



HAL
open science

Modélisation et prédiction du comportement macroscopique du sel gemme dans le contexte du stockage souterrain

Mejda Azabou

► **To cite this version:**

Mejda Azabou. Modélisation et prédiction du comportement macroscopique du sel gemme dans le contexte du stockage souterrain. Sciences de la Terre. Université Paris sciences et lettres, 2021. Français. NNT : 2021UPSLM012 . tel-03282134

HAL Id: tel-03282134

<https://pastel.hal.science/tel-03282134>

Submitted on 8 Jul 2021

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE DE DOCTORAT
DE L'UNIVERSITÉ PSL

Préparée à MINES ParisTech

**Modélisation et prédiction du comportement
macroscopique du sel gemme dans le contexte du
stockage souterrain**

Soutenue par

Mejda AZABOU

Le 05 mai 2021

École doctorale n°398

**Géosciences, ressources
naturelles et environnement**

Spécialité

Géosciences et Géoingénierie

Composition du jury :

| | |
|---|---------------------------|
| Pierre BÉREST | |
| Professeur émérite, École Polytechnique | <i>Président</i> |
| Philippe COSENZA | |
| Professeur, Université de Poitiers | <i>Rapporteur</i> |
| Amade POUYA | |
| Professeur, École des Ponts ParisTech | <i>Rapporteur</i> |
| Chloé ARSON | |
| Associate professor, Georgia Tech | <i>Examinatrice</i> |
| Grégoire HÉVIN | |
| Docteur, Storengy | <i>Examineur</i> |
| Nicolas GATELIER | |
| Docteur, Geostock | <i>Examineur</i> |
| Laura BLANCO-MARTÍN | |
| Chargé de recherche, MINES ParisTech | <i>Co-encadrante</i> |
| Ahmed ROUABHI | |
| Maître de recherche, MINES ParisTech | <i>Directeur de thèse</i> |

Remerciements

Je remercie d'abord tous les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail de thèse et pour leurs questions intéressantes et nos échanges constructives le jour de la soutenance. Merci à Pierre Bérest qui m'a fait l'honneur de présider le jury et aux rapporteurs, Amade Pouya et Philippe Cosenza, pour la qualité de leurs rapports.

Ce travail n'aurait pas vu le jour sans les compétences scientifique et technique des personnes avec qui j'ai travaillé pendant ces trois ans et demi. Pour cela, je tiens à exprimer toute ma reconnaissance à mon directeur de thèse Ahmed Rouabhi. Je lui remercie de m'avoir encadrée, orientée, aidée et conseillée. J'ai beaucoup appris à ses côtés et c'est principalement à lui que je dois la réussite de cette thèse. Mes remerciements vont ensuite à mon encadrante Laura Blanco-Martín pour sa disponibilité au quotidien, son suivi régulier et les efforts qu'elle a fait pour le volet expérimental. Un grand merci à Michel Tijani pour son encouragement et ses précieux conseils.

Ma gratitude va ensuite à tous les chercheurs et secrétaires de l'équipe GIG pour leur gentillesse et leur bienveillance. En particulier, je remercie Faouzi Hadj-Hassen qui a partagé son expérience et a répondu à mes diverses interrogations du mieux qu'il pouvait. Je n'oublie pas les techniciens Jerzy, Aurélien, Cyril et Marc pour leur contribution aux essais de laboratoire. Je remercie également tous les doctorants que j'ai côtoyés, en particulier mes chers compagnons de bureau Imen et Aurélien.

Enfin, un merci plein d'amour et de reconnaissance va à ma famille et mes chers Tasnim et Houssam pour avoir été à mes côtés dans les moments les plus difficiles.

Table des matières

| | |
|---|-----------|
| Table des matières | iii |
| Introduction Générale | 1 |
| 1 Contexte et objectifs de la thèse | 1 |
| 2 Position du problème | 2 |
| 3 Plan de la thèse | 3 |
| 1 Récapitulatif des travaux de thèse | 5 |
| 1 Introduction | 6 |
| 2 Caractérisation du comportement du sel au laboratoire | 6 |
| 3 Effet de l'hétérogénéité sur les essais de laboratoire | 16 |
| 4 Une nouvelle loi de comportement | 33 |
| 2 Effet de l'hétérogénéité sur les mesures expérimentales | 51 |
| Préambule | 52 |
| 1 Abstract | 54 |
| 2 Introduction | 54 |
| 3 Experimental data | 56 |
| 4 Constitutive model | 59 |
| 5 Numerical Investigations | 60 |
| 6 Conclusions | 66 |
| 3 Effet de l'hétérogénéité sur la représentativité des essais de laboratoire | 68 |
| Préambule | 69 |
| 1 Abstract | 71 |
| 2 Introduction | 72 |
| 3 Constitutive model | 75 |
| 4 Numerical approach | 77 |
| 5 Numerical investigation | 85 |
| 6 Conclusions and perspectives | 92 |
| 4 Nouveau modèle de comportement du sel gemme | 98 |
| Préambule | 99 |
| 1 Abstract | 100 |

Table des matières

| | | |
|---|---|------------|
| 2 | Introduction | 100 |
| 3 | Constitutive models | 101 |
| 4 | Models comparison on the basis of laboratory tests | 103 |
| 5 | Analysis of a comprehensive testing compaign with RTL2020 | 106 |
| 6 | Inverse creep | 106 |
| 7 | Conclusion | 109 |
| | Conclusions et perspectives | 111 |
| | Annexes | 114 |
| | A Dispositifs et développements expérimentaux | 115 |
| | A.1 Introduction | 115 |
| | A.2 Choix du sel de référence | 115 |
| | A.3 Dispositifs expérimentaux | 116 |
| | A.4 Essais effectués durant la thèse | 119 |
| | B Notions préliminaires et bases de travail | 124 |

Introduction Générale

1 Contexte et objectifs de la thèse

Cette thèse s'inscrit dans le cadre de l'activité de recherche sur la rhéologie du sel gemme au Centre de Géosciences de MINES ParisTech, qui a débuté aux années 1970. En partenariat avec des industriels (Geostock, Storengy, Solvay...), ces recherches portent sur le comportement du sel gemme pour des applications de production de saumure, de stockage des hydrocarbures et de déchets radioactifs.

Les cavités salines ont suscité beaucoup d'intérêt au cours des dernières années à cause de leurs avantages en termes de débits d'injection/soutirage et de coûts, et à cause des propriétés hydro-thermo-mécaniques du sel qui favorisent le stockage dans ces ouvrages. Ces cavités ont été initialement destinées pour un stockage saisonnier afin de lisser la différence de consommation entre l'hiver et l'été. Aujourd'hui, et dans le contexte de la transition énergétique, ce mode d'exploitation évolue. En effet, ces cavités offrent une solution fiable qui s'allie avec le développement des énergies renouvelables grâce à leur flexibilité face au caractère intermittent et imprévisible de ces énergies. De ce fait, de nouvelles gammes de sollicitations vont s'imposer car, entre autres, les cycles de soutirage/injection saisonniers vont se transformer en des cycles hebdomadaires, voire journaliers. Pour réussir la mise en œuvre de ces ouvrages au service de la transition énergétique et assurer leur fonctionnement optimal, il est impératif de maîtriser le comportement du sel gemme. Cela requiert trois éléments principaux. Le premier est d'avoir des mesures expérimentales de confiance, issues d'essais de laboratoire sur des échantillons de sel. Le deuxième est d'avoir une loi rhéologique robuste qui, une fois calée sur les mesures expérimentales, peut caractériser les différents aspects du comportement du sel sur le court et le long terme. Le troisième est d'utiliser des méthodes de dimensionnement cohérentes et fiables afin de garantir la stabilité et l'intégrité de l'ouvrage.

Cette thèse a été lancée pour poursuivre les travaux de l'équipe GIG de MINES ParisTech sur la rhéologie du sel gemme. Elle s'est focalisée sur les essais de laboratoire en essayant de répondre à deux questions majeures :

1. la représentativité des échantillons utilisés dans les essais classiques de laboratoire ;
2. la pertinence du caractère prédictif des modèles calés sur ces essais.

Pour essayer de répondre à ces deux questions, plusieurs investigations aussi bien expérimentales que numériques ont été entreprises.

2 Position du problème

Classiquement, l'étude des ouvrages creusés dans les formations salines passe principalement par trois étapes. Premièrement, la réponse du sel gemme est identifiée à partir d'essais de laboratoire soumis à des sollicitations simplifiées. Deuxièmement, des modèles de comportement sont élaborés et calés en se basant sur ces essais. Troisièmement, l'ouvrage est modélisé sur la base de ces lois de comportement. Des simulations de chargements thermomécaniques permettent ensuite de le dimensionner, en prenant en compte la totalité de sa durée de vie de la création jusqu'à l'abandon. Après ces étapes, la confrontation à des mesures in situ sur le long terme pourrait bien servir de juge de paix, mais généralement ces mesures sont très rares et même si elles existent, la non linéarité des lois rhéologiques rend le problème inverse souvent difficile à résoudre. Cette démarche se heurte à deux difficultés majeures. La première est au niveau de la qualité des mesures expérimentales et la deuxième concerne la validité de la loi de comportement utilisée sur le long terme.

À l'égard des mesures expérimentales, la complication est au niveau des échantillons utilisés lors des essais. En effet, ces échantillons, souvent centimétriques, sont supposés représentatifs du comportement du massif salin. Toutefois, la présence des hétérogénéités de différentes natures et tailles est inévitable pour un matériau géologique tel que le sel gemme. Ainsi, théoriquement, il convient de déterminer la taille du volume élémentaire représentatif pour chaque roche de sel testée. Cependant, dans la pratique la taille des échantillons utilisés au cours de ces expériences est contrainte par les équipements expérimentaux disponibles. Ainsi, quelle que soit la roche à étudier les échantillons ont souvent une taille unique. Par conséquent, ceci pose des questions sur la représentativité des échantillons utilisés pour l'élaboration des lois de comportement, et cette question est davantage préoccupante lorsque les grandeurs mesurées sont petites. Il est donc nécessaire d'étudier l'effet des hétérogénéités sur les mesures expérimentales, afin de mieux comprendre ces grandeurs et de raffiner la qualité des études des ouvrages en question.

La deuxième difficulté, à savoir la question de la pertinence du caractère prédictif de la loi de comportement, est le vrai défi de toutes les lois rhéologiques qui ont pour ambition de décrire le comportement d'un matériau géologique dans le temps. En effet, trouver une unique loi de comportement capable de décrire rigoureusement le comportement d'une roche sous tout historique de sollicitations est impossible, et a été qualifié de «utopie» dans [Tijani, 2008]. Au lieu de cela, les scientifiques cherchent à élaborer des lois empiriques approchées, valables dans les gammes de sollicitation des essais correspondants. Ainsi, toutes les lois rhéologiques ne sont valides que pour des historiques de chargement thermodynamiques et des intervalles de temps, qui ont été impliqués dans les essais qui ont servi à caler leurs paramètres. Il est théoriquement possible de

soumettre la roche à tout historique de chargement thermomécanique voulu ; on peut contrôler les valeurs des contraintes, leurs directions, les vitesses de chargement et des déformations, l'historique de la température... Toutefois, on ne peut pas totalement contrôler la variable temps, et la durée des essais ne peut être que négligeable devant la durée de vie des ouvrages. On se trouve alors dans l'obligation d'extrapoler dans le temps les lois, afin d'étudier le comportement des ouvrages sur le long terme. C'est de la qualité de cette extrapolation que dépendra la réussite d'un dimensionnement.

3 Plan de la thèse

On répond aux objectifs de la thèse à travers un travail expérimental présenté dans le chapitre 1 et à travers les trois articles : [Azabou et al. \[2020a, 2021a,b\]](#). Ces articles sont repris tels quels et représentés dans les chapitres 2 à 4. Les articles correspondants aux deuxième et quatrième chapitres sont déjà publiés dans des revues à comité de lecture alors que celui correspondant au chapitre 3 est encore dans le processus de publication. L'aspect hydraulique du comportement du sel n'a pas été traité dans ces travaux de recherche.

Le premier chapitre fait l'objet d'une synthèse des travaux de la thèse. Il explique la démarche employée, explicite le lien entre les différents aspects traités et fournit des illustrations des principaux résultats obtenus en renvoyant le lecteur à chaque fois vers le chapitre correspondant pour les détails. En premier lieu, une synthèse du travail expérimental réalisé durant la thèse est faite. En deuxième lieu, les raisons qui ont motivé l'étude de l'effet de l'hétérogénéité sur le comportement du sel au laboratoire et sur la représentativité des échantillons sont spécifiées. Ensuite, les approches numériques adoptées sont expliquées et les principaux résultats sont donnés et discutés. En troisième lieu, une étude bibliographique sur la modélisation du comportement du sel gemme est fournie, les motivations et la démarche employée pour améliorer le modèle élaboré dans [Labaune \[2018\]](#) sont détaillées et les principaux résultats sont fournis et discutés.

Le deuxième chapitre concerne l'étude de l'effet de l'hétérogénéité sur le comportement du sel durant les essais de laboratoire. Nous commençons par une analyse de plusieurs campagnes expérimentales réalisées à MINES ParisTech, à travers laquelle nous expliquons les motivations de la recherche sur l'effet de l'hétérogénéité. Dus aux erreurs inhérentes à l'expérimentation et au fait que les mesures volumiques sont généralement faibles, l'étude est faite au sein d'un laboratoire virtuel. Pour cela, une approche numérique basée sur une modélisation explicite des insolubles est utilisée : le sel gemme est modélisé comme une matrice d'halite pure avec des inclusions sphériques d'insolubles. Cette approche est ensuite validée dans le laboratoire virtuel. Elle fournit des résultats similaires aux résultats expérimentaux en termes d'ordre de grandeur des déformations et en termes de tendances. Elle montre également que le phénomène de dilatance peut être une conséquence de la présence des insolubles et permet d'expliquer les différentes irrégularités observées dans les mesures volumiques au laboratoire. Cette approche est

enfin utilisée pour illustrer le fait que l'hétérogénéité peut affecter la représentativité des échantillons utilisés au laboratoire.

Le troisième chapitre poursuit l'étude de l'effet de l'hétérogénéité sur le comportement du sel au laboratoire et aborde la problématique de la représentativité des échantillons. D'abord, une approche numérique implicite basée sur le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien est proposée pour décrire les insolubles. Cette approche est ensuite validée, et une comparaison avec l'approche explicite proposée dans le chapitre 2 est menée. L'effet de la taille des échantillons sur la représentativité et la taille requise de l'échantillon par rapport à la taille caractéristique des insolubles, afin d'atteindre la représentativité sont discutés. Enfin, une méthodologie qui combine le travail expérimental et la modélisation numérique est proposée pour s'affranchir des problèmes liés à la non représentativité des échantillons durant les essais de laboratoire.

