

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ALAGOAS
CENTRO DE TECNOLOGIA
CURSO DE ENGENHARIA CIVIL

OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

**ESTUDO NUMÉRICO DE ENSAIOS TRIAXIAIS APLICADO À
PERFURAÇÃO DE POÇOS EM ROCHAS SALINAS**

MACEIÓ
2021

OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

**ESTUDO NUMÉRICO DE ENSAIOS TRIAXIAIS APLICADO À
PERFURAÇÃO DE POÇOS EM ROCHAS SALINAS**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Colegiado do Curso de Engenharia Civil do Centro de Tecnologia da Universidade Federal de Alagoas - CTEC/UFAL, como requisito para a obtenção do título de Bacharel em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Dr. William Wagner Matos Lira

Coorientador: M.^a Catarina Nogueira de Araújo Fernandes

MACEIÓ
2021

Folha de Aprovação

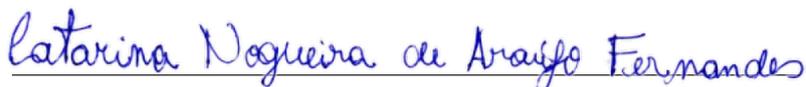
AUTOR: OTÁVIO BRUNO DE ARAÚJO RODRIGUES

Estudo Numérico de Ensaio Triaxiais Aplicado à Perfuração de Poços em Rochas Salinas. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Civil, da Universidade Federal de Alagoas.

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado ao Colegiado do Curso de Engenharia Civil da Universidade Federal de Alagoas, como parte dos requisitos para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Civil e aprovada em 20 de Janeiro de 2021.

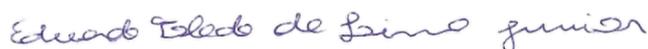


Prof. Dr. William Wagner Matos Lira (Orientador)
Universidade Federal de Alagoas

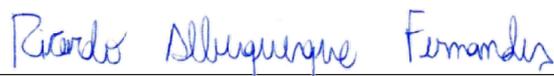


M.a Catarina Nogueira de Araújo Fernandes (Coorientadora)
Universidade Federal de Alagoas

Banca Examinadora:



Prof. Dr. Eduardo Toledo de Lima Junior (Examinador Interno)
Universidade Federal de Alagoas



M.e Ricardo Albuquerque Fernandes (Examinador Interno)
Universidade Federal de Alagoas

AGRADECIMENTOS

A Deus, por estar comigo durante toda essa trajetória guiando-me e concedendo-me força nos momentos de dificuldades.

Aos meus pais, pela educação que me foi dada e por todo apoio e conselhos em todas as minhas decisões.

Aos meus irmãos e sobrinho, pelos momentos de alegria os quais sempre renovavam meu ânimo.

Aos meus orientadores, Catarina Fernandes e William Lira, por todo apoio, atenção e incentivo durante a realização deste trabalho.

Aos meus colegas de turma, pelos momentos de descontração os quais tornaram o ambiente da graduação mais leve.

Aos professores do curso de Engenharia Civil da UFAL, por todo conhecimento repassado.

Ao LCCV/UFAL, pela estrutura fornecida para realização deste trabalho.

A todos, que de alguma forma contribuíram para este trabalho.

RESUMO

RODRIGUES, Otávio Bruno de Araújo. Estudo numérico de ensaios triaxiais aplicado à perfuração de poços em rochas salinas. 2021. 49 f. Trabalho de Conclusão de Curso – Curso de Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas. Maceió, 2021.

Este trabalho apresenta um estudo numérico de ensaios triaxiais aplicado à perfuração de poços em rochas salinas por meio do Método dos Elementos Finitos. A descoberta do pré-sal trouxe inúmeros desafios para a indústria do petróleo no Brasil, incluindo a necessidade da perfuração de poços em espessas camadas de rochas salinas. Essas rochas possuem permeabilidade e porosidade quase nulas, facilitando o confinamento de hidrocarbonetos. Todavia, também apresentam o fenômeno da fluência que pode causar o fechamento do poço durante sua perfuração. Assim, a elaboração de modelos constitutivos de fluência para rochas salinas e a sua calibração a partir de resultados de ensaios triaxiais é importante, pois esses modelos são utilizados em simulações computacionais da perfuração de poços através dessas rochas. Um dos principais modelos constitutivos aplicados aos sais brasileiros é o mecanismo duplo de deformação, que considera apenas a fluência secundária. São encontrados na literatura modelos que enriquecem o mecanismo duplo, propondo alternativas para descrever a fluência primária. Nesse contexto, observa-se que os modelos constitutivos aplicados aos sais brasileiros não consideram a fluência terciária, levando a deformações subestimadas, principalmente, em cenários de deformações mais elevadas. No estudo da fluência terciária, é comum a introdução de uma variável de dano. Além disso, em ensaios triaxiais sob determinados níveis de tensões confinante e desviadora, esses modelos não reproduzem bem o comportamento experimental, mesmo para a fluência primária e secundária. Para atingir o objetivo proposto, a metodologia adotada é baseada em quatro macroetapas: i) estudos de modelos constitutivos para rochas salinas calibrados a sais brasileiros e com dano acoplado; ii) modelagem numérica de ensaios triaxiais; iii) implementação e verificação de modelos constitutivos para rochas salinas; iv) aplicação dos modelos constitutivos implementados. A partir dos estudos realizados, é identificado um modelo constitutivo com potencial para suprir as deficiências dos modelos utilizados em rochas salinas brasileiras. A principal contribuição deste trabalho é a comparação de diferentes modelos constitutivos para rochas salinas na modelagem computacional de diferentes cenários de ensaios triaxiais.

Palavras-chave: Ensaios triaxiais. Rochas salinas. Fluência. Dano.

ABSTRACT

RODRIGUES, Otávio Bruno de Araújo. Numerical study about triaxial creep tests applied to wellbore drilling in salt rocks. 2021. 49 f. Trabalho de Conclusão de Curso – Curso de Engenharia Civil, Universidade Federal de Alagoas. Maceió, 2021.

This work presents a numerical study about triaxial creep tests applied to wellbore drilling in salt rocks using the Finite Element Method. The discovery of the pre-salt brought numerous challenges to the oil industry in Brazil, including the need to drill wellbores in thick layers of salt rocks. These rocks have almost zero permeability and porosity, facilitating the containment of hydrocarbons. However, they also present the creep phenomenon that can cause the wellbore closure during drilling. Thus, the development of constitutive creep models for salt rocks and their calibration from the results of triaxial creep tests is important, as these models are used in computer simulations of drilling wellbores through these rocks. One of the main constitutive models applied to Brazilian salts is the double mechanism of deformation that considers only steady-state creep. Models are found in the literature that enrich the double mechanism, proposing alternatives to describe transient creep. In this context, it is observed that the constitutive models applied to Brazilian salts do not consider accelerative creep, leading to underestimated strains, mainly in higher strains scenarios. In the study of accelerative creep, it is common to introduce a damage variable. In addition, triaxial creep tests under certain levels of confining and deviatoric stresses, these models do not reproduce the experimental behavior well, even for transient and steady-state creep. To achieve the proposed objective, the methodology adopted is based on four macro steps: i) studies of constitutive models for salt rocks calibrated to Brazilian salts and with coupled damage; ii) numerical modeling of triaxial creep tests; iii) implementation and verification of constitutive models for salt rocks; iv) application of the implemented constitutive models. Based on the studies carried out, a constitutive model with potential to address the deficiencies of the models used in Brazilian salt rocks is identified. The main contribution of this work is the comparison of different constitutive models for salt rocks in the computational modeling of different scenarios of triaxial creep tests.

Keywords: Triaxial creep tests. Salt rocks. Creep. Damage.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Representação do Pré-sal.	1
Figura 1.2 – Fechamento de poço durante sua perfuração.	2
Figura 1.3 – Região arrombada de um poço devido à deformação excessiva.	2
Figura 1.4 – Testemunhos de rochas salinas brasileiras.	3
Figura 1.5 – Amostra de halita e modelagem numérica de ensaio triaxial.	3
Figura 1.6 – Fluxograma da metodologia do trabalho.	6
Figura 2.1 – Fases da fluência.	8
Figura 2.2 – Resultados numérico e experimental de um ensaio triaxial em uma amostra de halita.	10
Figura 2.3 – Curva obtida a partir de ensaios triaxiais para a taxa de deformação na fluência secundária sob diferentes tensões desviadoras.	10
Figura 2.4 – Comparação dos modelos EDMT, EDMP, mecanismo duplo (DM) e lei da potência de Norton (PL) a partir de um ensaio numérico triaxial.	13
Figura 2.5 – Ensaio triaxiais.	17
Figura 2.6 – Comparação da fluência do sal WIPP a partir dos dados experimentais e do MDCF.	18
Figura 3.1 – Modelagem axissimétrica de ensaio triaxial.	20
Figura 3.2 – Passos da modelagem numérica de ensaio triaxial.	21
Figura 3.3 – Malha de elementos finitos para o ensaio triaxial em halita brasileira.	22
Figura 3.4 – Campo de deformação axial no ensaio triaxial após 1000 horas.	22
Figura 3.5 – Deformações axiais no ensaio triaxial através do mecanismo duplo.	23
Figura 3.6 – Fluxograma da subrotina do modelo EDMT.	24
Figura 3.7 – Fluxograma da subrotina do modelo EDMP.	25
Figura 3.8 – Fluxograma da subrotina do MDCF.	26
Figura 4.1 – Deformações axiais nas simulações de ensaios triaxiais através do EDMT.	29
Figura 4.2 – Erro em módulo na estimativa das deformações axiais nas simulações C e D pelo EDMT.	29
Figura 4.3 – Deformações axiais nas simulações de ensaios triaxiais através do EDMP.	30
Figura 4.4 – Erro em módulo na estimativa da deformação axial na simulação B pelo EDMP.	31
Figura 4.5 – Malha de elementos finitos para o ensaio triaxial de uma amostra do sal WIPP puro.	32
Figura 4.6 – Deformações axiais e volumétricas nas simulações de ensaios triaxiais através do MDCF: a) TC01 e TC04; b) TC02 e TC03.	33
Figura 4.7 – Evolução do dano em simulações de ensaios triaxiais via MDCF.	34

Figura 4.8 – Taxas de deformação e função transiente em relação ao dano na simulação TC01: a) Taxa de deformação; b) Função transiente.	34
Figura 4.9 – Taxas de deformação em regime permanente em função da tensão de confinamento sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.	35
Figura 4.10 – Taxas de deformação em regime permanente, via EDMT e EDMP, pela tensão confinante sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.	36
Figura 4.11 – Taxas de deformação mínima, para halita brasileira e sal WIPP, em função das tensões confinantes sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.	37
Figura 4.12 – Comparação entre as halitas americanas e brasileira.	38
Figura 4.13 – Deformações axiais em halita brasileira e sal WIPP a partir dos modelos EDMT, EDMP e MDCE, respectivamente.	38
Figura 4.14 – Taxa de deformação axial a partir dos modelos EDMP e EDMT.	39
Figura 4.15 – Ajuste de dados para obtenção da taxa de deformação durante a fluência secundária na halita brasileira.	40
Figura 4.16 – Curva de fluência com regime terciário em halita brasileira.	41
Figura 4.17 – Simulação C de ensaio triaxial a partir dos modelos híbridos.	43
Figura 4.18 – Simulação D de ensaio triaxial a partir dos modelo híbridos.	43
Figura 4.19 – Simulação C de ensaio triaxial a partir do modelo híbrido B modificado. . .	44

LISTA DE QUADROS

Quadro 1 – Resumo sobre os modelos constitutivos estudados.	19
---	----

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Parâmetros elásticos e do mecanismo duplo para halita brasileira.	21
Tabela 4.1 – Simulações numéricas de ensaios triaxiais para verificação do EDMT e EDMP.	27
Tabela 4.2 – Propriedades elásticas e do mecanismo duplo para halita brasileira.	28
Tabela 4.3 – Parâmetros do EDMT para halita brasileira.	28
Tabela 4.4 – Parâmetros do EDMP para halita brasileira.	30
Tabela 4.5 – Simulações numéricas de ensaios triaxiais para verificação do MDCE.	31
Tabela 4.6 – Propriedades elásticas e parâmetros do multimecanismo de deformação para o sal WIPP puro.	32
Tabela 4.7 – Parâmetros do modelo de dano para o sal WIPP puro.	33
Tabela 4.8 – Taxas de deformação em regime permanente.	40
Tabela 4.9 – Propriedades elásticas e do multimecanismo de deformação para os modelos híbridos A e B.	42

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

EDMP	Mecanismo duplo enriquecido usando uma lei de potência (<i>Enhanced double-mechanism using a power law function</i>)
EDMT	Mecanismo duplo enriquecido usando uma função transiente (<i>Enhanced double-mechanism using a transient function</i>)
MD	Multimecanismo de deformação (<i>Multimechanism deformation</i>)
MDCF	Multimecanismo de deformação com fratura acoplada (<i>Multimechanism deformation coupled fracture</i>)

LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\varepsilon}_{ss}$	Taxa de deformação em regime permanente do mecanismo duplo
$\dot{\varepsilon}_0$	Taxa de deformação de referência
σ_{ef}	Tensão efetiva
σ_0	Tensão efetiva de referência
T_0	Temperatura de referência
Q	Energia de ativação
R	Constante universal dos gases
T	Temperatura
n	Expoente de tensão
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação primária/secundária dos modelos EDMT ou EDMP
F	Função transiente
ζ	Variável interna isotrópica de endurecimento
ε_t^*	Interseção da fase secundária da fluência no eixo das ordenadas
δ	Parâmetro de amolecimento
Δ	Parâmetro de endurecimento
α_h, β_h	Parâmetros obtidos por ajuste
G	Módulo de elasticidade transversal
σ_d	Tensão desviadora
K_0	Parâmetro transiente
c	Constante teórica
l	Fator de potência inteiro
$\dot{\varepsilon}_t$	Taxa de deformação da lei da potência de Norton
A	Multiplicador da lei de potência
t	Tempo
v, p, m	Constantes empíricas
σ_{eq}	Tensão equivalente de von Mises
$\dot{\varepsilon}_{ij}^I$	Componentes de taxas de deformação inelástica
σ_{ij}	Componentes de tensões
σ_{eq}^c	Tensão equivalente para o mecanismo de discordância
$\dot{\varepsilon}_{eq}^c$	Taxa de deformação equivalente inelástica para o mecanismo de discordância
σ_{eq}^ω	Tensão equivalente para o fluxo induzido pelo dano
$\dot{\varepsilon}_{eq}^\omega$	Taxa de deformação equivalente inelástica para o fluxo induzido pelo dano
σ_1	Tensão principal máxima
σ_3	Tensão principal mínima
I_1	Primeiro invariante do tensor de Cauchy
x_{is}	Constantes do material

$sgn()$	Função sinal
$H()$	Função degrau
$\dot{\epsilon}_s$	Taxa de deformação secundária do fluxo de discordância do MDCF
$\dot{\epsilon}_{si}$	Taxa de deformação dos mecanismos de discordância independentes
A_i, B_i	Constantes
Q_i	Energias de ativação
n_i	Expoentes de tensão
q	Tensão constante
ω	Variável de dano
σ_0	Tensão limite do mecanismo de escorregamento
Δ	Parâmetro de <i>work-hardening</i> do MDCF
δ	Parâmetro de <i>recovery</i> do MDCF
ζ	Variável de endurecimento do MDCF
ϵ_t^*	Deformação transiente limite do MDCF
K_0, c, m	Constantes do MDCF
F_ω	Função transiente para o fluxo inelástico induzido pelo dano
$\dot{\epsilon}_s^\omega$	Taxa de deformação para o fluxo induzido pelo dano durante a fluência secundária
c_0, c_2, c_3, c_4, c_5	Constantes do material
n_3	Constante do material
ω_0	Valor inicial da variável de dano
x_3, x_4, x_5	Constantes do material
$h(\omega, T, I_1)$	Função de recristalização
s_{ij}	Componentes de tensões desviadoras
δ_{ij}	Delta de Kronecker
t_{ij}	Componentes do desviador do quadrado da tensão desviadora
J_2	Segundo invariante do tensor desviador
ψ	Ângulo de Lode
J_3	Terceiro invariante do tensor desviador
x_8	Constante do material
$\dot{\epsilon}_{kk}$	Taxa de deformação volumétrica
E	Módulo de elasticidade longitudinal
ν	Coefficiente de Poisson
$\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$	Incremento de deformação equivalente desviadora
$\Delta \bar{\epsilon}^{sw}$	Incremento de deformação equivalente volumétrica
\mathbf{R}	Matriz diagonal
Δt	Incremento de tempo
$KINC$	Número do incremento

SUMÁRIO

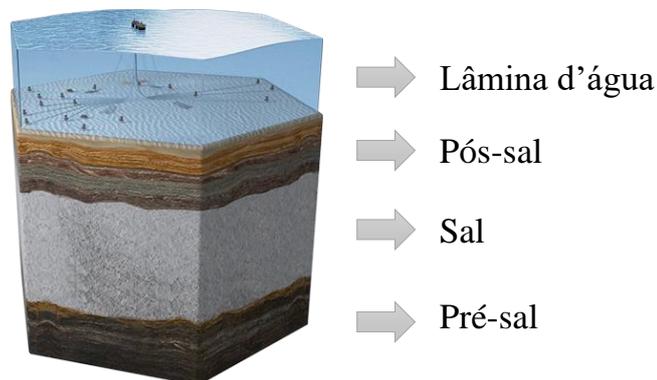
1	INTRODUÇÃO	1
1.1	JUSTIFICATIVA	5
1.2	OBJETIVOS	5
1.3	METODOLOGIA	6
1.4	DELIMITAÇÃO DO TRABALHO	7
2	REFERENCIAL TEÓRICO	8
2.1	FLUÊNCIA	8
2.2	MODELO DO MECANISMO DUPLO DE DEFORMAÇÃO	9
2.3	MODELOS EDMT E EDMP	11
2.4	MODELO MDCF	13
2.4.1	TENSÕES EQUIVALENTES	14
2.4.2	EQUAÇÃO CINÉTICA PARA O FLUXO DE DISCORDÂNCIA	14
2.4.3	EQUAÇÃO CINÉTICA PARA O FLUXO INDUZIDO PELO DANO	15
2.4.4	LEI DE FLUXO	16
3	MODELAGEM COMPUTACIONAL	20
3.1	MODELAGEM NUMÉRICA DE ENSAIOS TRIAXIAIS	20
3.2	IMPLEMENTAÇÃO DE MODELOS CONSTITUTIVOS	23
3.2.1	EDMT	24
3.2.2	EDMP	24
3.2.3	MDCF	25
4	APLICAÇÕES	27
4.1	VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DE MODELOS CONSTITUTIVOS	27
4.1.1	EDMT	27
4.1.2	EDMP	29
4.1.3	MDCF	31
4.2	EFEITO DAS TENSÕES CONFINANTES NOS ENSAIOS TRIAXIAIS	35
4.3	HALITA BRASILEIRA X HALITAS EUA	37
4.4	ENSAIO TRIAXIAL COM FLUÊNCIA TERCIÁRIA EM HALITA BRASILEIRA	40
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	45
	Referências	47

1 INTRODUÇÃO

Com a descoberta do pré-sal e o desenvolvimento de novas tecnologias aplicadas à perfuração de poços, as empresas exploradoras de petróleo e gás brasileiras tiveram um grande avanço em produtividade. Segundo a Petrobras (2020), em 1984 foram produzidos 500 mil barris/dia com 4108 poços em funcionamento, todos eles localizados na região do pós-sal. Com o surgimento de reservatórios localizados no pré-sal, em 2018 foram produzidos 1,5 milhões de barris/dia com apenas 77 poços em funcionamento nessas regiões. Isso significa que a produção de barris foi triplicada com uma redução de 98,13% na quantidade de poços.

