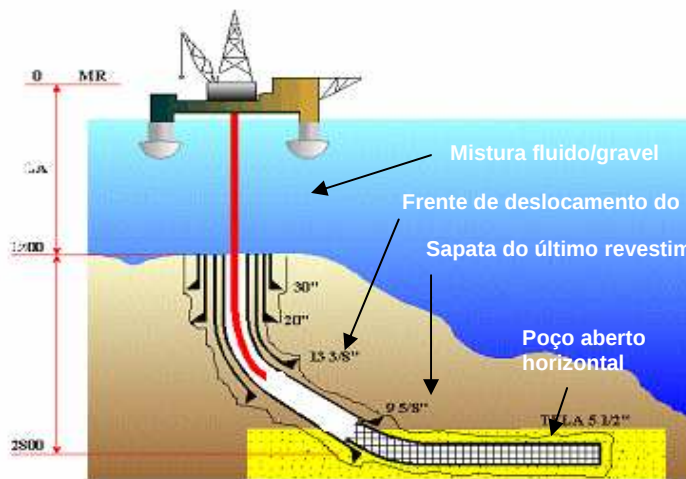


Figura 2.1 - Etapa de Injeção

Esta redução na velocidade leva à diminuição da força de sustentação das partículas na mistura, resultando na sedimentação das mesmas na porção inferior do anular (Figura 1.1), formando um leito, que para uma dada vazão, alcança uma altura de equilíbrio (h_{α}). Após alcançar a altura de equilíbrio, os grãos ainda em suspensão, viajando junto com o fluido pelo topo da duna, irão sedimentar na porção posterior da duna formada, iniciando assim a fase de propagação da onda alfa.

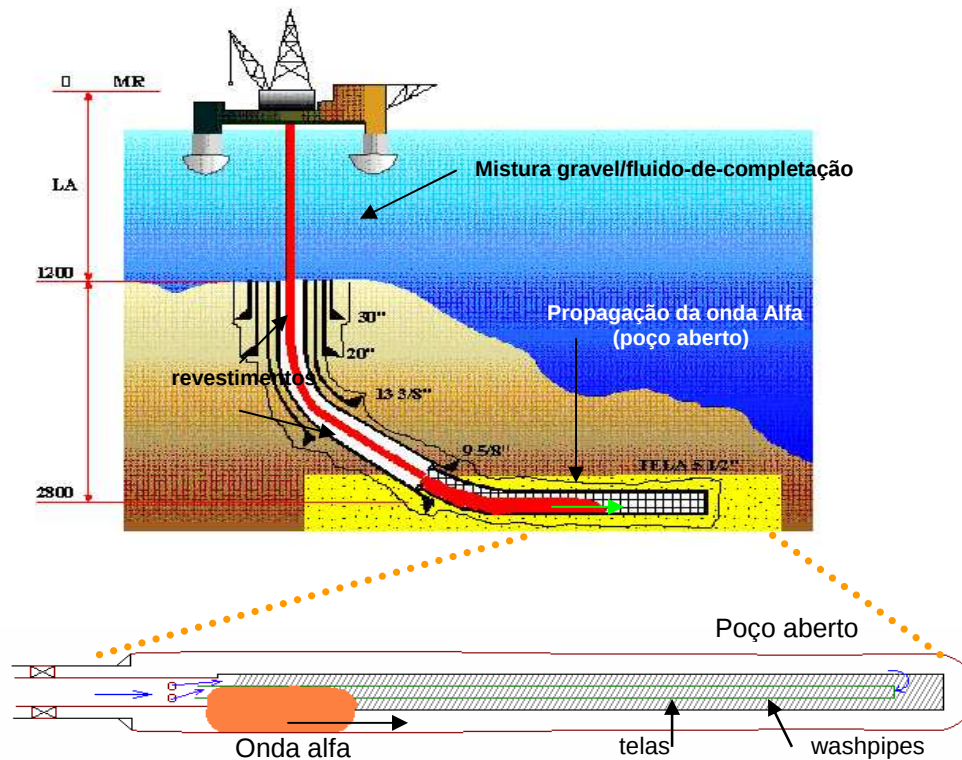


Figura 2.2 - Etapa de propagação da onda alfa

A onda alfa começa a ser depositada, no poço aberto, junto à sapata do último revestimento, e propaga-se por toda a extensão do poço, deixando um canal livre para o escoamento da mistura entre a parte superior do poço aberto e o topo do leito formado (Figura 1.1).

Quando a onda alfa chega na extremidade do poço aberto uma nova etapa é iniciada, chamada onda beta. Como não pode atravessar as telas, o agente de sustentação tende a depositar-se sobre o leito formado pela onda alfa, preenchendo todo o espaço deixado livre na etapa anterior. A onda beta deposita-se no sentido contrário da onda alfa, ou seja, do fim do poço até junto à sapata do último revestimento. A Figura 2.3 ilustra este processo.

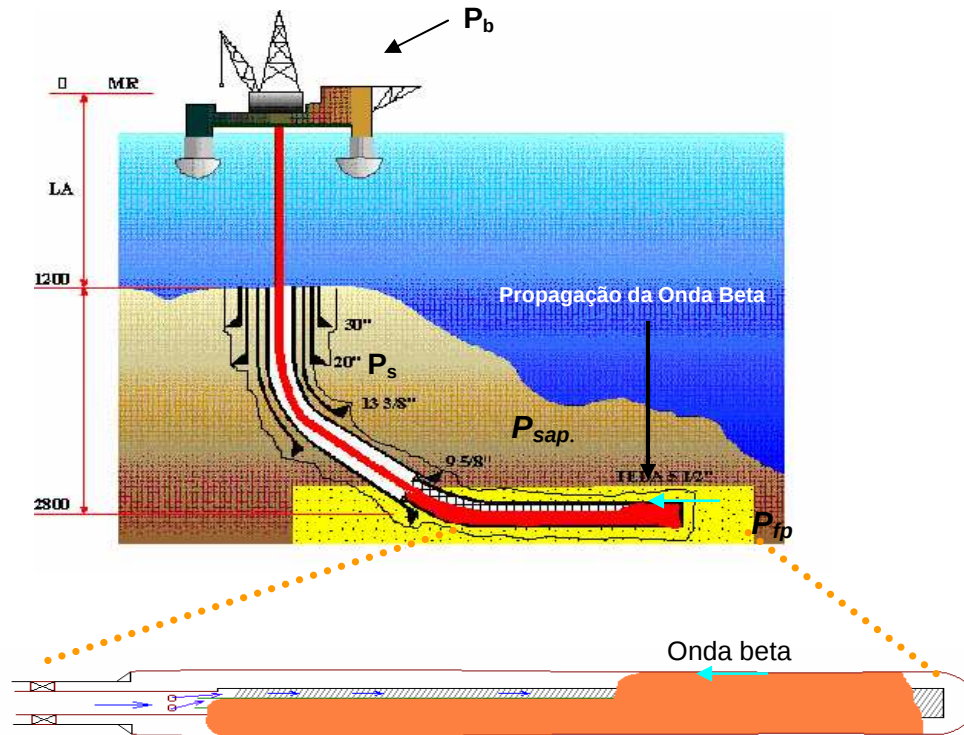


Figura 2.3 - Etapa de propagação da onda beta

Durante a propagação da onda alfa, o fluido escoava pela seção anular formada entre o topo do poço aberto, telas e o topo da duna formada (Figura 1.1 – área de escoamento), chegando ao fim do poço, atravessa as telas e retorna pelo interior do *wash pipe* (tubo de lavagem). Durante a propagação da onda beta, o fluido escoava pelo caminho que irá gerar a menor perda de carga, assim a tendência é não atravessar o meio poroso formado pela onda beta (anular totalmente empacotado). Portanto, o fluido tende a atravessar as telas e escoar pelo anular restrito formado entre as telas e o *wash pipe*, retornando pelo interior do mesmo. Este anular é mais estreito que o anular por onde o fluido escoava durante a onda alfa, por isso, durante a propagação da onda beta, as perdas de carga geradas são superiores às geradas durante a propagação da onda alfa. Fato este que pode ser observado pela mudança brusca na inclinação da curva de pressão, registrada na carta de bombeio da operação (Figura 2.4).

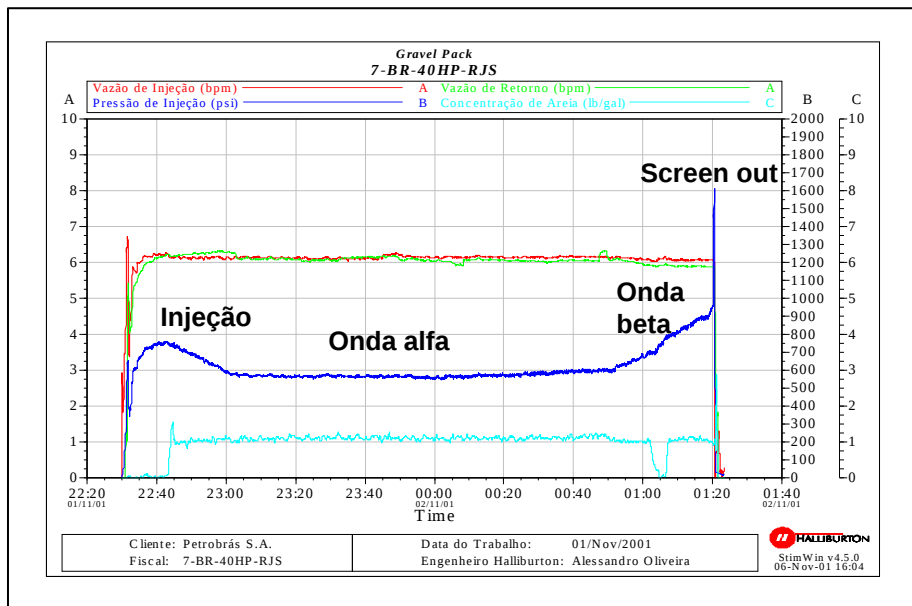


Figura 2.4 - Carta de bombeio

Três pontos diferentes são relevantes para o cálculo das pressões (Figura 2.3): a pressão de bombeio na plataforma (P_b), a pressão de fundo do poço (P_{fp}) e a pressão junto à sapata do último revestimento (P_{sap}). O ponto crítico a ser monitorado será a pressão junto à sapata do último revestimento, local onde são atingidos os maiores níveis de pressão dinâmica, e onde há o maior risco de fratura da formação [9].

2.1.2.

