

2

Crescimento de Pressão em Anulares Confinados

A produção de petróleo gera um aumento da temperatura ao longo da coluna de produção, em função das maiores temperaturas encontradas nos reservatórios profundos em poços de petróleo. Na condição estática os fluidos contidos nas rochas estão em equilíbrio térmico com a formação e o incremento da temperatura estática ocorre com o aprofundamento dos reservatórios de petróleo segundo o gradiente geotérmico, sendo mais quentes à medida que o poço se torna mais profundo. Quando o poço é colocado em produção este fluido produzido gera um aquecimento da coluna de produção e ocorre um novo equilíbrio térmico nas proximidades do poço aquecendo os fluidos dos anulares do revestimento. A pressão e temperatura dos anulares são fortemente relacionadas com o fluxo de produção do poço.

Este aquecimento provoca expansão térmica dos fluidos que induz incrementos de pressão nos fluidos trapeados nos anulares sendo necessário considerar esta carga térmica nos projetos de poços. A administração desta variável torna-se mais importante em poços marítimos com jazidas profundas, onde o acesso ao anular do revestimento é complexo e a desconsideração desta variável pode comprometer a integridade do poço através de colapso ou rompimento por pressão interna de revestimentos, fratura da formação ou vazamento do selo de vedação (packoff). A ocorrência deste fenômeno, se não for avaliado adequadamente na fase de projeto, também pode levar a necessidade de restringir a produção do poço e minimizar o retorno econômico do mesmo ou causar até a inviabilidade técnica ou econômica da construção do poço ou desenvolvimento da área ou campo.

No final dos anos 90 a British Petroleum (BP) teve a experiência de uma falha de poço no desenvolvimento de Marlin (A-2) em águas profundas no Golfo do México após horas de início da produção. O tieback do revestimento de produção colapsou causando a falha do tubing e a pressurização do anular externo. Foi identificado como causa mais provável da falha o crescimento de pressão no

anular (APB) devido aos efeitos térmicos decorrentes da produção (Vargo, et al., 2002). Posteriormente, em Pompano A-31 no Golfo do México, ocorreu o colapso do revestimento de 16” e a prisão da coluna de perfuração no poço (Patillo, et al., 2006). Neste poço o efeito do APB também foi considerado a causa do acidente. O fenômeno de APB é universal em poços de alta temperatura e pressão e tem atraído muita atenção na indústria de Petróleo.

Até meados dos anos 80 o dimensionamento dos revestimentos e colunas eram realizados com análise uniaxial através das cargas governantes. Com isso as cargas nas duas direções restantes não eram consideradas, porque suas contribuições no estado de tensões total eram assumidas insignificantes. Como estas considerações não eram conservativas para algumas combinações de tensões, os dimensionamentos biaxiais e triaxiais, utilizando a tensão teórica de von Mises, começaram a ser utilizados. E as análises para colunas com terminações fixas, como revestimentos cimentados e *tubing* ancorado, passaram a considerar as condições de operação como expansão térmica e *balloning* que pode ocorrer após cimentação ou assentamento do *packer*. Isso requer uma análise térmica e de fluxo do poço para obter a mudança no perfil térmico e no perfil de pressão nos casos de teste de formação, produção ou injeção entre outros (Adams & MacEachran, 1994).

Adams e MacEachran e Halal e Mitchell (Halal & Mitchell, 1994) apresentaram o conceito de dimensionamento dos revestimentos acoplados (*multi-string casing design*) considerando a interação entre eles devido ao APB. A primeira etapa para determinar a metodologia empregada em minimizar o efeito do anular confinado e controlar o efeito deste fenômeno é determinar os incrementos de pressão resultantes, através de uma boa modelagem do fenômeno. Três mecanismos foram identificados (Oudeman & Baccareza, 1995) (Oudeman & Kerem, 2004): expansão de fluido, influxos ou efluxos e expansão do *tubing*. Mesmo sendo o conceito de APB simples, chegar a uma resposta aceitável é complicado e há detalhes que requerem experiência e julgamento de um engenheiro. Em nível de algoritmo esses detalhes incluem um modelo de PVT adequado para o fluido do anular, a seleção de um simulador térmico adequado, a utilização de condições de contorno adequadas no modelo de rigidez do anular e um método numérico eficiente para resolver as equações de APB (Sathuvalli, et al., 2005).