O pré-sal consiste em um conjunto de rochas sedimentares formadas há milhões de anos, após a separação dos continentes hoje denominados América e África. Devido a essa separação, houve a formação de depressões e o acúmulo de matéria orgânica que posteriormente foi coberta pelas águas do oceano (PETROBRAS, 2020). Com isso, formaram-se camadas de rochas salinas (evaporitos) com espessuras da ordem de 2000 m, conforme ilustrado na Figura 1.1.

Figura 1.1 – Representação do Pré-sal.



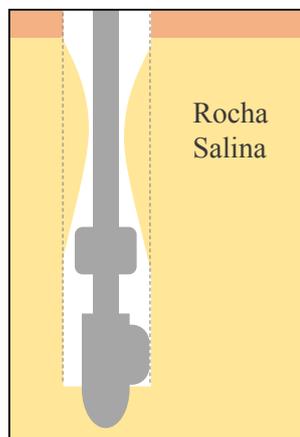
Fonte: Modificado de Petrobras (2020).

As rochas salinas apresentam porosidade e permeabilidade nulas (ou muito próximas disto), logo, são praticamente impermeáveis (COSTA; POIATE JR., 2008). Neste sentido, a presença dessas rochas na estratigrafia de uma região favorece a formação de reservatórios com hidrocarbonetos, uma vez que funcionam como estruturas selantes. Por outro lado, tais rochas apresentam o fenômeno da fluência ou *creep*, isto é, deformação lenta sob tensão constante. Quando a temperatura também é constante, a fluência é dividida em três fases: primária, secundária e terciária. A fluência no sal é influenciada sensivelmente pela espessura da camada salina, temperatura, composição mineralógica, teor de água, presença de impurezas e tensão desviadora aplicada (POIATE JR. et al., 2006).

Segundo Falcão et al. (2007), a fluência apresentada pelas rochas salinas pode causar o fechamento do poço durante sua perfuração e, mesmo após o poço ser revestido, a evolução da

deformação por fluência pode continuar e causar até o colapso do revestimento. Na Figura 1.2, é ilustrado o fechamento de um poço durante sua perfuração.

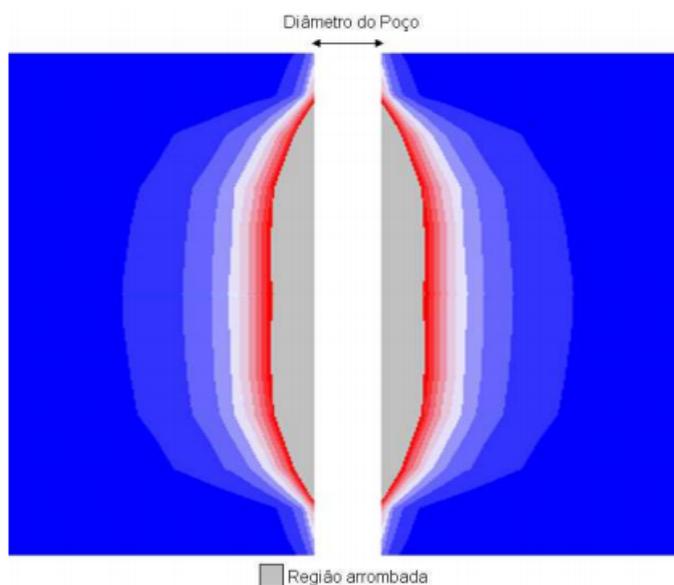
Figura 1.2 – Fechamento de poço durante sua perfuração.



Fonte: Autor (2021).

Outro problema associado à fluência das rochas salinas em poços é o seu arrombamento. De acordo com Poiate Jr. (2012), tal fenômeno pode ser causado pelo excesso de deformação por fluência e ocorre diferentemente nos evaporitos, podendo causar irregularidades no cáliper ao longo do poço, prejudicar o carregamento dos cascalhos e ocasionar prisões de colunas de perfuração por má limpeza do anular, além da formação de batentes. Na Figura 1.3, é apresentada a região arrombada de um poço a partir de sua simulação com um fluido de perfuração com peso menor que o recomendado.

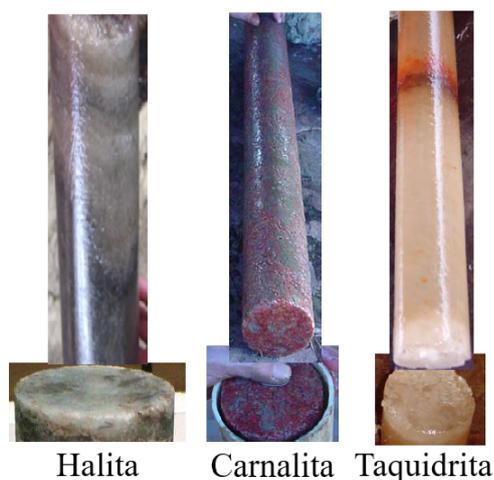
Figura 1.3 – Região arrombada de um poço devido à deformação excessiva.



Fonte: Poiate Jr. (2012).

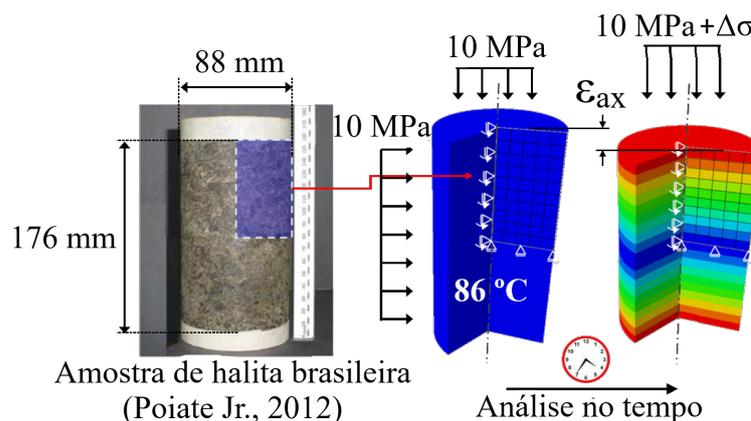
Para modelar computacionalmente o efeito da fluência, é necessário utilizar leis constitutivas que regem tal fenômeno. Geralmente, tais leis são obtidas através da realização de ensaios triaxiais em amostras de sal extraídas de testemunhos de rochas. Na Figura 1.4, são apresentados testemunhos das rochas salinas: halita, carnalita e taquidrita, coletados em poços localizados em Sergipe. De acordo com Poiate Jr. et al. (2006), foram necessários procedimentos especiais de testemunhagem, de armazenamento e de testes nas amostras, devido à alta higroscopia do sal. A Figura 1.5 ilustra uma amostra de halita utilizada em um ensaio triaxial e como pode funcionar a modelagem numérica deste.

Figura 1.4 – Testemunhos de rochas salinas brasileiras.



Fonte: Modificado de Poiate Jr. et al. (2006).

Figura 1.5 – Amostra de halita e modelagem numérica de ensaio triaxial.



Fonte: Modificado de Firme et al. (2016).

Na literatura são encontradas diversas leis constitutivas de fluência desenvolvidas para rochas salinas com diferentes finalidades. Munson e Dawson (1979) propuseram o modelo do multimecanismo de deformação (*Multimechanism Deformation*, (MD)), o qual considera a fluência secundária a partir de três mecanismos: escalonamento de discordância (*dislocation*

climb), deslizamento de discordância (*dislocation glide*) e mecanismo indefinido (*undefined mechanism*). A fluência primária é modelada por meio da incorporação de uma função transiente a estes mecanismos. Trata-se de um modelo bastante sofisticado, cujos resultados numéricos de ensaios triaxiais em rochas salinas foram bastante adequados aos resultados experimentais. Chan et al. (1992) elaboraram o modelo do multimecanismo de deformação com fratura acoplada (*Multimechanism Deformation Coupled Fracture*, (MDCF)), o qual é uma extensão do multimecanismo de deformação (MUNSON; DAWSON, 1984) e considera o dano induzido por fluência na forma de microfissuras e vazios, permitindo modelar a curva completa de fluência, ou seja, incluindo a fluência terciária. Chan et al. (1994) realizaram a revisão do MDCF e o utilizaram para obter a resposta de fluência e a evolução do dano através de ensaios triaxiais em rochas salinas sob tensão desviadora e temperatura constantes, e diferentes tensões confinantes. Cristescu (1993) propôs um modelo geral para a fluência primária e secundária em rochas salinas. Esse modelo foi usado por Nicolae (1999), porém considerando apenas a fluência primária na análise das tensões ao longo da escavação horizontal de minas de sal. Wang (2004) propôs um modelo de dano por fluência para rochas salinas, cuja deformação possui parcelas devido às fluências primária e secundária e devido ao dano para o estudo da estabilidade e da deformação de cavernas salinas a fim de armazenar gás natural. Zhou et al. (2018) desenvolveram um modelo de dano por fluência para rochas salinas baseado em derivadas fracionárias, tendo em vista o uso de rochas salinas para disposição de resíduos radioativos, onde a deformação total é a combinação das deformações durante as fluências primária e secundária e devido ao dano. Wu et al. (2019) coletaram amostras de rochas salinas durante a perfuração da mina Wangchu 1#, no campo de óleo Jiangnan na China, e criaram um modelo de dano não linear por fluência para rochas salinas que considera as fluências primária, secundária e terciária. Vale mencionar que essa lei é bastante limitada por ter sido elaborada para reproduzir um ensaio uniaxial.

Na literatura, também há leis constitutivas aplicadas a sais brasileiros. Costa et al. (2005a) desenvolveram um modelo de fluência para rochas salinas aplicado na perfuração de poços da Bacia de Campos. Para tanto, foram realizados ensaios triaxiais em amostras de rochas salinas obtidas a partir de poços em Sergipe. Com base nesses ensaios, foi desenvolvido o modelo do mecanismo duplo de deformação, o qual é uma simplificação do modelo de Munson e Devries (1991) e considera apenas o regime secundário de fluência. Firme (2013) e Firme et al. (2016), através de duas metodologias, calibraram o multimecanismo de deformação para halita brasileira e apresentaram simulações numéricas de ensaios triaxiais, poços verticais e galerias para validação dos parâmetros e das metodologias adotadas. Firme et al. (2018), a fim de modelar a fluência primária, realizaram o enriquecimento do mecanismo duplo de deformação, criando os modelos EDMT (*Enhanced Double-mechanism Law using a Transient Function*) e EDMP (*Enhanced Double-mechanism using a Power Law*). O primeiro modelo acopla a função transiente proposta pelo modelo do multimecanismo de deformação de Munson e Dawson (1979) ao mecanismo duplo. O segundo modelo acopla o mecanismo duplo de deformação à lei de potência de Norton, quando a taxa de deformação dada por este último permanece inferior a do

primeiro.

1.1 JUSTIFICATIVA

Na Bacia de Campos, localizada no Brasil, muitos poços profundos têm sido perfurados em rochas salinas. Até a década de 90, a ausência de modelos para previsão do comportamento do sal, sob altas temperaturas e pressão, gerou altos custos de perfuração e o abandono de poços (POIATE JR. et al., 2006 apud OLIVEIRA et al., 1985). Os custos de perfuração de apenas um poço exploratório marítimo (*offshore*) são da ordem de US\$ 50 milhões, portanto, se problemas operacionais ocorrerem, estes custos podem ser até triplicados (POIATE JR., 2012). Dessa forma, a realização de simulações computacionais sobre o comportamento das rochas salinas durante a perfuração de poços, a partir de modelos constitutivos adequados, é de suma importância para evitar problemas e garantir a viabilidade econômica da exploração e produção.

No Brasil, muitos trabalhos têm utilizado a equação viscoelástica de fluência secundária de mecanismo duplo de deformação, e foram obtidos bons resultados quando comparados a respostas *in-situ*, sendo possível perceber uma tendência a essa utilização (ARAÚJO, 2012). A restrição do mecanismo duplo quanto à modelagem da fluência primária pode limitar simulações mais abrangentes nas quais a fluência primária pode ser relevante, como testes de fluência triaxial (FIRME et al., 2018). Nesta direção, Firme et al. (2018) propuseram os modelos do mecanismo duplo enriquecido, EDMT e EDMP, baseados em duas estratégias diferentes que incorporam a fluência primária ao mecanismo duplo.

Nesse contexto, é observado que os modelos constitutivos aplicados a sais brasileiros, não consideram o regime terciário de fluência que, a depender do cenário, pode ter grande relevância, pois, segundo Shames e Cozzarelli (1997), é onde ocorre a ruptura devido à fluência. Shames e Cozzarelli (1997) ainda afirmam que, no estudo dessa fase, é comum a introdução de uma variável de dano. Assim, o estudo de modelos constitutivos com e sem a fluência terciária/dano e sua comparação com resultados de ensaios realizados em rochas brasileiras é de grande relevância.

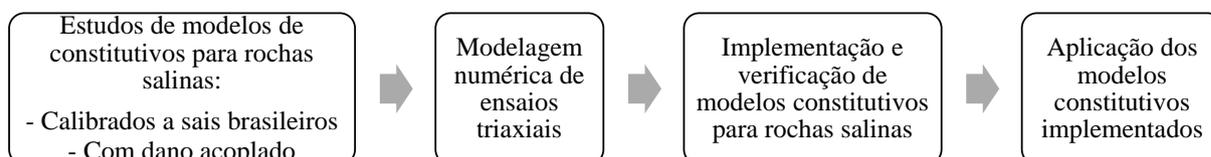
1.2 OBJETIVOS

O objetivo deste trabalho é o estudo numérico de ensaios triaxiais em rochas salinas aplicado à perfuração de poços por meio do Método dos Elementos Finitos. São implementados modelos de fluência primária e secundária para sais brasileiros e é realizado o estudo de um modelo de dano para uma futura calibração nesses sais. A principal contribuição do trabalho é a comparação de modelos constitutivos para rochas salinas na modelagem de diferentes cenários de ensaios triaxiais.

1.3 METODOLOGIA

Para alcançar o objetivo proposto, a metodologia adotada é dividida em quatro macroetapas, conforme ilustrado na Figura 1.6.

Figura 1.6 – Fluxograma da metodologia do trabalho.



Fonte: Autor (2021).

A primeira macroetapa contempla uma avaliação sobre o comportamento mecânico de rochas salinas. É dada ênfase ao estudo da fluência e de modelos constitutivos para rochas salinas brasileiras como o mecanismo duplo de deformação (COSTA et al., 2005a), EDMT e EDMP (FIRME et al., 2018). Em relação ao modelo constitutivo com dano acoplado, é estudado o MDCF (CHAN et al., 1994).

A segunda macroetapa envolve a modelagem numérica de ensaios triaxiais, usando o Método dos Elementos Finitos (MEF). A realização desses ensaios serve para a caracterização mecânica das rochas, sendo importantes para o estudo de modelos de fluência. Nessa modelagem é utilizado o ABAQUS® (SMITH, 2009). Trata-se de um *software* comercial que realiza a análise de problemas de engenharia pelo MEF, e é bastante citado na literatura, de forma que suas implementações foram validadas para os mais diversos problemas da engenharia. Sua interface possibilita a construção de modelos através de passos lógicos do problema em questão. Além disso, é possível considerar o dano nos materiais, de acordo com a teoria do dano contínuo (*Continuum Damage Mechanics*) apresentada, por exemplo, em Lemaitre e Desmorat (2005).

A terceira macroetapa prevê a implementação dos modelos EDMT, EDMP e MDCF através de subrotinas computacionais, elaboradas na linguagem de programação *Fortran*, as quais são acopladas ao ABAQUS®. Essas subrotinas são indicadas para customizar algumas das funcionalidades do *software*, como por exemplo, adicionar novos modelos constitutivos. Inúmeros trabalhos utilizam essas subrotinas para implementação de modelos constitutivos, inclusive os desenvolvidos recentemente pelo autor deste trabalho. Em Rodrigues et al. (2019a) e Rodrigues et al. (2019b), por exemplo, são implementados modelos viscoelásticos com dano acoplado para modelagem do comportamento estrutural de rochas salinas e de treliças planas, respectivamente. A ferramenta contém alguns modelos de fluência como a lei potencial e a seno-hiperbólica, porém não dispõe dos modelos de fluência estudados, sendo necessário implementar tais subrotinas. A verificação das implementações é realizada por meio da incorporação das subrotinas aos modelos numéricos usados nos ensaios triaxiais previstos na segunda macroetapa para comparação com os resultados experimentais disponíveis na literatura.

A quarta macroetapa corresponde à aplicação dos modelos EDMT, EDMP e MDCF em diferentes cenários de ensaios triaxiais. Inicialmente foi proposto calibrar o MDCF para a halita brasileira, no entanto não é possível realizar essa calibração devido a pouca disponibilidade de curvas experimentais de fluência em halitas brasileiras. Além disso, curvas que atinjam o estágio terciário de fluência são ainda mais escassas. Ademais, o elevado número de parâmetros do modelo dificulta sua calibração, sendo necessário um grande volume de ensaios triaxiais com diferentes combinações de valores de tensão confinante e tensão desviadora. Neste contexto, através dessa macroetapa são apresentadas as características dos modelos estudados e, principalmente, o potencial do MDCF para uma futura calibração em rochas brasileiras.

1.4 DELIMITAÇÃO DO TRABALHO

Todos os estudos e desenvolvimentos dos modelos EDMT e EDMP são direcionados para rochas do tipo halita. Em relação ao MDCF, é utilizado o sal do projeto WIPP (estocagem de resíduos radioativos em cavernas) (MUNSON, 1979). A realização de modelagens bidimensionais axissimétricas dos ensaios triaxiais usam a formulação em deslocamentos do Método dos Elementos Finitos com integração temporal implícita e incremento de tempo adaptativo.

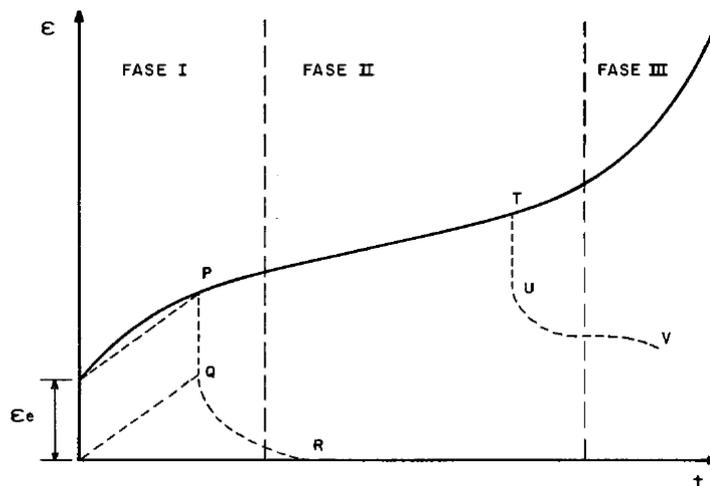
2 REFERENCIAL TEÓRICO

Este capítulo apresenta conceitos sobre fluência e modelos constitutivos de fluência para rochas salinas, necessários para o desenvolvimento deste trabalho. Esses modelos tratam de leis que relacionam tensão e deformação no material com base em suas propriedades termomecânicas.

2.1 FLUÊNCIA

A fluência ou *creep* significa deformação lenta sob tensão constante. De acordo com Costa (1984), um sólido sob tensão e temperatura constante desenvolve inicialmente uma deformação instantânea elástica. Após isso, surgem as deformações devido à fluência que podem ser divididas em três fases. Na Figura 2.1, são ilustradas essas fases.

Figura 2.1 – Fases da fluência.



Fonte: Costa (1984).

