

3

Modelos constitutivos de fluência para rochas salinas

3.1. Introdução

Os modelos constitutivos para simulação numérica da fluência em rochas salinas tiveram como principais motivadores os modelos reológicos e físicos (empíricos) desenvolvidos para metais. Analogias entre mecanismos micromecânicos dos metais e das rochas salinas puderam ser feitas, bem como mecanismos particulares de sais foram evidenciados e, com isso, modelos constitutivos puderam ser implementados e adequados para simulações numéricas de fluência.

Este capítulo tem como objetivo apresentar uma revisão bibliográfica sobre modelos reológicos e modelos físicos baseados em leis potenciais, bem como calibrações para utilização desses últimos.

3.2. Modelos reológicos

3.2.1. Introdução

Os modelos reológicos foram introduzidos por Bingham (1928) *apud* Jeremic (1994), segundo o qual a reologia, que significa estudo de fluxo, é uma ciência que estuda deformabilidade em geral – não somente em fluidos. O campo da resistência dos materiais que contextualiza os modelos reológicos é a visco-elasticidade linear. Esses modelos são compostos por molas e amortecedores, dispostos em série e/ou em paralelo e procuram reproduzir a visco-elasticidade linear de materiais homogêneos. As molas simulam a parcela elástica da deformação e os amortecedores a parcela viscosa.

A solução de problemas de visco-elasticidade linear é baseada no Princípio da Correspondência (Gama *apud* Jeremic, 1994), que consiste na aplicação de soluções elásticas de problemas similares após a transformação de Laplace, assumindo que o problema visco-elástico pode ser analisado por um problema

elástico. A apresentação da formulação desse princípio foge ao escopo desta pesquisa, devendo o leitor interessado reportar-se a, além das referências já mencionadas nesse ítem, Gonçalves (2011).

Os modelos reológicos tipicamente empregados na mecânica das rochas – Modelo de Maxwell, Modelo de Kelvin/Voight, Modelo de Maxwell Generalizado, Modelo de Kelvin Generalizado e Modelo de Burgers – são largamente descritos na literatura técnica (Goodman, 1989; Jeremic, 1994). Embora esses modelos presumam materiais homogêneos, litologias com heterogeneidades podem ser simuladas com a superposição de elementos mecânicos com diferentes propriedades.

Goodman (1989) sugere que não existem rochas idealmente visco-elásticas, nem mesmo as rochas salinas. Além disso, modelos reológicos não consideram explicitamente a temperatura como uma variável da fluência, o que é indiscutivelmente importante em rochas salinas, embora seja possível incluir o efeito térmico de modo implícito nas constantes (Gravina, 1997). Portanto, os resultados obtidos devem ser tomados como valores de referência e não como definitivos.

Cabe ainda esclarecer que os modelos reológicos representam um estado uniaxial de tensões e deformações, portanto, somente sofrem deformações coaxiais ao carregamento imposto. Desse modo, a fase elástica pode ser expressa em termos da constante elástica da mola (k), módulo de elasticidade (E) ou do módulo de cisalhamento (G), de acordo com a convenção adotada por cada autor. Nesse contexto, uma vez que a deformação lateral não é simulada, segue que (3.1):

$$k \approx E \approx 2G \quad (3.1)$$

Nos itens a seguir serão apresentados os dois modelos reológicos mais básicos (Maxwell e Kelvin/Voight) e o mais especializado (Burgers) adotado na mecânica das rochas.

3.2.2. Modelo de Maxwell

O Modelo de Maxwell é composto por uma mola e um amortecedor dispostos em série (Figura 3.1). Depende de duas constantes, a saber: o módulo de

cisalhamento (G_1) da mola e a viscosidade (η_1) do amortecedor. A simulação da deformação é feita em taxa constante e contínua – relação linear com o tempo.

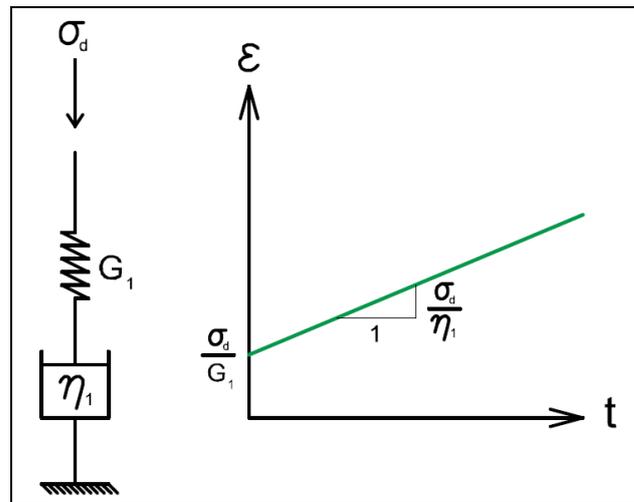


Figura 3.1 – Esquemática do Modelo de Maxwell.

A expressão que fornece a curva de fluência (em função do tempo) é obtida a partir da premissa de que a taxa total de deformação por fluência ($\dot{\epsilon}$) será a superposição das taxas de deformação na mola ($\dot{\epsilon}_M$) e no amortecedor ($\dot{\epsilon}_A$), conforme segue (3.2):

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_M + \dot{\epsilon}_A \quad (3.2)$$

Assumindo a tensão desviadora (σ_d) constante, a deformação elástica na mola será instantânea e esse valor não sofrerá acréscimos ou decréscimos ($\dot{\epsilon}_M = 0$). Então, tem-se que (3.3):

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_A = \frac{d\epsilon}{dt} = \frac{\sigma_d}{\eta_1} \quad (3.3)$$

onde t é o tempo.

$$\int_{\epsilon(0)}^{\epsilon(t)} d\epsilon = \frac{\sigma_d}{\eta_1} \int_0^t dt \quad (3.4)$$

Resolvendo a equação diferencial (3.4), tem-se que a deformação ao longo do tempo ($\epsilon(t)$) será dada por (3.5):

$$\epsilon(t) = \frac{\sigma_d}{2G_1} + \frac{\sigma_d}{\eta_1} t \quad (3.5)$$

A partir do gráfico apresentado na Figura 3.1, observa-se que o Modelo de Maxwell modela somente a fluência secundária. O trecho primário não é modelado, de modo que o trecho secundário é superposto diretamente sobre a deformação elástica instantânea. Observa-se que na ligação em série entre a mola

e amortecedor não há representação de endurecimento ou amolecimento. A mola resiste inicialmente à tensão aplicada e a seguir transfere energia de deformação para o amortecedor, sob taxa constante.

3.2.3. Modelo de Kelvin / Voigt

O Modelo de Kelvin / Voigt é composto também por uma mola de rigidez (G_2) e um amortecedor com viscosidade (η_2), agora dispostos em paralelo, conforme mostra a Figura 3.2. A deformação é representada por uma curva exponencial decrescente, tendendo para um valor constante (taxa nula) quando o tempo atinge valores muito altos.

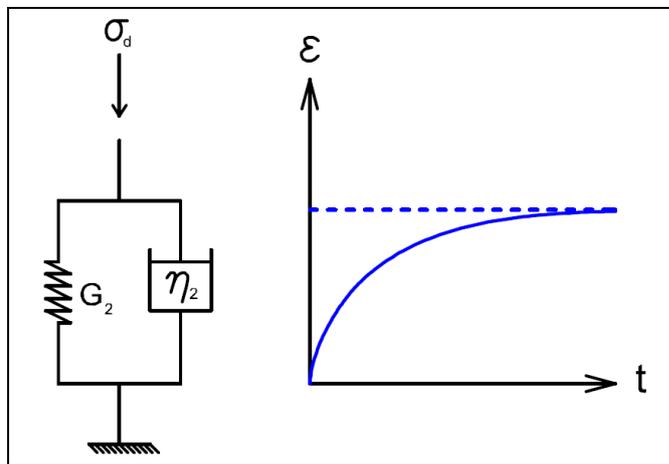


Figura 3.2 – Esquemática do Modelo de Kelvin / Voigt.

Assumindo que a tensão desviadora será distribuída entre a mola (σ_d^M) e o amortecedor (σ_d^A), tem-se que (3.6):

$$\sigma_d = \sigma_d^A + \sigma_d^M \quad (3.6)$$

Substituindo as tensões em cada elemento mecânico, chega-se a (3.7):

$$\sigma_d = 2G_2\varepsilon + \frac{d\varepsilon}{dt}\eta_2 \quad (3.7)$$

Assumindo a tensão desviadora constante, a deformação ao longo do tempo será dada por (3.8):

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_d}{2G_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{2G_2}{\eta_2}t\right) \right] \quad (3.8)$$

A partir do gráfico apresentado na Figura 3.2, observa-se que o Modelo de Kelvin/Voigt modela somente a fluência primária. O trecho secundário não é modelado, assim como a deformação elástica instantânea também não o é. Observa-se que na ligação em paralelo entre a mola e amortecedor, ambos

recebem a energia de deformação decorrente da aplicação da tensão, simulando o efeito de endurecimento, característico do trecho primário.