Neste trabalho é avaliada a ocorrência da pressurização do anular proveniente do escoamento do sal e a associação com o aquecimento do anular durante a produção. A mudança nos volumes dos anulares, causado pela fluência do sal, pode ser tratada como um quarto mecanismo gerador de APB, equivalente ao influxo no cálculo tradicional de APB apresentado por Oudemans (Oudemans & Baccareza, 1995). O cálculo deste fenômeno pode ser incorporado ao modelo de APB para múltiplas colunas através da programação do APB causado pelo efeito de expansão térmica e o APB causado pela fluência do sal. Para isso é necessário adotar um modelo constitutivo para descrever o comportamento de fluência do evaporito em função do estado de tensão, perfil de temperatura, tipo de sal, tempo decorrido, energia de ativação e outros fatores.

Primeiramente determinam-se os perfis de temperatura do poço, antes e após a produção, e variações de volume nos anulares, devido ao efeito de fluência do evaporito e aquecimento do poço durante a produção. Depois se realiza um balanço de massa no fluido confinado em função do modelo PVT (pressão, volume e temperatura do fluido), o que resulta em um valor de pressão que é conhecido por APB. Logo, a manutenção da integridade do poço é avaliada quanto as cargas de APB resultantes do aquecimento do poço e fluência do sal através da adoção de algum critério de falha. Este critério de falha pode ser diâmetro de passagem de ferramenta no poço, extrapolação dos limites API do revestimento, critérios de falha como o de von Mises ou Tresca, deformação plástica do revestimento ou até critérios de estado limite do material.

É importante lembrar que há métodos que propõem a redução da transferência de calor na coluna de produção como, por exemplo, o tubing isolado com vácuo (VIT). Também há métodos que reduzem os efeitos da expansão térmica dos fluidos do anular como, por exemplo, fluidos compressíveis com espaçadores de nitrogênio, fluido base água contendo emulsificantes de monômero de metacrilato, esferas de vidro no fluido, instalação de espumas sintéticas aderidas ao revestimento, discos de ruptura para alívio de pressão e outros (Jandhyala & Chiney, 2014).

2.1. Cálculo do APB

O crescimento de pressão no anular é decorrente da resistência imposta pelos revestimentos à expansão térmica do fluido que está confinado. A magnitude do crescimento de pressão no anular (APB) e a mudança nos volumes dos anulares do poço podem ser determinados através da aplicação da solução de Lamé e equações que relacionam as mudanças de volume do fluido com a pressão e temperatura no novo equilíbrio. Uma diferença fundamental na modelagem do APB é o método utilizado para calcular a mudança de volume do fluido.

2.1.1. Variação de Volume em Anular Rígido e Selado

Termodinamicamente o volume do fluido pode ser expresso como função da pressão e temperatura:

$$\partial V = \left(\frac{\partial V}{\partial T}\right)_P \partial T + \left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_T \partial P \quad (2.1)$$

Sabendo que o coeficiente de expansão térmica (compressibilidade isobárica) é:

$$\alpha = \frac{1}{V} \left(\frac{\partial V}{\partial T}\right)_P \quad (2.2)$$

E que o módulo *bulk* (compressibilidade isotérmica) é dado por:

$$\beta = -\frac{1}{V} \left(\frac{\partial V}{\partial P}\right)_T \quad (2.3)$$

Substituem-se as eq. (2.2) e (2.3) na eq. (2.1) e chega-se a seguinte forma diferencial:

$$\partial V = \alpha V \partial T - \beta V \partial P \quad (2.4)$$

Se considerados constantes os coeficientes de expansão térmica isobárica e compressibilidade isotérmica, pode-se integrar a função (2.4) em relação ao volume e chegar a seguinte função logarítmica (Zambrano, 2013).

$$\ln\left(\frac{V_2}{V_1}\right) = \alpha \cdot (T_2 - T_1) - \beta \cdot (P_2 - P_1) \quad (2.5)$$

Onde V é o volume, T é a temperatura, P é a pressão, o subscrito 1 indica condição inicial e 2 indica a condição final do fluido.