De acordo com Costa (1984), tais fases são caracterizadas por:

- Fase I: Denominada de fluência primária ou transiente. Nesta fase, a taxa de deformação desacelera e, caso a tensão seja reduzida a um valor nulo, ocorre uma recuperação integral das deformações adquiridas, conforme ilustrado na trajetória PQR. O trecho PQ refere-se à recuperação elástica instantânea e o trecho QR a uma recuperação lenta tendendo assintoticamente a zero, podendo-se dizer que o material retorna ao regime elástico não restando deformações permanentes;
- Fase II: Denominada de fluência secundária ou permanente. Nesta fase, a taxa de deformação é constante e, caso a tensão seja reduzida a um valor nulo, ocorre uma recuperação parcial das deformações adquiridas, conforme ilustrado na trajetória TUV. O trecho TU refere-se à recuperação elástica instantânea e o trecho UV caracteriza

uma recuperação lenta com o tempo, tendendo assintoticamente a uma deformação permanente;

- Fase III: Denominada de fluência terciária ou acelerativa. Nesta fase, a taxa de deformação acelera conduzindo rapidamente a ruptura do corpo sólido.

Costa (1984) ainda afirma que quanto maior for a tensão e a temperatura no corpo sólido, maiores são as deformações e a taxa de deformação por fluência. Cabe ressaltar que na prática da engenharia de petróleo e de mineração, a variação nas tensões provocada pela perfuração ou escavação é irreversível (FIRME, 2013 apud JEREMIC, 1994). Portanto, em tal prática a recuperação das deformações não acontece.

2.2 MODELO DO MECANISMO DUPLO DE DEFORMAÇÃO

O mecanismo duplo de deformação de Costa et al. (2005a) descreve apenas o regime secundário de fluência e é uma simplificação do multimecanismo de deformação proposto por Munson e Devries (1991). Essa simplificação consiste na consideração de apenas dois dos mecanismos de deformação do modelo original, ou seja, o deslizamento de discordâncias e o mecanismo indefinido. Assim, o modelo é dado por

$$\dot{\epsilon}_{ss} = \dot{\epsilon}_0 \left(\frac{\sigma_{ef}}{\sigma_0} \right)^n \exp \left(\frac{Q}{RT_0} - \frac{Q}{RT} \right), \quad (2.1)$$

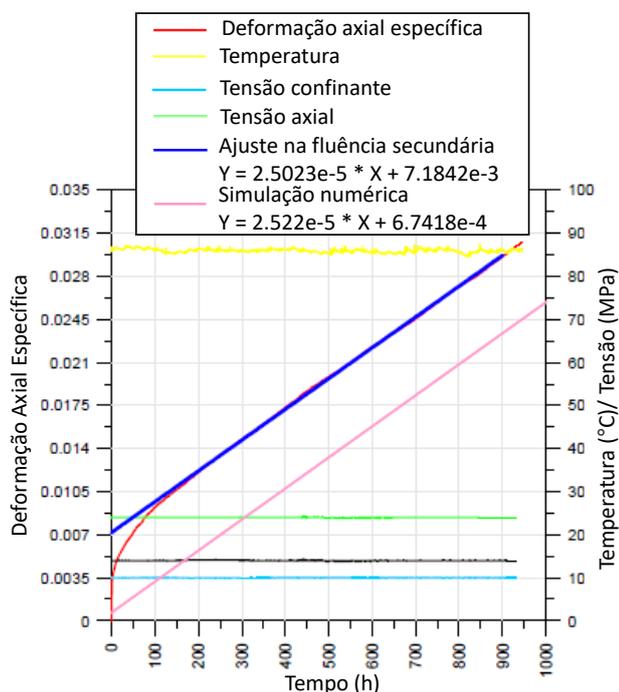
onde $\dot{\epsilon}_{ss}$ é a taxa de deformação em regime permanente, $\dot{\epsilon}_0$ é a taxa de deformação de referência, σ_{ef} é a tensão efetiva, σ_0 é a tensão efetiva de referência, T_0 é a temperatura de referência, Q é a energia de ativação, R é a constante universal dos gases, T é a temperatura e n é o expoente de tensão, definido por

$$n = \begin{cases} n_1, & \sigma_{ef} \leq \sigma_0 \\ n_2, & \sigma_{ef} > \sigma_0 \end{cases}, \quad (2.2)$$

onde n_1 e n_2 são parâmetros obtidos de ensaios em laboratório.

A Figura 2.2 ilustra os resultados numéricos e experimentais de um ensaio triaxial em uma halita brasileira. Verifica-se que a curva da simulação numérica baseada no mecanismo duplo de deformações apresenta uma defasagem em relação à deformação axial específica, fato esperado, pois no mecanismo duplo não há a consideração da fluência primária. As taxas de deformação em regime permanente obtidas nos resultados numéricos e experimentais são próximas, com diferença menor que 1%, significando uma boa aderência do mecanismo duplo para o estágio de fluência secundária.

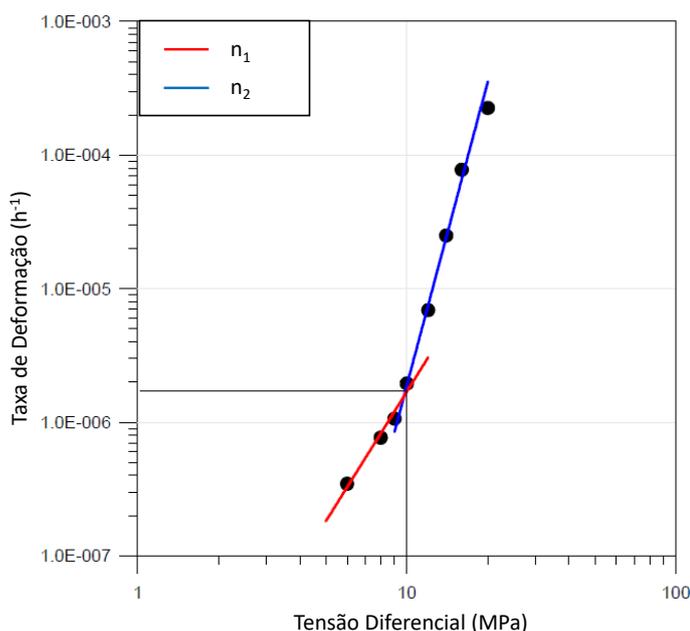
Figura 2.2 – Resultados numérico e experimental de um ensaio triaxial em uma amostra de halita.



Fonte: Modificado de Costa et al. (2005b).

A variação do parâmetro n ocorre devido à mudança no padrão de crescimento da taxa de fluência secundária a partir de um certo nível de tensão. Isso pode ser analisado para a halita brasileira a uma temperatura de 86°C, por exemplo, conforme ilustrado na Figura 2.3.

Figura 2.3 – Curva obtida a partir de ensaios triaxiais para a taxa de deformação na fluência secundária sob diferentes tensões desviadoras.



Fonte: Modificado de Costa et al. (2005b).

2.3 MODELOS EDMT E EDMP

Os modelos EDMT e EDMP de Firme et al. (2018) propõem o enriquecimento do mecanismo duplo de deformação através da consideração da fluência primária. No modelo EDMT, a fase primária é modelada usando a função transiente (F) do multimecanismo de deformação, a qual multiplica a taxa de deformação do mecanismo duplo. Seguindo essa proposta, o modelo EDMT é dado por

$$\dot{\varepsilon} = F \dot{\varepsilon}_{ss}, \quad (2.3)$$

onde $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação primária/secundária e $\dot{\varepsilon}_{ss}$ é a taxa de deformação do mecanismo duplo. A função F é definida por

$$F = \begin{cases} \exp \left[\Delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2 \right], & \zeta \leq \varepsilon_t^* \\ \exp \left[-\delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2 \right], & \zeta > \varepsilon_t^* \end{cases}, \quad (2.4)$$

onde ζ é uma variável interna de endurecimento isotrópico, ε_t^* é o valor de deformação a partir da interseção da reta correspondente à fase secundária da fluência no eixo das ordenadas, δ é um parâmetro de amolecimento e Δ é um parâmetro de endurecimento obtido por

$$\Delta = \alpha_h + \beta_h \log_{10} \left(\frac{\sigma_d}{G} \right), \quad (2.5)$$

onde α_h, β_h são os parâmetros obtidos por ajuste, G é o módulo de elasticidade transversal e σ_d é a tensão desviadora. Além disso, o parâmetro ε_t^* é dado por

$$\varepsilon_t^* = K_0 \exp(cT) \left(\frac{\sigma_d}{G} \right)^l, \quad (2.6)$$

onde K_0 é um parâmetro transiente, e c e l são uma constante teórica e um fator de potência inteiro, respectivamente. Por fim, a variável ζ está sujeita a seguinte lei de evolução

$$\dot{\zeta} = (F - 1) \dot{\varepsilon}_{ss}. \quad (2.7)$$

O modelo EDMP une as respostas satisfatórias que a lei da potência de Norton e o mecanismo duplo oferecem ao descrever o regime primário e secundário de fluência, respectivamente. Neste sentido, no modelo propõe-se uma transição da lei da potência para o mecanismo

duplo quando a taxa de deformação do último modelo é maior que a do primeiro. Além disso, o EDMP corresponde à lei híbrida proposta em Brandão (2016), sendo dado por

$$\dot{\epsilon} = \begin{cases} \dot{\epsilon}_t, & \dot{\epsilon}_{ss} < \dot{\epsilon}_t \\ \dot{\epsilon}_{ss}, & \dot{\epsilon}_{ss} \geq \dot{\epsilon}_t \end{cases}, \quad (2.8)$$

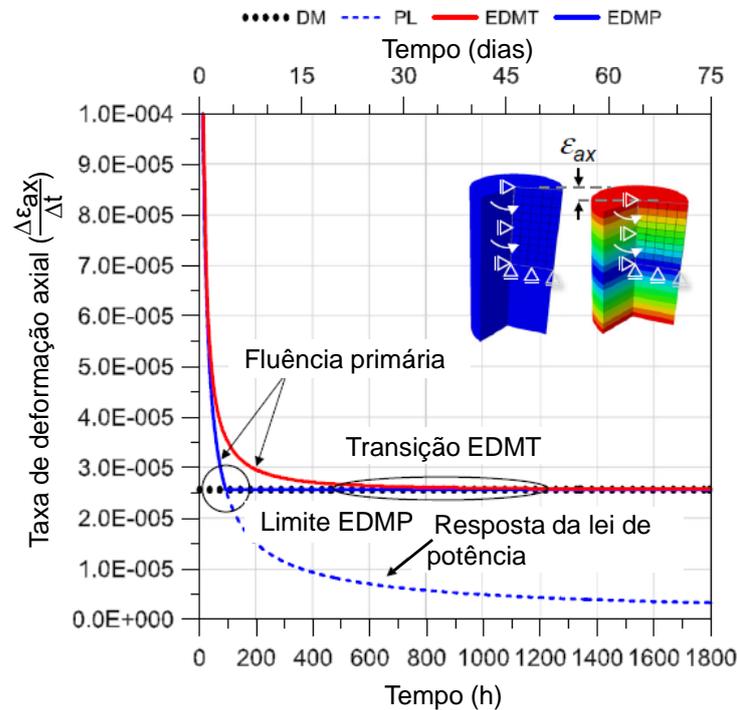
onde $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação primária/secundária, $\dot{\epsilon}_{ss}$ é a taxa de deformação do mecanismo duplo e $\dot{\epsilon}_t$ é a taxa de deformação da lei da potência de Norton, conforme abaixo:

$$\dot{\epsilon}_t = AT^v \sigma_{eq}^p t^m, \quad (2.9)$$

onde A é o multiplicador da lei de potência, T é a temperatura, t é o tempo, v, p, m são constantes empíricas e σ_{eq} é a tensão equivalente de von Mises.

Para análise dos modelos propostos, Firme et al. (2018) realizam a simulação numérica de um ensaio triaxial, o mesmo da Figura 2.2, avaliando as taxas de deformação axiais ao longo do tempo, conforme apresentado na Figura 2.4. Verifica-se que a resposta do mecanismo duplo (curva DM) é uma taxa de deformação constante, pois a tensão desviadora e a temperatura não variam na simulação. O modelo EDMT inicialmente apresenta uma alta taxa de deformação, de maneira que a função transiente altera significativamente a taxa de deformação até convergir para a taxa de deformação secundária. Nota-se um período de transição (transição EDMT) do regime primário para o secundário, quando F aproxima-se de 1. Por outro lado, o modelo EDMP apresenta um limite bem definido (limite EDMP) quando utiliza-se a lei da potência (curva PL) para simular a fase primária. À medida que a taxa de deformação torna-se menor que a do modelo DM, é utilizada a última formulação. Finalmente, a resposta da lei da potência mostra uma tendência de atingir um valor nulo, o que não é fisicamente consistente com a fluência secundária em rochas salinas (FIRME et al., 2018).

Figura 2.4 – Comparação dos modelos EDMT, EDMP, mecanismo duplo (DM) e lei da potência de Norton (PL) a partir de um ensaio numérico triaxial.



Fonte: Modificado de Firme et al. (2018).

2.4 MODELO MDCF

O modelo do multimecanismo de deformação com fratura acoplada (MDCF), proposto por Chan et al. (1994), fornece a fluência e a evolução do dano em sólidos cristalinos como rochas salinas. Ainda nesta seção, bem como nas seções posteriores, são apresentadas as equações do modelo, reproduzindo o mesmo roteiro de exposição realizado em Chan et al. (1994). É considerado que os movimentos de discordância e o dano induzido por fluência contribuem diretamente para a taxa de deformação inelástica. A equação cinética do modelo é dada por

$$\dot{\epsilon}_{ij}^I = \frac{\partial \sigma_{eq}^c}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^c + \frac{\partial \sigma_{eq}^\omega}{\partial \sigma_{ij}} \dot{\epsilon}_{eq}^\omega, \quad (2.10)$$

onde $\dot{\epsilon}_{ij}^I$ são as componentes de taxas de deformação inelástica, σ_{ij} são os componentes de tensões, σ_{eq}^c , $\dot{\epsilon}_{eq}^c$ e σ_{eq}^ω , e $\dot{\epsilon}_{eq}^\omega$ são os pares conjugados de tensão e taxa de deformação equivalentes para os mecanismos de discordância e dano, respectivamente. Neste modelo, o dano induzido por deformações elásticas é ignorado e utiliza-se a convenção usual da geomecânica, onde a compressão e a tração são denotadas por sinais positivo e negativo, respectivamente.

2.4.1 TENSÕES EQUIVALENTES

A tensão equivalente para o fluxo induzido por discordância, σ_{eq}^c , é a tensão uniaxial de escoamento de Tresca dada por

$$\sigma_{eq}^c = |\sigma_1 - \sigma_3|, \quad (2.11)$$

onde σ_1 e σ_3 são as tensões principais máxima e mínima, respectivamente. A tensão equivalente para o fluxo induzido pelo dano, σ_{eq}^ω , consiste em três termos

$$\sigma_{eq}^\omega = |\sigma_1 - \sigma_3| - x_2 x_7 \operatorname{sgn}(I_1 - \sigma_1) \left[\frac{I_1 - \sigma_1}{3x_7 \operatorname{sgn}(I_1 - \sigma_1)} \right]^{x_6} - x_1 \sigma_3 H(-\sigma_3), \quad (2.12)$$

onde I_1 é o primeiro invariante do tensor de Cauchy, x_{is} são as constantes do material, $\operatorname{sgn}()$ representa a função sinal e $H()$ é a função degrau.

2.4.2 EQUAÇÃO CINÉTICA PARA O FLUXO DE DISCORDÂNCIA

A equação cinética que representa a taxa de deformação devida ao mecanismo de discordância é baseada no modelo do multimecanismo de deformação de Munson e Dawson (1984). Nessa formulação, a taxa de deformação inelástica, $\dot{\epsilon}_{eq}^c$, é dada por

$$\dot{\epsilon}_{eq}^c = F \dot{\epsilon}_s, \quad (2.13)$$

onde F é a função transiente que descreve o comportamento primário da fluência, $\dot{\epsilon}_s$ é a taxa de deformação secundária, a qual é a soma de três mecanismos de discordância independentes, $\dot{\epsilon}_{si}$, fornecidos por

$$\dot{\epsilon}_{s1} = A_1 \exp\left(\frac{-Q_1}{RT}\right) \left[\frac{\sigma_{eq}^c}{G(1-\omega)} \right]^{n_1}, \quad (2.14)$$

$$\dot{\epsilon}_{s2} = A_2 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT}\right) \left[\frac{\sigma_{eq}^c}{G(1-\omega)} \right]^{n_2}, \quad (2.15)$$

$$\dot{\epsilon}_{s3} = H \left[B_1 \exp\left(\frac{-Q_1}{RT}\right) + B_2 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT}\right) \right] \sinh \left[\frac{q \left(\frac{\sigma_{eq}^c}{1-\omega} - \sigma_0 \right)}{G} \right], \quad (2.16)$$

onde A_{is} , B_{is} são constantes, Q_{is} são as energias de ativação, T é a temperatura, R é a constante universal dos gases, G é o módulo de elasticidade transversal, n_{is} são os expoentes de tensão, q é a tensão constante, ω é a variável de dano e σ_0 é a tensão limite do mecanismo de escorregamento.

Os valores 1, 2 e 3 assumidos pelo índice i significam os mecanismos de escalonamento de discordância, mecanismo indefinido e deslizamento de discordância, respectivamente.

A função transiente F é definida como

$$F = \begin{cases} \exp \left[\Delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2 \right], & \zeta \leq \varepsilon_t^* \\ 1, & \zeta = \varepsilon_t^* \\ \exp \left[-\delta \left(1 - \frac{\zeta}{\varepsilon_t^*} \right)^2 \right], & \zeta > \varepsilon_t^* \end{cases}, \quad (2.17)$$

onde Δ e δ são parâmetros de *work-hardening* e *recovery*, respectivamente, ζ é a variável de endurecimento e ε_t^* é a deformação transiente limite dada por

$$\varepsilon_t^* = K_0 \exp(cT) \left[\frac{\sigma_{eq}^c}{G(1-\omega)} \right]^m, \quad (2.18)$$

onde K_0, c, m são constantes. A lei de evolução de ζ é obtida por

$$\dot{\zeta} = (F - 1)\dot{\varepsilon}_s. \quad (2.19)$$

2.4.3 EQUAÇÃO CINÉTICA PARA O FLUXO INDUZIDO PELO DANO

A equação cinética para o fluxo inelástico induzido pelo dano é definida como

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^\omega = F^\omega \dot{\varepsilon}_s^\omega, \quad (2.20)$$

onde

$$F^\omega = F \exp \left[\frac{c_4(\sigma - c_5)}{\sigma_0} \right], \quad (2.21)$$

$$\dot{\varepsilon}_s^\omega = c_1 \omega_0 \exp(c_3 \omega) \left\{ \sinh \left[\frac{c_2 \sigma_{eq}^\omega H(\sigma_{eq}^\omega)}{(1-\omega)G} \right] \right\}^{n_3}, \quad (2.22)$$

$$c_1 = c_0 \left[B_1 \exp \left(\frac{-Q_1}{RT} \right) + B_2 \exp \left(\frac{-Q_2}{RT} \right) \right]. \quad (2.23)$$

Nestas equações, F^ω é a função transiente para o fluxo inelástico induzido pelo dano, $\dot{\varepsilon}_s^\omega$ é a taxa de deformação para o fluxo induzido pelo dano durante a fluência secundária, $c_0, c_2, c_3, c_4, c_5, n_3$ são as constantes do material e ω_0 é o valor inicial da variável de dano.

A lei de evolução do dano é dada pela seguinte equação:

$$\dot{\omega} = \frac{x_4}{x_5} \left[\ln \left(\frac{1}{\omega} \right) \right]^{(x_4+1)/x_4} [\sigma_{eq}^\omega H(\sigma_{eq}^\omega)]^{x_3} - h(T, \omega, I_1), \quad (2.24)$$

onde x_3, x_4, x_5 são constantes do material e $h(\omega, T, I_1)$ é a função de recristalização do dano, a qual Chan et al. (1994) não chega a determinar e admite seu valor como nulo.