3.2.4. Modelo de Burgers

O Modelo de Burgers consiste no acoplamento do Modelo de Maxwell ao Modelo de Kelvin / Voigt em série, como mostrado na Figura 3.3. Com isso, serão necessárias quatro constantes, referentes aos dois amortecedores e as duas molas. A deformação final será a superposição das deformações individuais estimadas pelos dois modelos acoplados. Logo, a deformação será dada por (3.9):

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_d}{2G_1} + \frac{\sigma_d}{\eta_1} t + \frac{\sigma_d}{2G_2} \left[1 - \exp\left(-\frac{2G_2}{\eta_2} t\right) \right] \quad (3.9)$$

onde os termos com índice 1 referem-se ao Modelo de Maxwell e os com índice 2 ao Modelo de Kelvin.

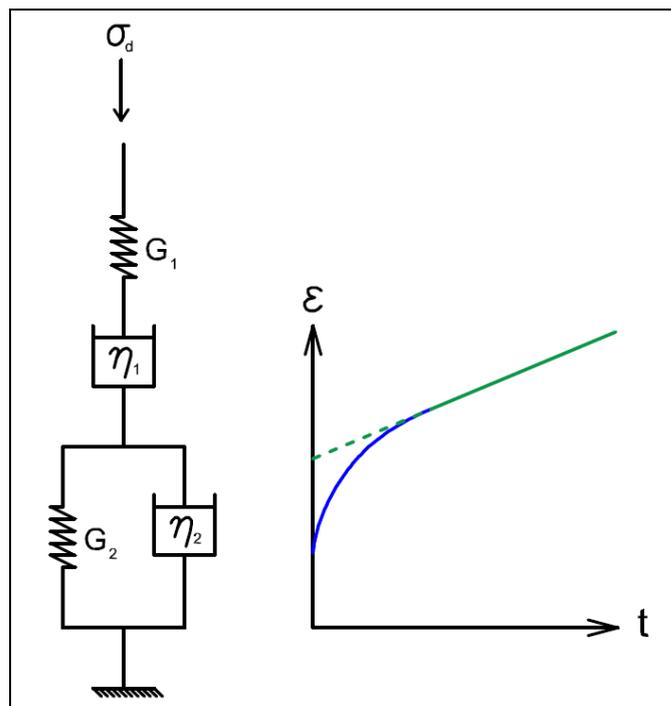


Figura 3.3 – Esquemática do Modelo de Burger.

A partir do gráfico apresentado na Figura 3.3, observa-se que o Modelo de Burgers modela a fluência primária e secundária, superposta à deformação elástica instantânea. A contribuição de cada elemento mecânico na modelagem foi tratada anteriormente, de modo que a superposição das três contribuições faz do Modelo de Burgers o mais representativo dos modelos reológicos de comportamento visco-elástico do sal.

Com relação à fluência terciária, que ocorre em regime visco-plástico, nenhum dos modelos reológicos é capaz simulá-la, visto que esses, baseados no Princípio da Correspondência, pressupõem o regime visco-elástico.

Entretanto, cita-se o Modelo de Minkley (Minkley *et al.*, 2001), que é desenvolvido a partir de uma formulação não linear do Modelo de Burgers para a modelagem dos trechos primário e secundário da fluência, acoplado um critério de dano para a modelagem do trecho terciário, que compreende dano, ruptura e comportamento residual do material.

3.3. Modelos físico-empíricos

3.3.1. Introdução

Os modelos físicos, originalmente desenvolvidos para o estudo da fluência em metais, correspondem a sucessivos aperfeiçoamentos de uma relação potencial entre a deformação e a tensão aplicada. A forma original dessa relação, conhecida como Lei de Potência, foi introduzida por Norton (1929) *apud* Yao, *et al.* (2007). Após a inclusão das contribuições do tempo e da temperatura, a versão mais generalizada da Lei de Potência foi apresentada por Lomenick & Bradshaw (1969). Essa lei foi adotada no Brasil por Costa (1984) no projeto de painéis e galerias da mina Taquari-Vassouras. Retroanálises em galerias da referida mina foram realizadas por D'Ellia (1991), por meio desse mesmo modelo constitutivo.

Na década de 1970, pesquisas para a implantação de um repositório profundo para descarte de resíduos radioativos (trans-urânicos) no Novo México resultaram em grande progresso para a mecânica das rochas salinas, o *Waste Isolation Pilot Plant (WIPP)*. Situado na Bacia de Belaware, o *WIPP* está localizado na Formação Salado, composta por halita com intercalações de rochas argilosas, como o argilito, e evaporitos sem comportamento de fluência relevante, como a anidrita. A grande produção técnico-acadêmica advinda desse empreendimento possibilitou um avanço marcante na mecânica fenomenológica e na modelagem numérica de rochas salinas. O sal (halita) do *WIPP* tornou-se um referencial para a estimativa de propriedades de outros sais da porção *on-shore* do Golfo do México (Munson, 1999), e provavelmente é o mais estudado até os dias de hoje.

No Brasil, autores da Petrobras destacam-se como principais referências de publicações técnico-acadêmicas sobre fluência e perfuração de rochas salinas, com abordagem experimental e numérica. A tese de doutorado do Eng. Álvaro Maia da Costa (Costa, 1984), com enfoque em ambientes de mineração⁹, foi um dos primeiros compêndios em língua portuguesa sobre mecânica das rochas salinas.

Nas primeira década de 2000, Costa *et al.* (2005, 2010), Poiate Jr. *et al.* (2006) apresentaram publicações sistematizando ensaios triaxiais de fluência e a modelagem numérica dos ensaios e de perfurações de poços próximos ou através de rochas salinas para a exploração do pré-sal brasileiro. O problema de estocagem de gás carbônico em cavernas escavadas também foi abordado por Costa *et al.* (2012). Uma importante contribuição foi a tese de doutorado do Eng. Edgard Poiate Jr. (Poiate Jr., 2012), na qual um aprofundado estudo experimental e numérico em rochas salinas visando aplicações em poços foi realizado. Nesses trabalhos, a Lei de Potência foi substituída por um modelo constitutivo mais recente, o Modelo de Duplo Mecanismo, análogo ao modelo apresentado por autores canadenses e americanos no final da década de 80, chamado Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos (Dusseault *et al.*, 1987 e Dusseault, 1989).

As décadas de 1990 e a de 2000 marcaram também o início da implementação (ou acoplamento) da fase terciária da fluência em modelos constitutivos para sais. Destacam-se dois modelos constitutivos alemães – Minkley (Minkley *et al.*, 2001) e Günther e Salzer (Günther *et al.*, 2010) –, bem como o acoplamento de fratura ao Modelo de Multi Mecanismo, por Chan *et al.* (1992, 1993). Entretanto, a modelagem da fluência terciária foge ao escopo desta pesquisa, de modo que somente serão analisados aqui a Lei de Potência, Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos (na forma do Modelo de Duplo Mecanismo) e o Modelo de Multi Mecanismo.

⁹ Nessa época, a Petrobras se dedicava também à mineração, através da subsidiária Petromisa.

3.3.2. Lei de Potência

3.3.2.1. Introdução

A forma clássica de modelagem da fluência através de métodos empíricos é a Lei de Potência, introduzida por Norton (1929) *apud* Yao *et al.* (2007). Inicialmente, esse modelo somente considerava a contribuição da tensão na fluência.

A seguir, admitiu-se que a fluência também era governada pelo tempo, de modo que uma parcela também potencial para essa variável foi adicionada (Bailey, 1935 *apud* Yao *et al.*, *op. cit.*). Por fim, foi incorporado ainda o efeito da temperatura, por meio de mais uma parcela potencial ou exponencial relacionada à mesma (Dorn, 1955 *apud* Yao *et al.*, *op. cit.*).

A Lei de Potência que engloba efeitos da tensão, temperatura e tempo aqui adotada foi apresentada por Lomenick & Bradshaw (1969).

3.3.2.2. Formulação

Segundo Yao *et al.* (*op. cit.*), a Lei de Potência é composta por três funções (f) que definem a influência da tensão desviadora (σ_{eq}), do tempo (t) e da temperatura (T), conforme (3.10).

$$\varepsilon = f_1(\sigma)f_2(t)f_3(T) \quad (3.10)$$

A equação (3.11) formula a fluência em função da tensão desviadora atuante no material – é a forma original da Lei de Potência de Norton (*op. cit.*):

$$f_1(\sigma) = B\sigma_{eq}^n \quad (3.11)$$

A equação (3.12) representa a contribuição do tempo na fluência (Bailey, *op. cit.*):

$$f_2(t) = Dt^m \quad (3.12)$$

A equação (3.13) inclui a contribuição da temperatura (Dorn, *op. cit.*). Alternativamente, essa parcela pode ser escrita na forma potencial, conforme apresentado por Lomenick & Bradshaw (1969).

$$f_3(T) = C \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \text{ ou } f_3(T) = CT^v \quad (3.13)$$

Nas equações (3.11), (3.12) e (3.13), os fatores estruturais B , D e C e os expoentes n , m e v são determinados empiricamente. Os demais parâmetros foram apresentados nas equações do capítulo 2.

A deformação por fluência ao longo do tempo ($\varepsilon(t)$) é dada pela superposição dos três efeitos descritos por essas funções resulta em (3.14):

$$\varepsilon(t) = A\sigma_{eq}^n t^m \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \text{ ou } \varepsilon(t) = A\sigma_{eq}^n t^m T^\nu \quad (3.14)$$

onde, na relação acima o fator estrutural A engloba os efeitos dos três fatores anteriores ($A = BDC$).