Outra forma encontrada na literatura apresenta a eq. (2.5) de forma linearizada (sem o termo logaritmo). Isto ocorre se assumir o volume do anular na condição final aproximadamente igual ao volume do anular na condição inicial na integração da eq. (2.4). Para uma variação de volume da ordem de 5% do volume total a aproximação utilizada para obter a eq. (2.6) gera um erro da ordem de 2% no resultado final.

$$\Delta V_{fl} = V_{fl1} \cdot [\alpha_{fl} \cdot \Delta T - \beta_{fl} \cdot \Delta P] \quad (2.6)$$

Onde V_{fl1} é o volume inicial do fluido, α_{fl} é o coeficiente de expansão térmica (isobárica) do fluido e β_{fl} é o coeficiente de compressibilidade (isotérmica) do fluido.

A eq. (2.6) pode ser reescrita isolando-se o termo de pressão para obter a forma mais utilizada da expressão anterior (Sathuvalli, et al., 2005):

$$\Delta P = \frac{\alpha_{fl}}{\beta_{fl}} \Delta T - \frac{1}{\beta_f} \frac{\Delta V_{fl}}{V_{fl1}} \quad (2.7)$$

2.1.2. Variação de Volume com Conservação de Massa

Outra forma utilizada para calcular a variação de volume do fluido utiliza a massa específica e a propriedade de conservação de massa. Sabendo-se que a massa é o produto da massa específica pelo volume ocupado chega-se a seguinte relação:

$$m = \rho(P, T) \cdot V(P, T) \quad (2.8)$$

Delimitando um volume de controle no fluido, e sabendo que não há variação de massa neste volume de controle, pode-se afirmar que a massa na condição inicial de pressão e temperatura é igual à massa em uma nova condição final de equilíbrio de pressão e temperatura (Alcofra, 2014).

$$V_{fl1}(P_1, T_1) \cdot \rho_{fl1}(P_1, T_1) = V(P, T) \cdot \rho(P, T) \quad (2.9)$$

Para relacionar a variação de massa específica com a variação de volume define-se a variação de volume como:

$$V = V_{f1} + dV_{fl} \quad (2.10)$$

$$\rho = \rho_{f1} + d\rho_{fl} \quad (2.11)$$

Substituindo as eq. (2.10) e (2.11) na eq. (2.9) e isolando o termo de variação de volume chega-se a forma diferencial para a variação de volume:

$$dV_{fl} = -V_{f1} \cdot \frac{d\rho_{fl}}{\rho_{f1} + d\rho_{fl}} \quad (2.12)$$

Dividindo o volume total do anular em intervalos verticais k de extensão L_k e aproximando os termos diferenciais por intervalos pequenos Δ chega-se a variação de volume ΔV_{fl} em função da variação de massa específica $\Delta\rho_{fl}$. Deste modo pode-se expressar a eq. (2.12) da seguinte maneira:

$$\sum_k \Delta V_{fl,k} = - \sum_k \left(V_{fl1,k} \cdot \frac{\Delta\rho_{fl,k}}{\rho_{fl1,k} + \Delta\rho_{fl,k}} \right) \quad (2.13)$$

2.1.3. Matriz de Rigidez e Acoplamento

Para determinar o APB é necessário realizar o acoplamento da variação de volume do fluido confinado ΔV_{fl} com a deformação do anular ΔV_a :

$$\Delta V_{fl} = \Delta V_a \quad (2.14)$$

Esta igualdade depende das propriedades termodinâmicas do fluido e das propriedades elásticas dos revestimentos e da formação. Para múltiplos anulares tem-se que a pressão nos anulares adjacentes, segundo eq. (2.14), resulta em um sistema de equações que pode ser resolvido através da seguinte matriz:

$$[\Delta V_{fl}] = [\Lambda][\Delta P] + [\psi][\Delta T] \quad (2.15)$$

Onde $[\Delta V_{fl}]$ é o vetor coluna que expressa a mudança de volume do fluido nos anulares, $[\Delta P]$ é o vetor variação de pressão que equivale ao APB, $[\Lambda]$ expressa a matriz de rigidez do anular do poço, $[\psi]$ é a matriz que multiplica o vetor com a variação de temperatura para obter a mudança de volume referente a expansão térmica e $[\Delta T]$ é o vetor com a mudança no perfil de temperatura dos revestimentos dos anulares (Sathuvalli, et al., 2005).