2.4.4 LEI DE FLUXO

A princípio, no MDCE, o fluxo inelástico dos mecanismos de discordância e dano é associativo. Assim, a lei de fluxo é obtida ao aplicar as tensões equivalentes das Equações (2.11) e (2.12) na Equação (2.10), de modo que

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = (\dot{\varepsilon}_{eq}^c + \dot{\varepsilon}_{eq}^\omega)[b_1 s_{ij} + b_2 t_{ij}] - \dot{\varepsilon}_{eq}^\omega [b_4 (\delta_{ij} - m_{ij}) + b_5 n_{ij}], \quad (2.25)$$

onde

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij}, \quad (2.26)$$

$$t_{ij} = s_{ik} s_{kj} - \frac{2}{3} J_2 \delta_{ij}. \quad (2.27)$$

Nestas equações, s_{ij} são as componentes de tensões desviadoras, δ_{ij} é o delta de Kronecker, t_{ij} são as componentes do desviador do quadrado da tensão desviadora e J_2 é o segundo invariante do tensor desviador. Os coeficientes b_1, b_2, b_4 e b_5 são dados por

$$b_1 = \frac{\cos(2\psi)}{\sqrt{J_2} \cos(3\psi)}, \quad (2.28)$$

$$b_2 = \frac{\sqrt{3} \sin \psi}{J_2 \cos(3\psi)}, \quad (2.29)$$

$$b_4 = \frac{x_2 x_6}{3} \left[\frac{I_1 - \sigma_1}{3 \operatorname{sgn}(I_1 - \sigma_1)} \right]^{x_6 - 1}, \quad (2.30)$$

$$b_5 = x_1 H(-\sigma_3), \quad (2.31)$$

onde $m_{ij} = d\sigma_1/d\sigma_{ij}$ e $n_{ij} = d\sigma_3/d\sigma_{ij}$, os quais estão apresentados em Chan et al. (1992) e ψ é o ângulo de Lode, que varia entre $[-\pi/6, \pi/6]$, e é dado por

$$\psi = \frac{1}{3} \sin^{-1} \left(\frac{-3\sqrt{3} J_3}{2 J_2^{3/2}} \right), \quad (2.32)$$

onde J_3 é o terceiro invariante do tensor desviador.

Também é admissível que o fluxo inelástico induzido pelo dano seja não-associativo. Assim, é proposta a tensão equivalente para o dano não-associativa, $\sigma_{eq}^{\omega*}$, dada por

$$\sigma_{eq}^{\omega*} = |\sigma_1 - \sigma_3| - \frac{x_2 x_8}{3} [I_1 - \sigma_1] - x_1 \sigma_3 H(-\sigma_3), \quad (2.33)$$

a qual é utilizada na Equação (2.10). Com isso, também é obtida a Equação (2.25), exceto por

$$b_4 = \frac{x_2 x_8}{3}, \quad (2.34)$$

onde x_8 é uma constante do material. Para as formulações associativa e não-associativa apresentadas, a taxa de deformação volumétrica, $\dot{\epsilon}_{kk}$, é obtida a partir da Eq. (2.25) e é dada por

$$\dot{\epsilon}_{kk} = -2b_4 \dot{\epsilon}_{eq}^{\omega}, \quad (2.35)$$

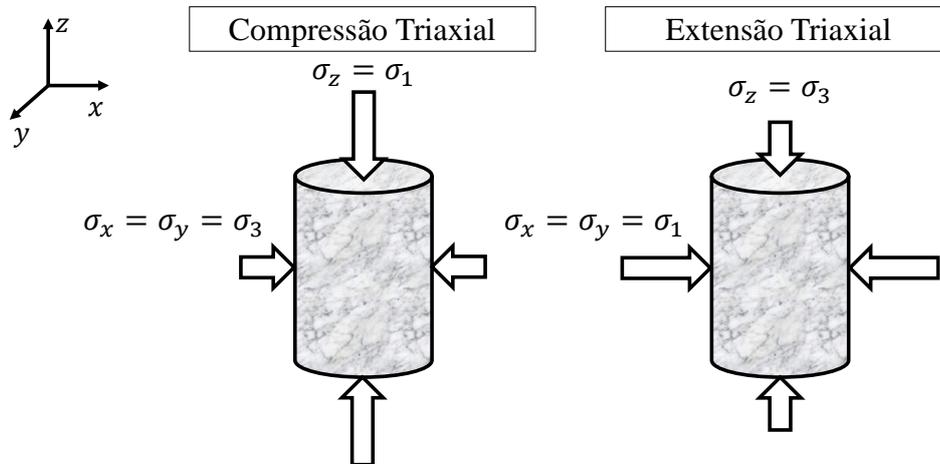
já que $s_{kk} = t_{kk} = 0$, $\delta_{kk} = 3$ e $m_{kk} = 1$.

Os ensaios triaxiais podem ser de compressão ou extensão, conforme apresentado na Figura 2.5. Nesses ensaios, $\psi = \pm \frac{\pi}{6}$, formando indeterminações nos coeficientes b_1 e b_2 . Uma alternativa para tal, é assumir que

$$\frac{\partial \sigma_{eq}^c}{\partial \sigma_{ij}} = b_1 s_{ij} + b_2 t_{ij} = \frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_{eq}}, \quad (2.36)$$

Esta alternativa, significa assumir que a tensão uniaxial de escoamento de Tresca é igual a tensão equivalente de von Mises (σ_{eq}).

Figura 2.5 – Ensaio triaxiais.



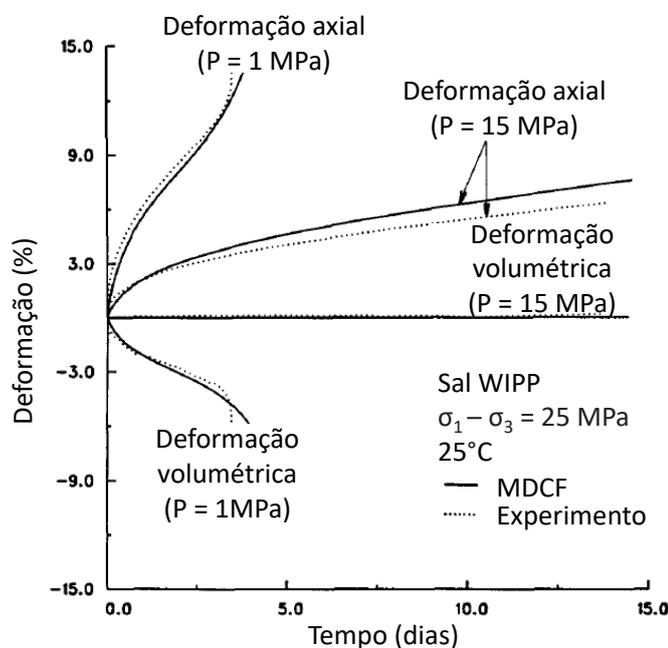
Fonte: Autor (2021).

Chan et al. (1992) indicam que em um estado de tensões principais, caso de um ensaio triaxial, m_{ij} pode ser dado por

$$m_{ij} = \begin{cases} 1, & i = j = 1 \\ 0, & \end{cases} \quad (2.37)$$

Na Figura 2.6, são apresentados os resultados numéricos e experimentais de curvas de fluência a partir de ensaios triaxiais em sais do projeto WIPP. As amostras de sal estão sujeitas a tensão desviadora de 25 MPa, tensões confinantes de 1 e 15 MPa e temperatura de 25°C. No ensaio com tensão confinante de 1 MPa, a deformação axial caracteriza a ocorrência de todas as fases de fluência (primária, secundária e terciária). A curva de deformação volumétrica também possui um comportamento semelhante e, de acordo com a Equação (2.35), tal fato está relacionado à taxa de deformação induzida pelo dano, de modo que entende-se o motivo da utilização de uma função transiente de dano na Equação (2.20) para adequar-se às deformações volumétricas experimentais. No ensaio com tensão confinante de 15 MPa, a deformação axial caracteriza a ocorrência apenas da fluência primária e secundária. A curva de deformação volumétrica é nula, o que significa que o aumento do valor da tensão confinante de 1 para 15 MPa, sob uma tensão desviadora de 25 MPa, inibe a ocorrência do dano.

Figura 2.6 – Comparação da fluência do sal WIPP a partir dos dados experimentais e do MDCF.



Fonte: Modificado de Chan et al. (1994).

O Quadro 1 apresenta um resumo com as características dos modelos discutidos anteriormente.

Quadro 1 – Resumo sobre os modelos constitutivos estudados.

Modelo	Fluência Primária	Fluência Secundária	Fluência Terciária	Dano Acoplado
Mecanismo duplo de deformação		X		
EDMT	X	X		
EDMP	X	X		
MDCF	X	X	X	X

Fonte: Autor (2021).

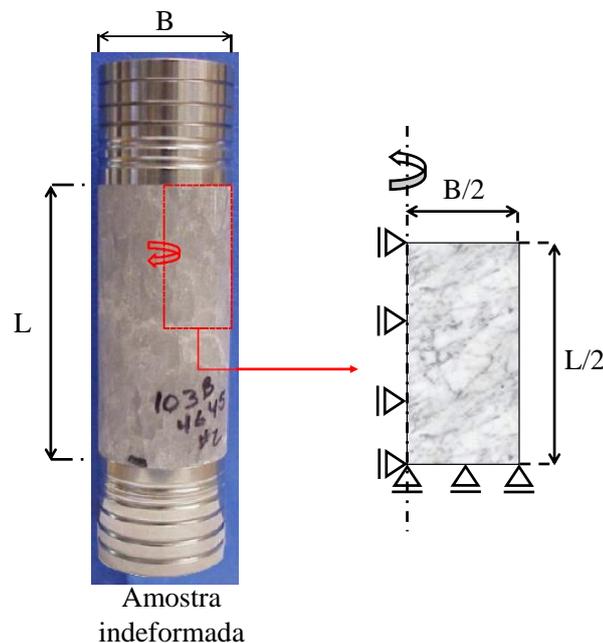
3 MODELAGEM COMPUTACIONAL

Este capítulo apresenta o passo a passo realizado para a modelagem numérica de ensaios triaxiais e a sua verificação, além da implementação dos modelos constitutivos estudados.

3.1 MODELAGEM NUMÉRICA DE ENSAIOS TRIAXIAIS

A modelagem numérica de ensaios triaxiais é realizada no ABAQUS®, sendo definidas a geometria do corpo de prova, as propriedades constitutivas, as restrições de deslocamento, os carregamentos, o campo de temperatura e a malha de elementos finitos. Aproveitando-se da simetria do problema, é utilizado um modelo bidimensional axissimétrico cuja seção representativa do modelo tridimensional é 1/4 da seção longitudinal do corpo de prova. São adicionados apoios de 1º gênero nas regiões de base e lateral esquerda dessa seção, conforme ilustrado na Figura 3.1.

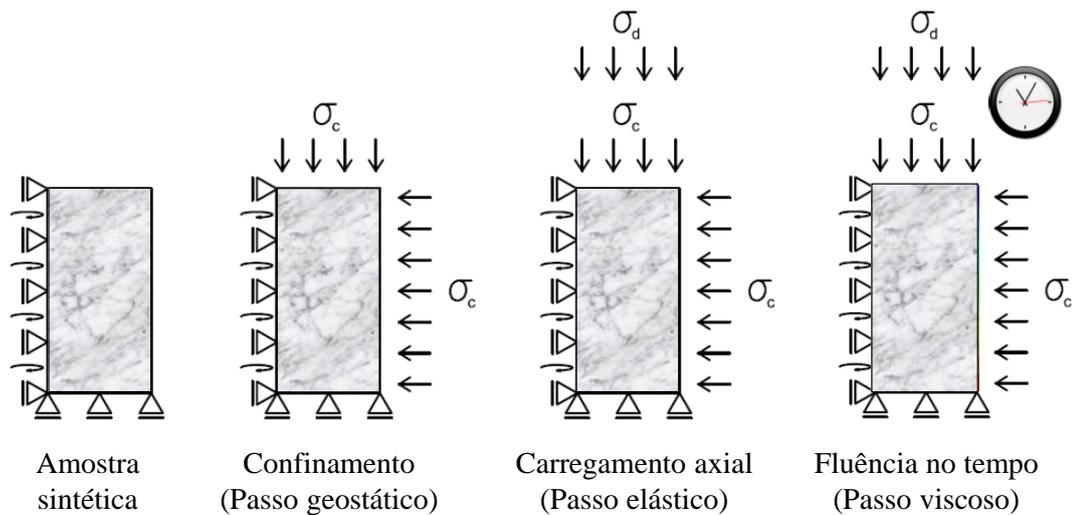
Figura 3.1 – Modelagem axissimétrica de ensaio triaxial.



Fonte: Adaptado de Firme (2013).

A análise do modelo é realizada em três passos: geostático, elástico e viscoso. No passo geostático, são impostas as tensões confinantes as quais simulam o estado de tensões original do maciço. No passo elástico, é imposta a tensão desviadora ao corpo de prova na direção axial. No passo viscoso, é avaliada a fluência da amostra de sal a partir do estado de tensões induzido pelas tensões confinante e desviadora. A Figura 3.2 ilustra essas etapas.

Figura 3.2 – Passos da modelagem numérica de ensaio triaxial.



Fonte: Adaptado de Firme (2013).

Para verificação dessa modelagem, é realizada a simulação numérica do ensaio triaxial em halita brasileira apresentado por Costa et al. (2005a). Trata-se do exemplo ilustrado na Figura 2.2. Firme (2013) simula este ensaio a partir do ABAQUS® e implementa uma subrotina CREEP, pois a fluência da rocha é descrita pela lei do mecanismo duplo e tal lei não está presente na configuração padrão do *software*. Neste sentido, para simular o ensaio também é realizada a implementação de uma subrotina CREEP para o mecanismo duplo. A subrotina é implementada e está devidamente validada. Como o foco desta seção é a modelagem de ensaios triaxiais, a forma de elaboração dessas rotinas é apresentada apenas na próxima seção. De acordo com Poiate Jr. (2012), no ensaio triaxial o corpo de prova é cilíndrico com 3.5 pol de diâmetro e 7 pol de comprimento. A temperatura é constante e igual a 86°C. São impostas tensões confinante e desviadora de 10 MPa e 14 MPa, respectivamente, e são considerados os parâmetros indicados na Tabela 3.1 (E é o módulo de elasticidade e ν é o coeficiente de Poisson).

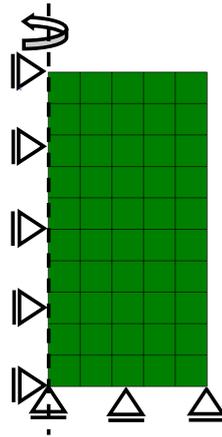
Tabela 3.1 – Parâmetros elásticos e do mecanismo duplo para halita brasileira.

Parâmetro	Valor
E (GPa)	20,4
ν	0,36
$\dot{\epsilon}_0$ (h^{-1})	$1,88 (10^{-6})$
σ_0 (MPa)	9,91
T_0 (K)	359,15
n_1	3,36
n_2	7,55
Q (kcal/mol)	12
R (kcal/mol · K)	$1,9858 (10^{-3})$

Fonte: Costa et al. (2005a).

Assim como em Firme (2013), a malha de elementos finitos do modelo é discretizada em 181 nós e 50 elementos CAX8R, ou seja, elementos axissimétricos com 8 nós, interpolação quadrática e integração reduzida. Ainda são experimentadas malhas mais refinadas, porém, como os campos de tensão e deformação são uniformes, não há mudanças nos resultados observados, de modo que o nível de discretização da malha é satisfatório. Na Figura 3.3, ilustra-se a malha de elementos finitos adotada.

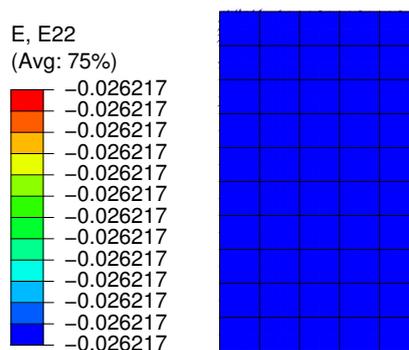
Figura 3.3 – Malha de elementos finitos para o ensaio triaxial em halita brasileira.



Fonte: Autor (2021).

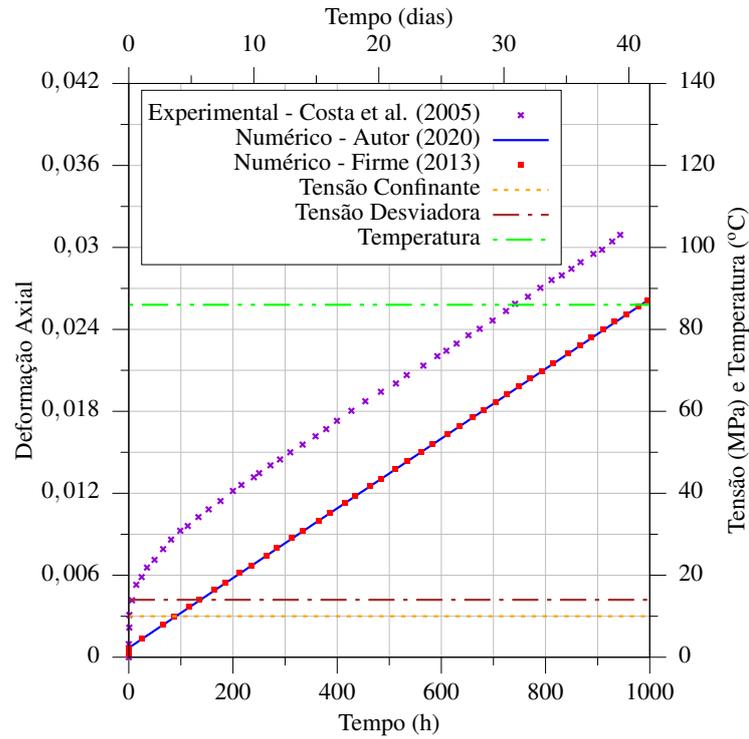
Na Figura 3.4, é apresentado o campo de deformação axial no ensaio triaxial logo após 1000 h, o qual possui um valor uniforme, conforme mencionado anteriormente. No sistema de coordenadas adotado no modelo, E22 significa a deformação na direção axial e o sinal negativo indica compressão, diferentemente da convenção usual da geomecânica. Firme (2013) também obtém 0,026217 como valor de deformação. Na Figura 3.5, é apresentada a deformação axial do corpo de prova ao longo do ensaio. Observa-se uma excelente concordância entre a curva numérica de Firme (2013) e a obtida neste trabalho. Ao comparar os dados experimentais em relação aos resultados obtidos, bem como por Firme (2013), é percebida a limitação do mecanismo duplo por não considerar a fluência primária.

Figura 3.4 – Campo de deformação axial no ensaio triaxial após 1000 horas.



Fonte: Autor (2021).

Figura 3.5 – Deformações axiais no ensaio triaxial através do mecanismo duplo.



Fonte: Autor (2021).

3.2 IMPLEMENTAÇÃO DE MODELOS CONSTITUTIVOS

Como mencionado anteriormente, os modelos constitutivos EDMT, EDMP e MDCF são implementados no ABAQUS® via subrotinas, uma vez que não estão disponíveis na ferramenta. O nome da subrotina utilizada é CREEP, a qual é implementada seguindo o padrão de fluência nos metais. Há outros padrões como Drucker-Prager e Capped Drucker-Prager, todavia estes não são coerentes com os modelos estudados.