Desenvolvimento do modelo mecanicista preliminar

2.1.2.1.

Cálculo da altura da onda alfa

Para a previsão da altura de deposição da onda alfa foi utilizado um modelo de duas camadas. Trata-se da simplificação do modelo proposto por Martins e Santana [10] para análise do transporte de cascalhos gerados pela broca durante a perfuração de poços.

Este é um modelo matemático de caráter mecanicista que visa descrever o escoamento permanente de misturas sólido/fluido-newtoniano em seções anulares excêntricas horizontais, visando a previsão da altura de equilíbrio do leito de gravel formado durante o deslocamento da onda alfa.

Experimentos conduzidos por Iyoho [11] mostram que um sistema sólido-líquido pode assumir várias configurações dentro de uma seção anular horizontal. Quatro diferentes padrões de fluxo foram identificados: leito estacionário, leito móvel, heterogêneo e pseudo-homogêneo. Os dois primeiros são caracterizados pela deposição, estacionária ou não, das partículas sólidas na parte inferior do anular. Nas duas últimas o sistema está completamente em suspensão e a fase sólida pode apresentar um perfil de concentrações (heterogêneo) ou estar uniformemente disperso no anular (pseudo-homogêneo). O processo do deslocamento do Gravel Pack deve situar-se nos padrões de formação de leito.

Foi adotado um modelo de duas camadas estratificadas (Figura 2.5) para o qual foram formuladas leis de conservação de massa e momento linear. Foi considerado um mecanismo de difusão turbulenta para descrever a dispersão de partículas sólidas na camada suspensa. Os sólidos são caracterizados por seu diâmetro e esfericidade médios.

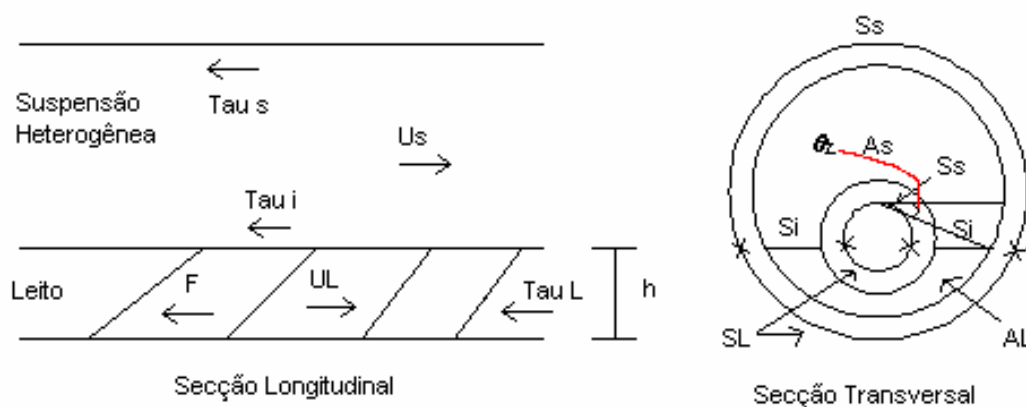


Figura 2.5 - Modelo de duas camadas

A camada inferior representa o leito de Gravel o qual é formado no anular através da ação da força gravitacional sobre as partículas sólidas. Nesta camada uma concentração de sólidos de 52% é fixada. O topo do leito contém partículas as quais são suspensas através da ação das forças turbulentas promovida pelo movimento do fluido carreador.

São consideradas ainda as seguintes hipóteses:

- Não existe escorregamento entre as fases líquida e sólida em cada uma das camadas;
- Não há transferência de massa entre as fases líquida e sólida;
- O sistema sólido-líquido é incompressível;
- São desconsiderados efeitos de tensão superficial entre as camadas;
- A altura da interface entre as duas camadas é constante ao longo do trecho anular em estudo e conseqüentemente, assume-se uma distribuição hidrostática de pressões ao longo da seção transversal.

As seguintes equações representam de forma simplificada as leis de conservação, descritas por Bergles et al. [12] onde as propriedades médias de tempo-espaço (velocidade, concentração) são consideradas ao longo da seção transversal. Duas equações de conservação de massa são apresentadas (uma para cada fase) e duas equações de momento (uma para cada camada), desde que não seja considerado o escorregamento entre as camadas. Além disso, são consideradas as leis de conservação, propostas por Carstens [13] para descrever o mecanismo da difusão turbulenta das partículas sólidas no topo da camada.

Conservação de massa:

i - Fase sólida

$$U_s C_s A_s + U_L C_L A_L = U_{mist} C_{mist} A_{an} \quad (2.1)$$

ii - Fase líquida

$$U_s (1 - C_s) A_s + U_L (1 - C_L) A_L = U_{mist} (1 - C_{mist}) A_{an} \quad (2.2)$$

Conservação do momento linear:

i - Camada superior

$$A_s \frac{dp}{dx} = -\tau_s S_s - \tau_i S_i \quad (2.3)$$

ii - Camada inferior

$$A_L \frac{dp}{dx} = -F - \tau_L S_L + \tau_i S_i \quad (2.4)$$

A solução da equação da difusão fornece o perfil de concentração na camada superior:

$$C_s(y) = C_L \exp \left[-\frac{\omega}{\varepsilon} (y - h) \sin \theta \right] \quad (2.5)$$

A velocidade terminal para partículas não-esféricas em fluidos Newtonianos pode ser estimada usando o procedimento proposto por Santana [14], onde são considerados os efeitos de população e de parede.

Finalmente, a integração da eq. (2.5) na camada superior fornece:

$$C_s = \frac{C_L D_{\text{poço}}^2 I}{2 A_s} \quad (2.6)$$

onde:

$$I = \int_{\theta_L}^{\pi/2} \exp \left[\frac{-\omega D_{\text{poço}}}{2\varepsilon} (\sin \gamma - \sin \theta_L) \sin \theta \right] \cos^2 \gamma d\gamma \quad (2.7)$$

onde θ_L está definido na Figura 2.5, e θ é o ângulo de inclinação do poço em relação à vertical, valendo 90° para poços horizontais.

Resolvendo o sistema de eqs. (2.1), (2.2), (2.3), (2.4) e (2.6), pode-se obter a concentração média de sólidos na camada superior, a velocidade média do leito (se o mesmo for móvel [10]), o fator de atrito e finalmente a altura da onda alfa. Uma vez determinada a altura da onda alfa pode-se calcular a área do leito de *gravel* depositado no deslocamento, a qual será usada no cálculo das perdas de carga ao longo da operação.

2.1.2.2.

Cálculo das perdas de carga durante a operação de gravel-packing

O desenvolvimento desta parte do modelo matemático preliminar visa determinar as pressões em pontos relevantes, durante as três etapas da operação: injeção, onda alfa e onda beta.

Julga-se importante avaliar as pressões hidrostáticas e as perdas de carga nos seguintes pontos: na bomba (P_b , para avaliar a adequação do projeto ao equipamento de bombeio), na sapata do último revestimento (P_{sap} , para garantir a integridade da formação durante todo o bombeio) e no fundo do poço, P_{fp} , como citado anteriormente. A Figura 2.6 mostra os pontos relevantes para o cálculo.

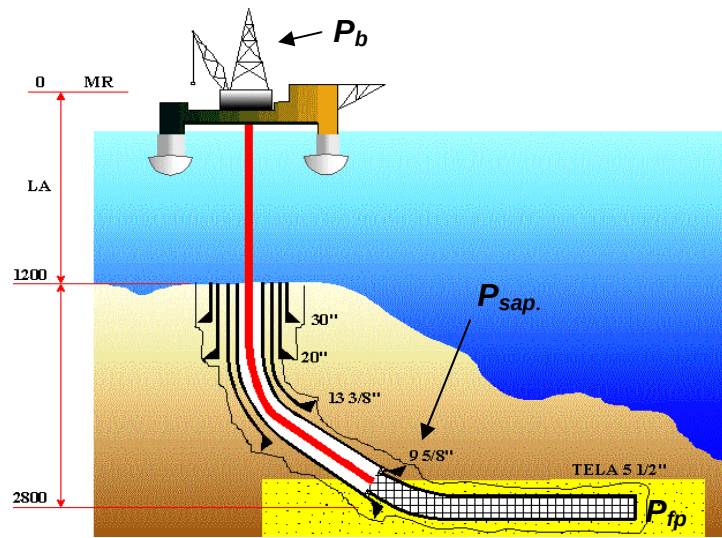


Figura 2.6 - Pontos relevantes para o cálculo das pressões

As pressões nestes três pontos notáveis podem ser calculadas por:

$$P_{fp} = P_{ret.} + \Delta P_{kc} + \Delta P_{an.rev.} + \Delta P_{wp} + P_{hid.an.} \quad (2.8)$$

$$P_{sap.} = P_{fp} + \Delta P_{pa} + \Delta P_{ferm.} \quad (2.9)$$

$$P_b = P_{sap} + \Delta P_{col.} - P_{hid.col} \quad (2.10)$$

onde:

- $P_{ret.}$ refere-se à pressão de saída do sistema quando o fluido volta à superfície que, na maioria dos casos, se não houver nenhum tipo de restrição ao fluxo, será a atmosférica.
- ΔP_{kc} , é referente à perda de carga nas tubulações por onde o fluido passa ao retornar do fundo do mar para a superfície após circular por todo o poço (denominadas linhas de *Kill* e de *Choke*). Nos

casos onde o retorno é feito pelo *Riser*, este termo é anulado.

- $\Delta P_{an.rev.}$, refere-se à perda de carga no anular formado pelo revestimento e a coluna de trabalho. O fluido passa por esta região anular na sua volta, da saída do *wash pipe* até as linhas de *Kill* e *Choke*.
- $\Delta P_{ferm.}$, refere-se à perda de carga gerada nas contrações existentes na ferramenta de *gravel* (elemento da coluna que desvia o escoamento do interior da coluna para o anular e vice-versa).
- ΔP_{wp} , refere-se à perda de carga no *wash pipe*, caminho pelo qual o fluido passa ao retornar do final do poço através de seu interior até a ferramenta de Gravel, após ter atravessado as telas.
- $P_{hid.an.}$, refere-se à pressão hidrostática no anular revestimento/coluna.
- ΔP_{pa} , refere-se à perda de carga no poço aberto, no espaço anular entre a formação e as telas.
- $\Delta P_{col.}$, refere-se à perda de carga gerada na passagem da mistura fluido/gravel, pela coluna durante a injeção e toda a operação.
- $P_{hid.col.}$, referente à pressão hidrostática na coluna.