Para o presente trabalho propõem-se a adição de um termo na eq. (2.15) para a situação de um poço com o anular não cimentado em uma seção de rocha evaporítica. Para isso considera-se no cálculo do APB a variação de volume no anular do poço em função da fluência do sal, que acarreta em uma redução geométrica no volume do anular. É uma proposta equivalente ao termo influxo e efluxo de fluido no anular (Oudeman & Kerem, 2004), porém trata-se de um quarto mecanismo de geração de APB.

$$[\Delta V_{fl}] = [\Lambda][\Delta P] + [\psi][\Delta T] + [\Delta V_{sal}] \quad (2.16)$$

Onde ΔV_{sal} representa a redução de volume no espaço anular em função da fluência do evaporito. Os termos da matriz $[\Lambda]$ e $[\psi]$ na eq. (2.16) são desenvolvidos no capítulo 3 através da aplicação das equações de Lamé e condições de contorno.

2.2.

Modelo PVT do Fluido

A contribuição para o APB é governada pela expansão térmica isobárica e compressibilidade isotérmica do fluido. Termodinamicamente o volume do fluido pode ser expresso como função da pressão e temperatura segundo a eq. (2.1). Sabendo que a massa específica do fluido é calculada através da razão entre a massa e o volume, afirma-se que a mesma também pode ser expressa como uma função da temperatura e pressão. Zamora (Zamora, et al., 2013) realizou um estudo de fluido base sintética e fluido base salina com o intuito de obter dados e coeficientes de correlação para modelar o comportamento volumétrico dos fluidos através de medidas PVT. Neste estudo foram realizados ensaios com fluidos submetidos a temperaturas de 20 a 600 °F e pressões desde a atmosférica até 30000 psi. Análises de regressão foram realizadas nos dados obtidos dos ensaios de PVT com uma equação polinomial de segunda ordem para determinar a massa específica do fluido em função da pressão e temperatura. Segundo Zamora esta equação tem sido uma boa correlação para uma elevada porcentagem de fluidos de perfuração e é sugerida na norma API (API 13D, 2010).

$$\rho_{base}(P, T) = (a_1 + b_1P + c_1P^2) + (a_2 + b_2P + c_2P^2)T \quad (2.17)$$

Onde ρ_{base} é expresso em *ppg*, P em *psi* e T em *°F*. As unidades apresentadas estão no sistema americano que é usual nesta indústria. No sistema internacional

temos que $119,8 \text{ kg/m}^3$ equivale a $1,0 \text{ ppg}$ (*pound per gallon*) ou lb/gal para massa específica, $6891,2 \text{ Pa}$ equivale a $1,0 \text{ psi}$ para pressão. Já para temperatura a conversão de Kelvin (K) ou Celcius ($^{\circ}\text{C}$) para Fahrenheit ($^{\circ}\text{F}$) é simples o pode ser facilmente encontrada na literatura.

Em muitos casos não há dados de ensaios PVT do fluido utilizado, pois eles variam em função da concentração de sólidos e composição das bases. Uma alternativa para contornar esse problema na simulação de um fluido de perfuração pode ser estimar o PVT considerando a concentração, compressibilidade e expansão térmica dos fluidos e sólidos contidos através da seguinte correlação (Peters, et al., 1990):

$$\rho(P_2, T_2) = \frac{\rho_{o1}f_o + \rho_{w1}f_w + \rho_s f_s + \rho_c f_c}{1 + f_o(\rho_{o1}/\rho_{o2} - 1) + f_w(\rho_{w1}/\rho_{w2} - 1)} \quad (2.18)$$

Nesta correlação a massa específica do fluido de perfuração $\rho(P_2, T_2)$ na condição de P_2 e T_2 é composto por ρ_{o2} e ρ_{w2} que representam as massas específicas da base orgânica e da base salina nas condições de P_2 e T_2 e ρ_{o1} e ρ_{w1} que representam as massas específicas da base orgânica e base salina nas condições de P_1 e T_1 . Cada uma das massas específicas citadas deve ser calculada individualmente através da eq. (2.17) apresentada anteriormente. Também estão presentes os termos ρ_s e ρ_c que são as massas específicas dos sólidos e dos químicos e f_o, f_w, f_s e f_c que são, respectivamente, as frações volumétricas da base orgânica, s, dos sólidos e dos químicos na condição inicial do fluido.