No caso de temperatura constante, pode-se acumular o valor dessa contribuição no coeficiente A , desconsiderando (em termos de formulação) a equação (3.13). Nesse caso, a expressão potencial para a deformação por fluência será dada por (3.15):

$$\varepsilon(t) = A\sigma_{eq}^n t^m \quad (3.15)$$

3.3.3. Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos e Modelo de Duplo Mecanismo

3.3.3.1. Introdução

A Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos é tradicionalmente atribuída aos autores da Universidade de Waterloo e Mraz Consultoria – Dusseault, Mraz e Rothenburg. Foi desenvolvida e validada em ambientes de mineração envolvendo rochas salinas no final da década de 80 e início da década de 90.

Segundo seus autores, no ambiente típico da indústria da mineração, as rochas salinas apresentam comportamento à fluência puramente estacionária (permanente ou secundária) devido a sua estrutura iônica, que possibilita taxas constantes de deformação.

A premissa desse modelo constitutivo é que o maciço salino está sujeito principalmente a dois tipos de regimes de deformação. Um deles é constituído por deformações lentas, associadas a processos de difusão e ao movimento de discordâncias, caracterizando um domínio visco-elástico. O outro envolve fluxo (plasticidade), formação de trincas, fissuras e processos de cura, caracterizando um domínio visco-plástico.

A Figura 3.4 apresenta as definições fenomenológicas principais desse modelo, quanto aos modelos da mecânica do contínuo e de mecanismos micro e macromecânicos relacionados a esses modelos.

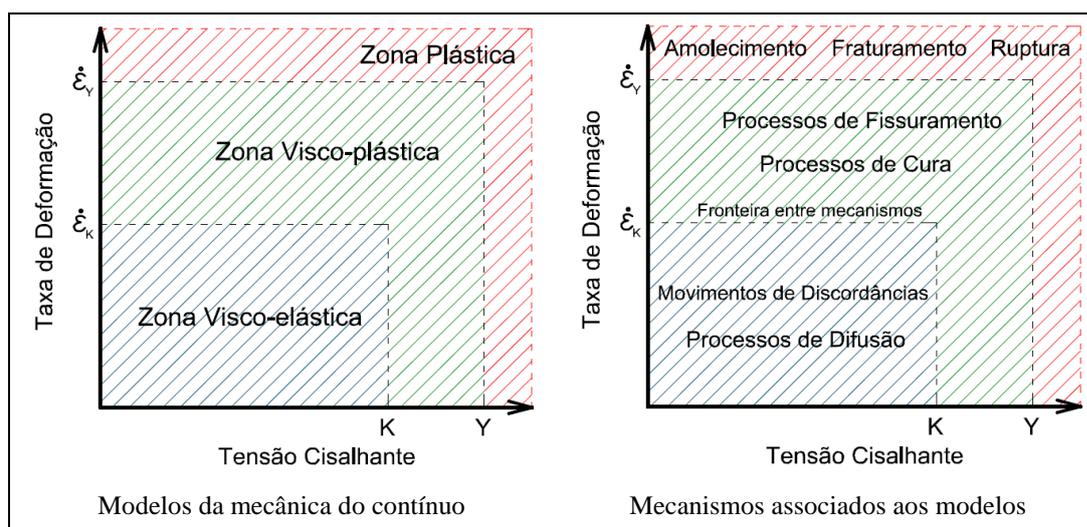


Figura 3.4 – Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos: modelos da mecânica do contínuo e mecanismos associados (a partir de Dusseault, 1989).

A predominância de um regime sobre o outro é função do nível de tensão cisalhante (ou desviadora). Existe um limiar de transição entre mecanismos dominantes – uma tensão cisalhante ou desviadora – denominado Limite de Prandtl (K ou $2K$, respectivamente). Essa tensão e sua correspondente taxa de deformação delimitam a fronteira entre os domínios visco-elástico e visco-plástico.

No domínio visco-elástico, entende-se que dois mecanismos atuam isoladamente ou em superposição. Um desses mecanismos é associado à difusão, evidenciado pela transferência de massa por precipitação ou por solubilização (*Solution Precipitation, SP*) e pode ser comparado ao Mecanismo Indefinido, postulado pelos autores da SANDIA e RE/SPEC. A formulação e a origem difusiva atribuída ao mecanismo são as mesmas. O outro mecanismo refere-se ao movimento de discordâncias, denominado *Dislocation Glide (DG)*. Entretanto, conforme tratado anteriormente, esse não deve ser compreendido do mesmo modo que o seu homônimo do Modelo de Multi Mecanismo, uma vez que as formulações diferem não somente na função matemática, mas também no critério de ocorrência. Na Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos, o *Dislocation Glide (DG)* é passível de atividade para tensões cisalhantes ou desviadoras inferiores ao Limite de Prandtl, ou seja, para baixos níveis de tensão.

No domínio visco-plástico, as deformações têm caráter plástico, conforme a descrição fenomenológica do Fissuramento Estacionário (*SSC*). A modelagem desse domínio é feita originalmente através de uma equação hiperbólica. A

formulação da fluência nesse domínio assemelha-se ao *Dislocation Glide (DGL)*, do Modelo de Multi Mecanismo e à parcela de dano inerente a esse mecanismo no critério de fratura acoplado a esse modelo (Chan *et al.*, 1992, 1993).

Quanto à modelagem da fluência em si, a Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos estima satisfatoriamente a fluência secundária, sobretudo a taxa de deformação nessa fase.

A fase primária é estimada somente com base no alívio de tensões (dissipação da energia de deformação) do modelo geomecânico para o diferencial de tensões imposto – e não como um comportamento intrínseco do material, como o é no Modelo de Multi Mecanismo. Dessa forma, como a fluência secundária continua a partir do ponto em que a fase primária termina, uma estimativa incorreta da fluência primária leva a uma translação vertical do trecho reto (secundário).

3.3.3.2.Lei Visco-plástica e o Modelo de Duplo Mecanismo

A formulação do Modelo de Duplo Mecanismo, usual em análises geomecânicas brasileiras, é análoga à Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos. Ambos assumem a supremacia de um mecanismo sobre os demais de acordo com o nível de tensão desviadora.

Deve-se levar em conta que aplicações de mineração, nas quais o sal, à priori, permanecerá não revestido, geralmente permitem fatores de segurança mais baixos. Em aplicações de petróleo, embora os fatores de segurança sejam mais restritivos, o sal permanecerá sem revestimento por um curto período se comparado ao tempo de operação, após o qual será instalada uma ou mais colunas metálicas de revestimento.

3.3.3.3.Formulação

A formulação da Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos se dá por uma ou mais equações potenciais com fator de ativação térmica para níveis de tensão inferiores ao Limite de Prandtl e uma equação hiperbólica para níveis superiores a esse limite. Na prática, a equação hiperbólica pode ser aproximada por uma equação potencial, conforme explicado anteriormente. Essa aproximação

pode representar um ganho computacional em análises com modelos geomecânicos complexos ou com longos períodos de simulação.

A Figura 3.5 apresenta as formulações original e simplificada no espaço de deformação *versus* tempo, identificando os mecanismos micro e macro-mecânicos atuantes.

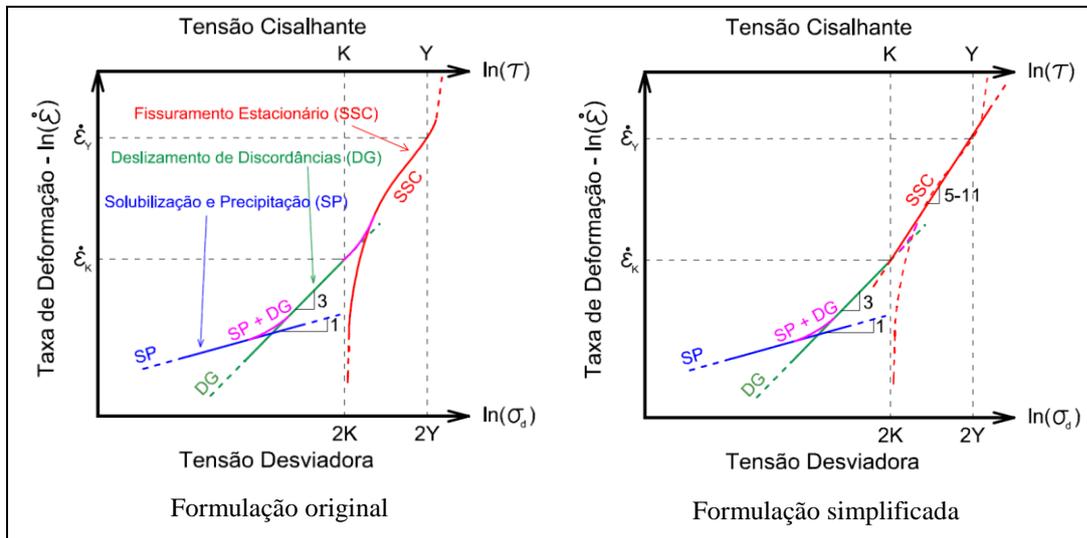


Figura 3.5 – Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos – versão original e versão simplificada (a partir de Dusseault *et al.*, 1987 e Dusseault, 1989).