Le quatrième chapitre commence par expliquer les limitations des modèles de comportement du sel existants en matière de la pertinence de leur caractère prédictif. Ensuite, un modèle de comportement qui décrit correctement les différents essais de laboratoire tout en donnant des prédictions relativement pertinentes sur le long terme est proposé. Ce modèle est alors validé et comparé à deux autres lois existantes dans la littérature. La validation et la comparaison sont faites sur la base de données expérimentales disponibles à MINES ParisTech et sur les essais de la campagne faite durant la thèse. Cette nouvelle campagne d'essais inclut des essais triaxiaux classiques, des essais triaxiaux à contrainte moyenne constante, des essais de fluage à paliers de déviateur et des essais de fluage à contrainte moyenne constante et à déviateur constant. Enfin, le phénomène de fluage inverse est discuté et le modèle est utilisé pour expliquer le caractère non systématique de son observation au laboratoire.

Chapitre 1

Récapitulatif des travaux de thèse

Sommaire

| | | |
|----------|---|-----------|
| 1 | Introduction | 6 |
| 2 | Caractérisation du comportement du sel au laboratoire | 6 |
| 2.1 | Hypothèses principales lors de l'interprétation des essais | 6 |
| 2.2 | Principaux résultats expérimentaux | 8 |
| 3 | Effet de l'hétérogénéité sur les essais de laboratoire | 16 |
| 3.1 | Motivations de l'étude de l'influence de l'hétérogénéité | 16 |
| 3.2 | Modélisation de l'hétérogénéité matérielle | 17 |
| 3.3 | Problème à résoudre | 22 |
| 3.4 | Lois de comportement | 22 |
| 3.5 | Validation des approches numériques | 23 |
| 3.6 | Effet de l'hétérogénéité sur les mesures lors des essais de laboratoire | 25 |
| 3.7 | Effets de la forme, de la distribution et du module d'Young des insolubles sur la déformation volumique | 27 |
| 3.8 | Variabilité naturelle et représentativité des éprouvettes | 29 |
| 3.9 | Matériau homogène équivalent | 32 |
| 4 | Une nouvelle loi de comportement | 33 |
| 4.1 | Modélisation du comportement du sel gemme : état de l'art | 33 |
| 4.2 | Pertinence du caractère prédictif des lois rhéologiques | 39 |
| 4.3 | Un nouveau modèle de comportement : RTL2020 | 41 |
| 4.4 | Validation du modèle RTL2020 | 47 |
| 4.5 | Comparaison avec des modèles existants | 48 |

1 Introduction

La création d'ouvrages souterrains dans des formations salines perturbe la structure géologique. Ces perturbations se traduisent en déformations qui doivent être quantifiées afin de pouvoir garantir l'intégrité et la stabilité de l'ouvrage créé. Une loi de comportement du sel est donc nécessaire pour caractériser ces déformations sous les différentes sollicitations imposées.

Dans la littérature, les recherches sur la rhéologie du sel pour différentes applications industrielles sont abondantes. Toutes ces études s'accordent sur l'indispensabilité d'essais de laboratoire pour identifier la réponse de la roche face aux chargements thermomécaniques. Ces expériences sont souvent effectuées sur des échantillons qui sont considérés comme des volumes élémentaires représentatifs (VER) de la roche concernée. En ce qui concerne les lois de comportement, les paramètres rhéologiques sont généralement ajustés sur les mesures expérimentales et elles sont utilisées ensuite pour étudier l'évolution dans le temps des ouvrages.

Ainsi, la qualité de ces études dépend fortement des mesures expérimentales et de la pertinence de la loi de comportement utilisée sur le court et le long terme.

2 Caractérisation du comportement du sel au laboratoire

Pour comprendre le comportement du sel gemme face aux différentes sollicitations thermomécaniques, des carottes de la roche sont prélevées sur site. Des échantillons cylindriques, dits éprouvettes, sont ensuite prélevés de ces carottes pour être testés. Ces éprouvettes ont une taille fixe, souvent centimétrique, contrainte par les équipements expérimentaux disponibles.

Durant cette thèse, une campagne d'essais a été faite sur des éprouvettes du sel des Landes dans le cadre du projet CITEPH-20-2018, en partenariat avec Storengy, Engie, Entropose Group, Total et Doris Engineering, qui avait pour objectif de construire une base de données expérimentales assez étendue pour améliorer nos connaissances sur la rhéologie du sel gemme. Deux catégories d'essais ont été réalisées : des essais de courte durée (entre quelques heures et quelques jours) et des essais de longue durée (entre des semaines et quelques mois). Les essais de courte durée sont des essais de compression simple, de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale imposée et à contrainte moyenne constante. Les essais de longue durée sont des essais de fluage multipaliers.

Les dispositifs expérimentaux utilisés pour ces essais sont décrits dans l'annexe A.

Dans cette section, les hypothèses principales d'interprétation des essais sont expliquées, et les principaux résultats expérimentaux obtenus sont discutés.

2.1 Hypothèses principales lors de l'interprétation des essais

Les essais classiques de laboratoire utilisent souvent des éprouvettes cylindriques d'élanement 2. L'éprouvette est soumise à une pression de confinement P sur sa surface

latérale et à une force axiale Q sur ses faces supérieure et inférieure comme le montre la Figure 1.1.

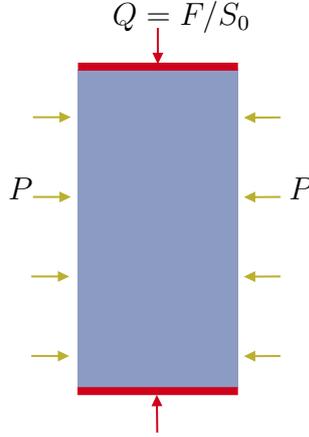


FIGURE 1.1. Schéma d'une éprouvette cylindrique lors d'un essai de compression triaxiale.

La force axiale F est appliquée par les pistons de la presse en contact avec les faces de l'échantillon et le confinement est assuré par une huile qui remplit la cellule triaxiale. Dans la pratique, le frottement entre les plateaux de la presse et les faces de l'échantillon est inévitable et il résulte dans le phénomène dit de «*fretage*», qui se manifeste par la transformation de l'éprouvette cylindrique en un tonneau sous compression et en un sablier en extension. Ceci se traduit par l'hétérogénéité des champs de contraintes et des déformations. Ainsi, en réalité, les déformations mesurées diffèrent selon la technique de mesure utilisée [Rouabhi et al., 2019]. Toutefois, lors de l'interprétation des essais les hypothèses suivantes sont généralement adoptées :

- la contrainte axiale Q est supposée être égale à la force appliquée F divisée par la section initiale S_0 , on suppose que cette section reste inchangée bien qu'elle puisse évoluer au cours de l'essai ;
- l'éprouvette testée est homogène : on suppose que les hétérogénéités sont uniformément réparties et sont de tailles assez faibles par rapport à celle de l'éprouvette ;
- le contact entre les pistons de la presse et les faces de l'éprouvette est supposé être un glissement parfait : le phénomène de fretage est omis ;
- le champ des contraintes est uniforme dans le volume : les quantités $|Q - P|$ et $(2P + Q)/3$ coïncident respectivement avec la contrainte équivalente de Von Mises $q = \sqrt{\frac{3}{2}\underline{\underline{\sigma}}' : \underline{\underline{\sigma}}'}$ et la contrainte moyenne $p = -\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}})/3$, où $\underline{\underline{\sigma}}'$ est le tenseur déviateur de $\underline{\underline{\sigma}}$. Indépendamment de l'hypothèse de l'uniformité, on appellera par la suite ces quantités respectivement déviateur et pression moyenne.

Grâce à la dernière hypothèse, les tenseurs de contrainte $\underline{\underline{\sigma}}$ et de déformation $\underline{\underline{\varepsilon}}$ s'écrivent :

$$\underline{\underline{\sigma}} = -P\underline{\underline{1}} - (Q - P)\underline{\underline{e}}_z, \quad \underline{\underline{\varepsilon}} = \varepsilon_{\theta\theta}\underline{\underline{1}} + (\varepsilon_{zz} - \varepsilon_{\theta\theta})\underline{\underline{e}}_z \quad (1.1)$$

avec $\underline{e}_z = \vec{e}_z \otimes \vec{e}_z$, \vec{e}_z est l'axe de révolution de l'éprouvette. les déformations ε_{zz} et $\varepsilon_{\theta\theta}$ sont respectivement la déformation axiale et circonférentielle de l'éprouvette.

La déformation volumique ζ et la distorsion γ sont données par :

$$\zeta = -2\varepsilon_{\theta\theta} - \varepsilon_{zz}, \quad \gamma = \frac{2}{3}(\varepsilon_{\theta\theta} - \varepsilon_{zz}) \quad (1.2)$$

Les techniques de mesures de ces déformations sont détaillées dans l'annexe A. Lors de l'interprétation des essais, on considère un état de référence ($t = 0$) tel que $Q = P = P_0$. La déformation volumique ζ et la distorsion γ sont décomposées, chacune, en une partie élastique ζ_{el} et γ_{el} , et en une partie viscoplastique ζ_{vp} et γ_{vp} , respectivement, selon les équations suivantes :

$$\zeta = \underbrace{\frac{3(1-2\nu)}{E}(p - P_0)}_{\zeta_{el}} + \zeta_{vp}, \quad \gamma = \underbrace{\frac{2(1+\nu)}{3E}(q)}_{\gamma_{el}} + \int_0^t \text{sgn}(q)\dot{\gamma}_{vp}d\tau \quad (1.3)$$

où sgn est la fonction signe.

Remarques :

1. pour les essais de fluage, on ne dispose pas de mesure de la déformation transversale ni de la déformation volumique ;
2. lors de nos représentations des résultats d'essais, la convention qui considère les déformations induites par les contraintes compressives sont positives est adoptée.

2.2 Principaux résultats expérimentaux

Le travail expérimental entrepris durant la thèse vise à étudier différents aspects du comportement du sel au laboratoire ainsi que l'influence de certaines conditions expérimentales sur les mesures obtenues. Cela a permis de mieux comprendre les mesures et par conséquent d'affiner la qualité des lois de comportement qui sont élaborées et ajustées sur la base de ces essais. Quatre aspects ont été abordés : l'influence de la contrainte moyenne, de la vitesse de chargement, du régime des contraintes et le pré-conditionnement des échantillons.

Certains résultats sont présentés dans cette section et d'autres sont montrés dans la section 4.3, le chapitre 4 et dans l'annexe A.

2.2.1 Effet de la contrainte moyenne

Certains modèles de comportement stipulent que la déformation du sel n'est fonction que du déviateur [Munson and Dawson, 1981, Tijani et al., 1983, Bérest et al., 2008] et d'autres assument que la contrainte moyenne influence cette déformation qu'elle soit déviatorique ou volumique [DeVries et al., 2002, Rouabhi et al., 2019]. L'effet de cet invariant a été observé dans quelques essais de laboratoire [Labaune, 2018] et pour cette raison il a été inclus dans le modèle RTL. Dans ce travail d'expérimentation,

2. Caractérisation du comportement du sel au laboratoire

on a essayé de mettre en évidence cet effet et de le quantifier sur la distorsion et sur le comportement volumique. Pour ceci, trois séries d'essais de courte durée (essais de compression triaxiale rapides) et deux essais de longue durée (essais de fluage) ont été réalisés.

Les deux premières séries d'essais rapides contiennent des essais de compression triaxiale classiques (vitesse de déformation axiale constante et confinement constant). Dans la première série la vitesse de déformation axiale est fixée à 10^{-6} s^{-1} et dans la deuxième elle est fixée à 10^{-5} s^{-1} , la pression de confinement varie d'un essai à l'autre dans ces deux séries. La troisième série d'essais rapides contient des essais de compression triaxiale à contrainte moyenne constante. Ces essais sont faits en régime de contraction ($Q > P$ tout au long de l'essai), où la pression de confinement diminue avec une vitesse de -1 MPa/jour et la contrainte axiale augmente de façon à respecter la condition $2\dot{P} + \dot{Q} = 0$, et à maintenir la pression moyenne $((2P + Q)/3)$ constante. La valeur de la pression moyenne à maintenir varie d'un essai à l'autre. Tous les essais rapides ont été réalisés à température ambiante. Deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés : MTS 1 et MTS 2. Ces deux dispositifs sont décrits en détails dans l'annexe A ; les deux permettent d'effectuer des essais de compression triaxiale mais utilisent des techniques de mesures des déformations différentes.

En ce qui concerne les essais de fluage, il s'agit d'essais dans lesquels le déviateur ($Q - P$) est maintenu constant à 15 MPa et la contrainte moyenne $((2P + Q)/3)$ varie d'un palier à un autre. Donc dans ces essais, pour passer d'un palier à l'autre on change la contrainte axiale Q et la pression latérale P de manière à maintenir $Q - P = 15 \text{ MPa}$ et à basculer à la valeur désirée de la pression moyenne. Le premier essai est réalisé à température ambiante et le deuxième contient des paliers de température de 70°C .

Dans tous les essais, rapides et de fluage, présentés dans cette partie, les éprouvettes sont de diamètre 50 mm et une hauteur 100 mm et ont subi le même préconditionnement qui consiste en une compression isotrope jusqu'à $(2P + Q)/3 = 17 \text{ MPa}$ pendant 20 heures.

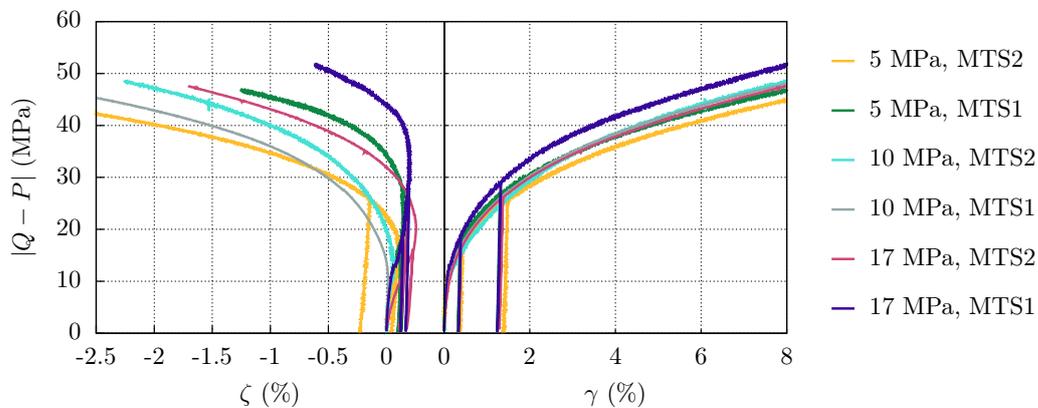


FIGURE 1.2. Résultats d'essais de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale constante $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ et à différentes pressions de confinement.