Portanto, variam com o tempo os termos onde a frente da mistura fluido-gravel escoar, ou seja, as perdas de carga no poço aberto e na coluna (ΔP_{pa} , $\Delta P_{col.}$) e a pressão hidrostática na coluna ($P_{hid.col.}$). Já, nos trechos onde apenas fluido escoar, após as telas, não variam com o tempo. São eles a pressão de retorno ($P_{ret.}$), as perdas de carga nas linhas de *Kill* e *Choke* e no *wash pipe* (ΔP_{kc} , ΔP_{wp}) e a pressão hidrostática no anular ($P_{hid.an.}$).

Determinação das Pressões Durante a Operação:

a) Injeção:

i - Propagação da frente de injeção

$$L_{inj.} = \frac{4Q_b t}{\pi d_{int.col.}^2} \quad (2.11)$$

Esta equação define a localização da frente de propagação da mistura do *gravel* (sólidos+fluido de completação), passado o tempo do início da operação.

ii - Perda de carga no poço aberto

$$\Delta P_{pa} = \frac{2 f \rho_f Q_b^2 L_p}{A_{an.}^2 D_{Htot.}} \quad (2.12)$$

Esta equação define a perda de carga no poço aberto, onde, a frente de propagação ainda não chegou, por isso utiliza-se a massa específica do fluido. A área transversal ao escoamento é a área total do anular poço-tela.

iii - Perda de carga no interior coluna

$$\Delta P_{col.} = \frac{32 f \rho_{mist.} Q_b^2 L_{inj.}(t)}{\pi^2 D_{int.col.}^5} + \frac{32 f \rho_f Q_b^2 (L_{sap.} - L_{inj.}(t))}{\pi^2 D_{int.col.}^5} \quad (2.13)$$

onde, a diferença $(L_{sap.} - L_{inj.}(t))$, fornece a distância complementar para a

frente de propagação do *gravel* chegar à sapata do último revestimento. Nesta equação, se pode notar que, o primeiro termo contém a massa específica da mistura, pois este termo refere-se à parte da coluna a montante da frente de injeção por onde a mistura já passou e, o segundo termo refere-se a parte da coluna a jusante da frente, onde, se tem, somente fluido de completação.

iv - Pressão hidrostática na coluna

$$P_{hid.col.} = \rho_{mist.} g h_{inj.} + \rho_f g (h_{sap.} - h_{inj.}) \quad (2.14)$$

onde, $h_{inj.}$ refere-se a profundidade vertical da frente de injeção e h_{sap} refere-se a profundidade vertical na sapata do último revestimento.

b) Onda Alfa:

i - Propagação da onda Alfa

$$L_{\alpha} = \frac{Q_b C_s t}{A_{\alpha} (1 - \phi)} \quad (2.15)$$

ii - Perda de carga no poço aberto

$$\Delta P_{pa} = \frac{2 f \rho_{mist.} Q_b^2 L_{\alpha}(t)}{A_{\beta}^2 D_{h,\beta}} + \frac{2 f \rho_f Q_b^2 (L_p - L_{\alpha}(t))}{A_{an.}^2 D_{h.an.}} \quad (2.16)$$

iii - Perda de carga na coluna

$$\Delta P_{col.} = \frac{32 f \rho_{mist.} Q_b^2 L_{sap.}}{\pi^2 D_{int.col.}^5} \quad (2.17)$$

iv - Pressão hidrostática na coluna

$$P_{hid.col.} = \rho_{mist.} g h_{sap.} \quad (2.18)$$

c) Onda Beta:

i - Propagação da onda Beta:

$$L_{\beta} = \frac{Q_b C_s t}{A_{\beta}(1 - \phi)} \quad (2.19)$$

ii - Perda de carga no poço aberto

$$\Delta P_{pa} = \frac{2 f \rho_{mist.} Q_b^2 (L_p - L_{\beta}(t))}{A_{\beta}^2 D_{h,\beta}} + \frac{32 f \rho_f Q_b^2 L_{\beta}(t)}{\pi^2 \sqrt{2/3} (D_{int.tela.}^2 - D_{ext.wp.}^2)^2 (D_{int.tela.} - D_{ext.wp.})} \quad (2.20)$$

iii - Perda de carga na coluna

$$\Delta P_{col.} = \frac{32 f \rho_{mist.} Q_b^2 L_{sap.}}{\pi^2 D_{int.col.}^5} \quad (2.21)$$

iv - Pressão hidrostática na coluna

$$P_{hid.col.} = \rho_{mist.} g h_{sap.} \quad (2.22)$$

Onde os diâmetros hidráulicos utilizados são dados por:

$$D_{h.s} = \frac{4A_s}{S_s + S_i} \quad (2.23)$$

$$D_{h.an} = \frac{4A_{an}}{S_{tot}} \quad (2.24)$$

e a massa específica de mistura é calculada por:

$$\rho_{mist} = \rho_p C_s + \rho_f (1 - C_s) \quad (2.25)$$

É importante ressaltar que as equações para o cálculo da perda de carga tanto no poço aberto quanto na coluna, em cada etapa, originam-se da mesma equação. As diferenciações encontradas entre elas referem-se ao fato de por onde o escoamento está passando (por qual espaço anular), fato este, que impacta nos diâmetros e, por consequência, nos valores das áreas transversais ao escoamento. Outro ponto a ser ressaltado é, em qual trecho da trajetória do poço a frente de propagação se encontra, esteja a operação durante a etapa de injeção, propagação da onda alfa ou propagação da onda beta, pois a localização desta frente impacta no L a ser utilizado.

Não foi modelado ainda o fenômeno de filtração do poço para o reservatório. No presente simulador, todas as perdas para a formação podem ser consideradas na vazão de retorno, onde o usuário pode inserir um valor diferente daquele utilizado na vazão de bombeio.

2.1.3.

Calibração do modelo preliminar

Após o desenvolvimento do *software* o qual simula o deslocamento do *gravel-pack*, foram realizados diversos testes num simulador físico, em escala próxima à real, com 60 metros de extensão (Figura 2.7). O objetivo dos testes foi calibrar os parâmetros internos do modelo mecanicista, os quais impactam no cálculo da altura da onda alfa. A matriz de testes elaborada visou a caracterização da influência do tipo de *gravel* usado, sua concentração, vazão de bombeio e posição relativa das telas com as pressões geradas durante o deslocamento, e principalmente, avaliou-se da altura de deposição da onda alfa frente à variação destes parâmetros.



Figura 2.7 - Simulador físico usado para calibração do modelo.

Com os resultados obtidos do simulador físico foi possível calibrar satisfatoriamente o modelo, o gráfico das alturas de onda alfa experimentais contra as alturas de onda alfa calculadas pelo modelo calibrado é apresentado a seguir.

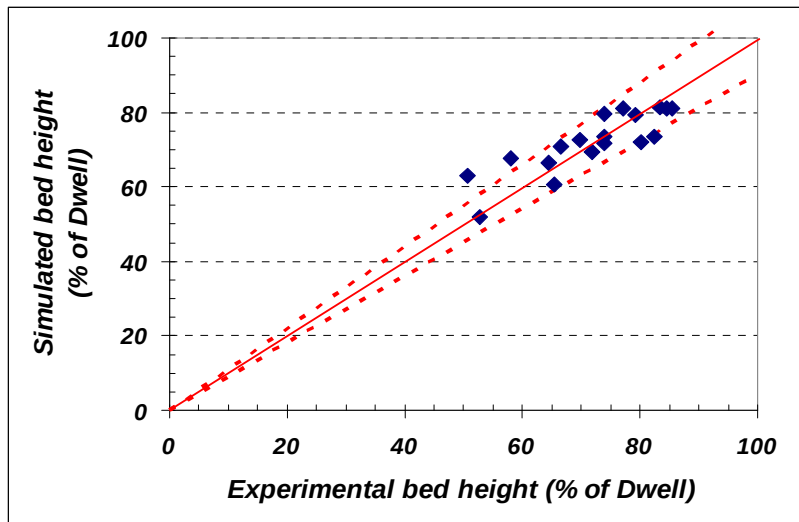


Figura 2.8 - Comparativo entre alturas calculadas computacionalmente e experimentais

2.2.

O problema do fluxo não-uniforme no poço horizontal

Nas últimas décadas tem sido crescente o uso de poços inclinados e até mesmo horizontais, devido às suas vantagens, tanto do ponto de vista técnico quanto econômico, em muitas situações. Um dos principais objetivos quando se utiliza um poço horizontal é aumentar o índice de produtividade ou de injetividade do mesmo, quando comparado ao de um poço vertical. Foi observado, em alguns testes de campo, que a produtividade de um poço horizontal é de 3 a 4 vezes superior à produtividade de um poço vertical, enquanto que seu custo é somente de 1,2 a 1,5 vezes. Esse aumento na produtividade deve-se a uma maior área de reservatório contatada pelo poço horizontal. Esta relação depende de uma conformação de diversos parâmetros, tais como: espessura permeável, relação entre as permeabilidades vertical e horizontal, viscosidade do óleo *in situ* e também, é claro, da extensão do trecho horizontal.

A partir do início da década de 1980, no entanto, o uso deste tipo de poço passou a ser mais freqüente, devido ao desenvolvimento de novas técnicas de perfuração e de completação, o que reduziu sensivelmente os problemas técnicos antes enfrentados e os custos [15].

Nos reservatórios de baixa permeabilidade os poços horizontais possibilitam o aumento da área drenada por cada poço e a conseqüente redução do número de poços necessários. Nos de alta permeabilidade permitem a redução da velocidade de fluxo e da turbulência nas imediações de poço, em comparação com poços verticais, aumentando assim a sua produtividade [16]. Poços horizontais têm sido usados em projetos de recuperação secundária convencional (injeção de água) e em métodos de recuperação secundária (injeção de polímero, injeção de fluidos imiscíveis), com o objetivo de aumentar a eficiência de varrido areal. A Figura 2.9, a seguir, ilustra um esquema típico de um poço horizontal.