Para níveis de tensão inferiores ao Limite de Prandtl, são modelados os mecanismos de deformação lenta, devidos a movimentos de discordâncias e a difusão. Em termos de tensões desviadoras, segue que (3.16):

$$\dot{\epsilon}_i = \sum_{j=1}^i \left\{ A_i \exp\left(\frac{-Q_i}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^{n_i} \right\} \quad (3.16)$$

onde j é o número de mecanismos de deformação lenta considerados. Os demais parâmetros foram descritos nas equações do capítulo 2, para o mecanismo i . Tipicamente, o único parâmetro que varia de um mecanismo para o outro é o expoente da potência. Como referência, para movimentos de discordâncias (*Dislocation Glide - DG*) adota-se $n = 3,0$ e para mecanismos de difusão, $n = 1,0$. Conforme mencionado, os mecanismos de deformação lenta, caso não seja considerada a supremacia de um sobre os demais, devem ser considerados superpostos.

Para níveis de tensão superiores ao Limite de Prandtl, a taxa de deformação por fluência na zona visco-plástica, denominada Fissuramento Estacionário (*Steady State Cracking*), é formulada pela equação (2.3), transcrita aqui:

$$\dot{\epsilon}_{SSC} = |H(\sigma_{eq} - 2K)| \left[C \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \right] \sinh\left[\frac{\sigma_{eq} - 2K}{\sigma_0}\right] f(\sigma_m) \quad (2.3)$$

A simplificação para a equação potencial resulta na equação(2.4), transcrita aqui:

$$\dot{\epsilon}_{SSC} = |H(\sigma_{eq} - 2K)| \left[A \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^n \right] \quad (2.4)$$

Considerando apenas dois mecanismos, um governando a zona visco-elástica (VE) e um a visco-plástica (VP), a expressão da taxa de deformação por fluência ($\dot{\epsilon}$) é dada por (3.17):

$$\dot{\epsilon} = \begin{cases} A_{VE} \exp\left(\frac{-Q_{VE}}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^{n_{VE}} & ; \sigma_{eq} < 2K \\ A_{VP} \exp\left(\frac{-Q_{VP}}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^{n_{VP}} & ; \sigma_{eq} > 2K \end{cases} \quad (3.17)$$

Assumindo que os coeficientes e as energias de ativação não variem consideravelmente entre os dois mecanismos, pode-se simplificar ainda mais a expressão (3.18):

$$\dot{\epsilon} = A \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^n ; n = \begin{cases} n_{VE} & ; \sigma_{eq} < 2K \\ n_{VP} & ; \sigma_{eq} > 2K \end{cases} \quad (3.18)$$

Uma vez que o coeficiente A foi determinado para uma dada temperatura T_0 , ele já engloba a ativação térmica inerente a essa temperatura. Isolando o efeito da ativação térmica, com o intuito de obter um coeficiente \tilde{A} genérico, chega-se a (3.19):

$$\dot{\epsilon} = \left\{ \tilde{A} \exp\left(\frac{Q}{RT_0}\right) \right\} \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^n ; n = \begin{cases} n_{VE} & ; \sigma_{eq} < 2K \\ n_{VP} & ; \sigma_{eq} > 2K \end{cases} \quad (3.19)$$

Naturalmente, \tilde{A} é uma taxa de deformação padrão ($\dot{\epsilon}_0$), a partir da qual serão estimadas as taxas em outras condições de temperatura e tensão. Portanto, a expressão pode ser representada por (3.20):

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0 \exp\left(\frac{Q}{RT_0} - \frac{Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{2K}\right)^n ; n = \begin{cases} n_{VE} & ; \sigma_{eq} < 2K \\ n_{VP} & ; \sigma_{eq} > 2K \end{cases} \quad (3.20)$$

Comparando-se com o a expressão recorrentemente apresentada na literatura como Modelo de Duplo Mecanismo (Costa *et al.*, 2005), tem-se que (3.21):

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0 \exp\left(\frac{Q}{RT_0} - \frac{Q}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0}\right)^n ; n = \begin{cases} n_1 & ; \sigma_{eq} < \sigma_0 \\ n_2 & ; \sigma_{eq} > \sigma_0 \end{cases} \quad (3.21)$$

onde a parcela $\exp\left(\frac{Q}{RT_0} - \frac{Q}{RT}\right)$ é o fator de ativação térmica, que corrige a taxa de fluência de acordo com a profundidade analisada e n é o expoente de tensão, que indica o mecanismo de fluência governante no estado de tensões analisado.

Tanto o parâmetro $2K$ quanto σ_0 são tensões desviadoras de referência que marcam a mudança de mecanismo governante na fluência do sal. Os valores típicos das potências também coincidem. Portanto, pode-se observar que são duas notações análogas para os mesmos fenômenos físicos.

A Figura 3.6 mostra a analogia entre a Lei Visco-plástica de Múltiplos Mecanismos e o Modelo de Duplo Mecanismo no espaço deformação *versus* tempo.

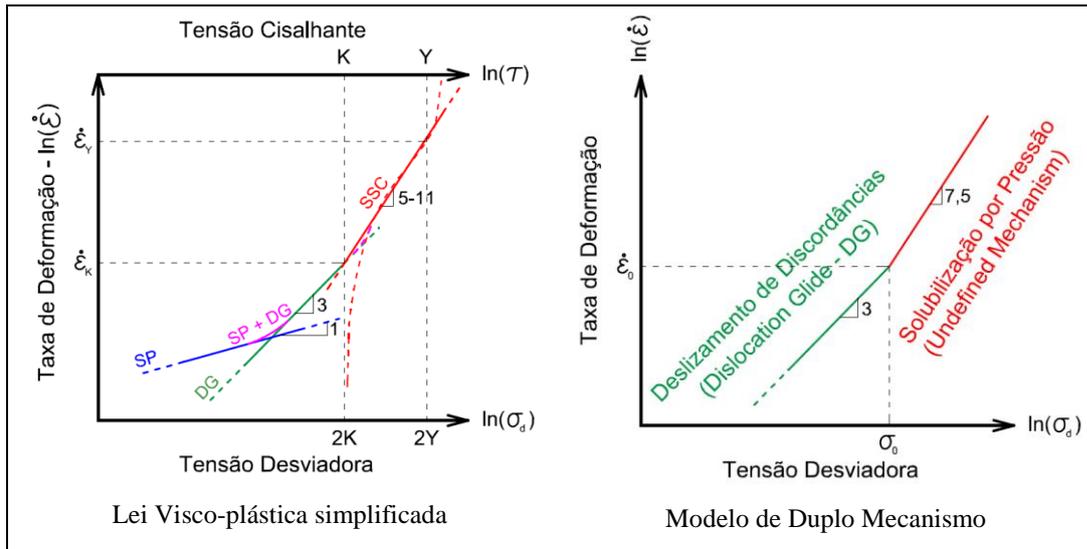


Figura 3.6 – Analogia entre Lei Visco-plástica simplificada e Modelo de Duplo Mecanismo (a partir Dusseault *et al.*, 1987; Dusseault, 1989 e Costa *et al.*, 2005).

Para fins práticos, entende-se que esse modelo simula convenientemente a taxa de fluência da fase secundária, ou seja, a inclinação da reta que representa essa fase. Esse deve ser o critério de validação do modelo. A despeito da representatividade nos níveis finais de deformação, o Modelo de Duplo Mecanismo é amplamente utilizado no Brasil, produzindo resultados satisfatórios para fins de engenharia (Costa, *et al.*, *op. cit* e Poiate Jr., *et al.*, *op. cit.*).

3.3.4. Modelo de Multi Mecanismo

3.3.4.1. Introdução

O Modelo de Multi Mecanismo (*Multi Mechanism Deformation Model* – a partir de Munson & Dawson, 1979) é um dos modelos físico-empíricos mais sofisticados disponíveis para simulações numéricas de fluência (sem dano) em rochas salinas.

Esse modelo baseia-se na superposição de até três mecanismos microscópicos de fluência e representa adequadamente as fases primária e secundária da fluência.

Entretanto, sua sofisticação repercute na necessidade de um grande número de parâmetros empíricos para alimentá-lo (16 parâmetros, além dos elásticos), fazendo com que sua utilização fora do ambiente do *WIPP* (ou equivalentes) ainda seja restrita. A escassez de ensaios de laboratório em diversas condições de temperatura e tensão notoriamente limita a utilização de modelos que exigem muitos parâmetros.

Uma vez que seus primeiros autores são metalurgistas, esse modelo tem uma forte relação com os mecanismos de fluência dos metais. É esperado que o Modelo de Multi Mecanismo seja mais rigoroso e apresente maior profundidade fenomenológica do que modelos herdados da mineração, haja vista a complexidade de seu ambiente de projeto (*WIPP*), no qual foi exaustivamente empregado e validado.

Exemplos de implementação, utilização e validação desse modelo podem ser encontrados nos trabalhos de Munson & Dawson (1979, 1982), Munson *et al.* (1989), Munson & Wawersik (1991), Munson & DeVries (1991), Munson (1997, 1998, 1999 e 2004) e Rath & Arguello (2012). Além de análises determinísticas, o Modelo de Multi Mecanismo também foi empregado em análises probabilísticas e de confiabilidade em geomecânica das rochas salinas, podendo ser citados os trabalhos de Fossum *et al.* (1994), Fossum & Munson (1996) e Fossum & Fredrich (2007).

No início da década de 90, foi apresentado o acoplamento de um critério de fratura ao Modelo de Multi Mecanismo, possibilitando a estimativa da fluência terciária (Chan *et al.*, 1992, 1994). O modelo, quando acoplado a esse critério, é denominado *Multi Mechanism Deformation Coupled Fracture Model* (MDCF Model).