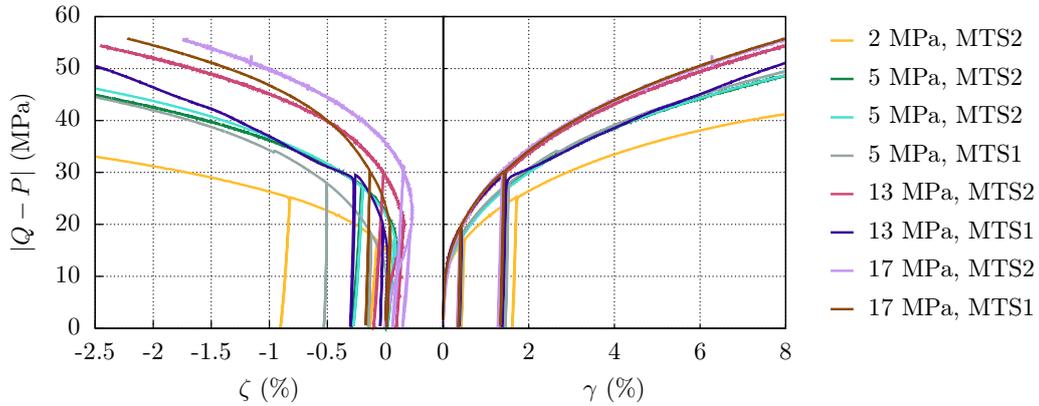


FIGURE 1.3. Résultats d’essais de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale constante $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ et à différentes pressions de confinement.

Les Figures 1.2 et 1.3 illustrent les résultats des deux premières séries d’essais rapides, en termes de l’évolution de la contrainte déviatorique $|Q - P|$ en fonction de la déformation volumique ζ et de la distorsion γ .

Ces résultats montrent qu’en présence de la variabilité naturelle, il est difficile d’isoler l’effet de la contrainte moyenne. Cet effet est noyé dans la dispersion liée à la nature des éprouvettes, il est donc difficile de conclure quant à l’influence de la contrainte moyenne en changeant à chaque fois l’éprouvette testée et parfois aussi le dispositif expérimental.

L’analyse de la troisième série d’essais rapides a permis d’obtenir la même conclusion. Les essais de cette série ont été tous réalisés dans le dispositif MTS 2 et les mêmes conditions expérimentales ont été reproduites d’un essai à l’autre dans une tentative de minimiser les erreurs dues aux aléas de l’expérimentation et de mieux isoler l’effet de la contrainte moyenne. La Figure 1.4 montre les résultats obtenus. Une légère tendance est observée sur les mesures volumiques : le déviateur dilatant augmente avec la pression moyenne, mais la dispersion reste importante (voir les deux essais à $(2P + Q)/3 = 10 \text{ MPa}$).

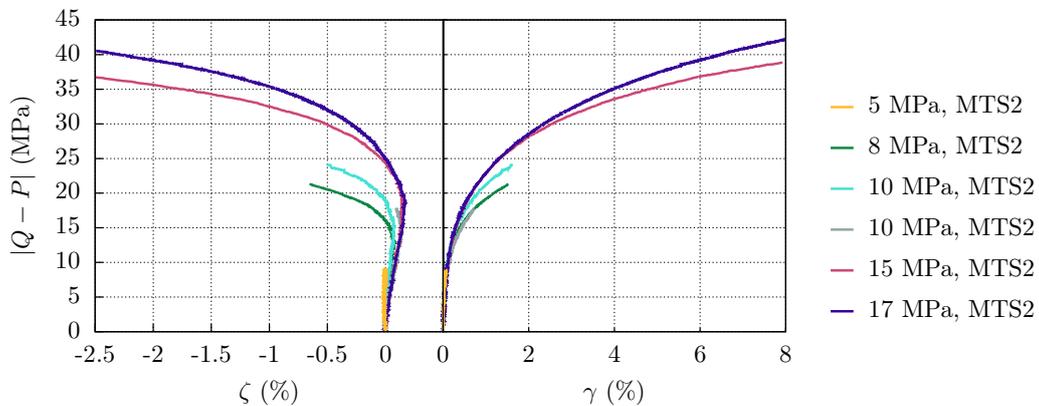


FIGURE 1.4. Résultats d’essais de compression triaxiale à pression moyenne constante.

2. Caractérisation du comportement du sel au laboratoire

En ce qui concerne les essais de fluage (Figures 1.5 et 1.6), on voit qu'aucun effet net sur la déformation axiale, hormis les sauts élastiques, n'a été observé lors des changements des paliers de contrainte moyenne malgré le fait que les sauts de contrainte moyenne d'un palier à l'autre sont allés jusqu'à 5 MPa et que les niveaux des déformations sont relativement importants. Cela montre que lors des essais de fluage, l'effet du déviateur est prépondérant et que la contrainte moyenne n'a probablement pas d'influence sur la déformation axiale.

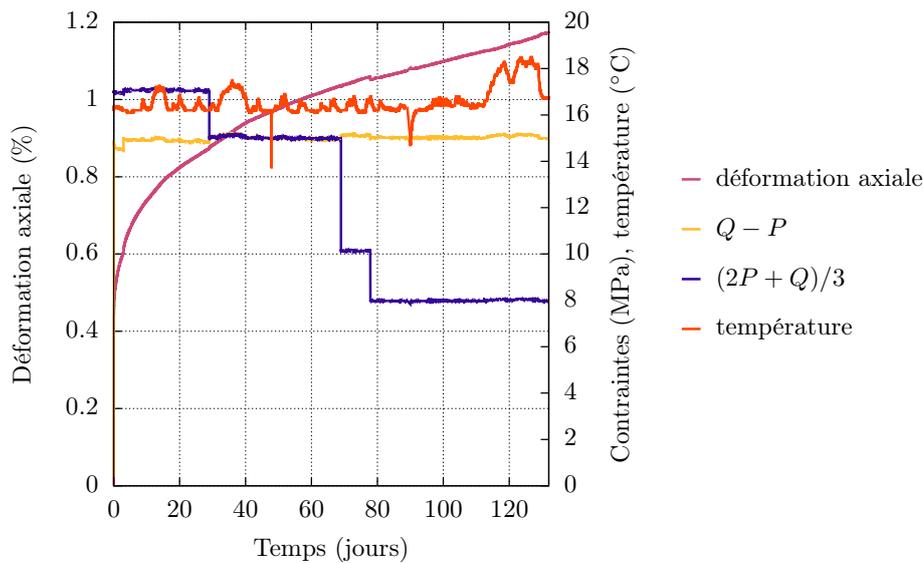


FIGURE 1.5. Résultats d'un essai de fluage à déviateur constant, à paliers de contrainte moyenne et à température ambiante.

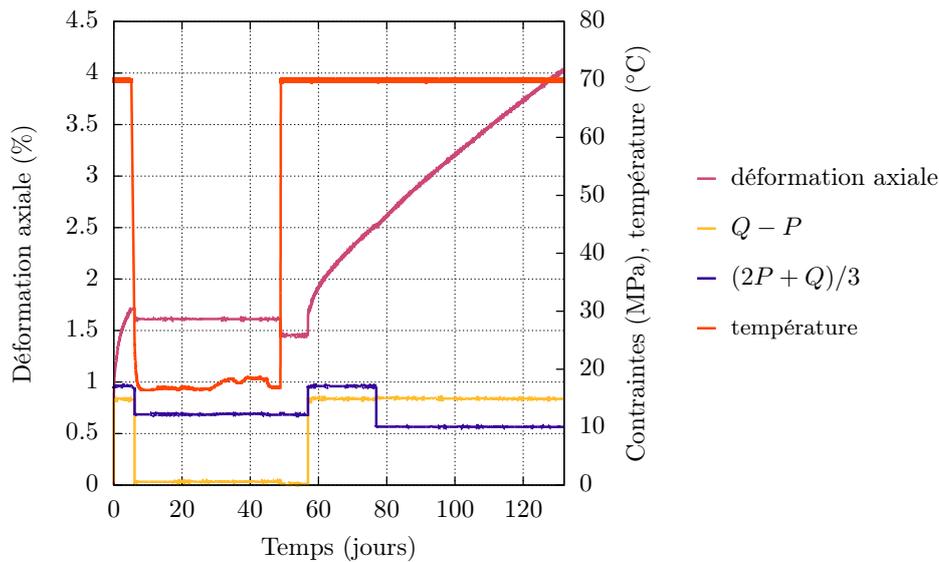


FIGURE 1.6. Résultats d'un essai de fluage à déviateur constant, à paliers de contrainte moyenne et à paliers de températures.

2.2.2 Effet de la vitesse de chargement

Dans une tentative de caractériser l'effet de la vitesse sur le niveau du déviateur dilatant, deux séries d'essais de courte durée ont été effectuées. Il s'agit d'essais de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale imposée. Dans chaque série, la pression de confinement est fixe pour tous les essais ($P = 5$ MPa pour la première série et $P = 17$ MPa pour la deuxième), mais la vitesse de déformation axiale imposée est différente (les deux vitesses $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ et $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ ont été testées). Certains de ces essais ont été effectués dans le dispositif MTS 1 et d'autres dans le dispositif MTS 2. Les résultats sont présentés dans les Figures 1.7 et 1.8.

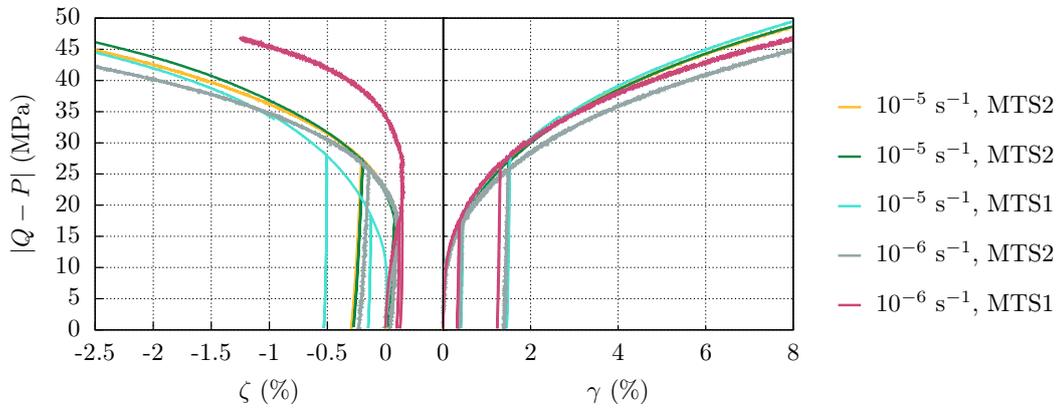


FIGURE 1.7. Résultats d'essais de compression triaxiale à pression de confinement constante de 5 MPa et deux vitesses de déformation axiale $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ et $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

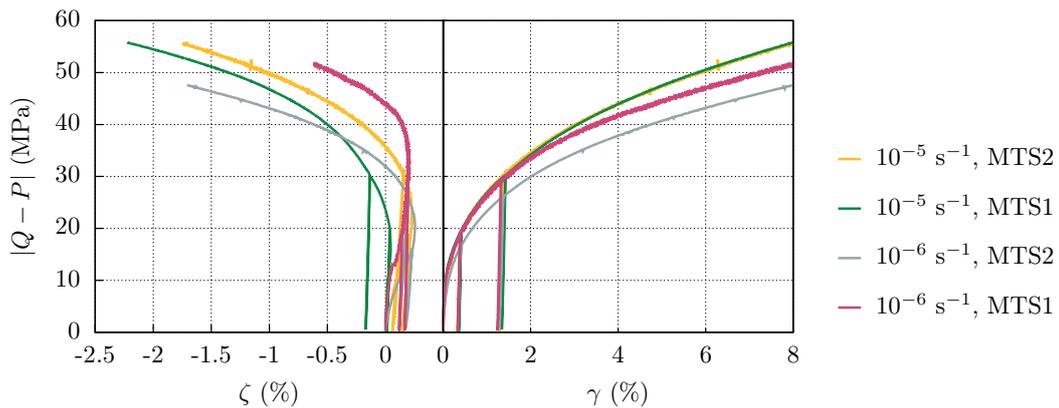


FIGURE 1.8. Résultats d'essais de compression triaxiale à pression de confinement constante de 17 MPa et deux vitesses de déformation axiale $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ et $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

Ces mesures montrent que l'effet de la vitesse est visible sur la distorsion : même si deux dispositifs expérimentaux ont été utilisés et malgré la variabilité naturelle des

éprouvettes, plus le chargement est rapide moins le sel est déformable. Mais on signale tout de même qu'il s'agit d'un effet qui peut avoir le même ordre de grandeur que celui lié à la dispersion naturelle. En revanche, et à cause du fait qu'il s'agit de très petites déformations à mesurer, l'effet n'est pas systématiquement observé sur les mesures de la déformation volumique : l'impact de la variabilité naturelle des éprouvettes est si important qu'il n'est pas possible de dégager une tendance claire au niveau de ces mesures.

2.2.3 Effet du régime des contraintes

Afin de compléter notre base de données et mesurer l'impact du régime des contraintes sur la déformabilité du sel gemme, nous avons réalisé deux essais de fluage à température ambiante, à déviateur ($|Q - P|$) constant de 12 MPa et à contrainte moyenne ($(2P + Q)/3$) constante de 14 MPa. Ces deux essais contiennent des paliers d'extension et de contraction : d'un palier à l'autre on change la contrainte axiale Q et la pression de confinement P de manière à ce que le déviateur $|Q - P|$ reste égale à 12 MPa, que $(Q + 2P)/3$ reste égale à 14 MPa mais le signe de $Q - P$ change de positif (contraction) à négatif (extension). Chacun des deux essais comporte trois paliers : extension-contraction-extension pour le premier et contraction-extension-contraction pour le deuxième.

Les Figures 1.9 et 1.10 montrent les résultats de ces deux essais.