Desta forma, segundo o ABAQUS (2020), a partir das equações da taxa de deformação equivalente de fluência, a qual deve ser função da tensão equivalente de von Mises ou de Hill (casos de fluência anisotrópica), são definidos os incrementos de deformação equivalente desviadora e volumétrica, ou seja, $\Delta\bar{\epsilon}^{cr}$ e $\Delta\bar{\epsilon}^{sw}$, na subrotina.

Os incrementos podem ser obtidos por meio de métodos de integração temporal como Euler explícito, por exemplo. Usando essas informações, o ABAQUS® determina as componentes do incremento de deformação por fluência, $\Delta\epsilon^{cr}$, através da equação

$$\Delta\epsilon^{cr} = \frac{1}{3}\Delta\bar{\epsilon}^{sw}\mathbf{R} + \Delta\bar{\epsilon}^{cr}\mathbf{n}, \quad (3.1)$$

onde \mathbf{R} é uma matriz diagonal com coeficientes diferentes de zero nas direções onde ocorrem as deformações volumétricas e as componentes de \mathbf{n} , quando a taxa de deformação equivalente é

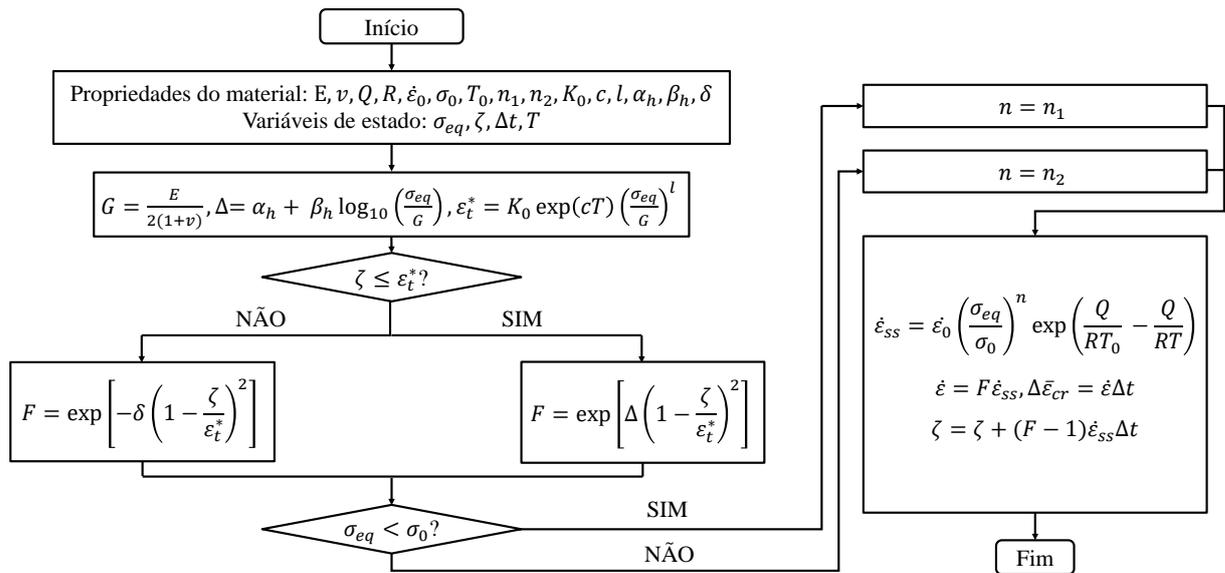
função da tensão equivalente de von Mises, é dado por

$$n_{ij} = \frac{3}{2} \frac{s_{ij}}{\sigma_{eq}}. \quad (3.2)$$

3.2.1 EDMT

O modelo EDMT é implementado de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 3.6. As variáveis de estado referem-se a valores que são disponibilizados pela subrotina. Neste caso, σ_{eq} é a tensão equivalente de von Mises, ζ é a variável interna isotrópica de endurecimento do EDMT, Δt é o incremento de tempo e T é a temperatura. Chama-se a atenção para o fato de que nesse modelo não há deformações volumétricas, de modo que $\Delta \bar{\epsilon}^{sw}$ é nulo. Assim, $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$ é obtido através da integração temporal da Equação (2.3) pelo método de Euler explícito. Esse mesmo tipo de integração é utilizado para a variável ζ . Sendo assim, a partir das propriedades do material e das variáveis de estado são calculados $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$ e ζ nos pontos de Gauss dos elementos. O ABAQUS® chama a rotina para cada ponto de Gauss a cada passo de integração temporal.

Figura 3.6 – Fluxograma da subrotina do modelo EDMT.



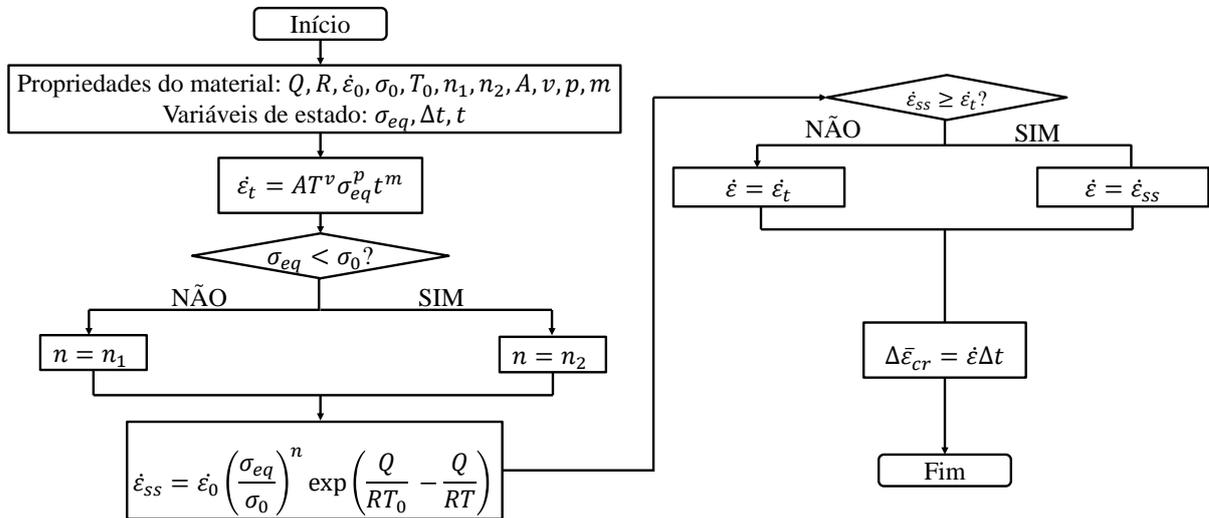
Fonte: Autor (2021).

3.2.2 EDMP

O modelo EDMP é implementado de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 3.7. As variáveis de estado referem-se a valores que são disponibilizados pela subrotina. Neste caso, t é o tempo total da simulação no final de cada incremento. Assim como no modelo EDMT, neste modelo não há deformações volumétricas, de modo que $\Delta \bar{\epsilon}^{sw}$ é nulo. Assim, $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$ é obtido através da integração temporal da Equação (2.8) pelo método de Euler explícito. Com base nas propriedades do material e nas variáveis de estado, é calculado $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$ nos pontos de Gauss dos

elementos. O ABAQUS® chama a rotina para cada ponto de Gauss a cada passo de integração temporal.

Figura 3.7 – Fluxograma da subrotina do modelo EDMP.



Fonte: Autor (2021).

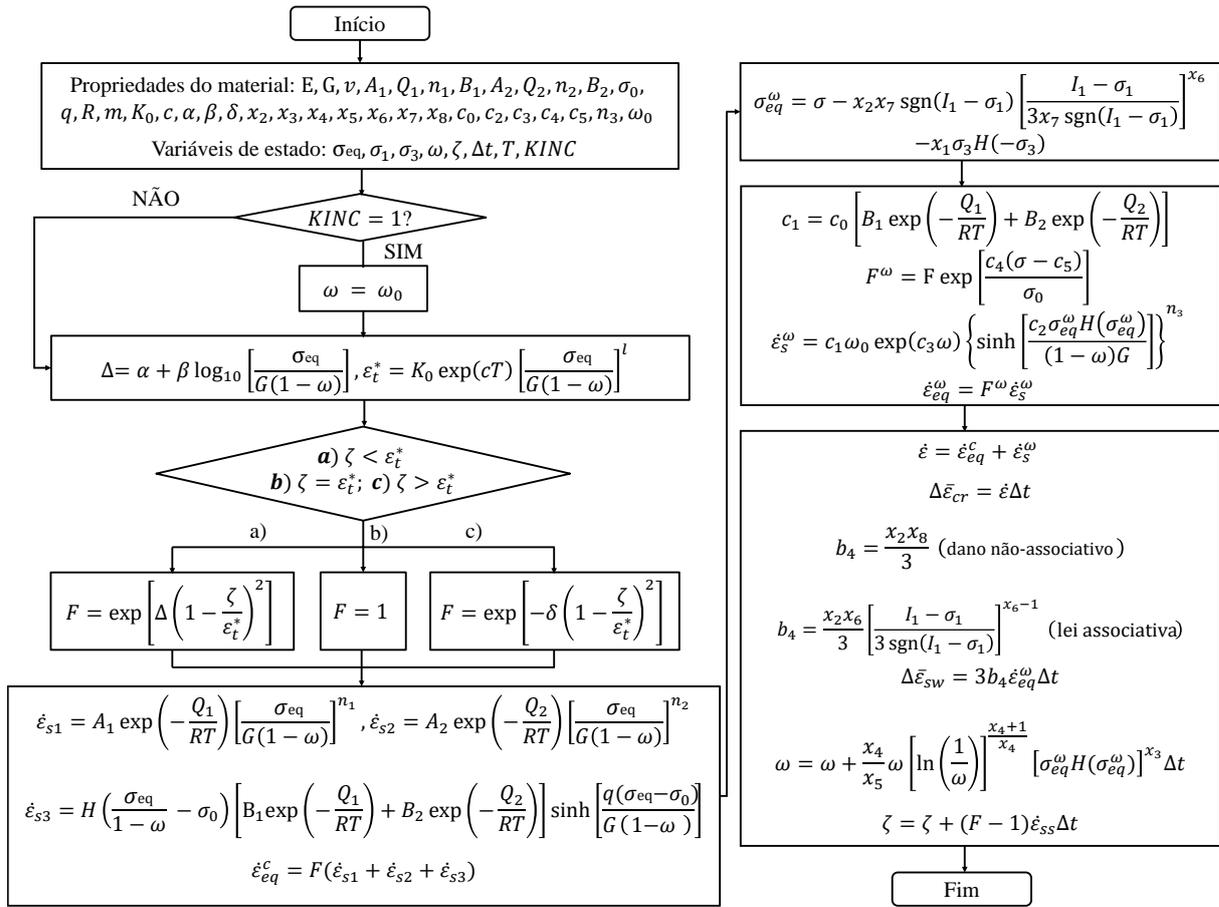
3.2.3 MDCF

O MDCF é implementado de acordo com o fluxograma apresentado na Figura 3.8. As variáveis de estado referem-se a valores que são disponibilizados pela subrotina. Neste caso, σ_1 e σ_3 são as tensões principais máxima e mínima, ω é a variável de dano, ζ é a variável de endurecimento do MDCF e $KINC$ é o número do incremento. Aliada à subrotina CREEP é utilizada uma subrotina USDFLD, a qual é usada para fornecer σ_1 e σ_3 a esta. Diferentemente dos modelos anteriores, no MDCF há deformações volumétricas. Assim, com base na Equação (2.25) e nas considerações para chegar a Equação (2.35), são definidas as componentes de \mathbf{R} como

$$R_{ij} = \delta_{ij} - m_{ij}, \quad (3.3)$$

uma vez que nos ensaios triaxiais estudados as tensões são todas de compressão e o coeficiente b_5 é nulo. Assim, $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$ e $\Delta \bar{\epsilon}^{sw}$ são obtidos com base na integração temporal das Equações (2.13), (2.20) e (2.35), respectivamente, pelo método de Euler explícito. Esse mesmo tipo de integração é utilizado para as variáveis ζ e ω . De acordo com as propriedades do material e as variáveis de estado, são calculados $\Delta \bar{\epsilon}^{cr}$, $\Delta \bar{\epsilon}^{sw}$ (a depender da escolha do usuário pela lei associativa ou pelo dano não-associativo), ω e ζ nos pontos de Gauss dos elementos. O ABAQUS® chama a rotina para cada ponto de Gauss a cada passo de integração temporal.

Figura 3.8 – Fluxograma da subrotina do MDCF.



Fonte: Autor (2021).

4 APLICAÇÕES

Neste capítulo, são apresentadas as verificações das implementações dos modelos estudados e são realizadas as aplicações destes em outros cenários de ensaios triaxiais disponíveis na literatura. Nas aplicações, os modelos constitutivos consideram os parâmetros utilizados no processo de verificação das implementações.

4.1 VERIFICAÇÃO DA IMPLEMENTAÇÃO DE MODELOS CONSTITUTIVOS

Nesta seção, são descritos os ensaios triaxiais utilizados na verificação das implementações dos modelos EDMT, EDMP e MDCF, bem como a qualidade da concordância entre os resultados obtidos e os disponíveis na literatura.

4.1.1 EDMT

A implementação do EDMT é verificada a partir de quatro simulações numéricas (A, B, C e D) de ensaios triaxiais. Essas simulações estão apresentadas em Firme et al. (2018) e se referem a três ensaios triaxiais disponíveis em Costa et al. (2005a) e Poiate Jr. et al. (2006). Em todas as simulações, as dimensões do corpo de prova são as mesmas do ensaio modelado na seção 3.1, bem como a temperatura, a tensão confinante e o modelo numérico, variando apenas a tensão desviadora, a duração do experimento e o elemento finito utilizado que agora é o CAX8, ou seja, elementos axissimétricos com 8 nós, interpolação quadrática e integração completa. Na Tabela 4.1, são apresentadas as tensões desviadoras de cada simulação e a duração aproximada de seus respectivos ensaios em laboratório. É importante destacar que, em um dos ensaios, a tensão desviadora variou de 16 a 18 MPa na câmara triaxial. Devido a essa variação, Firme et al. (2018) propõem as simulações C e D, onde a tensão desviadora é 17 MPa e varia linearmente de 16 a 18 MPa no período de ensaio, respectivamente.

Tabela 4.1 – Simulações numéricas de ensaios triaxiais para verificação do EDMT e EDMP.

Simulação	Tensão desviadora (MPa)	Duração (h)
A	10	350
B	14	1000
C	17	2200
D	16-18	2200

Fonte: Autor (2021).

Na Tabela 4.2, são apresentados os parâmetros adotados para o mecanismo duplo, além das propriedades elásticas. Na Tabela 4.3, estão os parâmetros necessários ao EDMT.

Tabela 4.2 – Propriedades elásticas e do mecanismo duplo para halita brasileira.

Parâmetro	Valor
E (GPa)	25,37
ν	0,36
Q (J/mol)	50160,0
R (J/mol · K)	8,314
$\dot{\epsilon}_0$ (h^{-1})	$1,888 (10^{-6})$
σ_0 (MPa)	9,91
T_0 (K)	359,15
n_1	3,36
n_2	7,55

Fonte: Firme et al. (2018).

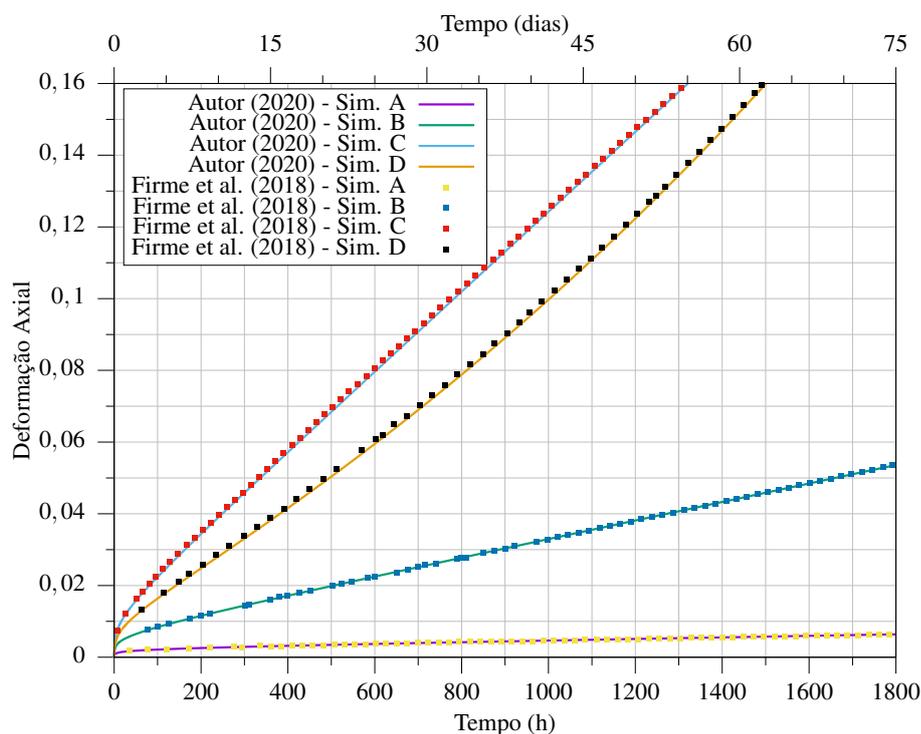
Tabela 4.3 – Parâmetros do EDMT para halita brasileira.

Parâmetro	Valor
K_0	$7,75 (10^4)$
c (K^{-1})	$9,198 (10^{-3})$
l	3,0
α_h	-17,37
β_h	-7,738
δ	0,58

Fonte: Firme et al. (2018).

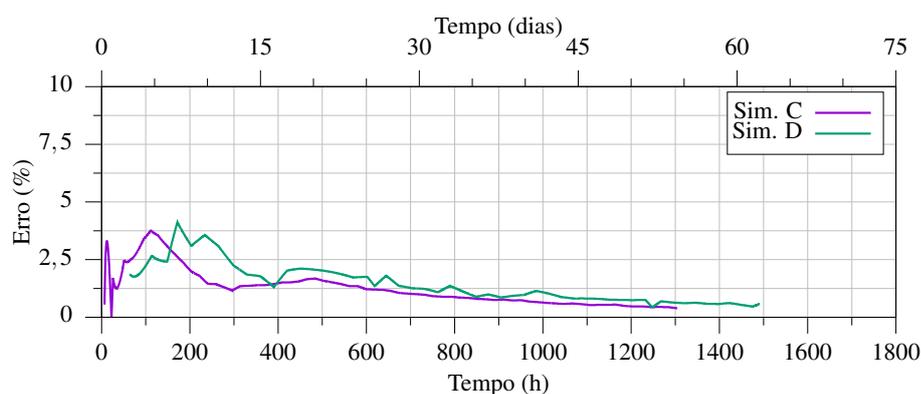
Na Figura 4.1, são apresentadas as deformações axiais obtidas nas simulações numéricas A, B, C e D de ensaios triaxiais. Em todas as simulações há o comportamento típico de fluência primária nos ensaios triaxiais sob tensão e temperatura constante, ou seja, o trecho inicial da curva de fluência é não linear, como ilustrado na Figura 2.1. Verifica-se que nas simulações A e B os resultados obtidos e os fornecidos por Firme et al. (2018) estão sobrepostos, caracterizando uma boa concordância. Por outro lado, nas simulações C e D há uma pequena discordância entre as curvas. Na Figura 4.2, é apresentado um gráfico com o erro nessas simulações. Neste sentido, em todo o período das simulações os erros são inferiores a 5%. Trata-se de um valor satisfatório, de modo que a implementação do EDMT está verificada.

Figura 4.1 – Deformações axiais nas simulações de ensaios triaxiais através do EDMT.



Fonte: Autor (2021).

Figura 4.2 – Erro em módulo na estimativa das deformações axiais nas simulações C e D pelo EDMT.



Fonte: Autor (2021).