3.3.4.2. Formulação

A taxa de fluência secundária é estimada a partir da superposição dos mecanismos de fluência por deslizamento de discordâncias (*Dislocation Glide - DGL*), escalonamento de discordâncias (*Dislocation Climb*) e indefinido

(*Undefined Mechanism*), de acordo com as formulações da SANDIA e RE/SPEC, apresentados nos itens 2.5.2.1, 2.5.2.4 e 2.5.2.8, respectivamente.

Portanto, a taxa de fluência secundária ($\dot{\epsilon}_{FS}$) será dada pelo somatório das contribuições de cada um dos três mecanismos, conforme segue (3.22):

$$\dot{\epsilon}_{FS} = \dot{\epsilon}_{DGL} + \dot{\epsilon}_{DCL} + \dot{\epsilon}_{UMC} \quad (3.22)$$

A seguir, a contribuição da fluência primária é inserida na formulação do modelo a partir de uma retroanálise com taxa de fluência secundária. À priori, é necessário determinar na curva experimental de fluência, o valor do intercepto da reta correspondente à fase secundária da fluência no eixo das ordenadas (ϵ_{FP}^*). Esse intercepto é necessário para a determinação do parâmetro K_0 , na estimativa do trecho primário, a partir da relação empírica a seguir (3.23), de Munson & DeVries (1991):

$$\epsilon_{FP}^* = K_0 \exp(cT) \left(\frac{\sigma_{eq}}{G} \right)^m \quad (3.23)$$

onde c e m são constantes teóricas.

Em seguida, define-se F como uma função transiente, tal que (3.24):

$$F = \begin{cases} \exp \left[\Delta \left(1 - \frac{\zeta}{\epsilon_{FP}^*} \right)^2 \right] & ; \zeta < \epsilon_{FP}^* \\ 1 & ; \zeta = \epsilon_{FP}^* \\ \exp \left[-\delta \left(1 - \frac{\zeta}{\epsilon_{FP}^*} \right)^2 \right] & ; \zeta > \epsilon_{FP}^* \end{cases} \quad (3.24)$$

onde Δ e δ são parâmetros de endurecimento e amolecimento, respectivamente, e ζ é uma variável interna de endurecimento isotrópico, cuja taxa de variação é dada pela equação evolutiva (3.25):

$$\dot{\zeta} = (F - 1)\dot{\epsilon}_{FS} \quad (3.25)$$

Os parâmetros de endurecimento e de amolecimento são dados pelas expressões (3.26) e (3.27), respectivamente:

$$\Delta = \alpha_h + \beta_h \log \left(\frac{\sigma_{eq}}{G} \right) \quad (3.26)$$

e

$$\delta = \alpha_s + \beta_s \log \left(\frac{\sigma_{eq}}{G} \right) \quad (3.27)$$

onde α_h , β_h , α_s e β_s são constantes.

De modo geral, o amolecimento não é considerado nos principais problemas de geomecânica das rochas salinas.

A taxa de fluência primária e secundária ($\dot{\varepsilon}$) será dada pela expressão (3.28):

$$\dot{\varepsilon} = F \dot{\varepsilon}_{FS} \quad (3.28)$$

Finalmente, a fluência (ε) será definida por (3.29):

$$\varepsilon(t) = \int_0^t (F \dot{\varepsilon}_{FS}) dt \quad (3.29)$$

3.4. Parâmetros e calibração dos modelos constitutivos

Nesse item, são apresentados os parâmetros adotados nos modelos constitutivos físicos e, quando aplicável as calibrações dos mesmos, para utilização nas simulações numéricas a serem realizadas adotando o programa de elementos finitos ABAQUS®.

No âmbito desta pesquisa, a rocha salina (halita) é considerada um material visco-elástico. Os parâmetros de fluência variam de acordo com o modelo constitutivo considerado e serão apresentados a seguir.

3.4.1. Parâmetros elásticos

Inicialmente, devem ser definidos os parâmetros elásticos. A Tabela 3.1 apresenta resultados de ensaios estáticos e dinâmicos para determinação do módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson da halita.

Tabela 3.1 – Dados experimentais para determinação de parâmetros elásticos da halita brasileira (a partir de Poiate Jr., 2012 e Costa *et al.*, 2005).

Dados experimentais para determinação de parâmetros elásticos - halita brasileira						
Amostras	Onda Compressional (m/s)	Densidade (kg/m ³)	Módulo de Elasticidade (GPa)		Coeficiente de Poisson	
			Dinâmico	Estático	Dinâmico	Estático
CP1_H_ECU	4529	2167	26.45	-	-	-
CP2_H_ECU	4473	2178	25.93	-	-	-
CP3_H_ECU	4417	2192	25.45	-	-	-
CP4_H_ECU	4385	2165	24.77	23.40	-	0.33
CP5_H_ECU	4451	2158	25.44	19.91	-	0.27
CP6_H_ECU	4341	2160	24.22	19.61	-	0.31
Média	4432.67	2170.00	25.37	20.97	0.36	0.30
Desvio Padrão	66.58	12.85	0.80	2.11	-	0.03

O módulo de elasticidade dinâmico (E_d) foi obtido a partir da velocidade de onda compressional (V_p) e da densidade das amostras (ρ), conforme a relação abaixo (3.30), a partir de Goodman (1989):

$$E_d = \frac{(1 - 2\nu_d)(1 + \nu_d)}{1 - \nu_d} \rho V_p^2 \quad (3.30)$$

Uma vez que não foram realizados ensaios de ondas cisalhantes, o coeficiente de Poisson dinâmico (ν_d) não pode ser calculado com base em dados atuais. Foi mantido o valor dinâmico habitualmente adotado nas análises brasileiras: 0,36 (Costa *et al.*, 2005).

Optou-se por utilizar os parâmetros elásticos dinâmicos, pois o comportamento à fluência das rochas salinas influencia os resultados dos ensaios estáticos (Costa & Filho, 1985 *apud* Poiate Jr., 2012). Os ciclos de carregamento e descarregamento para obtenção dos módulos de deformabilidade e elasticidade geram tensões desviadoras que potencialmente ativam a fluência. Portanto, os parâmetros elásticos adotados nesta pesquisa foram (Tabela 3.2):

Tabela 3.2 – Modelo elástico-linear – Parâmetros para halita brasileira.

Modelo elástico linear – Parâmetros para halita brasileira		
E_d (GPa)	Módulo de elasticidade dinâmico	25,37 *
ν_d	Coefficiente de Poisson dinâmico	0,36 **
* Calculado pelo autor a partir de dados experimentais apresentados por Poiate Jr. (2012); ** Costa <i>et al.</i> (2005).		

3.4.2. Parâmetros de fluência

3.4.2.1. Lei de Potência

Foram adotados para a halita brasileira os parâmetros da equação potencial utilizada para a Mina *Salt Vault*, um repositório de resíduos nucleares em Kansas (EUA), apresentada por Lomenick & Bradshaw (1969), em concordância com trabalhos anteriores (D'Ellia, 1991; Medeiros, 1999; Botelho, 2008). Portanto, segue que (3.31):

$$\varepsilon(t) = 1,3(10^{-37})T^{9,5}\sigma_{eq}^{3,0}t^{0,3} \quad (3.31)$$

onde σ_{eq} é a tensão equivalente (desviadora) dada em psi, T é a temperatura em Kelvin e t é o tempo expresso em horas. Aplicando-se os respectivos fatores de conversão para Pascal (1 psi \cong 6896,55 Pa) e segundos (1 h = 3600 s) nas

unidades de tensão e de tempo, bem como considerando a temperatura de referência¹⁰ de 86°C ($\cong 359,15$ K), são obtidos os valores dos parâmetros para a halita brasileira apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Lei de Potência – Parâmetros para halita brasileira.

Lei de Potência – Parâmetros para halita brasileira		
A	Multiplicador da Lei de Potência ($T = 86^\circ\text{C}$)	$6,40673(10^{-26})$
n	Expoente de tensão (tensão em Pa)	3,0
m	Expoente do tempo (tempo em s)	0,3

É importante ressaltar que o parâmetro A é referente à temperatura de 86 °C. Para outras temperaturas esse valor será diferente, embora o procedimento para sua determinação seja o mesmo. As demais variáveis não se alteram.

Parâmetros empíricos e resultados de sua aplicação em escavações e perfurações em rochas salinas brasileiras podem ser encontrados em Costa (1984) e D’Ellia (*op. cit.*).

A Lei de Potência já é disponibilizada no ABAQUS[®], sendo possível considerar o endurecimento por deformação ou por tempo. A segunda teoria é mais representativa nesse contexto, sendo representada pela taxa de deformação (ou velocidade de fluência, $\dot{\varepsilon}$) conforme segue (3.32):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = Am\sigma_{eq}^n t^{m-1} \quad (3.32)$$

Verifica-se que a temperatura não é variável explícita nessa formulação. Assim sendo, a parcela dessa foi acumulada no parâmetro A , de modo que a temperatura está sendo implicitamente considerada.

Adotando-se a notação do manual do programa ABAQUS[®], tem-se que (3.33):

$$\dot{\varepsilon} = \bar{A}\sigma_{eq}^n t^{\bar{m}} \quad (3.33)$$

verificando-se que $\bar{A} = Am$ e $\bar{m} = m - 1$.

Logo, no ABAQUS[®] a expressão para a taxa de deformação é (3.34):

$$\varepsilon(t) = 1,92202(10^{-26})\sigma_{eq}^{3,0} t^{-0,7} \quad (3.34)$$

na qual a tensão desviadora é expressa em Pascal e o tempo em segundos, para a temperatura de 86 °C.