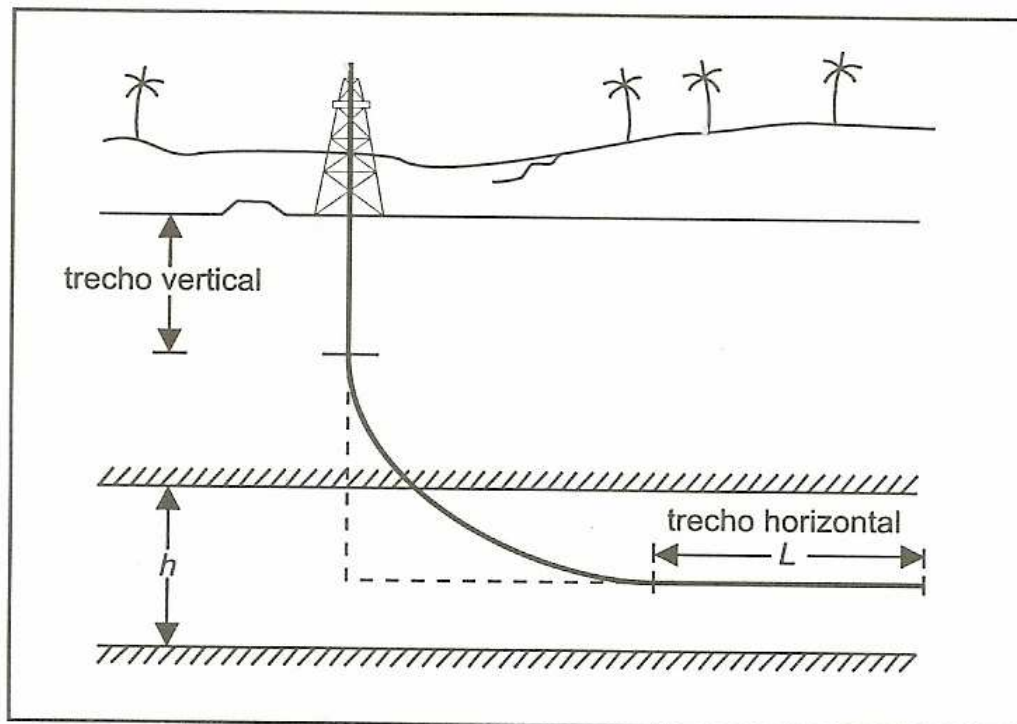


Figura 2.9 - Esquema de um poço horizontal [15]

À medida que os primeiros poços horizontais foram perfurados foi observado, através de PLT's (*Production Logging Tests*), que a contribuição de produção de cada trecho do poço aberto não era, em alguns casos, uniforme ao longo da direção axial perfurada. Quando um poço horizontal não é muito extenso, os efeitos de perda de carga do

escoamento da produção dentro do poço, não são de magnitude suficiente para influenciar o escoamento no reservatório, portanto, do ponto de vista macro, olhando para o reservatório, os efeitos do escoamento no poço podem ser negligenciados. Já, quando um poço de longo trecho horizontal é perfurado, a perda de carga resultante do escoamento da produção no poço é grande o suficiente para influenciar o escoamento no entorno do poço e em regiões mais distantes, dentro do reservatório.

Quando olhamos um resultado de PLT (Figura 2.10) notamos que, devido a maior diferença de pressões poço-reservatório (*drawdowns*) encontradas nos trechos próximos ao início da seção horizontal (calcanhar), esta região (região A) contribui com uma parcela de produção bem maior que os trechos finais do poço (dedão). Nos trechos finais somente uma pequena parcela de produção é observada (região B). Isto se deve à elevada perda de carga provocada pelo escoamento no poço, que agora, gera pressões grandes o suficiente para reduzir o *drawdown* poço-reservatório.

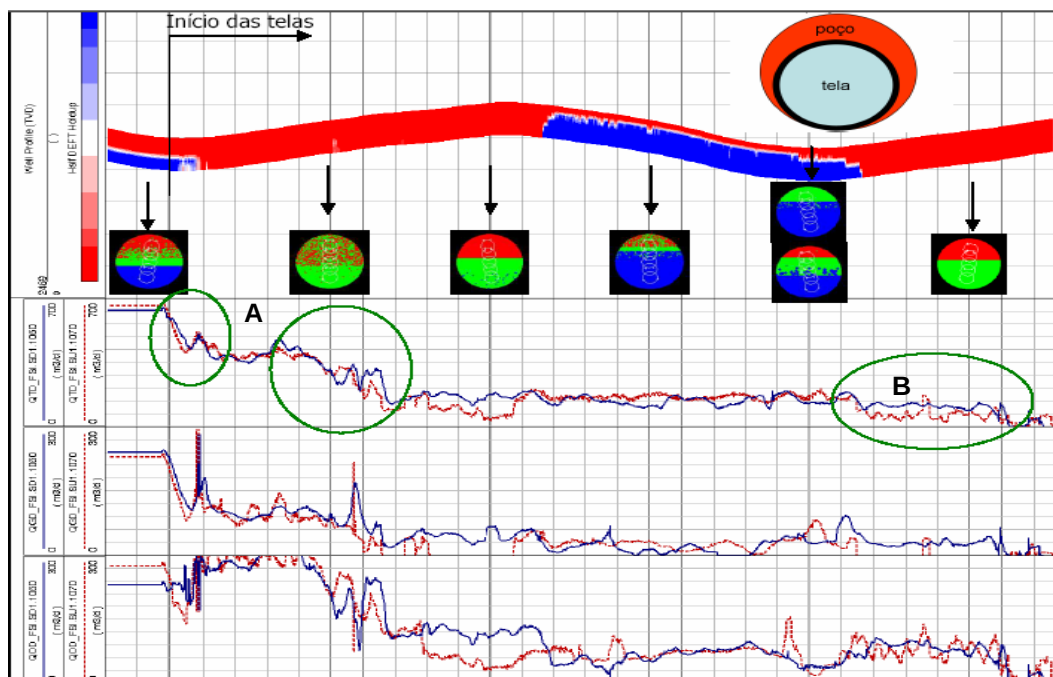


Figura 2.10 - Production Logging Test – região A, calcanhar do poço – região B, dedão do poço.

A eq. 2.26 mostra a razão de mobilidades para a água e o óleo que escoam no reservatório. A razão k/μ é oriunda do *drawdown* observado nos diferentes fluidos presentes no reservatório. Portanto, quanto maior a diferença de pressões poço-reservatório, observada, maior será a força motriz a qual faz os fluidos se deslocarem pelo reservatório. Conseqüentemente, o maior *drawdown* observado no trecho inicial dos poços horizontais leva a problemas de deslocamento de fluidos mais acentuados, como os *fingerings*, mostrados na Figura 2.11.

$$M = \frac{k_{rw}/\mu_w}{k_{ro}/\mu_o} = \frac{k_{rw}\mu_o}{\mu_w k_{ro}} \quad (2.26)$$

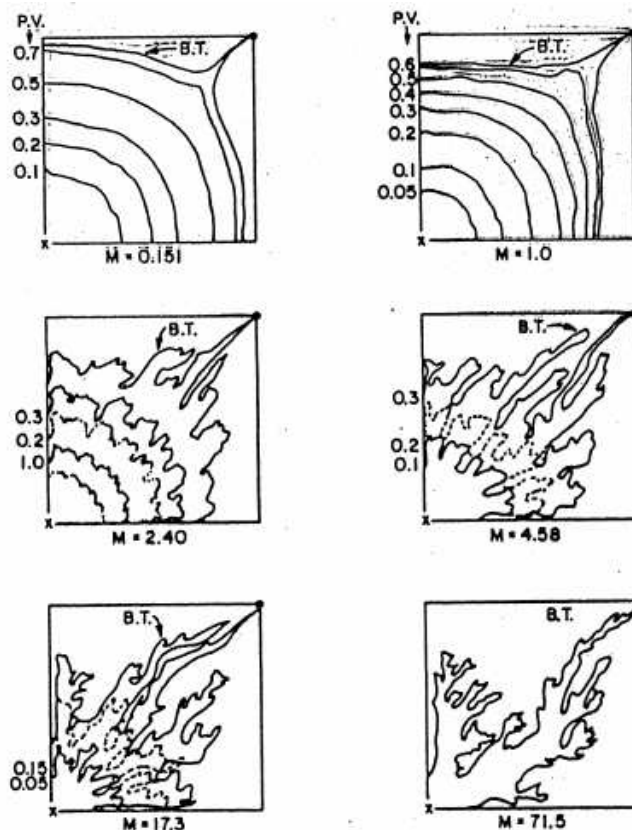


Figura 2.11 - *Fingerings* formados devido à elevada razão de mobilidades

A perfuração de poços horizontais se estabelece em duas principais frentes: aumentar a produtividade e reduzir a incidência de cones de gás e água em reservatórios portadores de camadas estratificadas e finas [17, 18, 19, 20, 21].

O campo de Helder, localizado no mar do norte, numa zona *offshore* pertencente à Holanda, foi desenvolvido entre os anos de 1987 e 1988 com 10 poços horizontais. Resultados mostraram uma significativa melhora na eficiência de varrido volumétrico e uma redução nos cones de água. Foi relatado um ganho na produtividade superior a 20 vezes, se comparado aos poços verticais na mesma região [22, 23].

Na baía de Prudhoe (Alaska), em 1987, vários poços horizontais foram perfurados. Foi relatado que poços com 500 metros de trecho horizontal levaram a um ganho de produtividade cerca de 1,5 a 3 vezes maior que poços verticais, na mesma região [24].

Lien et al. [25] apresentaram resultados obtidos através de um teste de poço de longa duração, o qual o mesmo produziu por 11 meses. O poço testado tinha 500 metros de trecho horizontal e foi perfurado no campo de Troll, província *Offshore* no mar do norte, pertencente à Noruega. Lien, no seu trabalho, faz uma comparação entre poços verticais e o poço horizontal testado, na mesma província petrolífera, e afirmou que a relação de produção esperada para o poço horizontal é de 3 a 4 vezes o volume de óleo produzido para poços verticais.

O poço em questão foi o primeiro poço horizontal extenso em que foi corrido um PLT (*Production Loggin Test*) com o objetivo de avaliar a eficiência de limpeza, a produtividade e quanto da extensão horizontal estava contribuindo, efetivamente, para a produção. Foi então observado um IP de 6000 m³/d/bar, uma relação Kv/Kh (relação entre a permeabilidade vertical e a horizontal) de 0,15, e um fator de película de 1,0. Para este IP observou-se um ganho de produtividade de 5 a 10 vezes se comparado aos poços verticais da mesma região [26]. Não obstante, a observação mais importante obtida do PLT, para este poço, foi de que dos 500 metros de trecho horizontal apenas 80% estavam efetivamente

contribuindo para a produção e destes 80%, foi observado que 75% de toda a vazão de produção adentrava o poço somente na primeira metade de sua extensão, ou seja, $\frac{3}{4}$ da vazão ocorriam nos $\frac{1}{2}$ iniciais. Este foi o primeiro trabalho a mostrar um resultado real o qual evidencia o fluxo não uniforme em poços horizontais. Vale destacar aqui, que esta diferença na contribuição de cada trecho, foi devida, neste caso, ao fato do *drawdown* ser muito baixo.