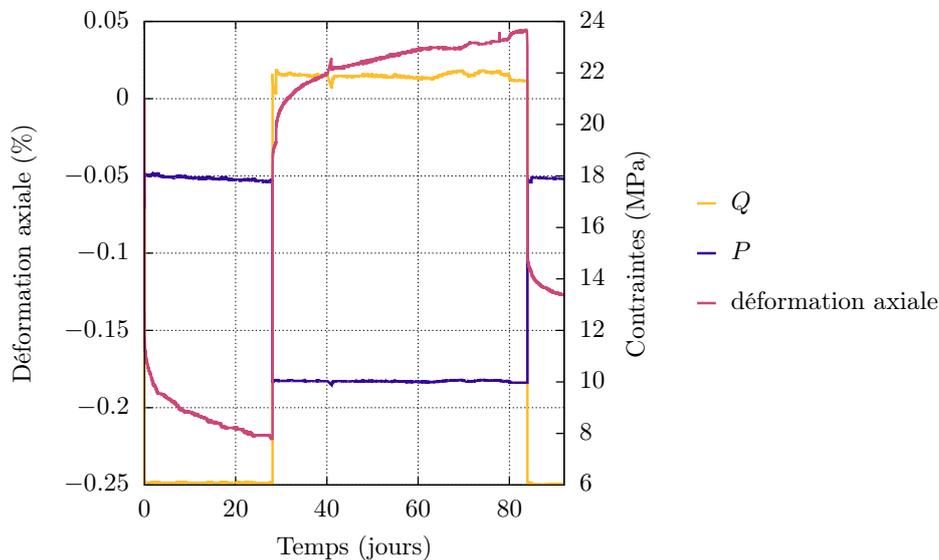


FIGURE 1.9. Résultats d'un essai de fluage à paliers en extension-contraction-extension, à température ambiante.

Les niveaux de déformation mesurés durant les deux essais présentés sont cohérents avec le reste des essais de fluage. On observe aussi une réponse transitoire après un saut élastique instantané lors d'un changement de régime de contraintes. Ces résultats, en termes de tendances et d'ordre de grandeur, sont similaires à ce qui est trouvé

dans la littérature [Mellegard et al., 2005, Roberts et al., 2015]. En revanche, il s'agit de faibles niveaux de déformations ce qui complique la tâche de leur comparaison et de l'identification de l'effet du phénomène. En effet, les différences de comportement observées sont du même ordre de grandeur que celles qui peuvent être dues à la variabilité naturelle des éprouvettes testées, aux erreurs inhérentes à l'expérimentation ou aux fluctuations de la température ambiante.

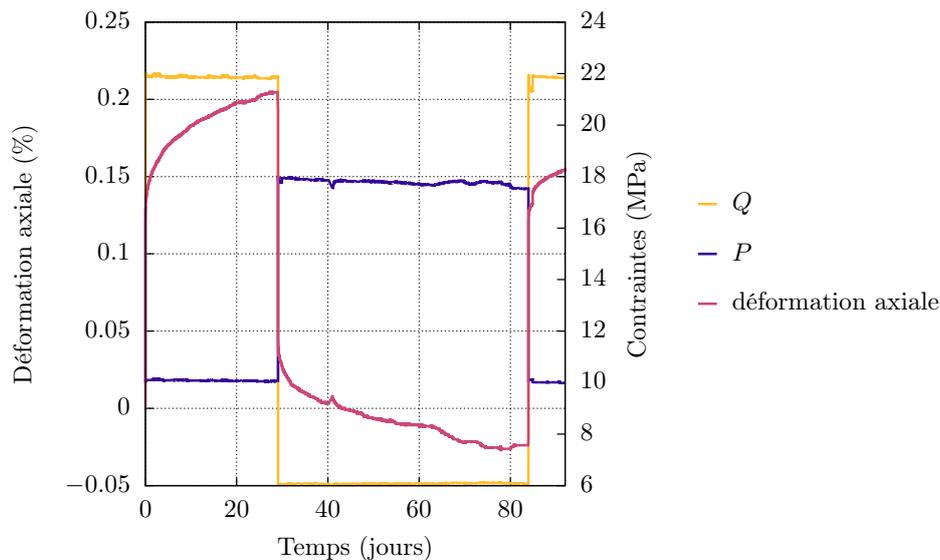


FIGURE 1.10. Résultats d'un essai de fluage à paliers en contraction-extension-contraction, à température ambiante.

2.2.4 Effet du préconditionnement des échantillons

Dans tous les essais effectués, les échantillons ont été soumis à une phase de compression isotrope à $(2P + Q)/3 = 17$ MPa avant de commencer le chemin de contraintes voulu. Pour étudier l'effet de cette phase, nous avons effectué deux essais de fluage presque identiques : le même palier de déviateur de 5 MPa est appliqué aux deux éprouvettes à température ambiante. L'unique différence entre les deux essais, au niveau chargement, est la phase de compression initiale : le premier échantillon a subi une phase isotrope à $(2P + Q)/3 = 5$ MPa et le deuxième à subi cette phase à $(2P + Q)/3 = 17$ MPa.

La Figure 1.11 montre une comparaison des résultats de ces deux essais. On voit que l'éprouvette qui a été compactée à 5 MPa se déforme légèrement plus que celle qui a subi une phase isotrope à 17 MPa mais la différence n'est pas grande et ces résultats ne sont pas décisifs vu le faible niveau des déformations mesurées. Ainsi, et d'une manière similaire aux essais effectués pour étudier l'effet de la pression moyenne, de la vitesse et du régime des contraintes, ces résultats ne sont pas concluants en termes de l'effet du préconditionnement des éprouvettes.

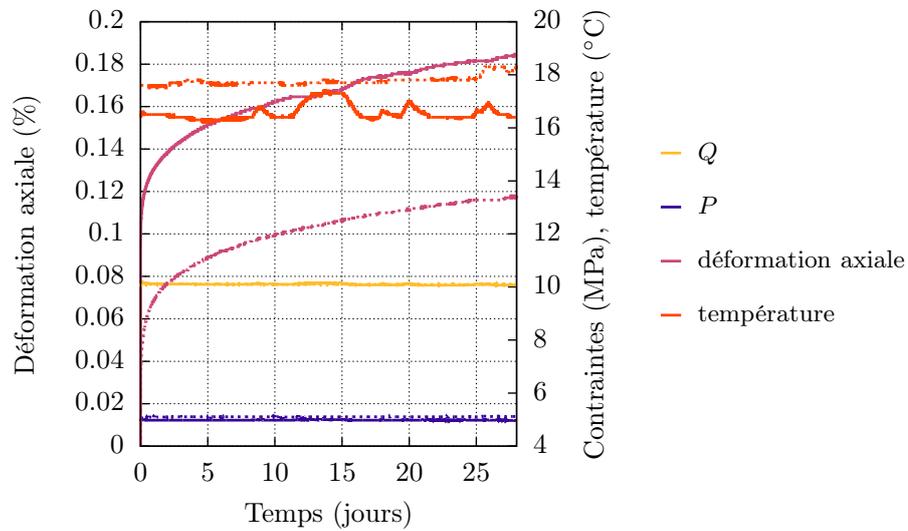


FIGURE 1.11. Résultats de deux essais de fluage à température ambiante, à déviateur de 5 MPa et avec différents préconditionnements : durant le premier essai (lignes continues) l'échantillon est compacté à $(2P + Q)/3 = 5$ MPa et durant le deuxième (lignes discontinues) il est compacté à $(2P + Q)/3 = 17$ MPa.

3 Effet de l'hétérogénéité sur les essais de laboratoire

3.1 Motivations de l'étude de l'influence de l'hétérogénéité

Les investigations expérimentales présentées dans la section précédente, ont montré que la dispersion des résultats suite à l'utilisation de différentes éprouvettes, est souvent importante et qu'elle est susceptible de masquer plusieurs aspects du comportement du sel, surtout quand il s'agit de faibles niveaux de déformations. Ce travail a également montré que l'utilisation d'instruments de mesure différents, a un impact non négligeable sur la répétabilité des résultats. Ces deux facteurs, la variabilité naturelle des éprouvettes et l'utilisation de différentes techniques de mesure, et leurs effets sur la dispersion des résultats, compliquent la caractérisation du comportement du sel gemme au laboratoire. Il est ainsi difficile de dégager des tendances claires et de tirer des conclusions pertinentes lorsqu'on a une dispersion importante des mesures. Ce constat met en question une des principales hypothèses adoptées lors de l'interprétation des mesures expérimentales : l'homogénéité de l'éprouvette.

Ce travail d'expérimentation a été complété avec une analyse de la base de données expérimentales disponible à MINES ParisTech. Durant cette dernière, des irrégularités de mesures ont été fréquemment observées sur la réponse volumique du sel durant les essais de compression triaxiale. Ces anomalies concernent la différence entre la mesure globale et locale de la déformation volumique (voir annexe A pour la définition de ces mesures).

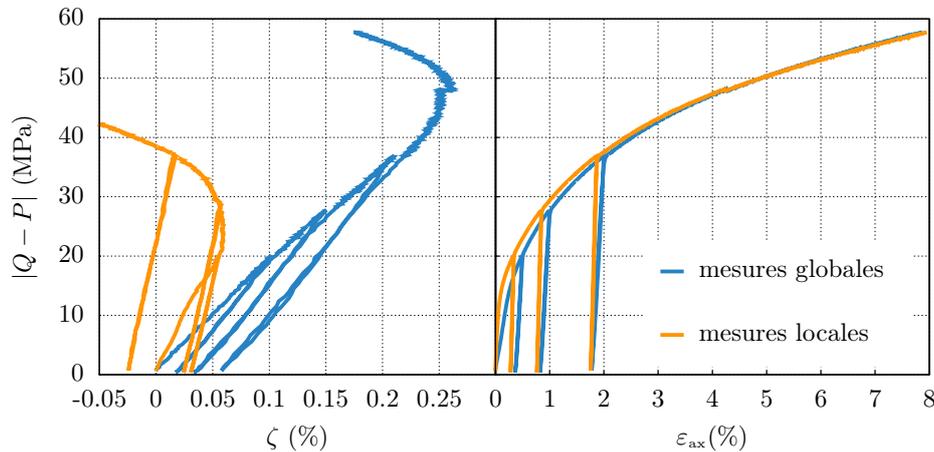


FIGURE 1.12. Résultats d'un essai de compression triaxiale ($P = 12$ MPa, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5}$ s $^{-1}$) effectué à MINES ParisTech.

La Figure 1.12 montre les résultats d'un essai de compression triaxiale. Il s'agit de résultats typiques où une différence importante surtout entre les mesures globale et locale des déformations volumiques est observée.

Dans le deuxième chapitre, plusieurs illustrations des anomalies observées sont données. Il s'agit, entre autres, de cas où la réponse locale est radicalement différente de

celle donnée par la technique globale (les jauges ne mesurent que de la contractance par exemple et la mesure globale voit la contractance et la dilatance). Dans la littérature, les effets de facteurs tels que le phénomène de frettage [Rouabhi et al., 2019], et le préconditionnement des éprouvettes [Hou, 2003, DeVries et al., 2005] ont été étudiés. Ces facteurs, en excluant le dysfonctionnement des appareils de mesure, ne donnent pas d'explications aux différentes anomalies observées. Ces observations exigent des explications et il est impératif de comprendre les mesures expérimentales qu'elles soient typiques ou atypiques afin de pouvoir les analyser rigoureusement.

Dans les perspectives de son travail, Rouabhi et al. [2019] a proposé l'étude de l'effet de l'hétérogénéité matérielle sur les mesures volumiques. C'est cette piste qui a été explorée dans la thèse, surtout qu'elle n'a pas fait l'objet d'études auparavant.

l'étude des hétérogénéités est très délicat à faire expérimentalement. En effet, on ne maîtrise pas la nature des hétérogénéités présentes dans chaque éprouvette, encore moins sa microstructure complexe et par conséquent on ne pourra pas attribuer une observation précise à un aspect spécifique de l'hétérogénéité. Ainsi, ces incertitudes sur les interprétations ajoutées aux aléas de l'expérimentation compliquent l'étude. Pour ces raisons, une étude numérique dans un laboratoire virtuel basé sur les outils de modélisation et de simulation numériques, a été entreprise. Cette étude sera détaillée dans les chapitres 2 et 3 et ses principaux résultats sont regroupés dans cette section.

3.2 Modélisation de l'hétérogénéité matérielle

Dans la littérature, on trouve trois catégories de matériaux hétérogènes : (*i*) les polycristaux (*ii*) les composites bicontinus et (*iii*) les composites de types matrice-inclusion. Chaque type de matériau peut être modélisé numériquement par trois méthodes :

- la méthode basée sur la reconstruction de mesures expérimentales : dans cette approche le matériau est généré numériquement en se basant sur des techniques d'imagerie microscopique, on vise donc à reconstruire la microstructure d'une éprouvette donnée [Zaefferer et al., 2008, Kral et al., 2000, Adachi et al., 2010] ;
- la méthode basée sur la description de la physique derrière la formation des différents constituants du matériau hétérogène : il s'agit de simuler le processus de formation de grains dans le cas des matériaux polycristallins [Kawasaki et al., 1989] et la cinétique de séparation de phases pour les composites bicontinus [Cahn and Hilliard, 1998]. Pour les composites de type matrice-inclusions, les processus physiques réels sont rarement modélisés à cause de leur complexité. À la place de ceci, des méthodes plutôt inspirées des processus physiques sont mises en place, notamment les simulations de croissance [Bargmann et al., 2018].
- la méthode dite géométrique qui se préoccupe seulement de la génération de la morphologie du matériau et ses constituants, sans chercher à reproduire la physique derrière la formation de la microstructure [Lebensohn et al., 2009, Carolan et al., 2015, Widom, 1966].

Le sel gemme est un matériau géologique naturel, la présence d'hétérogénéités microscopiques (au niveau de la taille et forme des grains, des inclusions fluides...) est inévitable, ces impuretés peuvent être aussi visibles sur l'éprouvette sous forme de nodules de différents matériaux comme l'argile et l'anhydrite. Les méthodes basées sur la reconstruction de la microstructure ou sur les processus physiques de formation de cette microstructure sont plutôt adaptées aux études où une éprouvette précise est en question. Cependant, comme nous visons une compréhension générale de l'effet de l'hétérogénéité et que nous ne cherchons pas à reproduire méticuleusement la microstructure d'une éprouvette particulière, nous avons opté dans notre étude pour les méthodes géométriques et nous avons fait l'hypothèse que le sel est un matériau biphasique constitué d'halite pure et d'insolubles.

Pour reproduire la géométrie des insolubles, nous avons développé deux méthodes : une explicite et une autre implicite. L'approche explicite permet d'avoir le contrôle de la structure modélisée ; on peut choisir la forme exacte et l'emplacement précis des insolubles ce qui n'est pas le cas avec la méthode implicite. Cette dernière est plus adaptée à des calculs sur des éprouvettes qui ont beaucoup d'insolubles de taille significativement inférieure aux dimensions de l'éprouvette.