¹⁰ Temperatura de referência para calibração do Modelo de Duplo Mecanismo, a partir de Costa *et al.* (2005).

A Lei de Potência simula adequadamente a fase primária da fluência, entretanto, não o faz para a fase secundária (ou permanente). Para problemas relacionados à perfuração de poços em rochas salinas, nos quais a taxa de fluência secundária é fundamental para antever a evolução das deformações, a Lei de Potência não é o modelo constitutivo mais adequado.

3.4.2.2. Modelo de Duplo Mecanismo

Os parâmetros do Modelo de Duplo Mecanismo para rochas salinas – halita, carnalita e taquidrita – podem ser encontrados em Poiate Jr. *et al.* (2006) e Poiate Jr. (2012). As propriedades adotadas para a halita nesse item foram retiradas de Poiate Jr. (2012) e estão apresentadas na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Modelo de Duplo Mecanismo – Parâmetros da halita brasileira (Poiate Jr., 2012).

Modelo de Duplo Mecanismo – Parâmetros para halita brasileira		
σ_0 (kPa)	Tensão de mudança de mecanismo (<i>Limite de Prandtl</i>)	9910,0
$\dot{\epsilon}_0$ (h ⁻¹)	Taxa de deformação de mudança de mecanismo	1,888 (10 ⁻⁶)
T_0 (°C)	Temperatura de mudança de mecanismo	86,0
n_1	Expoente de tensão para o deslizamento de discordâncias	3,36
n_2	Expoente de tensão para a solubilização por pressão	7,55
Q (kcal/mol)	Energia de ativação para ambos os mecanismos	12,0
R (kcal/mol.K)	Constante universal dos gases	1,9858 (10 ⁻³)

Com relação à Lei Visco-plástica de Mecanismos Múltiplos, parâmetros para halita, carnalita e silvinita podem ser encontrados em Frayne & Mraz (1991) e Mraz *et al.* (1991). Por serem modelos análogos, é possível intercambiar parâmetros fazendo os ajustes necessários quanto à normalização adotada (em relação à σ_0 ou K) e a temperatura de referência (T_0).

O Modelo de Duplo Mecanismo foi implementado na forma de sub-rotina “CREEP” em linguagem FORTRAN para utilização no ABAQUS® em pesquisas do Grupo de Geomecânica Computacional do Instituto Tecgraf. O código original, de autoria de Eulher Carvalho Chaves, foi adaptado para as aplicações apresentadas neste trabalho.

A aferição da sub-rotina consistiu na modelagem numérica da taxa de fluência secundária do ensaio triaxial apresentado por Costa *et al.* (2005) e na

análise de fechamento diâmetral de poço vertical (sintético) apresentada por Gonçalves (2011).

3.4.2.3. Modelo de Multi Mecanismo

Uma das contribuições desta pesquisa é a calibração do Modelo de Multi Mecanismo para utilização em halitas brasileiras. Para isso, foram utilizados os resultados experimentais obtidos em uma campanha de ensaios triaxiais de fluência executados em sais da formação Muribeca (Sergipe), em sua publicação mais recente (Poiate Jr., 2012).

Conforme explicado anteriormente, o Modelo de Multi Mecanismo requer 16 parâmetros além dos elásticos, entretanto nem todos os parâmetros variam com o tipo de rocha. Os parâmetros que variam de material para material, bem como sua influência nos resultados, são indicados na Figura 3.7.

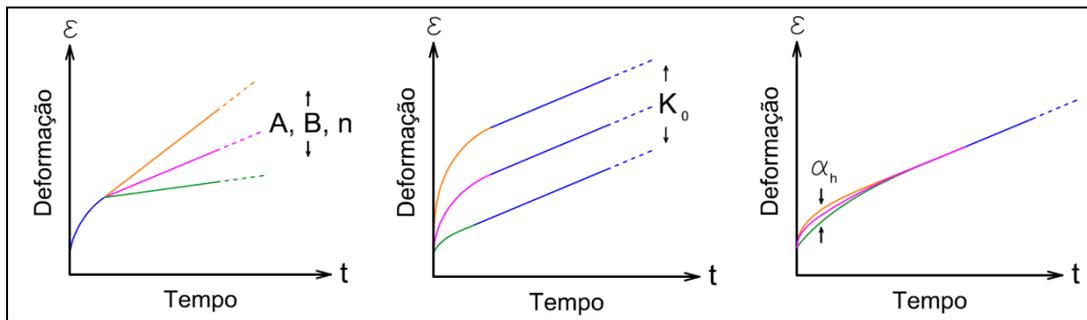


Figura 3.7 – Parâmetros do Modelo de Multi Mecanismo sensíveis ao material e influência nos resultados.

Segundo Munson (1999), esses parâmetros são os coeficientes dos mecanismos que atuam na fluência secundária (A_1 , B_1 , A_2 e B_2), o coeficiente da expressão empírica que estima o intercepto da reta de fluência secundária (K_0) e o fator de concavidade da curva representativa da fase primária da fluência (α_h).

A determinação desses parâmetros foi feita conforme a metodologia apresentada por Munson (1998, 1999). Embora a variação dos expoentes de tensão dos dois mecanismos irrestritos de fluência secundária (n_1 e n_2) não seja prevista pelo autor, a metodologia faz com que ocorra a variação dos expoentes com o tipo de material. Nessa etapa, foi considerada também a analogia com a calibração do Modelo de Duplo Mecanismo (Costa *et al.*, 2005).

Dando início à calibração propriamente dita, os dados experimentais dos ensaios de fluência realizados à temperatura constante de 86°C foram plotados no

mapa de mecanismos de deformação, conforme mostra a Figura 3.8. Esses dados consistem da tensão desviadora aplicada ao corpo de prova e da taxa de deformação na fase secundária da fluência verificada. Embora resultados de outras temperaturas também estejam disponíveis, optou-se por basear a calibração nessa temperatura, uma vez que nela é evidenciada uma interface bem definida entre mecanismos governantes e já originou a calibração do Modelo de Duplo Mecanismo.

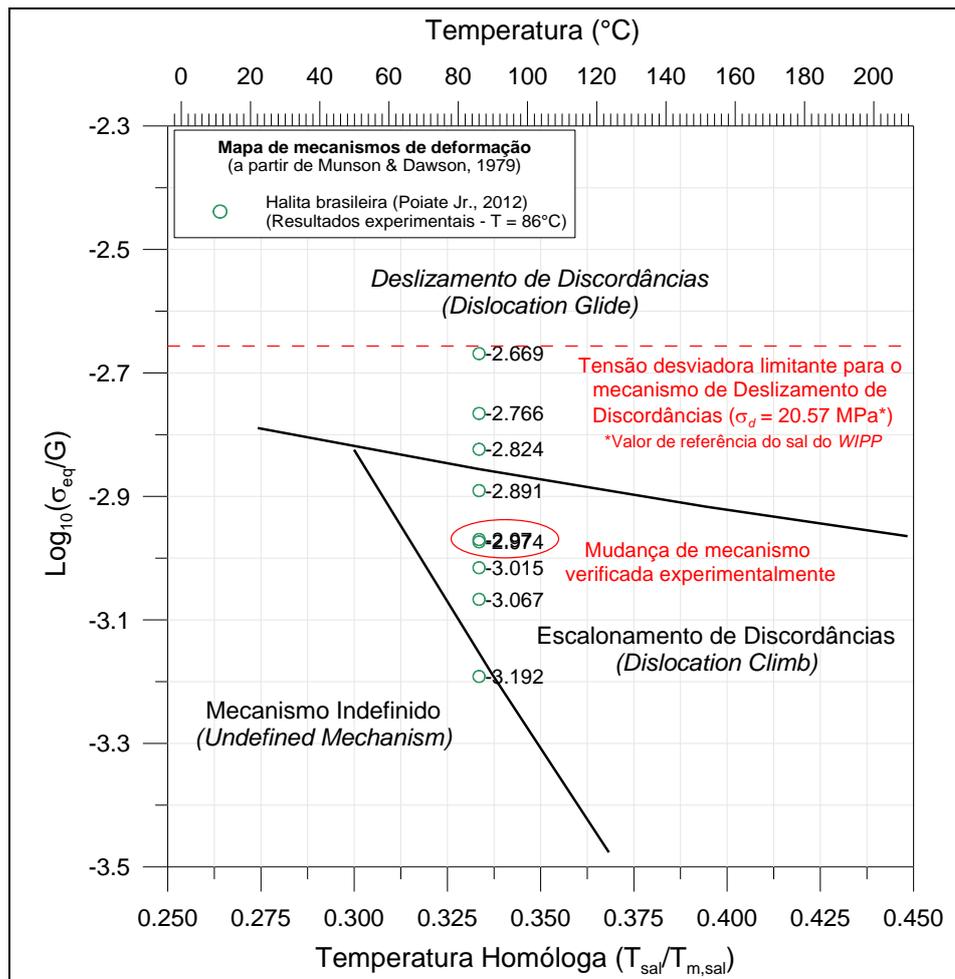


Figura 3.8 – Localização de taxas de deformação da halita brasileira no mapa de mecanismos de deformação.