2.2.1.

Estudos da perda de carga em poços horizontais e seus efeitos na distribuição da vazão de produção

A partir dos resultados obtidos por Lien [25], vários autores [3, 4, 5 e 6] desenvolveram estudos acerca dos efeitos da perda de carga resultante do escoamento da produção no poço. Fato que agora, devido à grande extensão horizontal, não pode mais ser negligenciado no cálculo geral do escoamento reservatório-poço.

Dikken [3] afirma que a grande parcela dos escoamentos nos poços de longo trecho horizontal se dá em regime de transição ou turbulento. Isto ocasiona uma resistência ao escoamento ordens de grandeza superiores ao escoamento laminar. Portanto, a condição de condutividade infinita no poço não pode mais ser utilizada, como sempre havia sido feito até a ocasião. Um gradiente de pressão não nulo ao longo do trecho horizontal deve ser considerado. Dikken foi um dos primeiros a propor um modelo de escoamento acoplando o poço ao reservatório. Foi desenvolvido um modelo semi-analítico simplista no qual considera um escoamento monofásico, e onde as propriedades dos fluidos são dadas por propriedades médias da mistura. O reservatório foi modelado como sendo um reservatório homogêneo, e o poço correndo numa direção paralela à condição de pressão constante no reservatório, ou seja, o reservatório apresenta uma condição de IP constante ao longo do trecho horizontal (por unidade de comprimento - IP específico). O escoamento no reservatório foi considerado como sendo exclusivamente radial e na

direção do poço. O escoamento radial próximo à ponta do poço foi ignorado.

O modelo proposto baseia-se no acoplamento de três equações (2.27, 2.28 e 2.29). A eq. 2.27 descreve o escoamento no reservatório como sendo uma função do IP específico (por unidade de comprimento) e o *drawdown* em cada posição ao longo da seção horizontal.

$$q_e(x) = J_s[p_i - p_w(x)] \quad (2.27)$$

onde:

$q_e(x)$ = vazão no reservatório em função da posição ao longo do trecho horizontal por unidade de comprimento ($m^3/d/m$),

J_s = índice de produtividade específico (em função da posição x)($m^3/d.m.100kPa$),

p_i = pressão no reservatório (constante)(kPa),

$p_w(x)$ = pressão no poço em função da posição (kPa).

A eq. 2.28 é uma equação de acoplamento a qual representa o balanço de volume no poço, relacionando a variação de vazão no poço, $q_w(x)$, com a vazão oriunda do reservatório, q_e (por metro de poço) numa posição x ao longo da seção horizontal.

$$(d/dx)q_w(x) = -q_e(x) \quad (2.28)$$

Finalmente, a eq. 2.29 representa a relação entre o gradiente de pressão dentro do poço (ao longo da direção axial-horizontal) e a vazão atual em cada posição. Onde R_w é a resistência ao escoamento no poço, incorporando os efeitos de fricção para os casos de turbulência. O expoente α é resultado de uma correlação empírica [27] entre o fator de

atrito f e o número de Reynolds (N_{re}). Para o presente modelo o fator de atrito considera a aproximação de Blasius no seu cálculo.

$$(d/dx)p_w(x) = R_w q_w(x)^{2-\alpha} \quad (2.29)$$

Dikken fez uma criteriosa análise por números adimensionais, através dos quais conseguiu demonstrar que, a vazão de produção adimensional (q_{wD}) varia de modo decrescente com o aumento da distância adimensional (x_D) a partir do calcanhar do poço (Figura 2.12). Portanto, fica demonstrado teoricamente, pela primeira vez que, a vazão de produção em um poço horizontal não tem um perfil constante ao longo do trecho. Dikken estabeleceu a vazão adimensional q_{wD} como sendo uma relação de J_s , R_w , α e ΔP e, a distância adimensional x_D , como sendo a distância do calcanhar do poço até o ponto onde se quer analisar dividido pela extensão total do trecho horizontal. O *drawdown* adimensional Δp_{wD} fica estabelecido como sendo a diferença entre a pressão no ponto de análise x e a pressão no calcanhar P_b dividido pela diferença da pressão estática no reservatório P_i e a pressão no calcanhar P_b .

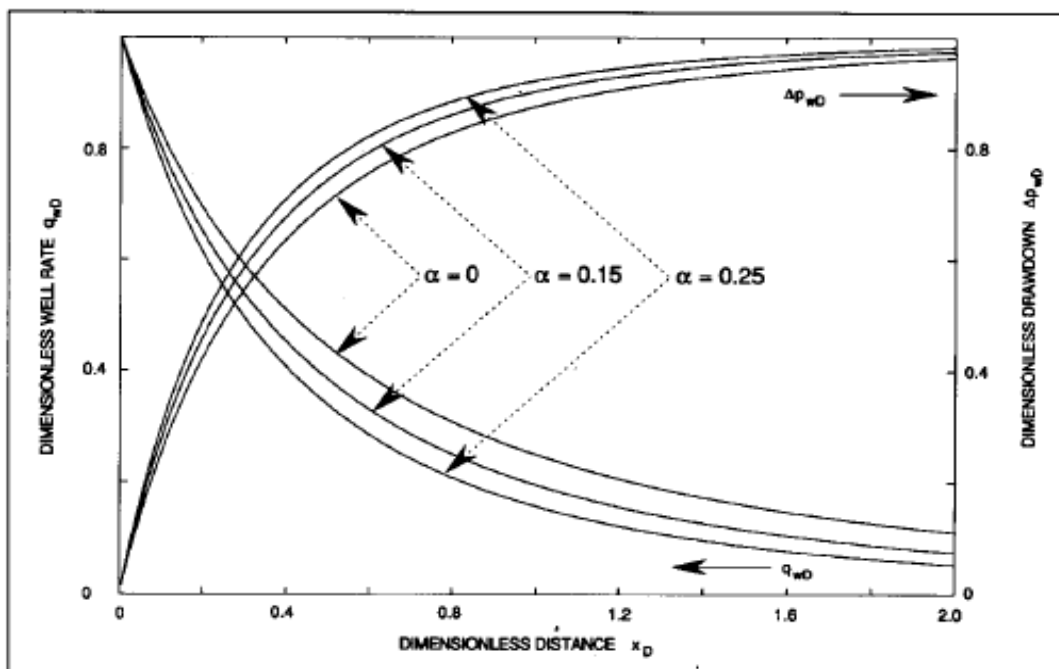


Figura 2.12 - Vazão adimensional versus distância adimensional para um fluxo turbulento

Ozkan et al. [4] afirmam inicialmente, no seu trabalho que, a condição de condutividade infinita nos poços horizontais, é utilizada por muitos autores [28-35], sempre que a perda de carga no poço é muito pequena. Ozkan ressalta que, esta consideração deve ser reavaliada, pois por muitas vezes a perda de carga no poço é pequena, em valores absolutos, mas ao mesmo tempo, é grande o suficiente, se comparada à perda de carga no reservatório (sempre que baixos *drawdowns* são praticados no reservatório – reservatórios finos [25] – para evitar cones de água e/ou gás). Portanto, a perda de carga no poço, nestes casos, apesar de ser pequena, não pode ser negligenciada.

Ozkan desenvolveu um modelo o qual acopla o escoamento poço-reservatório, resolvendo equações de transferência de massa e momento, no referido domínio. Diferentemente do trabalho de Dikken [3], Ozkan [4] não calcula a resistência ao escoamento no poço como sendo um termo (R_w) em função dos efeitos de fricção dados somente pelo regime turbulento. Ozkan desenvolveu uma modelagem mais realista que calcula o número de Reynolds em função da posição (x) na qual o escoamento se encontra no poço (em que ponto do trecho horizontal se está analisando sendo o referencial de partida o calcanhar ou início do trecho horizontal) e, a partir daí, define a resistência ao escoamento como sendo o inverso da condutividade (C_h) (eq. 2.34). O fator de fricção f é então calculado em função do regime de fluxo (laminar ou turbulento). O modelo de Ozkan pode incorporar qualquer correlação para o cálculo do fator de fricção.

São consideradas também, no presente modelo, a compressibilidade do fluido (c) e da rocha (c_r), a viscosidade (μ), e a anisotropia do reservatório, dados por (K e K_2). Por conveniência, as principais variáveis (pressão, tempo e vazão) são definidas em termo de variáveis adimensionais (P_D , t_D e q_{hD}) dadas nas eqs. 2.30, 2.31 e 2.32.

$$P_D = \frac{kh}{141,2qB\mu}(p_i - p) \quad (2.30)$$

$$t_D = \frac{2,637 \times 10^{-4} k}{\phi c_t \mu (L/2)} t \quad (2.31)$$

$$q_{hD} = \frac{q_h L}{q} \quad (2.32)$$

onde:

k = permeabilidade do reservatório (mD),

h = espessura do reservatório (m),

B = fator volume de formação (bbl/STB),

ϕ = porosidade média da formação (adimensional).

A vazão, dentro do poço, no trecho horizontal (q_{hc}) é dada pela integração de todas as vazões que ocorrem na superfície do poço (q_h), em função da posição (x), ou seja, a vazão num determinado ponto do poço é dada pela integração de todas as vazões que adentram o poço daquele ponto x, até o comprimento final do poço (L) a montante da direção do escoamento.

$$q_{hc}(x, t) = \int_x^L q_h(x', t) dx' \quad (2.33)$$

A condutividade do escoamento no poço é então calculada pela eq. 2.34 e os fatores de atrito são calculados pelas eqs. 2.35 e 2.36, após a determinação do regime de fluxo (laminar ou turbulento). Finalmente, a perda de carga no poço é dada pela eq. 2.37.

$$C_{hD} = 7,395 \times 10^{13} \frac{r_w^4}{khL} \quad (2.34)$$

$$f = 16/N_{Re} \text{ (Laminar)} \quad (2.35)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -4 \log \left[0,269 \varepsilon_D + \frac{1,255}{N_{Re} \sqrt{f}} \right] \text{ (Colebrook – Turbulento)} \quad (2.36)$$

$$p_{wD}(t_D) - p_D(x_D, r_{wD}, t_D) = \frac{N_{Re} f_t}{16} \frac{\pi}{C_{hD}} \left(2x_D - \int_{0+}^{x_D} \int_{0+}^{x'_D} \frac{D}{N_{Re} f_t} q_{hD} dx''_D dx'_D \right) \quad (2.37)$$

onde:

$$D = N_{Re}^2 \frac{df}{dN_{Re}} + 2N_{Re} f \quad (2.38)$$

sendo:

r_w = raio do poço (m),

ε_D = rugosidade relativa.