2.3.

Modelo do Evaporito

Uma das principais características do sal é a fluência ou *creep* que é o termo utilizado para descrever a deformação plástica de um material ao longo do tempo em função da aplicação de uma tensão constante. Esta fluência depende de diversos fatores como composição mineralógica, teor de água, presença de impurezas, tensão diferencial, tempo e temperatura. Sais clorídricos e sulfatados contendo água são mais móveis como carnalita, taquidrita e bichofita. No caso da halita, que é normalmente a maior composição, a mobilidade é relativamente lenta e da anidrita imóvel (Poiate, et al., 2006).

A fluência do sal, no campo do macro comportamento, é caracterizada por três estágios, com diferentes taxas de deformação em função do tempo para um

nível constante de temperatura e tensão. Ao aplicar a tensão há uma deformação elástica pequena que evolui para o primeiro estágio chamado de transiente ou fluência primária. Neste estágio há uma taxa de deformação mais elevada que decresce até uma taxa de deformação uniforme que é o início do segundo estágio ou fluência secundária. Ainda há um terceiro estágio caracterizado pelo fenômeno de dilatação, com incremento do volume através do desenvolvimento de micro fraturas, levando a falha do material (ver apêndice A.1).

Muitos modelos foram elaborados para descrever o comportamento de fluência do sal. Estes podem ser agrupados em três grandes grupos (Costa, 1984): modelos empíricos (apêndice A.2), modelos reológicos (apêndice A.3) e modelos físicos (apêndice A.4). A maioria deles é proveniente da ciência dos materiais aplicada a metais. No apêndice A (Evaporitos) pode-se ter um aprofundamento no conhecimento dos modelos utilizados para descrever a fluência do sal.

Por hora o foco será nos modelos físicos, mais especificamente no de duplo mecanismo. Este modelo foi adotado na dissertação por possuir diversas publicações no ARMA (*American Rock Mechanics Association*) e SPE (*Society of Petroleum Engineers*) com aplicação para cálculo da fluência do sal na perfuração de poços no Brasil, por ser aplicado ao regime secundário de fluência e por ser um modelo relativamente simples.

Esta lei corresponde a uma simplificação das equações desenvolvidas por Munson relativa ao mecanismo indefinido e deslocamento por deslizamento (Poiate, et al., 2006) sendo amplamente validada para problemas visco-elásticos.

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0 \cdot \left(\frac{\sigma_{ef}}{\sigma_0} \right)^n \cdot e^{\left(\frac{Q}{R \cdot T_0} - \frac{Q}{R \cdot T} \right)} \quad (2.19)$$

Onde σ_{ef} é a tensão efetiva de fluência, T é a temperatura do sal na escala absoluta (K), n é o expoente que depende do nível de tensão aplicada, $\dot{\epsilon}_0$, T_0 e σ_0 são, respectivamente, a taxa de fluência de referência, a temperatura de referência e a tensão efetiva de referência onde é observada a transição do mecanismo governante. Q é a energia de ativação térmica e R é a constante universal dos gases (8.314 J/mol.K).

A taxa de deformação de referência $\dot{\epsilon}_0$ é encontrada em um ensaio realizado na temperatura T_0 quando se aplica uma tensão desviatória σ_0 . O parâmetro n

também é obtido em laboratório e depende da magnitude da tensão efetiva em função da tensão de ensaio para cada rocha.