A partir da Figura 3.8, observa-se que os resultados experimentais da halita brasileira concentraram-se próximos a uma tríplice fronteira entre os mecanismos governantes. Assumindo que a tensão desviadora limitante para o mecanismo de deslizamento de discordâncias (*Dislocation Glide* - *DGL*) seja o valor de referência da halita do WIPP ($\sigma_0 = 20,57 \text{ MPa}$), observa-se que somente um dos ensaios se aproximou do limite de atuação desse mecanismo, ficando os demais afastados.

Na região circulada, foi observada experimentalmente a mudança de mecanismo governante e essa região é utilizada como ponto de calibração para o Modelo de Duplo Mecanismo.

A partir das premissas expostas e do o posicionamento dos dados experimentais no mapa de mecanismos no qual é baseado o Modelo de Multi Mecanismo, assume-se que a fronteira indicada se refere à transição entre os mecanismos indefinido (*Undefined Mechanism*) e de escalonamento de discordâncias (*Dislocation Climb*).

É importante frisar que o mecanismo de deslizamento de discordâncias (*Dislocation Glide*) não está sendo omitido na fluência da halita brasileira, mas sua participação no conjunto de dados experimentais disponíveis está sendo incluída tacitamente no mecanismo de escalonamento. Essa hipótese é lastreada na descrição fenomenológica desse mecanismo por parte dos coautores do Modelo de Multi Mecanismo. Cita-se Fossum & Fredrich (2002, tradução nossa):

“Deslizamento com Escalonamento é frequentemente chamado somente de Escalonamento porque na realidade o processo ascensional governa a taxa de deformação apesar de a deformação plástica resultar do deslizamento.”

Ressalta-se ainda que a descrição fenomenológica e a formulação matemática do deslizamento de discordâncias não são unânimes entre os grupos de pesquisadores, de modo que outras interpretações devidamente fundamentadas com base em ensaios de laboratório ou de campo são possíveis.

Em sais com alta solubilidade, como carnalita e taquidrita, a predominância de mecanismos de deformação é diferente. A tendência é que mecanismos indefinidos e deslizamentos de contato entre grãos predominem (itens 2.5.2.8 e 2.5.2.6, respectivamente).

3.4.2.3.1. Parâmetros relacionados à fluência primária

Apresenta-se a metodologia para obtenção dos parâmetros relacionados à modelagem da fluência primária. Segundo Munson (1998), somente dois parâmetros variam de material para material: K_0 e α_h .

Conforme a Figura 3.7, o parâmetro K_0 será responsável pela translação do trecho reto da curva de fluência correspondente à fase secundária para o ajuste da

curva aos dados. Ou seja, a partir da taxa de fluência secundária, o parâmetro K_0 ajusta o valor final da deformação por fluência.

A partir da equação (3.23), mantendo-se os valores originais dos parâmetros teóricos m e c , para um dado estado de tensão, o parâmetro K_0 é obtido por retro-análise, a partir do intercepto da reta de fluência secundária com o eixo das ordenadas (ε_{FP}^*). Naturalmente, quanto maior for número de ensaios disponíveis, maior precisão no valor desse parâmetro será alcançada.

A Figura 3.9 reproduz dois ensaios triaxiais de fluência realizados em halita brasileira, de Costa *et al.* (2005).

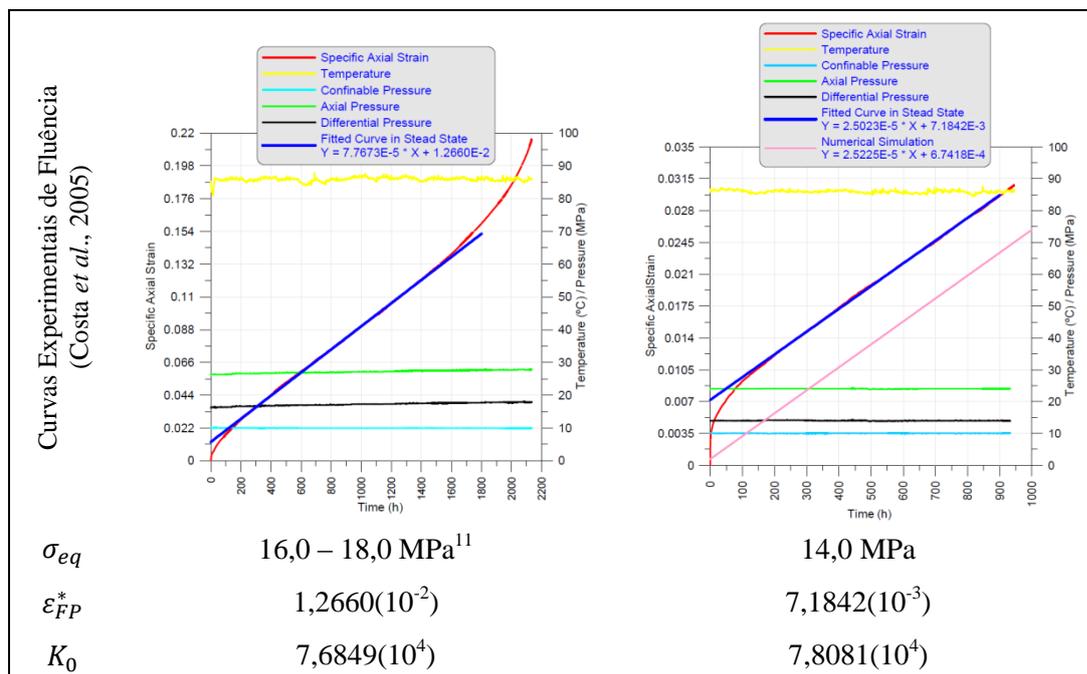


Figura 3.9 – Curvas experimentais de fluência para obtenção do parâmetro K_0 .

A partir dos resultados apresentados na Figura 3.9, adotou-se a média dos valores, $K_0 = 7,75(10^4)$.

O parâmetro α_h determina a concavidade da curva de fluência primária, conforme mostra a Figura 3.7. A observação de diversos resultados mostra que o valor desse parâmetro aumenta com a temperatura, estando normalmente situado no intervalo de -9 a -17. Adotou-se o valor de referência do *WIPP* ($\alpha_h = -17,37$).

¹¹ Para a determinação dos parâmetros do Modelo de Multi Mecanismo, foi adotado um valor médio de 17 MPa para a tensão desviadora deste ensaio.

3.4.2.3.2. Parâmetros relacionados à fluência secundária

- Determinação dos fatores estruturais (A_1 e A_2) e dos expoentes de tensão (n_1 e n_2) a partir da interpretação micromecânica de dados de laboratório:

A obtenção dos parâmetros relacionados à modelagem da fluência secundária a partir de resultados de ensaios de laboratório segue a metodologia apresentada por Munson (1998). Os dados experimentais são plotados em gráfico di-log, com a tensão desviadora normalizada pelo módulo de cisalhamento no eixo das abscissas e a taxa de fluência secundária no eixo das ordenadas (Figura 3.10).

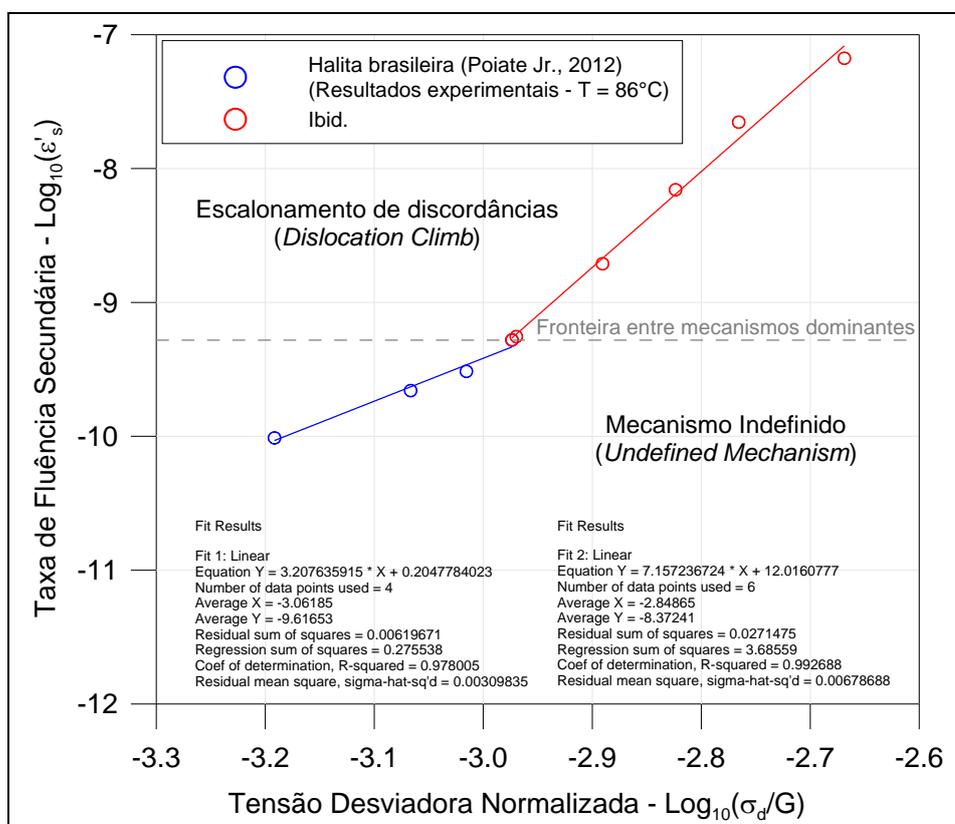


Figura 3.10 - Taxas de deformação da halita brasileira e as respectivas tensões desviadoras no mapa de mecanismos de deformação.