O modelo proposto foi testado com um caso real do campo de Troll [36, 37] onde foi encontrado um reservatório de alta permeabilidade e de pequena espessura, com uma anisotropia em relação à permeabilidade ($k=8500$ mD e $K_2=1500$ mD). A Figura 2.13 mostra um comparativo feito entre o *drawdown* constante que seria obtido se fosse feita a consideração de condutividade infinita no poço e o *drawdown* esperado com a aplicação do modelo (condutividade finita). Podemos notar que, como foi observado em testes de campo [25], o maior *drawdown* junto ao calcanhar do poço leva a maiores vazões nesta região. Já a Figura 2.14 mostra a variação do fluxo ao longo do eixo x (direção axial do trecho horizontal). Podemos notar que, tanto no modelo de condutividade infinita quanto no de condutividade finita, há um acréscimo no fluxo de entrada junto das extremidades do poço (calcanhar e dedão), este fato é ocasionado pela concentração do fluxo semi-esférico nestas regiões. Mas o importante para ser analisado aqui, como foi observado nos testes de poços, na mesma região, o fluxo de entrada, em valores absolutos, junto

ao calcanhar tende a ser maior do que o fluxo junto ao dedão, isto devido à perda de carga associada ao escoamento no longo trecho horizontal. Fato este que leva à hipótese a qual corrobora a teoria de condutividade finita no poço. Portanto, alinham-se os resultados de campo com o modelo, os quais mostram um fluxo de drenagem não-uniforme ao longo da direção axial do poço (trecho horizontal).

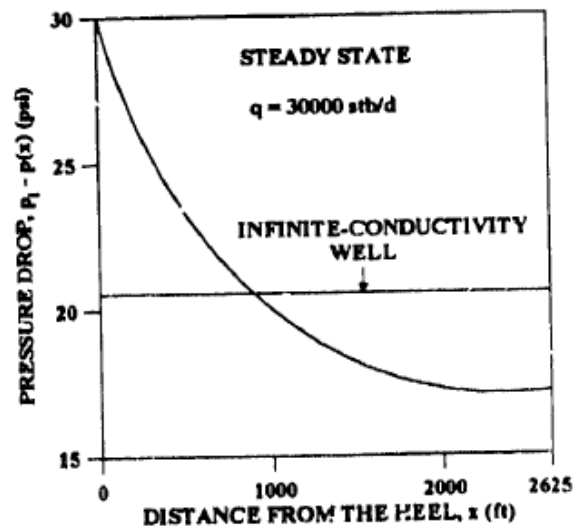


Figura 2.13 - Distribuição de pressão ao longo do poço (exemplo de campo [4])

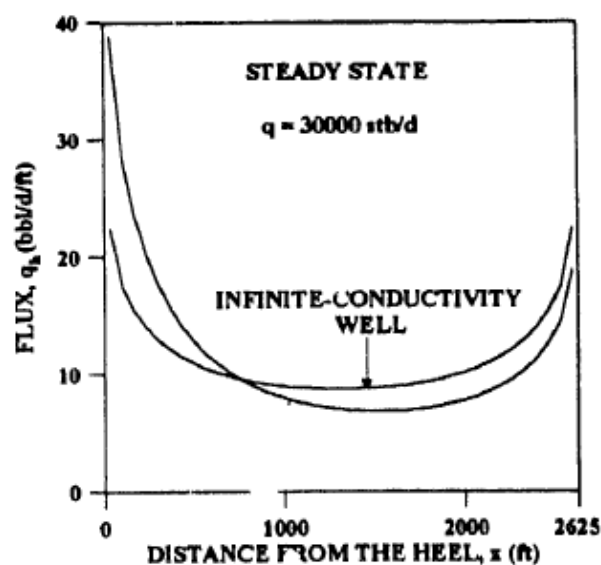


Figura 2.14 - Distribuição de fluxo ao longo do poço (exemplo de campo [4])

Penmatcha et al. [5] desenvolveram uma análise de sensibilidade onde parâmetros do poço, reservatório e fluido, tais como: rugosidade relativa, permeabilidade horizontal, viscosidade e vazão, foram avaliadas em função do *drawdown* e da extensão do trecho horizontal. O autor relata que, muito dos modelos disponíveis na literatura, permitem o cálculo rápido do índice de produtividade específico (J_s), mas não determinam como a produtividade do poço é afetada pelos efeitos de fricção. O autor, portanto, desenvolve uma modelagem explícita, em regime estacionário, a qual insere efeitos de fricção no cálculo de J_s . Um ponto de destaque, no presente trabalho, foi o desenvolvimento de uma metodologia a qual permitiu a determinação do comprimento ótimo do trecho horizontal com base nas simulações do escoamento poço-reservatório, sendo considerados, para tanto, custos de perfuração, completção e a receita global gerada. A Figura 2.15 mostra o comprimento ótimo do trecho horizontal determinado pela supracitada metodologia. Na mesma figura, o autor mostra o comprimento ótimo que o poço teria se não fossem considerados os efeitos de fricção.

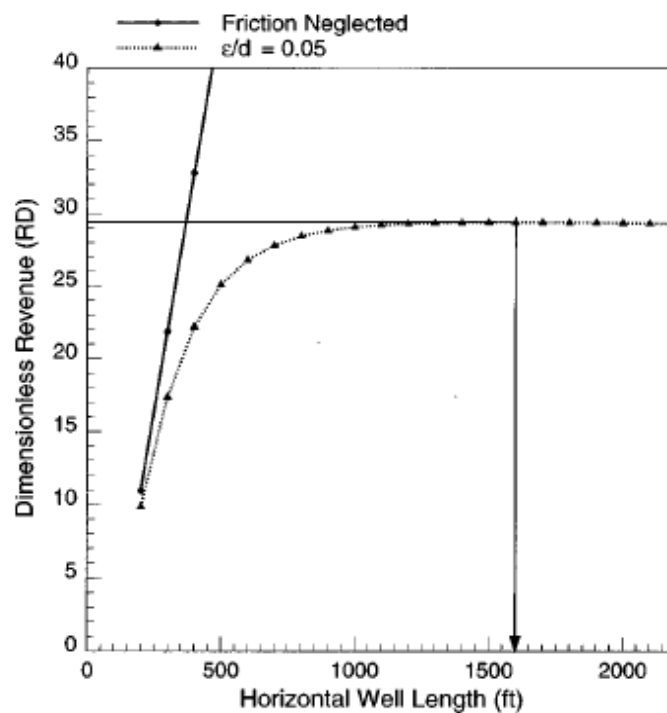


Figura 2.15 - Determinação do comprimento ótimo do trecho horizontal, levando em conta efeitos de fricção no poço

Outro ponto a ser destacado é que o autor utiliza a correlação de Beggs & Brill [38] para modelar o escoamento bifásico líquido-gás no poço (Figura 2.16). Os resultados obtidos são comparados, com um modelo sem efeito friccional, com um que considera efeitos de fricção, mas utiliza escoamento monofásico, e por fim, com outro que considera fricção e escoamento bifásico, mas com um modelo homogêneo. É interessante observar a superestimação de produção quando tais modelos são utilizados, pois neles não são consideradas, no escoamento, as resistências promovidas pela perda de carga no poço e nem o *Holdup* líquido-gás.

O modelo (1D), proposto por Penmatcha [5], de acoplamento explícito, foi comparado com o modelo (3D), de acoplamento implícito, de Penmatcha & Aziz [39]. Os resultados mostrados na Figura 2.17 apontam para uma relativa concordância dos dois modelos, ressaltando o fato de que o modelo (1D), do presente trabalho, leva a um gasto computacional extremamente reduzido.