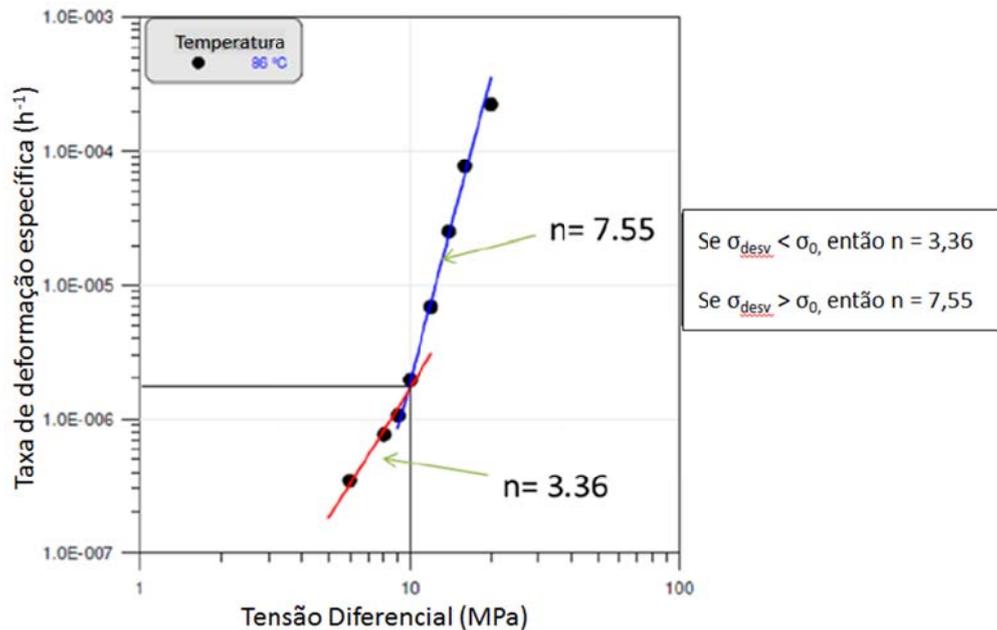


Figura 2.1: Fluência em estado estacionário x tensão desviatória para ensaio com halita a 86°C (Costa, et al., 2010).

Para a tensão efetiva σ_{ef} inferior à tensão de transição de mecanismo utiliza-se n_1 e para tensão efetiva igual ou superior utiliza-se n_2 . Na Figura 2.1 tem-se um ensaio para halita onde n_1 é 3,36 e n_2 é 7,55 para a tensão efetiva de referência σ_0 de 10 MPa (Costa, et al., 2010).

2.3.1. Tensão Desviatória

Os maciços rochosos são submetidos a um conjunto de solicitações durante a história geológica que estabelecem uma condição de equilíbrio. Desse conjunto de solicitações podemos citar o peso da coluna litostática, os esforços tectônicos e outros que estabelecem as condições iniciais de um estado de tensões e campo de deslocamentos (Costa, 1984).

No estudo de plasticidade e critérios de falha é importante o entendimento de invariantes de tensão, grandezas escalares que independem da orientação de um determinado estado de tensões. A definição de invariante de tensões pode ser realizada a partir do equilíbrio de forças em planos principais, isto é, planos onde a tensão cisalhante é nula e as tensões normais adquirem seus valores máximos e

mínimos. Por sua vez o estado hidrostático deve provocar apenas mudança de volume de material (Okama, 2009).

Quando a condição de equilíbrio é retirada pode ocorrer o escoamento da rocha ou falha da mesma a partir do novo estado de tensões. A fluência do sal segue o máximo potencial de cisalhamento ao invés do potencial de cisalhamento octaédrico. Para materiais com comportamento dúctil são empregados os critérios de escoamento de von Mises e Tresca. Já o critério de Mohr-Coulomb é mais utilizado para caracterizar o tipo de ruptura em materiais frágeis.

Sais policristalinos exibem comportamento de deformação similar à deformação de rochas em baixa temperatura e moderada tensão e similar a metais em elevada temperatura e elevada tensão. No modelo de duplo mecanismo, que foi utilizado no trabalho, é aplicado o critério de von Mises para calcular a tensão desviadora, que também pode ser chamada de tensão efetiva de fluência.

$$\sigma_{VM} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6.(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]^{1/2} \quad (2.20)$$

Este critério é muito utilizado para estudos e testes de comportamento mecânico porque é composto de uma única expressão. Recomenda-se a leitura do apêndice A.5 para um melhor entendimento sobre critério de falha do sal, especificamente sobre von Misses (capítulo A.5.1) e dilatância (capítulo A.5.2).