4.1.2 EDMP

A implementação do EDMP também é verificada a partir das simulações numéricas A, B, C e D de ensaios triaxiais. Na Tabela 4.2, são descritas as propriedades elásticas e os parâmetros do mecanismo duplo utilizados. A Tabela 4.4 apresenta os parâmetros adotados para o EDMP. Os parâmetros abaixo estão calibrados considerando a temperatura em Kelvin, a tensão em kPa e o tempo em horas.

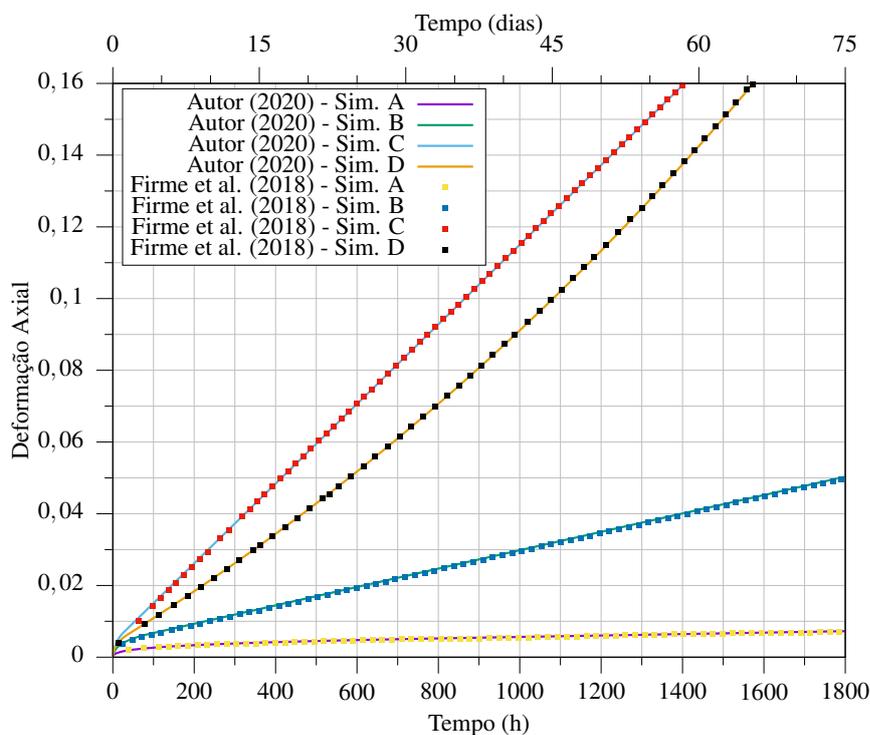
Tabela 4.4 – Parâmetros do EDMP para halita brasileira.

Parâmetro	Valor
A	$1,19 (10^{-40})$
p	$3,0 (10^4)$
m	-0,7
v	9,5

Fonte: Firme et al. (2018).

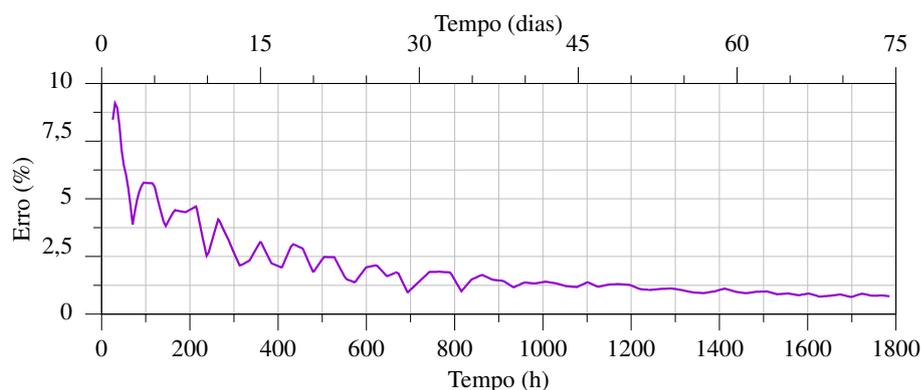
Na Figura 4.3, são ilustradas as deformações axiais obtidas nas simulações numéricas de ensaios triaxiais A, B, C e D. Assim como esperado, obtém-se a curva característica da fluência primária nas condições de um ensaio triaxial sob temperatura e tensão constante em todas as simulações. Verifica-se nas simulações A, C e D que os resultados obtidos e os fornecidos por Firme et al. (2018) estão sobrepostos, caracterizando uma boa concordância. Por outro lado, na simulação B há uma pequena discordância entre os resultados obtidos e a referência. Como pode ser visto na Figura 4.4, após cerca de 120 horas os erros são inferiores a 5%. Como dito anteriormente, é um valor razoável. Porém, antes de 120 horas os erros são maiores, devido à imprecisão em digitalizar o trecho inicial da curva, o qual é sobreposto por outras curvas no gráfico da referência. Tendo em vista isso e como em quase toda a simulação B o erro está dentro do limite, a implementação do EDMP está verificada.

Figura 4.3 – Deformações axiais nas simulações de ensaios triaxiais através do EDMP.



Fonte: Autor (2021).

Figura 4.4 – Erro em módulo na estimativa da deformação axial na simulação B pelo EDMP.



Fonte: Autor (2021).

4.1.3 MDCF

Quanto à verificação da implementação do MDCF, são simulados quatro ensaios triaxiais (TC01, TC02, TC03 e TC04). Os resultados do MDCF para estes ensaios são apresentados por Chan et al. (1994) e as informações dos experimentos são fornecidas por Fossum et al. (1993). Em todos os ensaios, as amostras são de sal WIPP puro, os corpos de prova são cilíndricos com 90 mm de diâmetro e 210 mm de altura e a temperatura é de 25°C. Na Tabela 4.5, são fornecidas as informações sobre as tensões confinante (P) e desviadora dos ensaios.

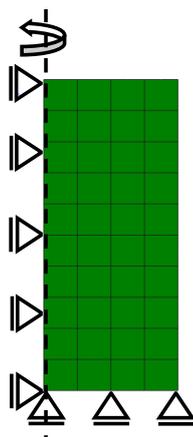
Tabela 4.5 – Simulações numéricas de ensaios triaxiais para verificação do MDCF.

Simulação	Tensão confinante (MPa)	Tensão desviadora (MPa)
TC01	1,0	25
TC02	2,0	25
TC03	3,0	25
TC04	15,0	25

Fonte: Autor (2021).

É importante destacar que nos ensaios triaxiais TC01 e TC02, diferentemente do procedimento convencional mostrado na Figura 3.2, a amostra é confinada em todas as direções com a magnitude da tensão axial prevista, ou seja, tensão desviadora mais tensão confinante. Feito isso, a tensão confinante é reduzida lentamente até atingir o valor desejado. De acordo com Fossum et al. (1993), esse procedimento é realizado para suprimir o aparente excesso de dilatação que ocorreu nos ensaios TC03 e TC04 ao utilizar o procedimento convencional. A malha de elementos finitos é discretizada em 149 nós e 40 elementos CAX8. Assim como nos exemplos de verificação da modelagem numérica de ensaios triaxiais e dos modelos EDMT e EDMP, o nível de discretização adotado é suficiente, pois os campos de tensão e deformação são uniformes. Na Figura 4.5, é exposta a malha de elementos finitos utilizada.

Figura 4.5 – Malha de elementos finitos para o ensaio triaxial de uma amostra do sal WIPP puro.



Fonte: Autor (2021).

Nas simulações de ensaios triaxiais a partir do MDCF, são considerados os parâmetros ilustrados nas Tabelas 4.6 e 4.7.

Tabela 4.6 – Propriedades elásticas e parâmetros do multimecanismo de deformação para o sal WIPP puro.

Parâmetro	Valor
G (GPa)	12,4
E (GPa)	31,0
ν	0,25
A_1 (sec^{-1})	$8,386 (10^{22})$
Q_1	$1,045 (10^5)$
n_1	5,5
B_1 (sec^{-1})	$6,086 (10^6)$
A_2 (sec^{-1})	$9,672 (10^{12})$
Q_2	$4,18 (10^4)$
n_2	5,0
B_2 (sec^{-1})	$3,034 (10^{-2})$
σ_0 (MPa)	20,57
q	$5,335 (10^3)$
R (J/mol · K)	8,3143
m	3,0
K_0	$6,275 (10^5)$
c (K^{-1})	0,009198
α	-17,37
β	-7,738
δ	0,58

Fonte: Chan et al. (1994).

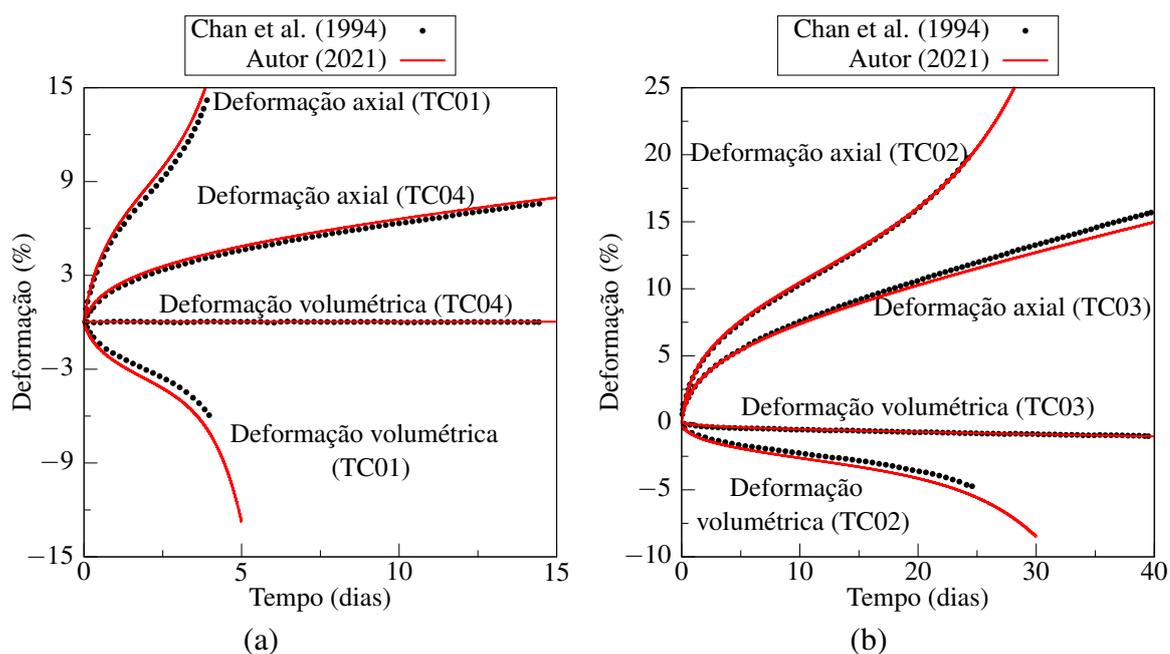
Tabela 4.7 – Parâmetros do modelo de dano para o sal WIPP puro.

Parâmetro	Valor
x_2	10,0
x_3	5,5
x_4	3,0
x_5 (MPa) ^{5.5} sec	1,0 (10 ¹³)
x_6	1 para P < 1,5 MPa
x_6	0,65 para P > 1,5 MPa
x_7 (MPa)	1
x_8	0,1
c_0	7,0 (10 ⁷)
c_2	100,0
c_3	10,0
c_4	6,0
c_5 (MPa)	25
n_3	3
ω_0	1,0 (10 ⁻⁴)

Fonte: Chan et al. (1994).

Nas Figuras 4.6(a) e 4.6(b), são apresentadas as deformações axiais e volumétricas obtidas em TC01, TC04 e TC02, TC03. Tais deformações são geradas, considerando o fluxo inelástico induzido pelo dano como não-associativo. Nas simulações TC01 e TC02, é observado nas deformações axiais o comportamento usual de fluência primária, secundária e terciária.

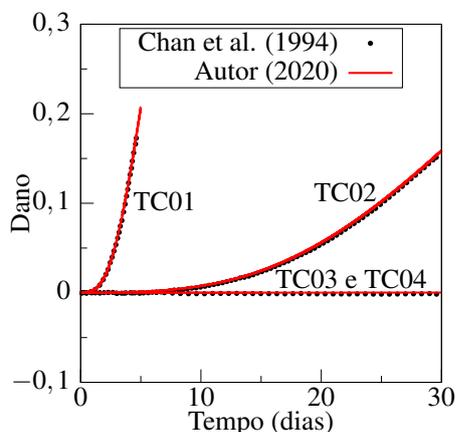
Figura 4.6 – Deformações axiais e volumétricas nas simulações de ensaios triaxiais através do MDCF: a) TC01 e TC04; b) TC02 e TC03.



Fonte: Autor (2021).

Por outro lado, nas simulações TC03 e TC04 nota-se apenas a fluência primária e secundária. Isso mostra o efeito das tensões confinantes sobre a fluência terciária e o dano (ver Figura 4.7), uma vez que nesses ensaios a temperatura e a tensão desviadora são iguais.

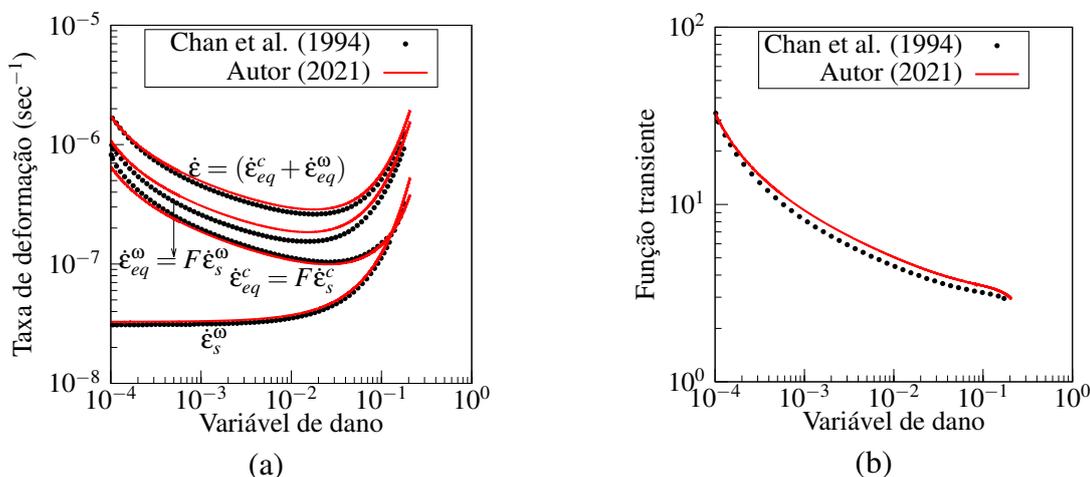
Figura 4.7 – Evolução do dano em simulações de ensaios triaxiais via MDCF.



Fonte: Autor (2021).

Na maioria das simulações, as deformações axiais e volumétricas não concordam em relação à referência. No ensaio TC01, por exemplo, as deformações axiais obtidas pelo autor diferem com relação à referência após 12 horas. Ao analisar também a evolução do dano, ilustrada na Figura 4.7, percebe-se que os resultados estão praticamente sobrepostos. Por outro lado, de acordo com a Figura 4.8(a), as taxas de deformação são discordantes. Deste modo, conforme a Figura 4.8(b) uma possibilidade para os erros está associada à função transiente utilizada. Essa afirmação é razoável, pois as curvas de deformação axial apresentam inclinações semelhantes, visualmente, e a função transiente funciona como um fator multiplicativo das taxas de deformações equivalentes.

Figura 4.8 – Taxas de deformação e função transiente em relação ao dano na simulação TC01: a) Taxa de deformação; b) Função transiente.



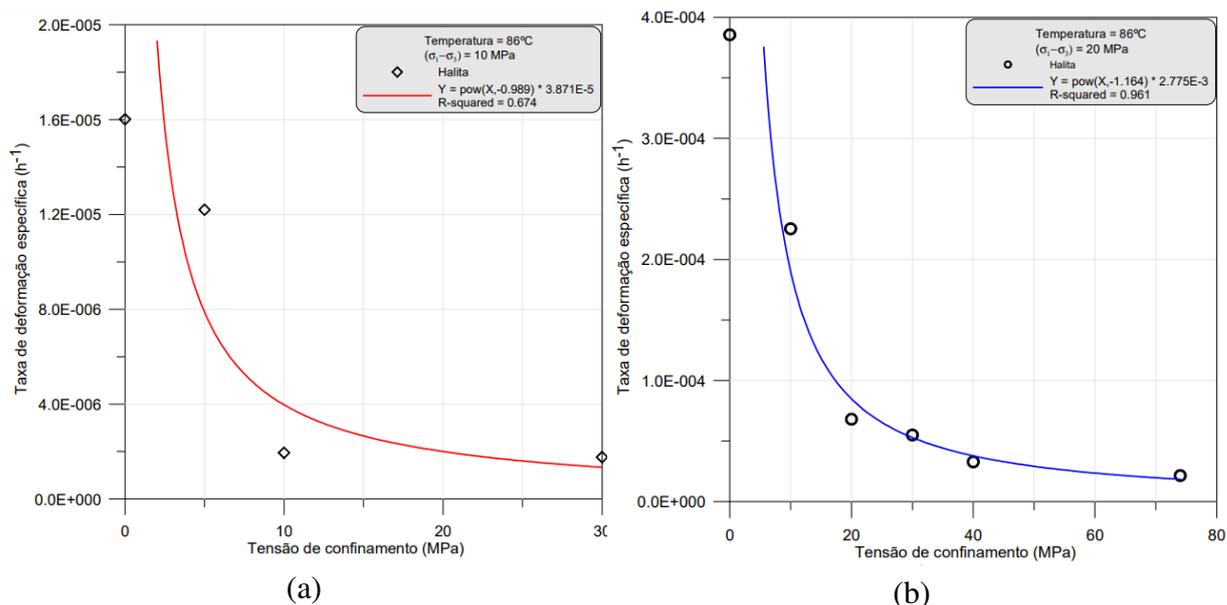
Fonte: Autor (2021).

De uma maneira geral, essas discordâncias também podem estar relacionadas com erros durante a digitalização de dados e diferenças entre o ABAQUS® e o solver da referência. Ademais, o método de integração temporal das variáveis ζ e ω adotado por Chan et al. (1994) não é apresentado, podendo ser diferente do adotado neste trabalho e podendo produzir também diferenças nos resultados. Com isso, e devido aos resultados possuírem a mesma ordem de grandeza e comportamento semelhante ao esperado, a implementação é considerada como verificada.

4.2 EFEITO DAS TENSÕES CONFINANTES NOS ENSAIOS TRIAXIAIS

Poiate Jr. (2012) realiza ensaios triaxiais em halita brasileira sob tensões desviadoras de 10 e 20 MPa, temperatura de 86°C e diferentes tensões confinantes. Para a tensão desviadora de 10 MPa, são realizados ensaios triaxiais com tensões confinantes de 0, 5, 10 e 30 MPa. Já para a tensão desviadora de 20 MPa são realizados ensaios com tensões confinantes de 0, 10, 20, 30, 40 e 74 MPa. Nas Figuras 4.9(a) e 4.9(b), é apresentada a relação não linear, obtida a partir do ajuste dos dados experimentais, entre a taxa de deformação no regime permanente e as tensões confinantes para cada tensão desviadora. De acordo com Poiate Jr. (2012), esse comportamento está relacionado com o processo de recristalização (*healing*) no fechamento de fissuras decorrentes do processo de testemunhagem.

Figura 4.9 – Taxas de deformação em regime permanente em função da tensão de confinamento sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.