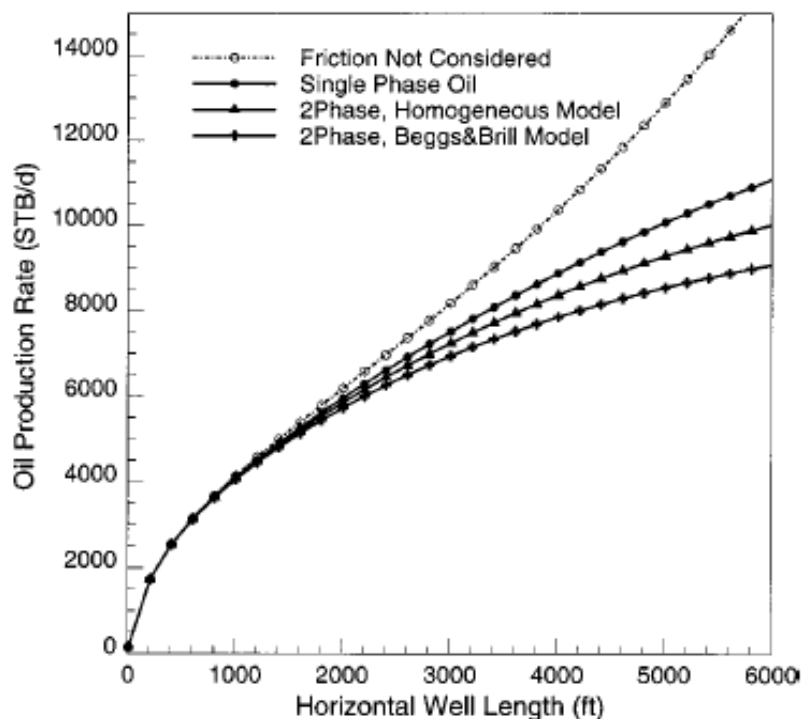


Figura 2.16 - Efeitos do escoamento bifásico na produtividade do poço

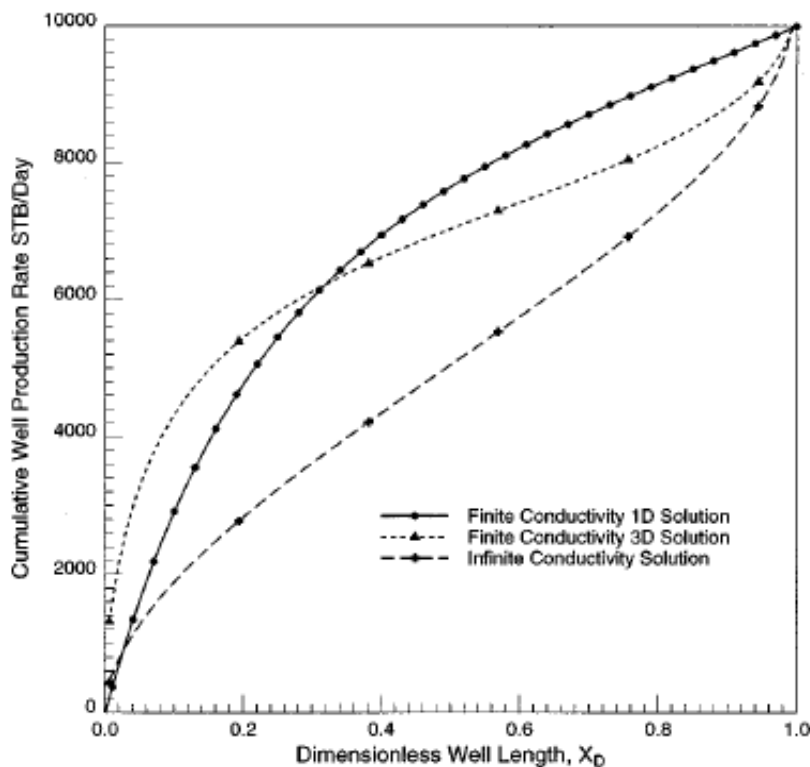


Figura 2.17 - Comparativo entre o modelo 1D, o modelo 3D e a solução de condutividade infinita

2.2.2.

Métodos alternativos para minimizar/neutralizar os efeitos de fricção e promover um perfil de produção mais homogêneo ao longo do poço

Landman e Goldthorpe [40] propuseram uma modelagem matemática a qual descreve como a distribuição de perfurações feitas em um poço afeta a performance de produção em um regime de fluxo estacionário. O modelo teórico trata o poço como sendo um *manifold* o qual recebe todo o fluxo oriundo das perfurações, as quais, por sua vez, são tratadas como junções do tipo “T” acopladas ao *manifold* (poço). O modelo proposto acopla o fluxo Darciano, que ocorre em cada uma das perfurações, com equações unidimensionais de momento, as quais descrevem o fluxo no ramo principal do poço (*manifold*). A Figura 2.18 mostra esquematicamente o poço e as perfurações.

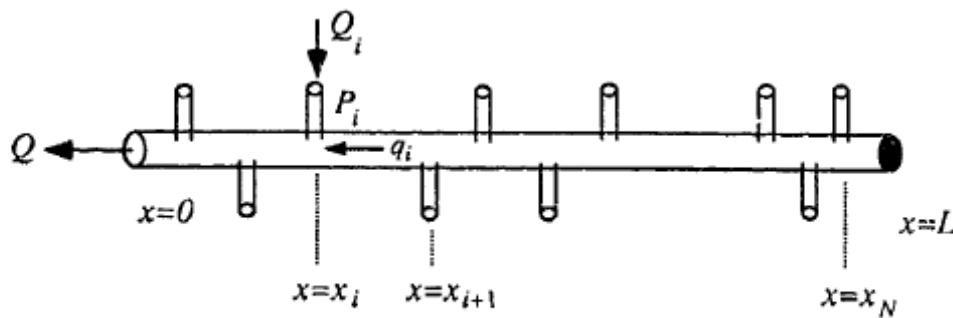


Figura 2.18 - Esquema do poço e as perfurações

O modelo foi então desenvolvido de forma a acoplar o escoamento poço-reservatório, assumindo fluxo monofásico, provendo um número ótimo de perfurações (N) e otimizando, numericamente, o espaçamento entre estas perfurações de modo a equalizar a vazão de produção ao longo do trecho horizontal. A Figura 2.19 mostra os resultados obtidos por Landman e Goldthorpe para o cálculo do perfil de produção e a determinação da densidade de perfurações em função da posição (x), considerando uma condição de condutividade finita no poço. É importante notar que a densidade de perfurações cresce de forma inversamente proporcional à redução do *drawdown* sentida no domínio poço-reservatório.

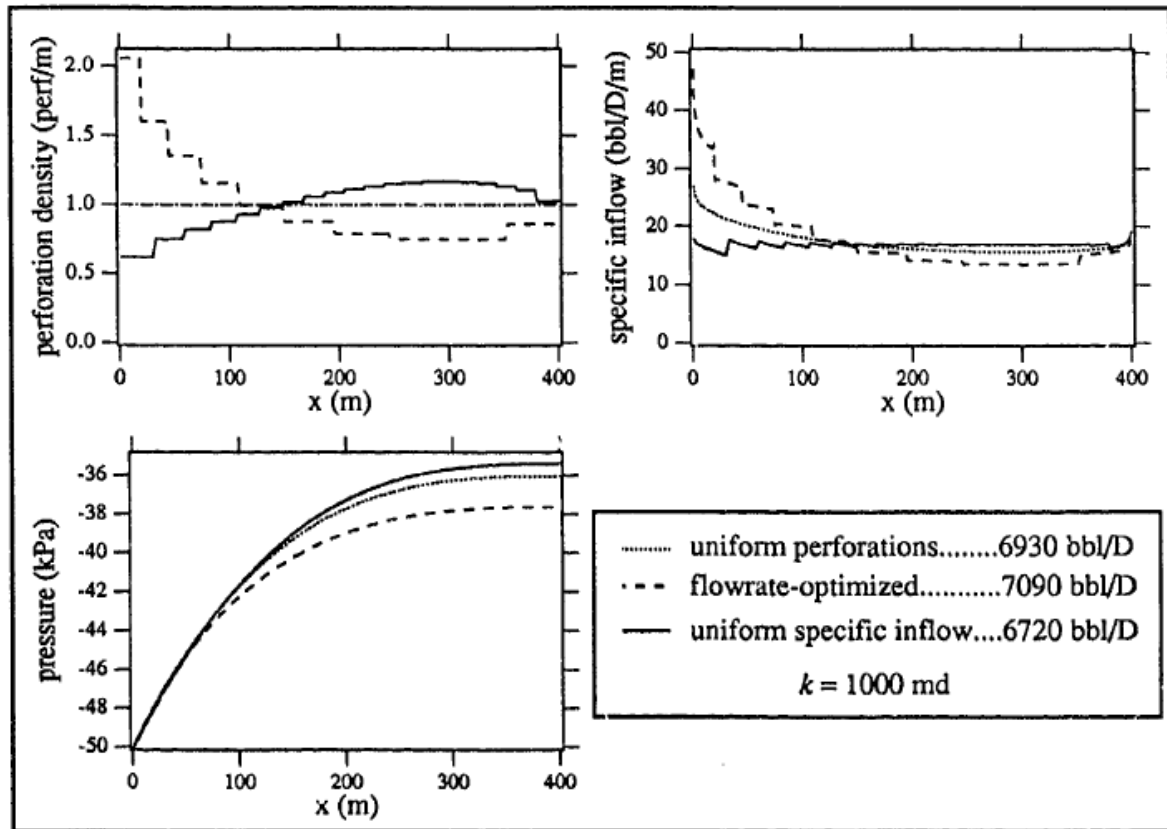


Figura 2.19 - Resultados obtidos para a otimização do fluxo

Brekke e Lien [41] propuseram e avaliaram três tipos de modificações a serem implementadas na completção de poços de longo trecho horizontal do campo de Troll [25, 42 e 43]. Cada uma das três modificações proposta foi baseada em três princípios para a otimização da completção, a fim de minimizar o impacto das perdas de carga no poço e, desta forma, promover uma melhora na distribuição do fluxo ao longo trecho horizontal.

Os três princípios, supra-mencionados são: (1) redução da perda de carga ao longo da parte perfurada do liner ou telas; (2) redistribuição da perda de carga friccional por meio da mudança na direção do escoamento em certas partes do liner; (3) criação de um perfil de fluxo otimizado ao longo do trecho horizontal. A primeira modificação proposta explora o segundo princípio e consiste em instalar um *stinger* no poço de modo a promover um alongamento da coluna de produção e assim aumentar o *drawdown* médio, levando a um perfil de produção menos

desigual. A Figura 2.20 mostra um esquema comparativo entre uma completação com e sem o *stinger* e seu impacto no perfil de produção. A segunda modificação proposta explora o primeiro princípio e consiste em reduzir a densidade de perfurações ao longo de liners ou telas, e redimensionar os furos remanescentes, para assim promover a redução no fator de fricção do escoamento ao longo do poço. Esta proposta se mostrou exeqüível para os poços simulados e foi incorporada no projeto. Já a terceira modificação explora o terceiro princípio e consiste em instalar dispositivos de controle de influxo os quais induziriam uma perda de carga localizada. Tais dispositivos seriam dispostos de forma a promover uma redistribuição do perfil de produção. A Figura 2.21 mostra um esquema de posicionamento dos dispositivos bem como fornecem uma noção geral do princípio de funcionamento. A Figura 2.22 mostra os resultados das simulações onde fica comprovado o ganho de produção promovido por tais dispositivos.

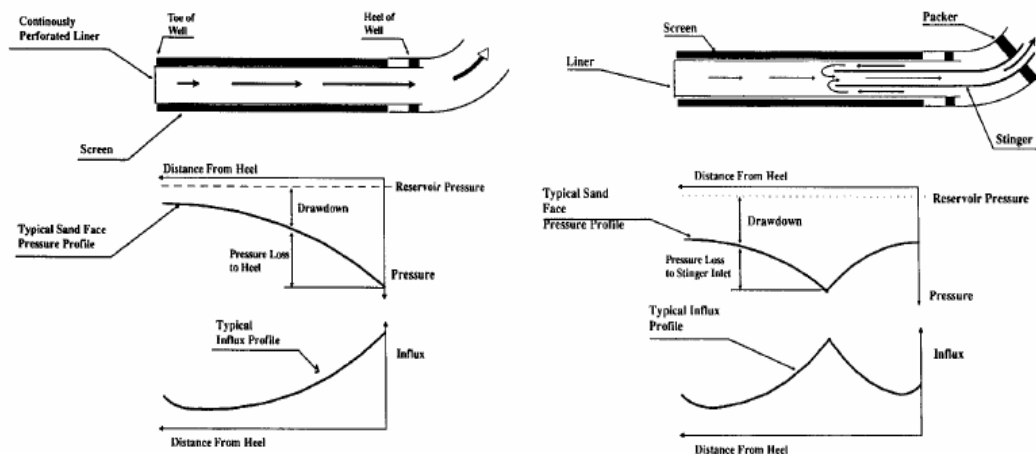


Figura 2.20 - Perfis típicos de pressão e influxo para completção convencional (esq.) e com *stinger* (dir.)