3.2.1 La méthode explicite

Dans un premier temps, nous avons considéré des inclusions sphériques. Une méthode géométrique très connue et couramment utilisée pour modéliser les matériaux composites de type matrice-inclusion a été utilisée. Cette méthode, basée sur un algorithme d'adsorption séquentielle aléatoire [Moussaddy et al., 2011, Bargmann et al., 2018], est la plus utilisée pour générer des matrices avec des inclusions sans chevauchement. L'algorithme utilisé est détaillé dans Algorithme 1, il autorise si besoin les chevauchements entre sphères.

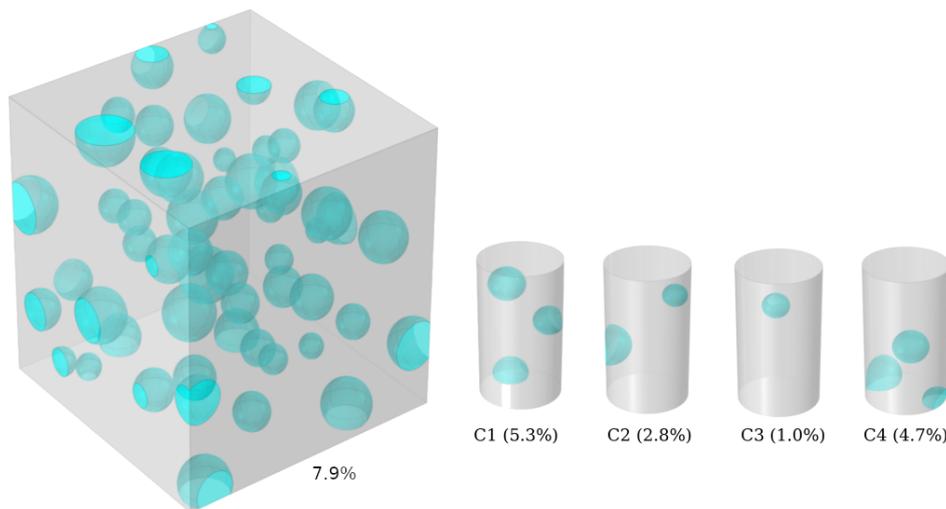


FIGURE 1.13. Matrice cubique avec des inclusions sphériques générées avec l'Algorithme 1 et quatre éprouvettes cylindriques qui y sont numériquement prélevées.

Algorithme 1 : génération d'inclusions sphériques dans une matrice.

Entrées : limites et position d'un volume ; fraction volumique d'insolubles désirée φ ; limites supérieure et inférieure des rayons des inclusions ; condition sur le chevauchement.

Sorties : coordonnées et rayons d'inclusions sphériques dans un volume défini en respectant une fraction volumique donnée et une condition sur le chevauchement des sphères.

```
tant que fraction volumique inférieure à  $\varphi$  faire  
  utiliser un générateur de nombres aléatoires uniformes pour le rayon et la  
  position du centre d'une sphère dans le volume  
  si condition sur le chevauchement n'est pas remplie alors  
    | ne pas positionner la sphère  
  sinon  
    | calculer la nouvelle fraction volumique  
    | si fraction volumique inférieure à  $\varphi$  alors  
      | positionner la sphère et actualiser la fraction volumique  
    | sinon  
      | ne pas positionner la sphère  
    fin  
  fin  
fin
```

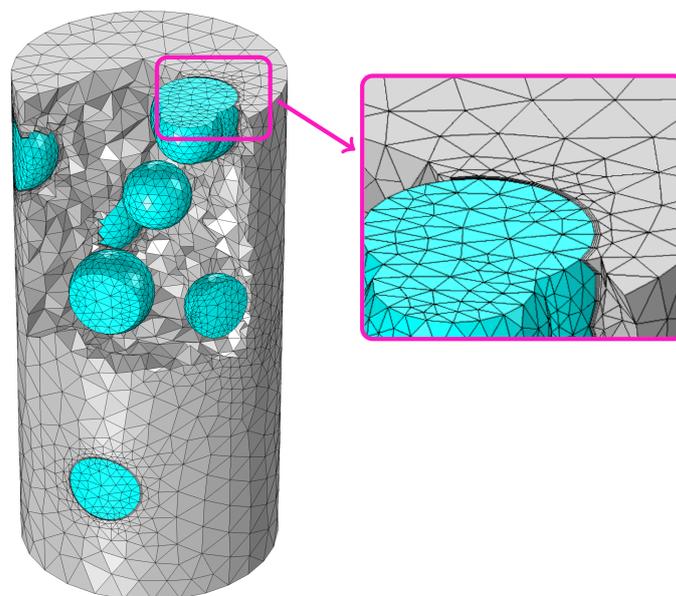


FIGURE 1.14. Vue avec découpe d'un maillage d'une éprouvette de sel modélisée avec la méthode explicite. Le zoom illustre le maillage en couche limite (côté matrice) à l'interface matrice/inclusions.

La Figure 1.13 montre un exemple d'un cube généré avec cette méthode, la matrice grise représente l'halite pure et les sphères bleues sont les inclusions d'insolubles. Quatre éprouvettes cylindriques y sont virtuellement carottées et la fraction volumique d'insolubles est spécifiée pour chaque éprouvette.

Dans cette méthode, la matrice d'halite pure et les inclusions sont modélisées en tant que deux matériaux différents. Pour nos calculs et simulations par la méthode des éléments finis, ceci requiert un maillage adapté à chaque éprouvette. Aussi, l'interface entre la matrice et les inclusions doit être maillée finement. La Figure 1.14 montre une vue de coupe d'un maillage d'une éprouvette générée par cette méthode où l'interface matrice/inclusions est maillée finement côté matrice, afin d'anticiper le développement de zones plastiques dans la matrice de sel.

3.2.2 Approche implicite

Avec cette approche, le matériau est assimilé à un matériau composite. L'interface entre les deux phases est définie via le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien ; c'est l'une des méthodes les plus reconnues en termes de génération d'une microstructure aléatoire [Erlbacher et al., 2001, Torquato, 2002, Bargmann et al., 2018]. Les champs aléatoires Gaussiens, à covariance Gaussienne, sont couramment utilisés pour reproduire des matériaux hétérogènes naturels [Lantuéjoul, 2002]. Notre démarche de modélisation est la suivante :

1. réaliser un maillage uniforme d'un volume donné ;
2. générer un champ scalaire aléatoire Gaussien dans les nœuds du maillage ;
3. moyenner ce champ sur les éléments finis : la valeur du champ affecté à l'élément fini est la moyenne des valeurs affectées à ses nœuds ;
4. réaliser un seuillage sur le champ avec un seuil fixé : si la valeur du champ d'un élément est supérieure à ce seuil, l'élément est marqué comme insoluble sinon il s'agit d'halite pure.

Le champ scalaire aléatoire choisi est celui couramment utilisé dans la littérature [Cahn, 1965, Lantuéjoul, 2002, Soyarslan et al., 2018, Liu et al., 2019], il est obtenu par superposition de fonctions sinusoïdales qui ont toutes la même longueur d'onde, mais des phases et des directions aléatoires. L'expression de ce champ est détaillé dans le chapitre 3, les valeurs choisies pour les paramètres et pour le seuil y sont justifiées également.

La Figure 1.15 montre un exemple d'un cube généré avec cette méthode où trois éprouvettes cylindriques y sont numériquement carottées. La Figure 1.16 illustre un maillage uniforme d'une éprouvette cylindrique. Les deux plans $x = 0$ et $y = 0$ montrent la distribution d'insolubles en tant qu'éléments finis "marqués".



FIGURE 1.15. Matrice cubique avec des inclusions distribuées suivant un seuillage d'un champ aléatoire Gaussien et trois éprouvettes cylindriques qui y sont numériquement prélevées.

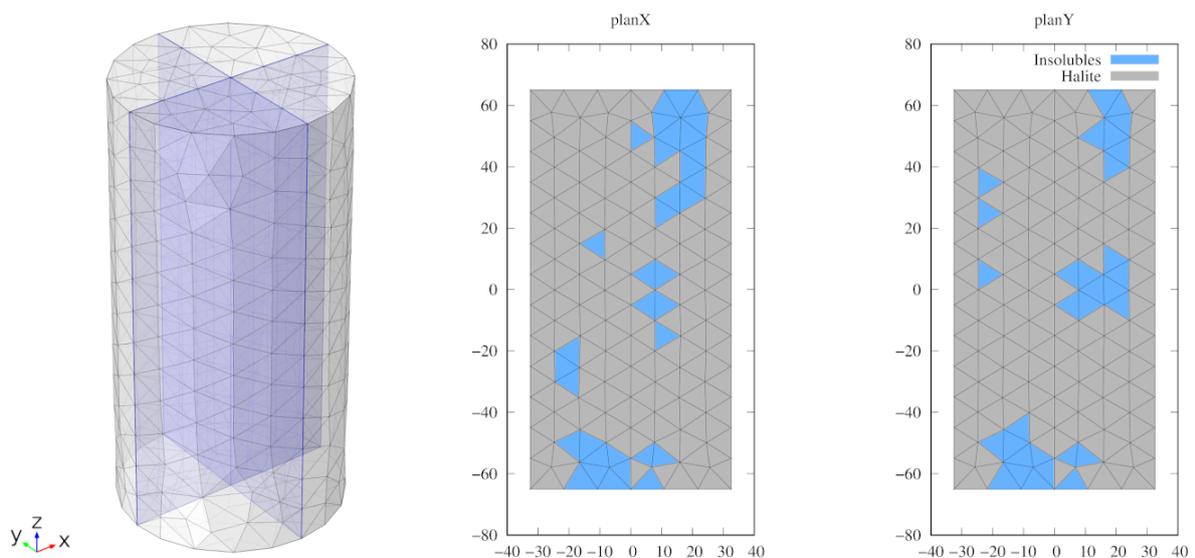


FIGURE 1.16. Exemple d'une éprouvette de sel composée d'halite pure et d'insolubles. Les insolubles sont modélisés en tant qu'éléments finis marqués dans un maillage uniforme de l'éprouvette.

3.3 Problème à résoudre

Notre étude consiste à faire des simulations d'essais de laboratoire sur les structures telles que celle montrée dans la Figure 1.14 et de chercher des explications et des réponses dans les résultats obtenus. Les simulations ont été réalisées avec le code éléments finis PHIMEF, conçu à MINES ParisTech. PHIMEF cherche à résoudre numériquement l'équation suivante :

$$\vec{\nabla} \cdot \underline{\underline{\sigma}} + \rho \vec{f} = \vec{0} \quad (1.4)$$

connaissant une loi de comportement sous la forme :

$$\underline{\underline{\dot{\sigma}}} = \underline{\underline{H}} \left(\underline{\underline{D}} - \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp} - \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{th} \right), \quad \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{th} = \underline{\underline{\alpha}} \dot{T} \quad (1.5)$$

avec $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur des contraintes de Cauchy, ρ la masse volumique, \vec{f} l'ensemble des forces volumiques, $\underline{\underline{\alpha}}$ le tenseur des dilatations thermiques et $\underline{\underline{H}}$ le tenseur d'élasticité de Hooke. Le tenseur $\underline{\underline{D}}$ désigne la partie symétrique du tenseur gradient des vitesses. La notation $(\dot{\cdot})$ est une dérivée corotationnelle objective utilisée afin d'assurer le caractère intrinsèque des lois de comportement vis-à-vis d'un changement de référentiel. Pour un tenseur $\underline{\underline{\tau}}$, sa dérivée corotationnelle s'écrit : $\underline{\underline{\dot{\tau}}} = \underline{\underline{\dot{\tau}}} + \underline{\underline{\tau}} \underline{\underline{\Omega}} - \underline{\underline{\Omega}} \underline{\underline{\tau}}$, avec $\underline{\underline{\Omega}}$ un tenseur antisymétrique. Les lois de comportement seront par la suite données en termes de $\underline{\underline{\dot{\tau}}}$.

3.4 Lois de comportement

Afin de résoudre notre problème, et quelque soit l'approche de modélisation utilisée, explicite ou implicite, on a besoin de trois modèles de comportement : un premier pour la phase d'insolubles, un deuxième pour la matrice d'halite pure et un troisième pour le sel en tant que matériau homogène équivalent constitué d'halite pure et d'insolubles. Dans ce travail, nous avons utilisé un seul modèle de comportement, la loi RTL, et un jeu de paramètres différent pour chaque matériau a été utilisé. Autrement dit, la rhéologie de chaque matériau en question est décrite par la même formulation mathématique, mais pas par le même jeu de paramètres.

Le modèle RTL est détaillé dans [Labaune \[2018\]](#) et [Rouabhi et al. \[2019\]](#) et il est rappelé brièvement dans les chapitres 2 et 3. Dans cette section, on explique les hypothèses émises pour l'adapter à chaque matériau.

La loi RTL admet la décomposition du tenseur des vitesses des déformations en une partie élastique, une partie thermique et une partie viscoplastique ($\underline{\underline{\dot{\epsilon}}} = \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{el} + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{th} + \underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp}$). Une approche multipotentiel est utilisée pour écrire le tenseur des vitesses des déformations viscoplastiques comme suit :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp} = \dot{\lambda}_\gamma \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_\gamma + \dot{\lambda}_{\zeta_c} \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_{\zeta_c} + \dot{\lambda}_{\zeta_d} \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_{\zeta_d} + \dot{\lambda}_t \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_t \quad (1.6)$$

Le premier terme est un mécanisme de distorsion en compression (γ), le deuxième terme est un mécanisme de contractance en compression (ζ_c) induit par la distorsion, le troisième terme est un mécanisme de dilatance en compression (ζ_d) également induit

par la distorsion et le quatrième terme est un mécanisme de traction (t). Chacun de ces termes est activé ou non selon le matériau considéré :

1. la matrice d'halite pure est supposée régie par les deux mécanismes de distorsion et de traction. Les déformations volumiques qui peuvent être induites par les distorsions ne sont pas prises en compte :

$$\underline{\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}}_{\text{vp}}^{\text{halite}} = \dot{\lambda}_\gamma \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_\gamma + \dot{\lambda}_t \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_t \quad (1.7)$$

2. les insolubles sont supposés avoir un comportement élastique :

$$\underline{\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}}_{\text{vp}}^{\text{insolubles}} = \underline{\underline{\underline{0}}} \quad (1.8)$$

3. le sel en tant que matériau homogène équivalent est régi par l'ensemble des mécanismes :

$$\underline{\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}}_{\text{vp}}^{\text{sel}} = \dot{\lambda}_\gamma \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_\gamma + \dot{\lambda}_{\zeta_c} \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_{\zeta_c} + \dot{\lambda}_{\zeta_d} \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_{\zeta_d} + \dot{\lambda}_t \partial_{\underline{\underline{\sigma}}} P_t \quad (1.9)$$

3.5 Validation des approches numériques

Quand les insolubles sont modélisés comme des inclusions sphériques ou comme une phase distribuée via le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien, les simulations d'essais de laboratoire sur les éprouvettes telles que celles présentées dans les Figures 1.13 à 1.15, montrent deux principaux résultats. Le premier est l'apparition de zones de concentration de contraintes positives dans la matrice d'halite pure autour et au voisinage des inclusions.