É traçada a reta de tendência dos dados em cada grupo de mecanismos identificado. O intercepto da reta com eixo das ordenadas (b) fornece o expoente (na base 10) do fator estrutural do mecanismo (A ou B) na temperatura analisada (T_0). A inclinação da reta é o expoente de tensões (n) do mecanismo.

Conforme observado na formulação do Modelo de Duplo Mecanismo (expressão 3.21), a generalização do fator estrutural para utilização em quaisquer temperaturas é feita multiplicando-se o valor pelo fator de ativação térmica,

considerando a temperatura de referência (da calibração, T_0), a temperatura analisada no problema geomecânico (T) e a energia de ativação envolvida no mecanismo (Q). Entende-se que essa mesma compreensão deve ser adotada. Uma vez que somente o efeito da temperatura analisada (T) é considerado nas equações dos mecanismos de fluência, na etapa de calibração a parcela de ativação térmica inerente à temperatura de referência (T_0) foi incluída. Dessa forma, os coeficientes são dados por (3.35):

$$A = 10^b \exp\left(\frac{Q}{RT_0}\right) \quad (3.35)$$

Foram adotadas as mesmas energias de ativação de referência do *WIPP*, a saber: $Q_1 = 104500,0$ J/mol para o escalonamento de discordâncias (*Dislocation Climb*) e $Q_2 = 41800,0$ J/mol para o mecanismo indefinido (*Undefined Mechanism*). Para a constante universal dos gases (R), foi adotado o valor de 8,314 J/mol.K.

Portanto, para a halita brasileira o fator estrutural e o expoente de tensão para o mecanismo de escalonamento de discordâncias (*Dislocation Climb*) são, respectivamente, $A_1 = 1,638(10^{27})$ s⁻¹ e $n_1 = 7,2$. Para o mecanismo indefinido (*Undefined Mechanism*), esses parâmetros são $A_2 = 1,924(10^6)$ s⁻¹ e $n_2 = 3,2$.

As energias de ativação apresentam grande variabilidade entre as rochas salinas e mecanismos aos quais estão associadas, de modo que os valores dessas energias em rochas salinas brasileiras requer maior investigação.

Para adoção do Modelo de Multi Mecanismo com esse conjunto de parâmetros será atribuída a terminologia “MMM-A”.

- Determinação dos fatores estruturais (A_1 e A_2) de expoentes de tensão fixados (n_1 e n_2) e do ajuste matemático de curvas sobre resultados experimentais:

A segunda alternativa para estimativa dos parâmetros de fluência secundária é o ajuste matemático de curvas sobre as taxas de fluência secundária de ensaios triaxiais de fluência em halita brasileira.

Admitindo que os expoentes de tensão dos mecanismos indefinido e de escalonamento de discordâncias de referência do *WIPP* podem ser adotados para a halita brasileira ($n_1 = 5,5$ e $n_2 = 5,0$, respectivamente), é possível obter os fatores estruturais A_1 e A_2 a partir da equação (3.22) para no mínimo dois ensaios com

tensão desviadora inferior a $\sigma_0 = 20,57$ MPa e com a fase secundária da fluência pronunciada.

$$\dot{\epsilon}_{FS} = A_1 \exp\left(\frac{-Q_1}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{G}\right)^{n_1} + A_2 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT}\right) \left(\frac{\sigma_{eq}}{G}\right)^{n_2} \quad (3.36)$$

A partir dos resultados experimentais apresentados na Figura 3.9, resolvendo-se a equação (3.36) com tolerância de 3,5%, o fator estrutural para o mecanismo de escalonamento de discordâncias vale $A_1 = 3,635(10^{22}) \text{ s}^{-1}$ e para o mecanismo indefinido vale $A_2 = 6,309(10^{10}) \text{ s}^{-1}$.

Para adoção do Modelo de Multi Mecanismo com esse conjunto de parâmetros será atribuída a terminologia “MMM-B”.

- Fatores estruturais do mecanismo de deslizamento de discordâncias (B_1 e B_2):

Na ausência de dados experimentais em condições de tensão e temperatura propícias ao mecanismo de deslizamento de discordâncias, foram adotados os parâmetros B_1 e B_2 do *Big Hill Salt*, da porção *on-shore* do Golfo do México, cujo comportamento é considerado comparável com o das halitas brasileiras (Poiate Jr., 2012).

Portanto, os fatores estruturais desse mecanismo são $B_1 = 9,981(10^6) \text{ s}^{-1}$ e $B_2 = 4,976(10^{-2}) \text{ s}^{-1}$.

3.4.2.3.3. Resumo da calibração

A Tabela 3.5 resume os parâmetros do Modelo de Multi Mecanismo determinados para a halita brasileira.

Verifica-se que o conjunto de parâmetros de fluência secundária (A_1 , n_1 , A_2 e n_2) obtidos a partir da interpretação micromecânica de dados de laboratório (MMM-A) distanciou-se marcadamente dos valores típicos dos domos salinos do Golfo do México e do sal do *WIPP*. A metodologia para obtenção dos parâmetros a partir de dados experimentais apresentada por Munson (1998) é extremamente sensível ao ajuste das retas de tendência nos pontos. Conforme será demonstrado no capítulo 5, esse conjunto de parâmetros produziu excelentes ajustes a dados experimentais.

Tabela 3.5 – Modelo de Multi Mecanismo – Parâmetros da halita brasileira.

Modelo de Multi Mecanismo - Parâmetros para halita brasileira			
Mecanismo de Escalonamento de Discordâncias (<i>Dislocation Climb</i>)			
		MMM-A	MMM-B
A_1 (s ⁻¹)	Fator estrutural do sal relacionado ao mecanismo	1,638 (10 ²⁷)*	3,635 (10 ²²)**
Q_1 (J/mol)	Energia de ativação - Difusão atômica relacionada ao mecanismo***	104500,0	
n_1	Expoente de tensão - Processo atômico relacionado ao mecanismo	7,2*	5,5****
Mecanismo Indefinido (<i>Undefined Mechanism</i>)			
A_2 (s ⁻¹)	Fator estrutural do sal relacionado ao mecanismo	1,924 (10 ⁶)*	6,309 (10 ¹⁰)**
Q_2 (J/mol)	Energia de ativação - Difusão atômica relacionada ao mecanismo***	41800,0	
n_2	Expoente de tensão - Processo atômico relacionado ao mecanismo	3,2*	5,0****
Mecanismo de Deslizamento de Discordâncias (<i>Dislocation Glide</i>)			
σ_0 (MPa)	Tensão limitante para esse tipo de mecanismo***	20,57	
q	Constante de tensão***	5335,0	
B_1 (s ⁻¹)	Fator estrutural do sal relacionado ao mecanismo***	9,981 (10 ⁶)	
B_2 (s ⁻¹)	Fator estrutural do sal relacionado ao mecanismo***	4,976 (10 ⁻²)	
Modelagem da Fluência Primária			
m	Constante teórica***	3,0	
K_0	Fator limitante de fluência primária*	7,750 (10 ⁴)	
c (K ⁻¹)	Constante relacionada ao processo de ativação***	0,009198	
Endurecimento e Amolecimento			
α_h	Parâmetros de endurecimento****	-17,37	
β_h		-7,738	
δ	Parâmetro de amolecimento***	0,58	
Constante universal dos gases (R) = 8,314 J/mol.K * Calibrado pelo autor a partir de dados experimentais de Costa <i>et al.</i> (2005) e Poiate Jr. (2012); ** Calibrado pelo autor a partir de ajuste matemático de curvas fixando os expoentes de tensão n_1 e n_2 ; *** Parâmetro do <i>Big Hill Salt</i> , a partir de Munson (1999); **** Parâmetro do <i>WIPP Salt</i> , a partir de Munson (1999).			

O fato dos valores estarem fora dos respectivos intervalos típicos não significa que os valores encontrados não sejam válidos, haja vista a sensibilidade da metodologia, a escassez de dados experimentais e, especialmente, o fato de que esses parâmetros não são intrínsecos aos materiais – ao contrário de parâmetros como peso específico, porosidade e similares –, mas sim coeficientes para ajuste de curva.

O Modelo de Multi Mecanismo foi implementado no âmbito deste trabalho na forma de sub-rotina “CREEP” em linguagem FORTRAN para utilização no ABAQUS®.

O sistema formado pelas equações (3.24) e (3.25) para a evolução do parâmetro ζ foi resolvido pelo método explícito de Euler (Munson, 1999), inicializando-o com valor nulo. Segundo essa aproximação pode-se escrever (3.37):

$$\dot{\zeta} = \frac{\partial \zeta}{\partial t} = (F - 1)\dot{\epsilon}_{FS} \approx \frac{\Delta \zeta}{\Delta t} \quad (3.37)$$

Logo, tem-se que (3.38):

$$\zeta_{i+1} = \zeta_i + (F_i + 1)\dot{\epsilon}_{FS}\Delta t_i \quad (3.38)$$

A aferição do código consistiu na reprodução das modelagens numéricas de ensaios triaxiais de fluência realizados em amostras de rochas salinas da porção *on-shore* do Golfo do México (Munson, 1999), com comportamento comparável ao da halita brasileira; e de um modelo sintético de poço revestido (Fossum & Fredrich, 2007).