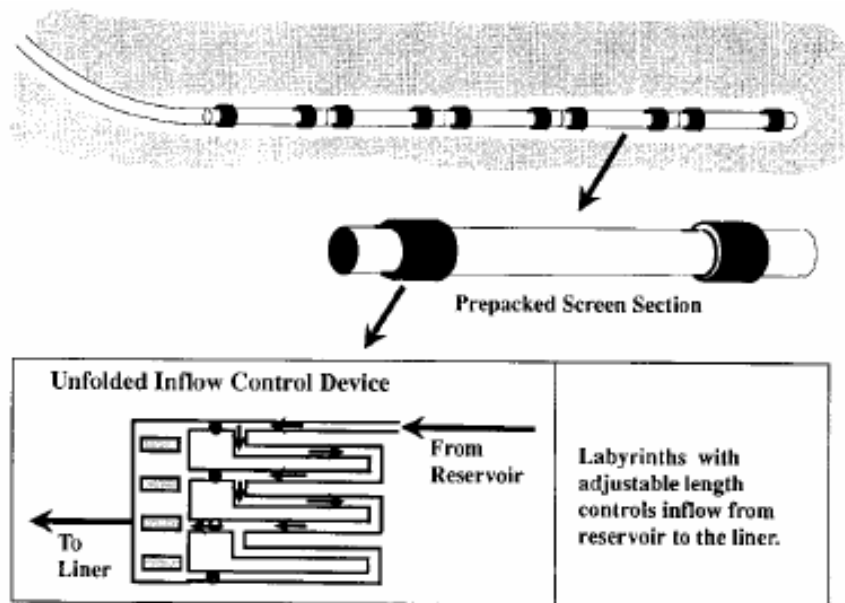


Figura 2.21 - Esquema de funcionamento dos dispositivos de controle de influxo

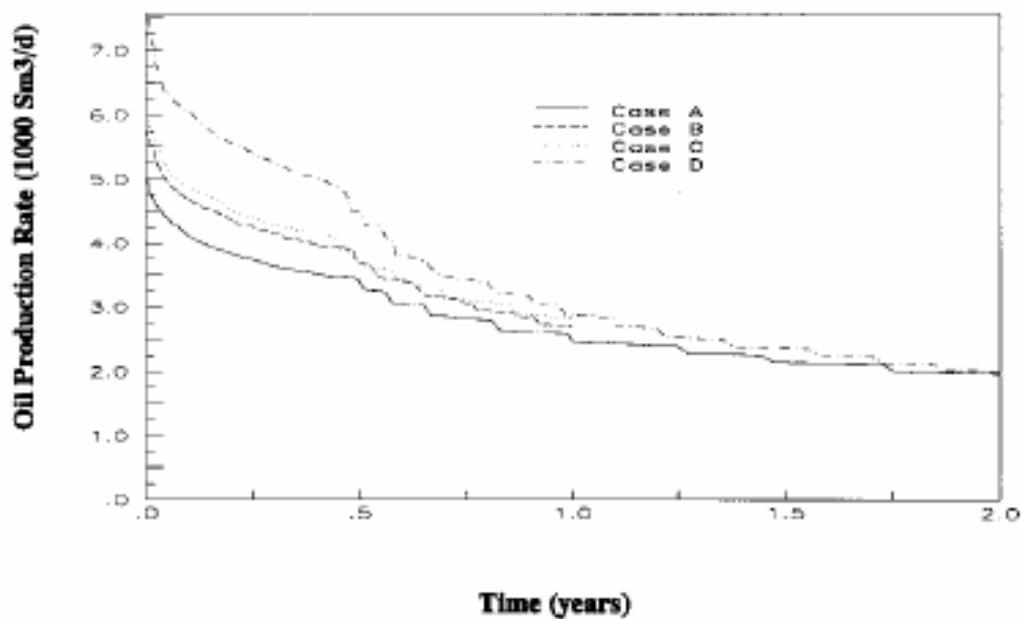


Figura 2.22 - Resultados das simulações para os quatro casos estudados (A - completção convencional; B – completção com stinger; C – redução de densidade de perfurações; D – dispositivos para controle de influxo instalados no liner)

Os autores ressaltam que a aplicação combinada dos métodos pode potencializar os resultados para a minimização dos efeitos friccionais e para a equalização do perfil de produção, tendo um efeito

aditivo o qual promove a drenagem de áreas posicionadas ao fim do trecho horizontal (dedão) as quais não seriam drenadas se um método convencional de completação fosse utilizado.

Asheim e Oudeman [44] afirmam que, no modelo proposto por Landman e Goldthorpe [40] para otimização numérica da densidade de perfurações, cada perfuração foi modelada como uma linha-fonte e as perfurações vizinhas foram representadas por pontos-fonte. Os autores ressaltam que para este caso, a otimização numérica é considerada não-linear e, de certa forma, não-trivial. Baseados no trabalho de McDowell e Muskat [45], Asheim e Oudeman propõem uma abordagem totalmente analítica e não-numérica do problema, onde o método para determinação do perfil ótimo de densidades de perfurações é resolvido por substituição direta de parâmetros e, portanto, nenhum algoritmo de otimização se faz necessário. Asheim considera que a perda de carga sentida por uma partícula viajando do reservatório até uma posição x , dentro do poço, é a mesma que se a partícula viajar, por dentro do poço, de uma posição (wb) localizada no fundo do poço (dedão) até a mesma posição x (eq. 2.39). A perda de carga no influxo de entrada, oriundo do reservatório, é composta, então, pela perda de carga obtida pela solução da linha fonte (ΔP_r), mais uma perda de carga devido ao efeito de película (ΔP_s). Já o escoamento dentro do poço é determinado pela equação geral de Darcy-Weissbach (eq. 2.40).

$$-[p_w(x) - p_w(x_{wb})] = [\Delta p_r(x) - \Delta p_r(x_{wb})] + [\Delta p_s(x) - \Delta p_s(x_{wb})] \quad (2.39)$$

$$-\frac{dp_w}{dx} = 8 f_{(moody)} \frac{\rho}{\pi^2 d^5} |q| q \quad (2.40)$$

A Figura 2.23 mostra o resultado obtido pelo modelo de Asheim e Oudeman para a determinação da densidade de perfurações em função da distância do fundo do poço (*well bottom*).

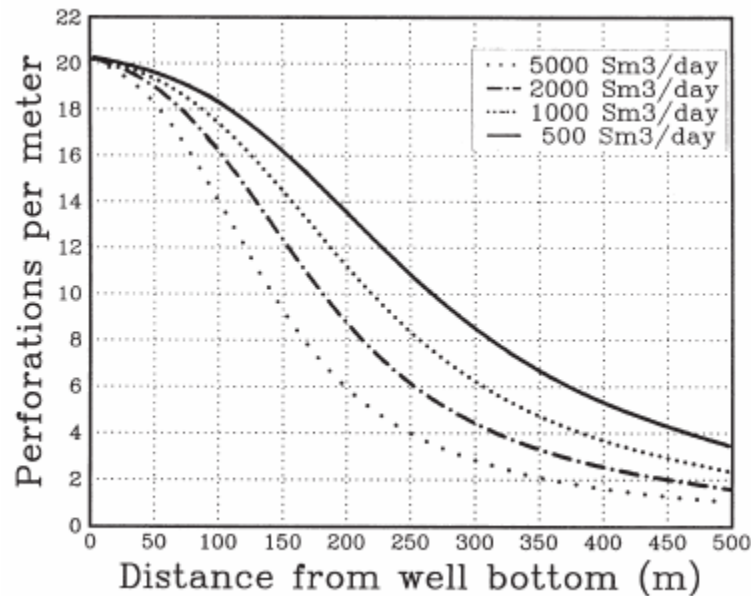


Figura 2.23 - Perfil de densidade de perfurações de modo a promover a equalização do fluxo

Os autores ressaltam ainda que, uma vez determinado o perfil de furos de modo a promover a equalização da produção, a diminuição da vazão com o tempo (depleção do reservatório), não irá afetar, de forma significativa, a equalização, pois a mesma é pouco sensível a estas variações, devido à sobreposição dos efeitos turbulentos sobre os viscosos, na vizinhança do poço.

Fernandes et al. [45] desenvolveram um modelo analítico o qual descreve o escoamento dentro do poço e em suas proximidades, equipado com *liner* ou telas de *gravel-pack*, dotados de furação não-uniforme. O fluxo dentro do *liner* ou das telas é suposto monofásico, isotérmico e turbulento. A consideração de fluxo monofásico se mostra razoável, onde o escoamento multifásico é representado por um fluido homogêneo com propriedades médias das diversas fases. A adoção do fluxo turbulento também se mostra aplicável para representar a maior parte do escoamento [3]. O modelo consiste em equações de perda de carga friccional para o conjunto *liner*/tela, onde o fator de atrito (f) é modelado pela aproximação de Blasius (eq. 2.41), e em equações para calcular a perda de carga através das perfurações (eq. 2.42).

$$\frac{dp}{dx} = \frac{2f\rho v^2}{D}, f = \frac{0,0791}{N_{Re}^{0,25}} \quad (2.41)$$

$$\Delta p_{perf} = \frac{0,81\rho Q_i^2}{C_D^2 n^2 d^4} \quad (2.42)$$

A equação 2.43 mostra como a densidade de perfurações N (perfurações/m) é determinada em função da sua localização (x).

$$N(x) = \frac{q}{\frac{C_D d^2}{0.9} \sqrt{\frac{Q_i - qL}{4\pi k r_w} \mu - \frac{3.24 f \rho}{3q D^5} [(Q_i - qx)^3 - (Q_i - qL)^3]}} \quad (2.43)$$

onde:

L = comprimento do *liner* ou das telas (m),

ρ = massa específica do fluido (kg/m³),

d = diâmetro do poço (m),

Q_i = vazão total (m³/s),

q = vazão por unidade de comprimento (m³/s/m),

C_D = coeficiente de descarga.