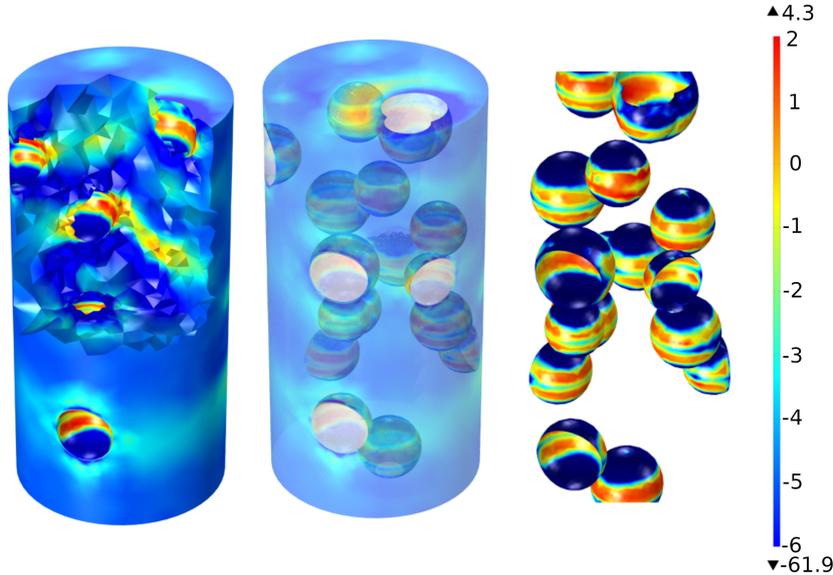


FIGURE 1.17. Distribution de la contrainte principale majeure (σ_1) en MPa dans la matrice d'halite pure à $\varepsilon_{ax} = 2\%$ au cours d'une simulation d'un essai de compression triaxiale ($P = 5$ MPa, $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-6}$ s $^{-1}$) sur l'éprouvette montrée dans la Figure 1.14 : vue de découpe (gauche) de la matrice d'halite, vue transparente (milieu) de toute l'éprouvette et vue sur la surface d'halite en contact avec les inclusions (droite).

En effet, la différence de comportement entre l'halite pure et les insolubles engendre la création et la propagation des zones de traction tout au long de l'essai. Ce résultat est illustré dans la Figure 1.17, qui montre le champ de la contrainte principale majeure dans une éprouvette au cours de la simulation d'un essai de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale imposée. Trois sous-Figures sont présentées dans la Figure 1.17 : la première correspond à une vue de découpe de la matrice d'halite pur, la deuxième est une vue transparente de toute l'éprouvette, et la troisième montre les zones de traction uniquement sur les surfaces appartenant à la matrice d'halite et qui sont en contact avec les insolubles.

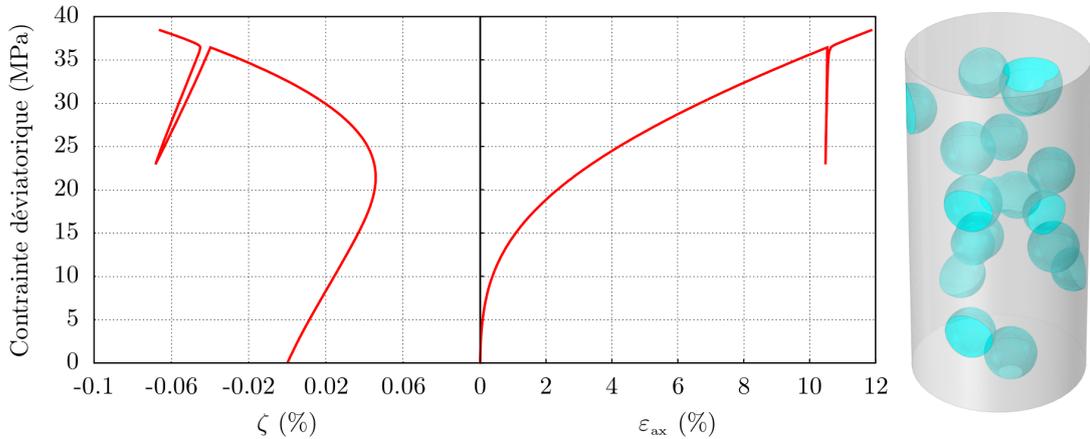


FIGURE 1.18. Résultats d'une simulation d'un essai de compression triaxiale à $P = 5$ MPa et à $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ (gauche) sur l'éprouvette montrée à droite.

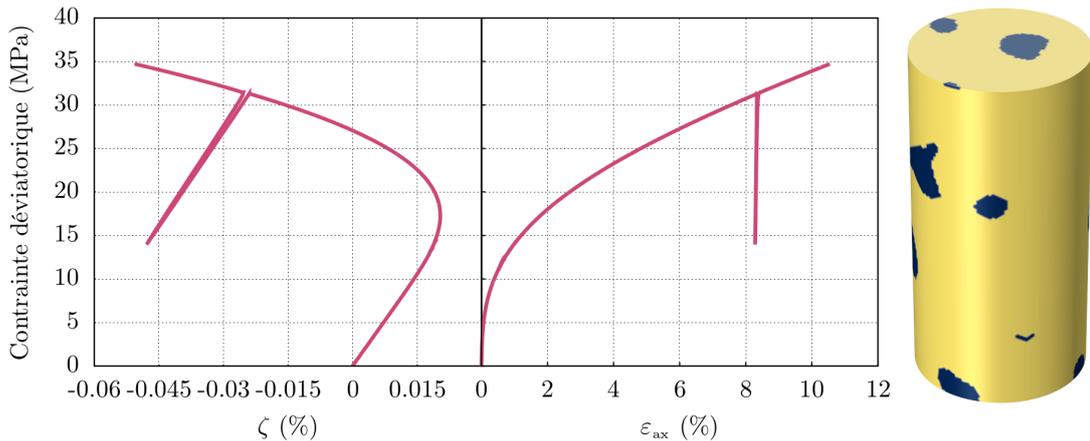


FIGURE 1.19. Résultats d'une simulation d'un essai de compression triaxiale à $P = 5$ MPa et à $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ (gauche) sur l'éprouvette montrée à droite.

La formation et propagation de zones de traction se traduit par une activité de micro fissuration et ceci nous conduit vers le deuxième résultat : la dilatance macroscopique. En effet, en simulant un essai de compression triaxiale typique, on observe sur les mesures de la déformation volumique de l'éprouvette, une contractance suivie par une

augmentation irréversible du volume. On montre dans les Figures 1.18 et 1.19 les résultats de deux simulations d'essais de compression triaxiale à confinement constant et à vitesse de déformation axiale imposée. La première simulation est faite sur une éprouvette modélisée avec l'approche explicite (Figure 1.18) et la deuxième utilise une éprouvette modélisée avec la méthode implicite (Figure 1.19). Les paramètres pour ces simulations sont donnés dans les chapitres 2 et 3, et leurs résultats sont similaires en termes de tendances et d'ordres de grandeur que ce qui est typiquement observé au laboratoire. Notons que la dilatance observée résulte de microfissures au niveau de l'interface entre les constituants de l'éprouvette, et elle est due au développement des zones de traction créées par la différence des comportements et des propriétés des phases.

Pour valider nos approches, on les a utilisées pour faire des séries de simulations d'essais de laboratoire. Les résultats et les conclusions étaient similaires aux observations de laboratoire (voir sections 5.1 et 4.2 des chapitres 2 et 3, respectivement). Pour l'approche explicite, d'autres formes d'inclusions ont été testées et ont fourni les mêmes conclusions [Azabou et al., 2020b], ces résultats sont résumés dans la section 3.7. L'équivalence entre les deux approches de modélisation, explicite et implicite, a été prouvé à travers une comparaison de ces deux méthodes. Cette comparaison, détaillée dans la section 4.3 du chapitre 3, a principalement montré que l'approche implicite est avantageuse en termes de temps de calcul par rapport à l'approche explicite. Cependant, comme mentionné avant dans cette section, ceci ne veut pas dire pas que la méthode implicite est mieux que l'approche explicite et qu'elle peut la remplacer.

3.6 Effet de l'hétérogénéité sur les mesures lors des essais de laboratoire

Pour mieux comprendre les anomalies de mesures, l'approche explicite a été utilisée pour simuler un essai de compression triaxiale sur deux éprouvettes différentes en termes de répartition, de tailles et de fractions volumiques d'insolubles. Les deux éprouvettes sont instrumentées numériquement par deux couples de jauges de déformation placés sur l'halite pure à mi-hauteur et diamétralement opposés. Pour chaque éprouvette, deux types de simulations ont été réalisés : sans et avec conditions de frettage, et deux types de mesures ont été analysés : globales et locales.

La Figure 1.20 montre l'éprouvette testée et les résultats numériques associées en termes des courbes contraintes-déformations. Ces résultats sont fortement similaires aux résultats typiques de laboratoire ; la tendance observée est la même que celle illustrée dans la Figure 1.12 : la présence d'insolubles explique la différence entre les mesures locales et globales et le frettage accentue encore cette différence. Cet exercice nous a permis de mieux comprendre les résultats que l'on considère typiques. En effet, le seuil dilatant donné par les jauges est inférieur à celui de l'intégralité de la structure, car elles sont placées au voisinage des hétérogénéités et des zones de microfissures. Les deux couples de jauges ont donné des résultats similaires, on explique ceci par la présence

de nombreuses inclusions dans l'éprouvette ce qui a donné une certaine uniformité à sa surface latérale : les deux couples de jauges sont positionnés d'une manière similaire par rapport aux insolubles.

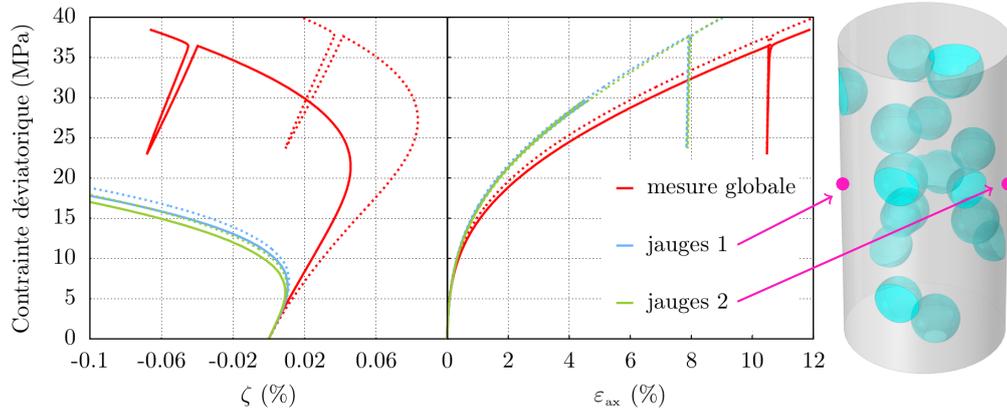


FIGURE 1.20. Résultats d'une simulation d'un essai de compression triaxiale à $P = 5$ MPa et à $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ (gauche) effectuée sur l'éprouvette montrée à droite. Les courbes en lignes continues et discontinues correspondent respectivement aux simulations sans et avec frettage. Les flèches renseignent sur l'emplacement des jauges de déformation.

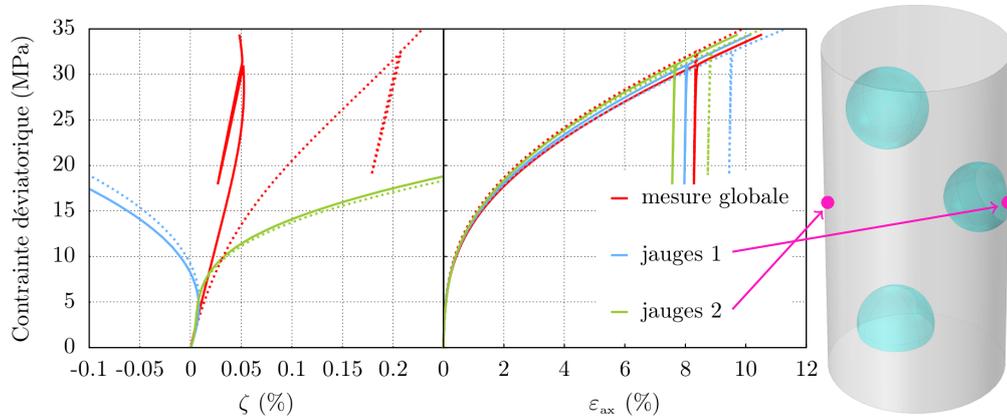


FIGURE 1.21. Résultats d'une simulation d'un essai de compression triaxiale à $P = 5$ MPa et à $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ (gauche) sur l'éprouvette montrée à droite. Les courbes en lignes continues et discontinues correspondent respectivement aux simulations sans et avec frettage. Les flèches renseignent sur l'emplacement des jauges de déformation.

La deuxième éprouvette testée contient peu d'insolubles dispersés. Sur cette éprouvette, le premier couple de jauges a été placé tout proche d'une inclusion, quant au deuxième il a été placé le plus loin possible des insolubles comme le montre la Figure 1.21. Cette Figure montre également des résultats en termes de contraintes-déformations. Ces résultats ont permis de fournir une explication aux anomalies évoquées dans la section 3.1

de ce chapitre : lorsqu'une éprouvette de sel contient des insolubles condensés dans une partie de l'éprouvette, les jauges de déformation sont susceptibles de mesurer une réponse complètement différente de la réponse globale selon leurs emplacements par rapport aux hétérogénéités.

3.7 Effets de la forme, de la distribution et du module d'Young des insolubles sur la déformation volumique

L'approche explicite de modélisation d'inclusions dans une matrice d'halite pure a été utilisée pour étudier l'effet de la forme, de distribution et du module d'Young des insolubles sur les mesures de déformation volumique globales et en particulier sur le seuil de dilatance. Ce travail a été détaillé dans une communication écrite dans un congrès [Azabou et al. \[2020b\]](#) et ses principaux résultats seront fournis dans cette section.