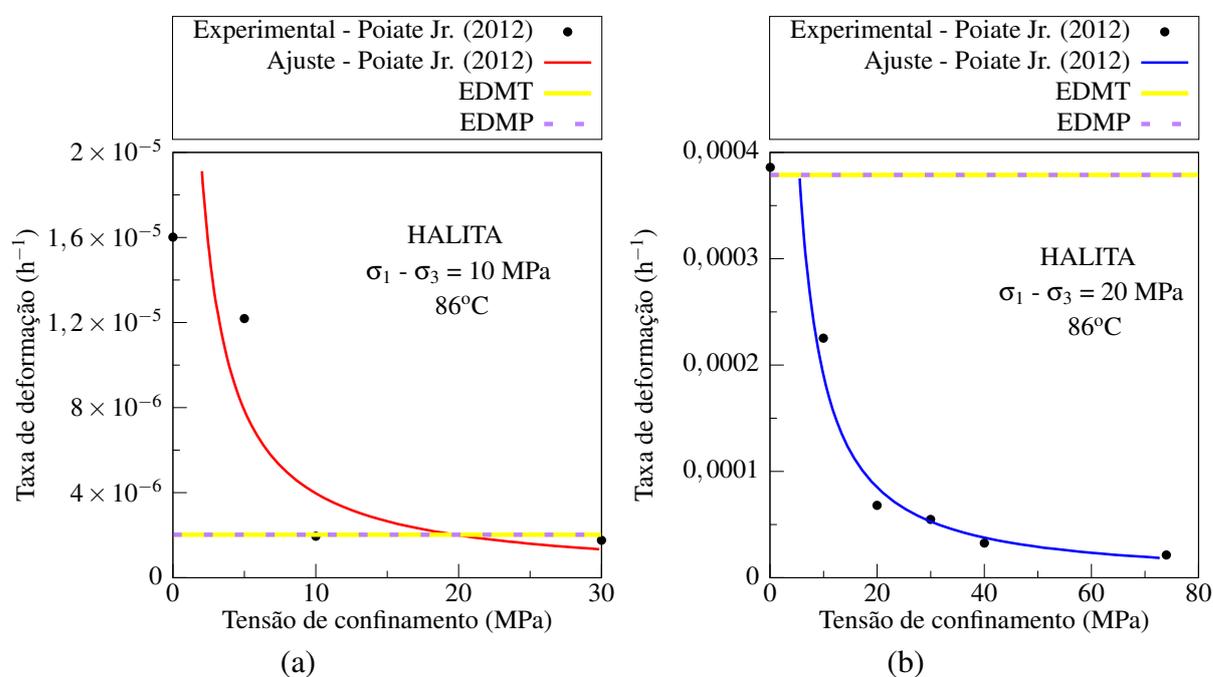


Fonte: Poiate Jr. (2012).

É investigada a relação apresentada anteriormente, através dos modelos EDMT e EDMP. Não é realizada a modelagem numérica dos ensaios triaxiais, pois é possível realizar a aplicação direta das equações dos modelos constitutivos e obter a taxa de deformação em

regime permanente. Como esperado, nas Figuras 4.10(a) e 4.10(b), é observado que os modelos calibrados para a halita brasileira são incapazes de descrever a não linearidade encontrada ao ajustar os dados experimentais. Isso ocorre porque as taxas de deformações do EDMT e EDMP consideram apenas as tensões desviadoras e desprezam as tensões confinantes. Assim, ao comparar o ajuste dos dados experimentais e os modelos, verifica-se que a não consideração das tensões confinantes pode comprometer uma modelagem mais realista da fluência das rochas, levando a superestimativas ou subestimativas das deformações. A sobreposição dos resultados do EDMT e EDMP é esperada, pois os dois modelos se resumem ao mecanismo duplo durante a fluência secundária.

Figura 4.10 – Taxas de deformação em regime permanente, via EDMT e EDMP, pela tensão confinante sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.

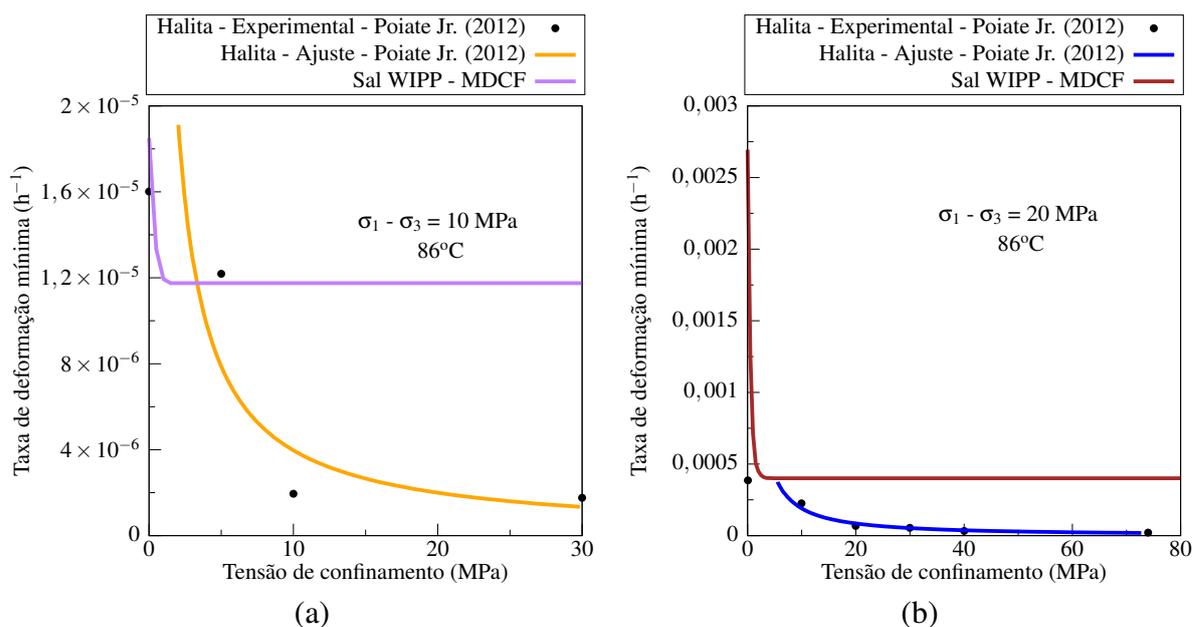


Fonte: Autor (2021).

É avaliada a capacidade do MDCF para obter uma relação não linear entre as tensões confinantes e a taxa de deformação em regime permanente. Para tanto, é utilizado o conjunto de ensaios triaxiais sob as mesmas condições de temperatura e tensão desviadora dos ensaios realizados por Poiate Jr. (2012), considerando o sal WIPP. Assim como no exemplo anterior, ensaios triaxiais não são modelados. É utilizada uma rotina em *Python* elaborada durante os estudos do MDCF. Essa rotina segue o mesmo fluxograma da Figura 3.8 com algumas adaptações. Tal estratégia é utilizada porque os resultados necessários ao problema são apenas as taxas de deformação dos ensaios. Nas Figuras 4.11(a) e 4.11(b), são ilustrados os resultados obtidos. Ao invés do termo taxa de deformação permanente é utilizado o termo taxa de deformação mínima, assim como em Chan et al. (1994). Os dois termos possuem o mesmo significado físico. Nota-se que, por meio do MDCF, é possível obter um comportamento não linear entre a taxa

de deformação e as tensões confinantes nos ensaios sob uma tensão desviadora e temperatura. Observa-se também que essa não linearidade está limitada a um determinado nível de tensão confinante, a partir do qual o dano não ocorre. Nos ensaios sob tensão desviadora de 10 e 20 MPa, esses limites são as tensões confinantes de 1,5 e 4,35 MPa, respectivamente.

Figura 4.11 – Taxas de deformação mínima, para halita brasileira e sal WIPP, em função das tensões confinantes sob temperatura de 86°C e tensões desviadoras de a) 10 MPa e b) 20 MPa.

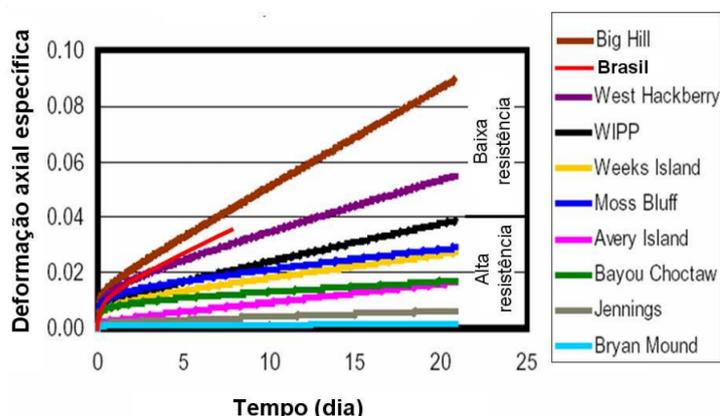


Fonte: Autor (2021).

4.3 HALITA BRASILERIA X HALITAS EUA

Poiate Jr. (2012) realiza um ensaio triaxial em halita sob tensões confinantes e axial de 6,9 e 16,9 MPa e temperatura de 115,6 °C. Esse ensaio tem como objetivo comparar as halitas brasileira e americanas. Conforme ilustrado na Figura 4.12, a halita brasileira é mais móvel que o sal WIPP, estudado anteriormente, e apresenta um comportamento intermediário entre as rochas provenientes das regiões de *Big Hill* e *West Hackberry*.

Figura 4.12 – Comparação entre as halitas americanas e brasileira.

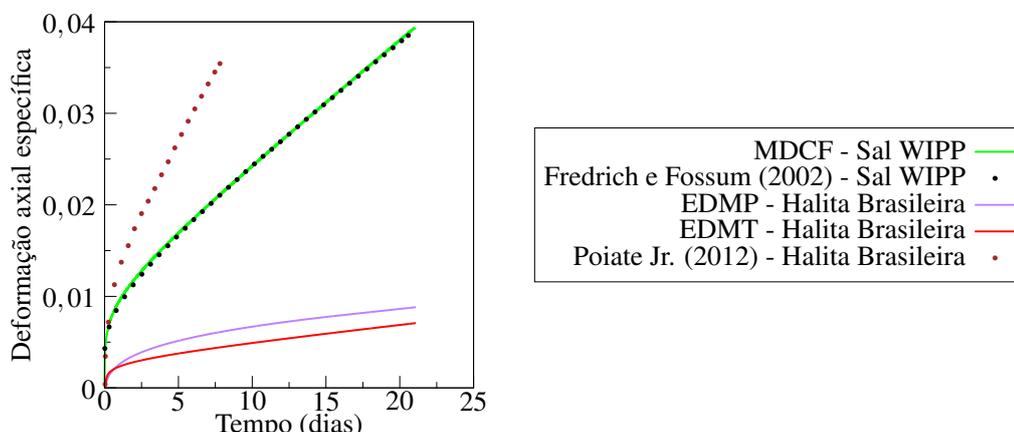


Fonte: Poiate Jr. (2012).

Esse ensaio é simulado a fim de verificar o desempenho dos modelos estudados, em condições diferentes dos ensaios triaxiais realizados para calibração dos modelos constitutivos. O modelo numérico usado é o mesmo da Figura 3.3 com elementos CAX8. O refinamento adotado para a malha é suficiente pelo mesmo motivo dos exemplos anteriores, ou seja, campos de tensão e deformação constantes.

Na Figura 4.13, são apresentadas as curvas de fluência obtidas. Nota-se que, referente ao sal WIPP, os resultados obtidos pelo MDCF possuem uma excelente concordância em relação à referência, o que ratifica a implementação realizada. Quanto à halita brasileira, os resultados obtidos pelos modelos EDMT e EDMP não descreveram corretamente o comportamento apresentado por Poiate Jr. (2012), sendo necessária a realização de mais ensaios triaxiais em halitas sob diferentes condições de temperatura e tensões para uma calibração mais robusta. Tendo em vista isto como fator principal, pode-se citar também outras causas que maximizam as diferenças encontradas nesse cenário, entre a referência e os modelos, as quais são discutidas a seguir.

Figura 4.13 – Deformações axiais em halita brasileira e sal WIPP a partir dos modelos EDMT, EDMP e MDCF, respectivamente.

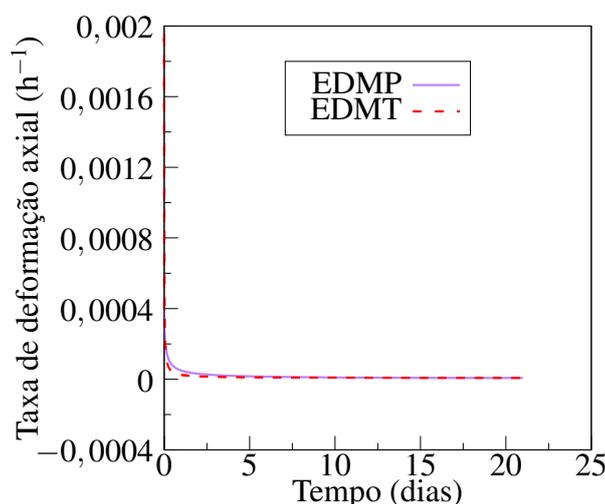


Fonte: Autor (2021).

No trecho primário de fluência, cita-se como causa para a diferença obtida pelo EDMT a utilização de poucas curvas experimentais de fluência durante a calibração do regime primário. Firme et al. (2018) utiliza apenas duas curvas, devido a não exposição completa dos ensaios que resultaram na calibração atual do mecanismo duplo, os quais se fossem apresentados poderiam fornecer resultados mais precisos. Já o EDMP tem como causa para a diferença durante a fluência primária a utilização de uma lei de potência cujos parâmetros não estão calibrados para a halita brasileira, mas para o sal da mina *Salt Vault* em Kansas nos EUA, de modo que, para este cenário, tais parâmetros, não se mostraram coerentes com o sal brasileiro.

Na Figura 4.14, é apresentada a taxa de deformação axial dos modelos EDMT e EDMP, onde a fluência secundária é iniciada após 17,40 e 16,42 dias, respectivamente. Essa diferença é esperada, devido às duas metodologias de modelagem da fluência primária do EDMT e EDMP serem diferentes.

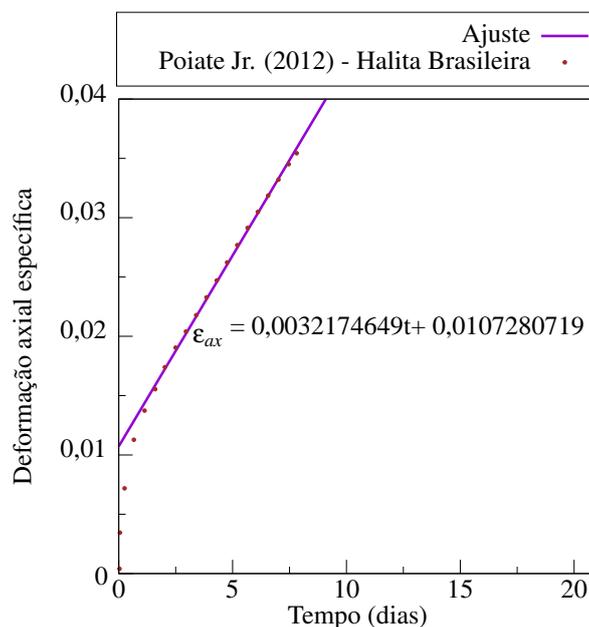
Figura 4.14 – Taxa de deformação axial a partir dos modelos EDMP e EDMT.



Fonte: Autor (2021).

No trecho secundário de fluência, para ambos os modelos, uma possível causa para tal diferença é o efeito das tensões confinantes, além da temperatura. A partir de um ajuste da curva de fluência disponibilizada por Poiate Jr. (2012) é estimada a taxa de deformação durante a fluência secundária, conforme ilustrado na Figura 4.15.

Figura 4.15 – Ajuste de dados para obtenção da taxa de deformação durante a fluência secundária na halita brasileira.



Fonte: Autor (2021).

Dessa forma, é observado através da Tabela 4.8 que os modelos EDMT e EDMP subestimam a taxa de deformação secundária obtida pelo ajuste da curva apresentada por Poiate Jr. (2012) em mais de 18 vezes.

Tabela 4.8 – Taxas de deformação em regime permanente.

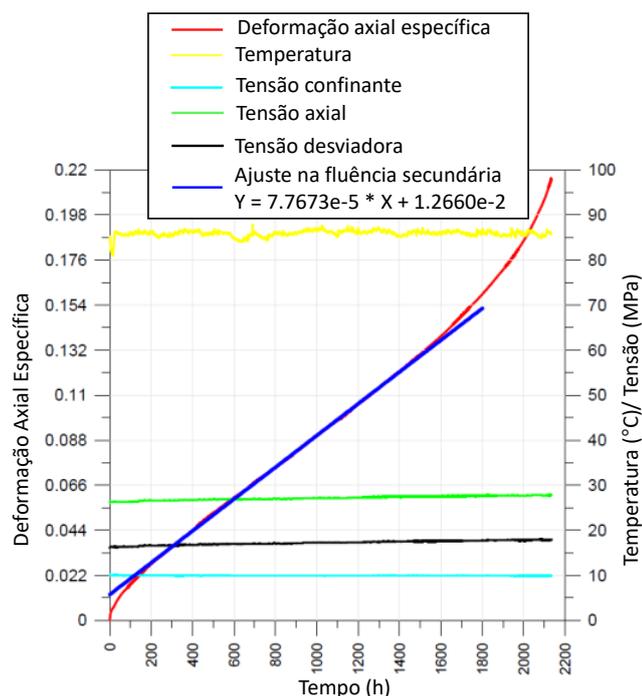
Modelo	Taxa de deformação (d^{-1})
EDMT/EDMP	1,7432049 (10^{-4})
Ajuste	3,2174659 (10^{-3})

Fonte: Autor (2021).

4.4 ENSAIO TRIAXIAL COM FLUÊNCIA TERCIÁRIA EM HALITA BRASILEIRA

Costa et al. (2005b) apresentam alguns ensaios triaxiais em halita brasileira. Entre estes, há um ensaio que descreve a fluência terciária nessa rocha. São poucos os ensaios com essa característica. De acordo com Poiate Jr. (2012), evitou-se atingir esse estágio de fluência nos experimentos devido ao pequeno espaço anular entre a rocha e a câmara para não causar problemas nos equipamentos. Na Figura 4.16, é ilustrada uma curva de fluência com regime terciário em halita brasileira.

Figura 4.16 – Curva de fluência com regime terciário em halita brasileira.



Fonte: Modificado de Costa et al. (2005b).

Sabe-se que o MDCF é uma extensão do multimecanismo de deformação, no qual é incorporado o dano para descrever todos os estágios de fluência. Firme et al. (2016) criaram duas metodologias diferentes para calibração do multimecanismo de deformação para a halita brasileira. Nesse sentido, a fim de modelar a fluência terciária nessa rocha, é utilizado o MDCF e é proposta a incorporação dos parâmetros de dano do sal WIPP às calibrações do multimecanismo realizadas por Firme et al. (2016), resultando nos modelos híbridos A e B. Tais modelos utilizam os parâmetros de dano do sal WIPP. Em relação aos parâmetros do multimecanismo, são usados os mesmos calibrados por Firme et al. (2016), ou seja, os conjuntos de parâmetros SET A e SET B, respectivamente. É importante destacar que o ideal seria a calibração do MDCF para a halita brasileira, todavia, devido à escassez de dados experimentais, a ideia é inviável. Na Tabela 4.9, são apresentados os parâmetros elásticos e do multimecanismo de deformação para os modelos híbridos A e B. Os parâmetros que não apresentam valores no modelo híbrido B, possuem valores iguais aos parâmetros do modelo híbrido A. Quanto aos parâmetros de dano desses modelos, são usados os mesmos da Tabela 4.7.