Dans un premier temps, nous avons modélisé une éprouvette avec des inclusions sphériques et une deuxième avec des inclusions de formes polygonales. Les inclusions polygonales et sphériques ont été placées dans pratiquement les mêmes emplacements dans les deux éprouvettes avec des fractions volumiques des insolubles identiques (8.26%). L'éprouvette avec les inclusions sphériques a été générée par l'Algorithme 1, et celle avec les inclusions polygonales a été générée manuellement. Les deux éprouvettes sont montrées dans la Figure 1.22. Le même essai de compression triaxiale ($P = 5$ MPa, $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) a été simulé sur les deux éprouvettes, et les résultats sont fournis dans la Figure 1.22. La distorsion n'est pas significativement affectée par la forme des inclusions, cependant la déformation volumique l'est légèrement : le seuil dilatant est plus faible avec les inclusions polygonales. Ce résultat est expliqué par le fait que les pointes des inclusions polygonales favorisent la concentration de contraintes positives, ce qui se traduit par une activité de micro fissuration plus importante.

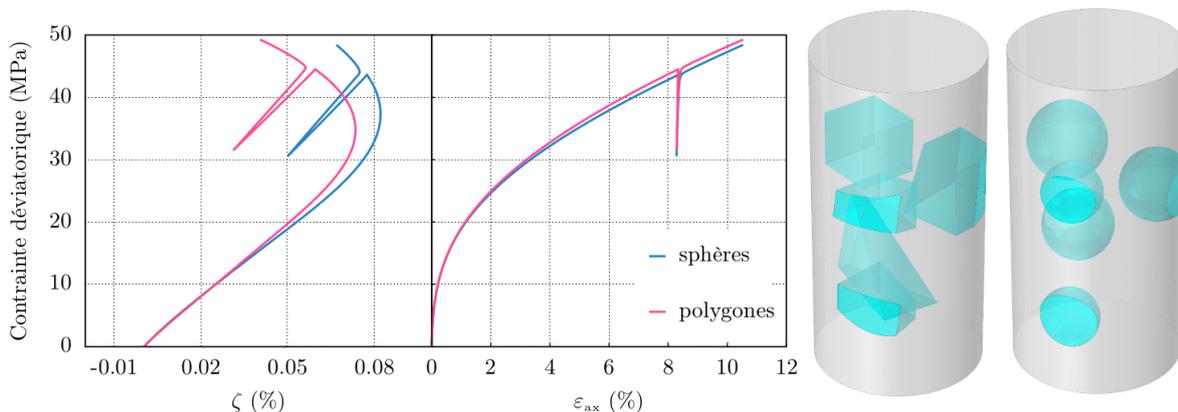


FIGURE 1.22. Résultats de simulations d'essais de compression triaxiale identiques ($P = 5$ MPa, $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$), sur les éprouvettes montrées à droite : effet de la forme des inclusions.

Dans le but d'étudier l'effet de l'emplacement des insolubles, en particulier leur espa-

cement, nous avons modélisé une première éprouvette avec la méthode explicite sans autoriser le chevauchement des sphères. Ensuite, une nouvelle éprouvette a été modélisée à partir de la première mais seul l'espacement des sphères a été modifié. Les deux éprouvettes ont donc les mêmes insolubles sauf que la distribution de ces derniers diffère d'une éprouvette à l'autre. Les deux éprouvettes sont montrées dans la Figure 1.23. Le même essai de compression triaxiale ($P = 5 \text{ MPa}$, $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) a été simulé sur les deux éprouvettes, et les résultats sont fournis dans la Figure 1.23. Les résultats obtenus sont quasiment identiques en termes de déformation volumique et de distorsion : l'espacement des insolubles n'a pratiquement pas d'effet sur les mesures globales. Ceci peut être expliqué par le fait que les zones de traction restent localisées autour des inclusions et ne se propagent pas assez loin pour pouvoir être en contact avec d'autres zones de traction autour des autres inclusions et diminuer donc le seuil dilatant.

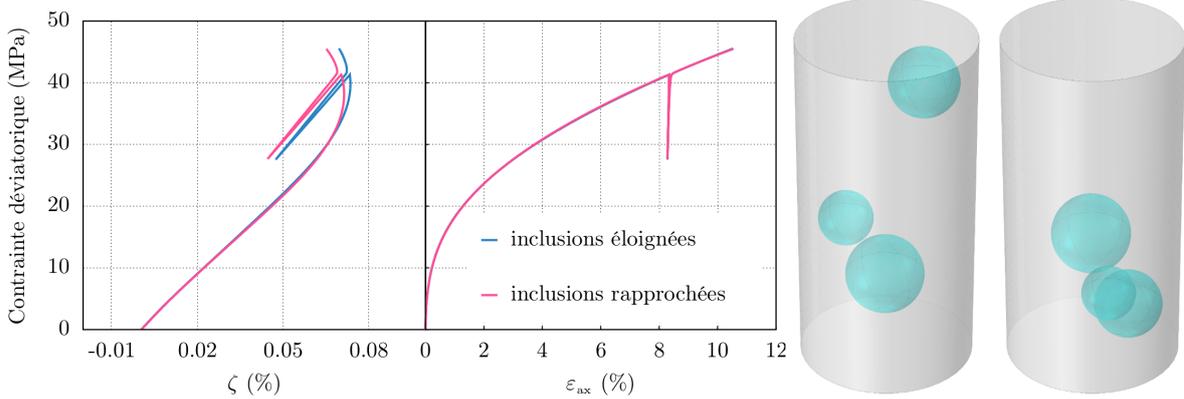


FIGURE 1.23. Résultats de simulations d'essais de compression triaxiale identiques ($P = 5 \text{ MPa}$, $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$), sur les éprouvettes montrées à droite : effet de l'emplacement des inclusions.

Pour l'étude de l'effet du module d'Young, deux simulations d'un essai de compression triaxiale ont été effectuées sur une éprouvette modélisée avec l'approche explicite. La seule différence entre les deux simulations est le module d'Young des insolubles : dans la première simulation $E = 5000 \text{ MPa}$ (similaire à l'argile) et dans la deuxième $E = 35000 \text{ MPa}$ (similaire à l'anhydrite). La Figure 1.24 montre les résultats de ces simulations : seule la déformation volumique est affectée par les constantes élastiques. En effet, toute chose égale par ailleurs, la rigidité totale de la structure augmente avec le module d'Young des inclusions, ce qui diminue sa contractance volumique. En revanche, le seuil dilatant diminue légèrement avec l'augmentation du module d'Young des insolubles. Ceci peut être expliqué par le fait que la rigidité des insolubles accentue la différence de comportement entre les inclusions et l'halite pure, ce qui favorise et augmente l'intensité des contraintes positives autour des inclusions.

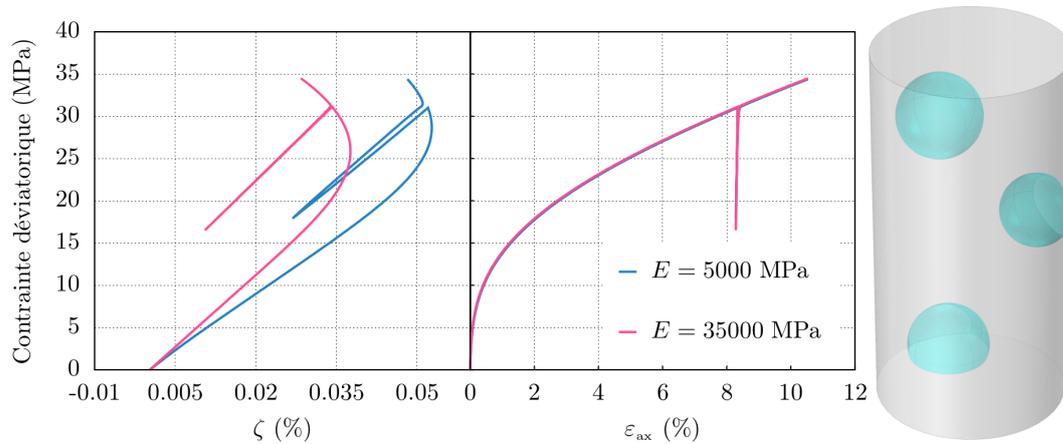


FIGURE 1.24. Résultats de simulations d’essais de compression triaxiale identiques ($P = 5 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) sur une éprouvette (droite) où les insolubles ont des modules d’Young différents.

3.8 Variabilité naturelle et représentativité des éprouvettes

Lorsque les grandeurs qui nous intéressent sont petites comme les mesures de la déformation volumique, la variabilité naturelle des éprouvettes peut avoir un effet non négligeable. Pour mettre en évidence cette observation, un bloc de sel a été simulé avec l’approche implicite et quatre éprouvettes de diamètre 65 mm et d’élancement 2 (dimensions couramment utilisées dans la halle expérimentale de MINES ParisTech), ont été numériquement carottées (Figure 1.25).

Sur chacune de ces éprouvettes, nous avons effectué une simulation d’un essai de compression triaxiale à confinement constant de 5 MPa et à vitesse de déformation axiale imposée de 10^{-6} s^{-1} (Figure 1.26).

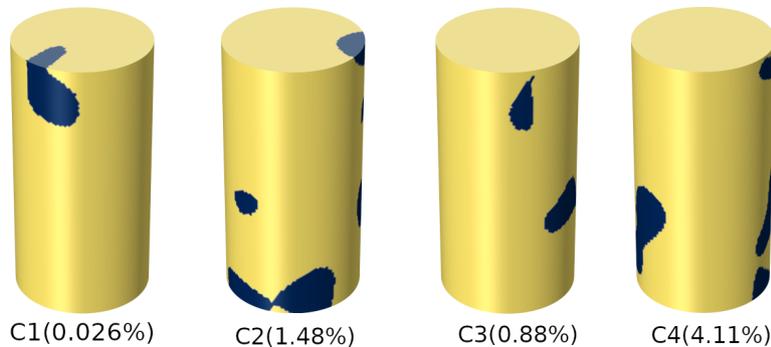


FIGURE 1.25. Quatre éprouvettes de sel de diamètre 65 mm et d’élancement 2 modélisées avec l’approche implicite, la fraction volumique des insolubles dans chaque éprouvette est indiquée.

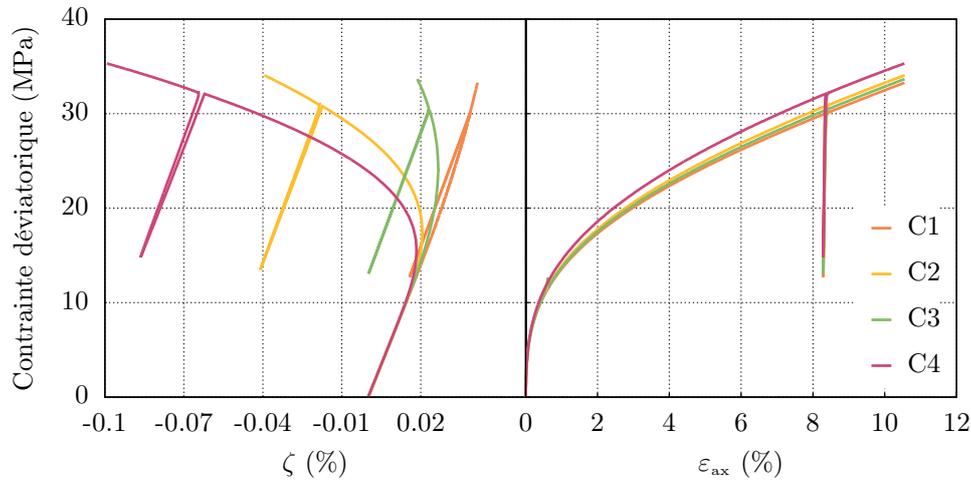


FIGURE 1.26. Résultats de simulation d'un même essai de compression triaxiale ($P = 5$ MPa, $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-6}$ s $^{-1}$) sur les éprouvettes de la Figure 1.25.

Les résultats montrent que lorsque la taille caractéristique des insolubles n'est pas négligeable par rapport aux dimensions de l'éprouvette, la présence de ces impuretés peut avoir une influence importante sur les mesures de la déformation volumique. Même si les mesures de la distorsion ou de la déformation axiale ne sont quasiment pas affectées, l'influence des hétérogénéités sur le déviateur dilatant ne peut pas être négligée. Les éprouvettes choisies ne sont pas représentatives du comportement de la roche testée. Dans le cas où cette roche contient des insolubles, utiliser pour les essais de laboratoire, des éprouvettes qui sont de taille inférieure que celle requise pour le volume élémentaire représentatif (VER) de la roche peut conduire à des résultats très différents.

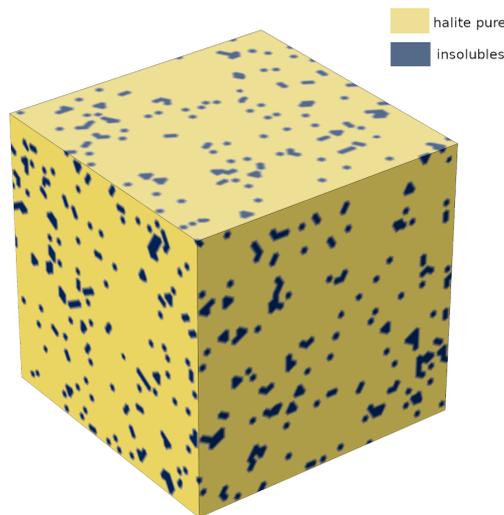


FIGURE 1.27. Bloc de sel composé d'une matrice d'halite pure et d'une phase d'insolubles distribuée via un seuillage d'un champ aléatoire Gaussien dont l'expression et les paramètres sont détaillés dans le chapitre 3.

Afin de pouvoir arriver au comportement représentatif, il faut tester des éprouvettes plus grandes que celles montrées dans la Figures 1.25, qui vont avoir par conséquent plus d'inclusions. Les spécifications précises sur la taille du VER par rapport à celle des insolubles sont spécifiées dans le chapitre 3. Expérimentalement, la taille des éprouvettes est généralement adaptées au dispositif expérimental et non l'inverse. En revanche, dans notre laboratoire virtuel, il est possible d'augmenter la taille des éprouvettes jusqu'à atteindre la représentativité. Seule l'approche implicite est utilisée pour la détermination du VER ; les calculs avec l'approche explicite sont lourds et peuvent même s'avérer impossibles si la taille de l'éprouvette est suffisamment grande par rapport à celle des inclusions.