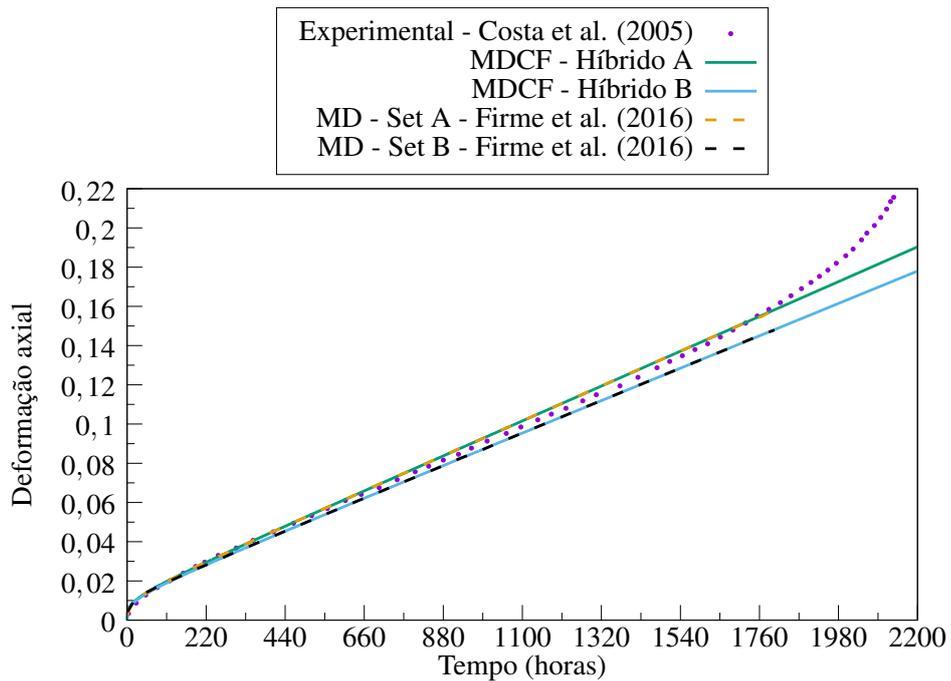
Tabela 4.9 – Propriedades elásticas e do multimecanismo de deformação para os modelos híbridos A e B.

Parâmetro	Híbrido A	Híbrido B
E (GPa)	25,37	
ν	0,36	
A_1 (sec ⁻¹)	1,638 (10 ²⁷)	3,635 (10 ²²)
Q_1 (J/mol)	104500,0	
n_1	7,2	5,5
B_1 (sec ⁻¹)	9,981 (10 ⁶)	
A_2 (sec ⁻¹)	1,924 (10 ⁶)	6,309 (10 ¹⁰)
Q_2 (J/mol)	41800,0	
n_2	3,2	5,0
B_2 (sec ⁻¹)	4,976 (10 ⁻²)	
σ_0 (MPa)	20,57	
q	5335,0	
R (J/mol · K)	8,3143	
m	3,0	
K_0	7,750 (10 ⁴)	
c (K ⁻¹)	9,198 (10 ⁻³)	
α	-17,37	
β	-7,738	
δ	0,58	

Fonte: Firme et al. (2016).

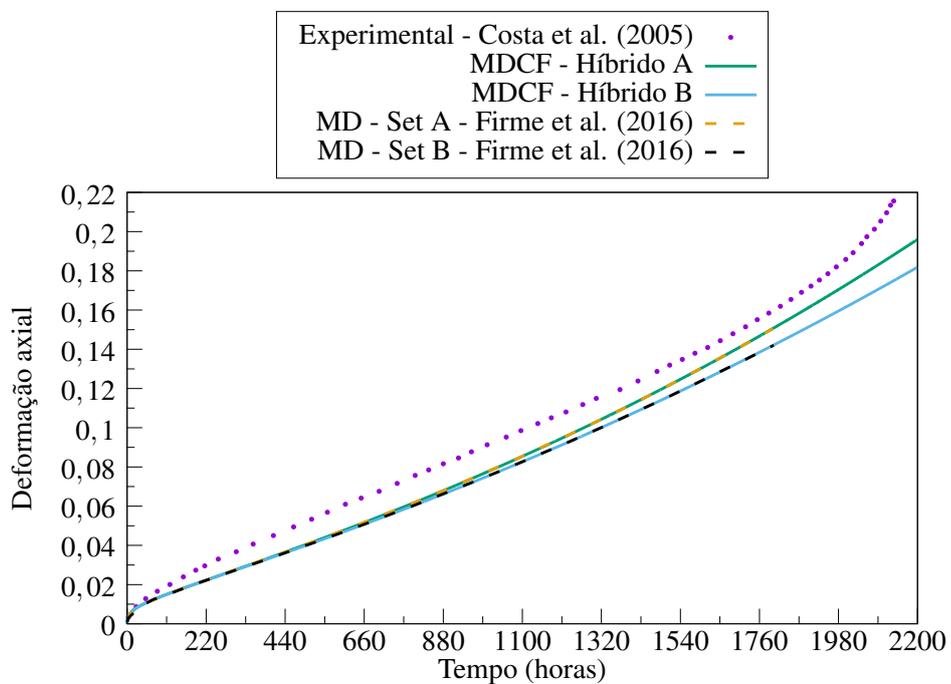
O ensaio triaxial apresentado na Figura 4.16 é o experimento que dá origem as simulações C e D propostas por Firme et al. (2018). Nesse sentido, tais simulações são realizadas novamente, considerando o mesmo modelo numérico e utilizando as leis constitutivas dos modelos híbridos A e B. Na Figura 4.17, são apresentadas as deformações axiais na simulação C. Nota-se que os modelos híbridos A e B concordaram em relação às curvas do multimecanismo de deformação, ou seja, MD SET A e MD SET B apresentadas em Firme et al. (2016), respectivamente. Isso significa que o dano não é manifestado, a partir dos parâmetros do sal WIPP, sob uma tensão confinante de 10 MPa e uma tensão desviadora de 17 MPa. Analogamente são obtidos resultados semelhantes na simulação D, conforme ilustrado na Figura 4.18.

Figura 4.17 – Simulação C de ensaio triaxial a partir dos modelos híbridos.



Fonte: Autor (2021).

Figura 4.18 – Simulação D de ensaio triaxial a partir dos modelo híbridos.

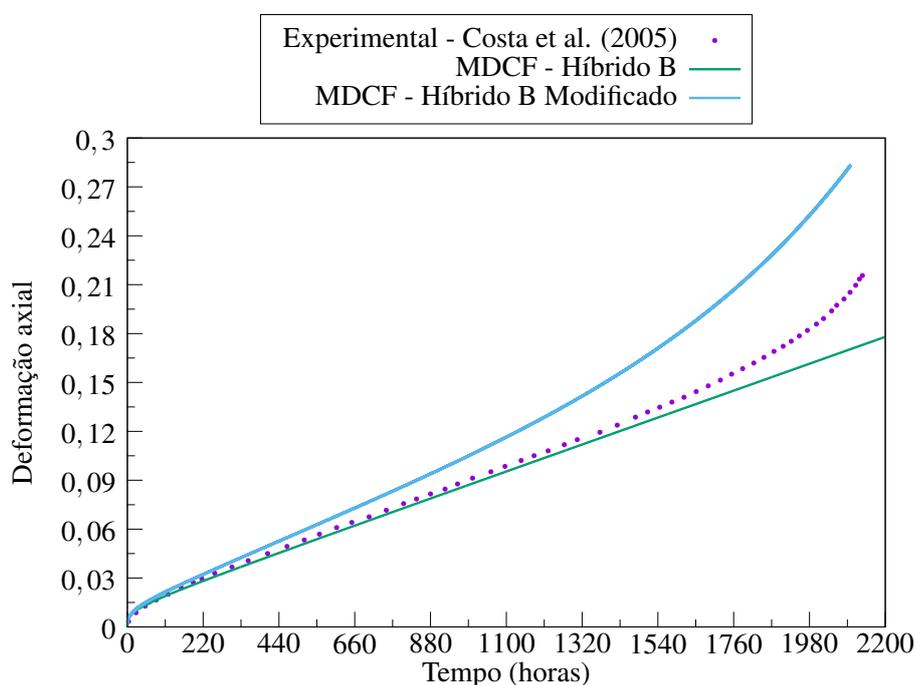


Fonte: Autor (2021).

Diante disso, são modificados os parâmetros x_6 para 0,15 a fim de que a tensão equivalente de trabalho conjugada para o fluxo induzido pelo dano seja positiva e, conseqüentemente, o dano ocorra. Além disso, é modificado o parâmetro x_5 para $3,5 (10^9)$ a fim de que o dano evolua

com uma maior velocidade. É importante destacar que não foi adotada nenhuma metodologia para ajuste da curva, apenas experimentações com diferentes valores. Mas, devido ao elevado número de parâmetros, é necessário um estudo mais detalhado para obtenção de valores mais adequados. Assim, essa aplicação tem como objetivo apenas demonstrar o potencial que o MDCF pode trazer à modelagem constitutiva das rochas brasileiras, sendo avaliado o modelo híbrido B modificado e a simulação C. Na Figura 4.19, é apresentada a curva de deformação axial ao longo do tempo, onde claramente nota-se que a ocorrência do dano aumenta as deformações ao longo da fluência.

Figura 4.19 – Simulação C de ensaio triaxial a partir do modelo híbrido B modificado.



Fonte: Autor (2021).

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Este trabalho propôs um estudo numérico de ensaios triaxiais aplicados à perfuração de poços em rochas salinas por meio do Método dos Elementos Finitos. Como apresentado anteriormente, a consideração da fluência primária e do dano significa a possibilidade de uma modelagem mais realista do comportamento mecânico de rochas salinas. Com isso, pode-se ter uma maior precisão na estimativa do fechamento do poço, além de modelar o arrombamento devido à deformação excessiva.

Modelos constitutivos de fluência primária e secundária foram devidamente implementados e verificados a partir de aplicações destes disponíveis na literatura. Foram encontradas algumas discordâncias na verificação da implementação do modelo de dano, as quais podem ser desprezadas devido a possíveis erros de digitalização, utilização de métodos de integração temporal diferentes do adotado neste trabalho pela referência em algumas variáveis, além de diferenças entre os *solvers* utilizados. Desta forma, realizou-se três aplicações dos modelos constitutivos estudados e implementados.

Na primeira aplicação, foram avaliados ensaios triaxiais sob uma determinada temperatura, tensão desviadora e diferentes tensões confinantes. Os modelos de fluência primária e secundária são incapazes de descrever a relação não linear entre a taxa de deformação em regime permanente e as tensões confinantes obtida a partir do ajuste dos resultados experimentais. Por outro lado, essa não linearidade existiu no modelo de dano. Evidentemente que os resultados obtidos por esse modelo não concordaram com o ajuste experimental, uma vez que no modelo de dano são usados parâmetros de uma rocha americana, a qual tem um comportamento diferente da halita brasileira. Todavia, é ressaltada através desta aplicação uma capacidade do modelo de dano.

Na segunda aplicação, foi verificado o desempenho dos modelos constitutivos implementados a partir da simulação de um ensaio triaxial que foi realizado para comparar a halita brasileira e as halitas americanas. Os modelos de fluência primária e secundária aplicados à halita brasileira não reproduziram o comportamento experimental, tornando nítida a necessidade de mais dados experimentais para uma calibração mais robusta desses modelos e simulações mais amplas de ensaios triaxiais. O modelo de dano foi analisado, considerando os parâmetros de uma halita americana. Este reproduziu corretamente o comportamento exposto na literatura.

Na terceira aplicação, foi simulado um ensaio triaxial realizado em uma halita brasileira através do qual foi obtido o regime terciário de fluência. Como esse regime só é obtido por meio do modelo de dano e este não estava calibrado para a rocha brasileira, foram criados os modelos híbridos A e B. Nesses modelos, os parâmetros de fluência primária e secundária estão calibrados para halita brasileira e os parâmetros de dano se referem a halita americana. Nesse sentido, os modelos híbridos não acionaram o dano, de forma que a fluência terciária não foi atingida. Foram então arbitrados diferentes valores para alguns parâmetros do modelo de dano

utilizado. Não houve concordância entre o modelo híbrido modificado e a referência, porém foi apresentado o potencial do modelo de dano, caso seja calibrado para halita brasileira.

Como proposta de trabalhos futuros, sugere-se:

- Buscar informações de ensaios triaxiais para obter a fluência terciária na halita e assim calibrar um modelo de dano, além de melhorar a calibração da fluência primária e secundária;
- Calibração da fluência primária e terciária para rochas salinas mais móveis como carnalita e taquidrita;
- Possibilidade de modelar o arrombamento de poço em rochas salinas brasileiras e investigação do efeito das tensões confinantes nos ensaios triaxiais, desde que seja calibrado o modelo de dano;

Referências

- ABAQUS. **CREEP**. 2020. Disponível em: <<https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAESUBRefMap/simasub-c-creep.htm>>. Acesso em: 24 de Dezembro de 2020. Citado na página 23.
- ARAÚJO, C. N. **Desenvolvimento de um elemento finito para modelagem do comportamento de poços verticais em rochas salinas**. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Alagoas, Maceió, 2012. Citado na página 5.
- BRANDÃO, N. B. **Modelagem da evolução das propriedades mecânicas da pasta de cimento em poços do pré sal**. Dissertação (Mestrado) — PUC-Rio, Rio de Janeiro, 2016. Citado na página 12.
- CHAN, K. et al. A constitutive model for inelastic flow and damage evolution in solids under triaxial compression. **Mechanics of Materials**, Elsevier, v. 14, n. 1, p. 1–14, 1992. Citado 3 vezes nas páginas 4, 16 e 18.
- CHAN, K. et al. Damage-induced nonassociated inelastic flow in rock salt. **International journal of plasticity**, Elsevier, v. 10, n. 6, p. 623–642, 1994. Citado 10 vezes nas páginas 4, 6, 13, 16, 18, 31, 32, 33, 35 e 36.
- COSTA, A. **Uma aplicação de métodos computacionais e princípios de mecânica das rochas no projeto e análise de escavações destinadas a mineração subterrânea**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio de Janeiro, 1984. Citado 2 vezes nas páginas 8 e 9.
- COSTA, A.; POIATE JR., E. Rocha Salina na Indústria do Petróleo: Aspectos Relacionados à Reologia e à Perfuração de Rochas Salinas. **Sal. Geologia e Tectônica. Exemplos nas Bacias Brasileiras**, p. 362–385, 2008. Citado na página 1.
- COSTA, A. M. et al. Triaxial creep tests in salt applied in drilling through thick salt layers in campos basin - brazil. **ISRM News Journal**, v. 9, n. 1, p. 14–24, 2005. Citado 5 vezes nas páginas 4, 6, 9, 21 e 27.
- COSTA, A. M. et al. Triaxial creep tests in salt applied in drilling through thick salt layers in campos basin - brazil. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. **SPE/IADC Drilling Conference**. Amsterdam, 2005. Citado 3 vezes nas páginas 10, 40 e 41.
- CRISTESCU, N. D. A general constitutive equation for transient and stationary creep of rock salt. In: ELSEVIER. **International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts**. [S.l.], 1993. v. 30, n. 2, p. 125–140. Citado na página 4.
- FALCÃO, J. L. et al. Perfuração em formações salinas. **Boletim técnico da Produção de Petróleo**, v. 1, n. 2, p. 293–307, 2007. Citado na página 1.
- FIRME, P. A.; ROEHL, D.; ROMANEL, C. An assessment of the creep behaviour of brazilian salt rocks using the multi-mechanism deformation model. **Acta Geotechnica**, Springer, v. 11, n. 6, p. 1445–1463, 2016. Citado 4 vezes nas páginas 3, 4, 41 e 42.
- FIRME, P. A. L. P. **Modelagem Constitutiva e Análise Probabilística Aplicadas a Poços em Zonas de Sal**. Dissertação (Mestrado), Rio de Janeiro, 2013. Citado 5 vezes nas páginas 4, 9, 20, 21 e 22.

FIRME, P. A. L. P. et al. Enhanced double-mechanism creep laws for salt rocks. **Acta Geotechnica**, Springer, v. 13, n. 6, p. 1329–1340, 2018. Citado 11 vezes nas páginas 4, 5, 6, 11, 12, 13, 27, 28, 30, 39 e 42.

FOSSUM, A. et al. Experimental evaluation of a constitutive model for inelastic flow and damage evolution in solids subjected to triaxial compression. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts**, v. 30, n. 7, p. 1341 – 1344, 1993. Citado na página 31.

JEREMIC, M. **Rock Mechanics in Salt Mining**. [S.l.]: Taylor & Francis, 1994. Citado na página 9.

LEMAITRE, J.; DESMORAT, R. **Engineering damage mechanics: ductile, creep, fatigue and brittle failures**. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2005. Citado na página 6.

MUNSON, D. E. Preliminary deformation-mechanism map for salt (with application to wipp). 1979. Citado na página 7.

MUNSON, D. E.; DAWSON, P. **Constitutive model for the low temperature creep of salt (with application to WIPP)**. [S.l.], 1979. Citado 2 vezes nas páginas 3 e 4.

MUNSON, D. E.; DAWSON, P. R. Salt-constitutive modeling using mechanism maps. 1984. Citado 2 vezes nas páginas 4 e 14.

MUNSON, D. E.; DEVRIES, K. L. Development and validation of a predictive technology for creep closure of underground rooms in salt. **7th International Congress on Rock Mechanics**, 1991. Citado 2 vezes nas páginas 4 e 9.

NICOLAE, M. Non-associated elasto–viscoplastic models for rock salt. **International journal of engineering science**, Elsevier, v. 37, n. 3, p. 269–297, 1999. Citado na página 4.

OLIVEIRA, J.; IDAGAWA, L.; NOGUEIRA, E. Evaporite in campos basin: Geological aspects and drilling problems. **Report Cnpes-475**, 1985. Citado na página 5.

PETROBRAS. **Pré-Sal**. 2020. Disponível em: <<http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/areas-de-atuacao/exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/pre-sal/>>. Acesso em: 09 de Janeiro de 2020. Citado na página 1.

POIATE JR., E. **Mecânica das rochas e mecânica computacional para projeto de poços de petróleo em zonas de sal**. Tese (Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro), Rio de Janeiro, 2012. Citado 9 vezes nas páginas 2, 5, 21, 35, 36, 37, 38, 39 e 40.

POIATE JR., E.; COSTA, A. M.; FALCÃO, J. L. Well design for drilling through thick evaporite layers in santos basin - brazil. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. **IADC/SPE Drilling Conference**. Miami, 2006. Citado 4 vezes nas páginas 1, 3, 5 e 27.

RODRIGUES, O. B. A. et al. A coupled viscoelastic damage model applied to salt rock mechanics. In: XL IBERO-LATIN-AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING. **Proceedings of XL Ibero-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering**. Natal, 2019. Citado na página 6.

- RODRIGUES, O. B. A. et al. Aplicação de um modelo viscoelástico com dano acoplado na modelagem do comportamento estrutural de treliças planas. In: IX SIMPÓSIO ALAGOANO DE ENGENHARIA CIVIL. **Anais do IX Simpósio Alagoano de Engenharia Civil**. Maceió, 2019. Citado na página 6.
- SHAMES, I. H.; COZZARELLI, F. A. **Elastic and inelastic stress analysis**. New York: Prentice-Hall International, 1997. Citado na página 5.
- SMITH, M. **ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.9**. United States: Dassault Systèmes Simulia Corp, 2009. Citado na página 6.
- WANG, G. A new constitutive creep-damage model for salt rock and its characteristics. **International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences**, Pergamon, v. 41, p. 61–67, 2004. Citado na página 4.
- WU, F.; CHEN, J.; ZOU, Q. A nonlinear creep damage model for salt rock. **International Journal of Damage Mechanics**, SAGE Publications Sage UK: London, England, v. 28, n. 5, p. 758–771, 2019. Citado na página 4.
- ZHOU, H. et al. The creep-damage model of salt rock based on fractional derivative. **Energies**, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 11, n. 9, p. 2349, 2018. Citado na página 4.