Pour trouver la taille du VER, des éprouvettes cylindriques d'élanement 2 et de différents diamètres ont été numériquement carottées du bloc de sel montré dans la Figure 1.27. Le champ aléatoire Gaussien utilisé pour générer la phase d'insolubles dans ce bloc et ses paramètres sont détaillés dans le chapitre 3. Les diamètres testés sont 4, 5, 10, 15, 20 et 25 fois la taille caractéristique (a) des hétérogénéités. De chaque taille, quatre éprouvettes, sur lesquelles nous avons effectué une simulation d'un même essai de compression triaxiale, ont été numériquement carottées (Figure 1.28).

La Figure 1.29 montre les résultats des simulations : la dispersion des mesures diminue avec la taille des éprouvettes, surtout en termes de la déformation volumique et donc le déviateur dilatant. Quand le diamètre de l'éprouvette est supérieur ou égal à $15a$, la dispersion n'existe pratiquement plus, et le comportement de chacune des éprouvettes testées est représentatif de celui de la roche considérée. Ce diamètre de $15a$ dépend, bien entendu, du seuil choisi pour la génération de la géométrie.

À titre d'exemple, dans le travail fait dans le chapitre 3 et dont les résultats de la Figure 1.29 sont extraits, la taille caractéristique a des hétérogénéités est $a = 2$ cm, ainsi le VER est une éprouvette cylindrique de diamètre 30 cm et de hauteur 60 cm. Dans la pratique, tester une telle éprouvette est très compliqué, voire impossible. Pour s'affranchir de ce problème, on propose dans la prochaine section une démarche à suivre au cas où cette question se pose.



FIGURE 1.28. Carottage numérique d'éprouvettes d'élanement 2 du bloc de la Figure 1.27. De gauche à droite, quatre éprouvettes sont carottées avec un diamètre de $4a$, $5a$, $10a$, $15a$, $20a$ et $25a$, avec a la taille caractéristique des insolubles.

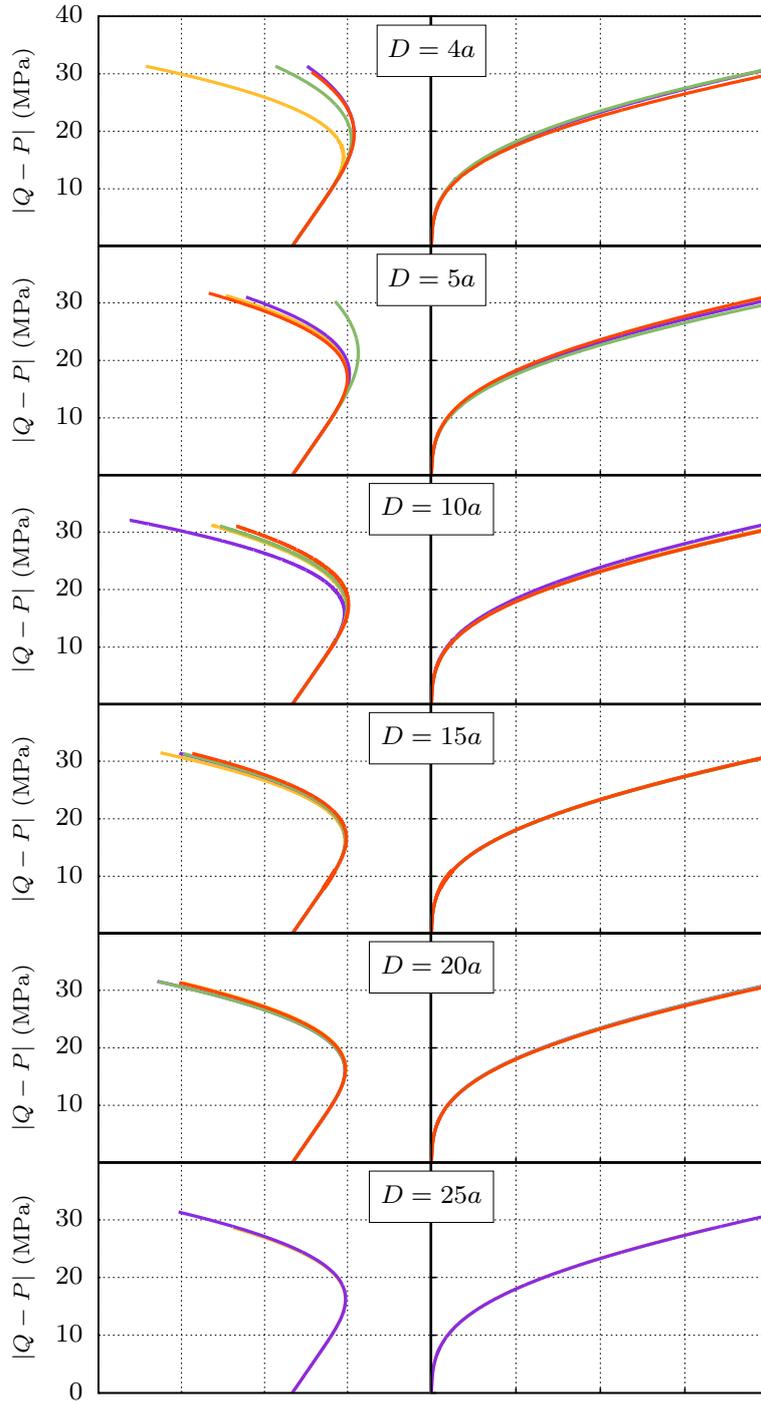


FIGURE 1.29. Résultats de simulations d'un même essai de compression triaxiale ($P = 5$ MPa, $\dot{\varepsilon}_{ax} = 10^{-6}$ s $^{-1}$) sur les éprouvettes de la Figure 1.28.

3.9 Matériau homogène équivalent

Dans les sections précédentes, on a mené une étude numérique où le sel est modélisé en tant que matériau biphasique composé d'halite pure et d'insolubles. Cette étude nous

a permis de mieux comprendre les mesures obtenues lors des essais de laboratoire, et nous a permis de spécifier la taille requise du VER. Cependant, il n'est pas toujours possible de tester des éprouvettes qui répondent aux exigences de taille du VER. Pour ceci, on propose la méthodologie suivante à suivre au cas où il n'est pas possible de tester un VER :

1. après avoir effectué un essai sur un échantillon plus petit que le VER, modéliser au mieux la distribution d'insolubles dans cet échantillon. Ceci peut être fait en considérant le sel comme un matériau biphasique composé d'halite pure et d'insolubles comme proposé précédemment ;
2. sur la structure obtenue et les résultats expérimentaux, faire un calage numérique afin d'obtenir les paramètres rhéologiques de l'halite pure et des insolubles comme détaillé dans la section 3.4 de ce chapitre ;
3. une fois les bons paramètres obtenus, modéliser une éprouvette qui répond aux exigences de taille du VER ;
4. les résultats obtenus sur le VER peuvent être considérés comme mesures expérimentales sur un matériau homogène équivalent. Pour ce matériau, on a besoin d'une loi de comportement macroscopique, et comme discuté dans la section 3.4 de ce chapitre, la loi RTL complète peut être utilisée. La dilataance macroscopique est prise en compte par les deux mécanismes volumiques (contractance/dilataance) générés par la distorsion.

Cette démarche est illustrée dans la section 5.3 du chapitre 3, dans laquelle on discute également les erreurs que peut induire le travail sur des éprouvettes non représentatives et les conséquences que cela peut avoir sur l'étude des ouvrages creusés dans le sel.

4 Une nouvelle loi de comportement

4.1 Modélisation du comportement du sel gemme : état de l'art

Pendant plus de quarante ans, plusieurs modèles de comportement ont été développés pour décrire le comportement du sel gemme. Au fil des années, ces modèles sont devenus plus sophistiqués et complexes dans la tentative de décrire plus d'aspects du comportement du sel. On distingue deux approches. La première part des réponses des échantillons durant les essais de laboratoire, et elle consiste à élaborer des équations mathématiques capables de reproduire ces réponses, sans chercher à expliquer les phénomènes physiques microscopiques derrière. La deuxième est une approche micro-macro qui modélise le sel comme étant un polychristal d'halite. Via des procédures d'homogénéisation, notamment autonomes cohérentes [Pouya et al., 2016], de telles approches permettent d'associer le comportement macroscopique du sel à des mécanismes de dislocation [Munson, Senseny et al., 1992, Arson et al., 2012] et de glissement et rupture [Pouya, 2000, Pouya et al., 2016] à l'échelle des monocristaux de NaCl. Il est

important de signaler le fait qu'il est inévitable d'utiliser une démarche phénoménologique même pour les modèles basés sur des considérations microscopiques. En effet, le sel gemme est une roche naturelle sédimentaire qui contient forcément des insolubles et a une microstructure beaucoup plus complexe qu'un simple réseau cristallin de NaCl pur. Il est donc impossible de décrire son comportement macroscopique en se basant uniquement sur des processus microscopiques d'un cristal de NaCl. Les modèles ne peuvent en aucun cas se passer de l'utilisation des résultats d'essais de laboratoire pour ajuster les constantes du matériau et arriver à décrire son comportement.

Tous les modèles de comportement du sel s'accordent sur la décomposition du tenseur des vitesses des déformations total $\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}$ en une partie élastique $\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{el}$, une partie thermique $\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{th}$ et une partie viscoplastique $\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp}$:

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}} = \underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{el} + \underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{th} + \underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp} \quad (1.10)$$

Le tenseur des vitesses des déformations élastiques est donné par une généralisation de la loi de Hooke comme suit :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{el} = \frac{1 + \nu}{E} \underline{\dot{\underline{\sigma}}} - \frac{\nu}{E} \text{tr}(\underline{\dot{\underline{\sigma}}}) \underline{\underline{1}} \quad (1.11)$$

avec ν le coefficient de poisson, E le module d'Young, $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur des contraintes de Cauchy et $\underline{\underline{1}}$ le tenseur unité. Le tenseur des vitesses des dilatations thermiques est donné par :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{th} = \alpha_{th} \dot{T} \underline{\underline{1}} \quad (1.12)$$

où α_{th} est le coefficient de dilatation thermique et T désigne la température. En ce qui concerne le tenseur des vitesses des déformations viscoplastiques, il est généralement fonction de l'état thermodynamique $(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi)$ où ξ représente l'ensemble des variables d'érouissage dont la vitesse est également fonction de l'état thermodynamique :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \underline{\mathcal{R}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi), \quad \dot{\xi} = \underline{\mathcal{F}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi) \quad (1.13)$$

C'est sur les définitions de $\underline{\mathcal{R}}$, de ξ et de $\underline{\mathcal{F}}$ que les modèles divergent.

Dans la base $(\underline{\underline{I}}, \underline{\underline{J}}, \underline{\underline{K}})$ associée aux invariants (p, q, θ) de $\underline{\underline{\sigma}}$ et dont la définition est donnée dans l'annexe B, la vitesse du tenseur des déformations viscoplastiques est décomposée toujours en une partie déviatorique (la distorsion) et une partie volumique dite encore sphérique.

En ce qui concerne la distorsion, les premiers modèles assument qu'elle se fait dans la direction déviatorique $\underline{\underline{J}}$ et qu'elle a une intensité qui n'est fonction que du déviateur q et qui augmente avec la température T . L'effet de la température est couramment pris en compte par la loi d'Arrhenius. Parmi ces modèles on cite celui de Norton-Hoff [Bérest et al., 2008] où la vitesse du tenseur des déformations viscoplastiques s'écrit :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \exp\left(A_n \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \sqrt{\frac{3}{2}} \left(\frac{q}{q_0}\right)^n \underline{\underline{J}} \quad (1.14)$$

4. Une nouvelle loi de comportement

avec n , q_0 et A_n des constantes rhéologiques et T_r la température de référence à la quelle le paramètre A_n est déterminé. On cite aussi le modèle de Lemaître [Tijani et al., 1983] dans lequel l'évolution de γ_{vp} est telle que :

$$\dot{\gamma}_{vp} = \alpha \exp \left(A_l \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r} \right) \right) \left\langle \frac{q - C}{K} \right\rangle^{\beta/\alpha} \gamma_{vp}^{1-\frac{1}{\alpha}} \quad (1.15)$$

avec α , β , K , A_l et C des constantes du matériau, et $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$ pour tout réel x .

On note ici que si le déviateur est maintenu constant dans le temps, la loi de Norton-Hoff décrit une déformation à vitesse constante et celle de Lemaître décrit une distorsion qui évolue avec une vitesse infiniment décroissante. Cette déformation, dite de fluage, est la déformation viscoplastique différée d'un matériau lorsqu'il est soumis à un chargement constant, elle est prépondérante dans le comportement du sel gemme. Ainsi, le modèle de Norton-Hoff décrit un fluage purement stationnaire dit aussi secondaire, et celui de Lemaître décrit un fluage purement transitoire dit aussi primaire.

La majorité des modèles admet que le fluage du sel se passe en deux phases : la première est une phase transitoire dont la vitesse s'annule à un certain moment pour initier la deuxième phase qui consiste en un mécanisme de fluage stationnaire. Parmi ces modèles, on peut citer le modèle MDCF [DeVries et al., 2002] et celui sur lequel il est basé, la loi de Munson Dawson [Munson and Dawson, 1981] ; ces modèles utilisent une fonction transitoire qui décrit un écrouissage positif et une fonction de fluage stationnaire dont la vitesse est une puissance du déviateur. Ils définissent un seuil fonction de la température et du déviateur, une fois ce seuil atteint la fonction transitoire sature pour laisser place à l'écoulement stationnaire. On cite aussi dans cette catégorie, le modèle de Lux/Wolters [Wolters et al., 2012] et celui de Lubby2 [Heusermann et al., 2003] sur lequel il est basé, le modèle de Khaledi [Khaledi et al., 2016], la loi BBK [Bérest et al., 2007] et le modèle de Günther & Salzer [Günther et al., 2015]. Tous ces modèles cités décrivent un écrouissage isotrope. Les deux modèles SUVIC [Aubertin et al., 1991] et SUVIC-D [Julien, 1999] admettent également l'existence des deux phases transitoire et stationnaire, cependant ils ajoutent à l'écrouissage isotrope un écrouissage cinématique, représenté par une variable d'écrouissage tensorielle, qui permet de modifier au cours du temps l'enveloppe des états de contraintes admissibles. Plusieurs de ces lois sont détaillées dans des travaux de thèses récentes [Karimi-Jafari, 2007, Djizanne, 2014].

Certains de ces modèles considèrent que la phase de fluage stationnaire est suivie d'une troisième phase dite de fluage tertiaire ou accéléré. Pendant cette phase, la vitesse de la distorsion viscoplastique augmente sous charge constante suite à l'endommagement de l'échantillon et la dégradation de ses propriétés physiques. Ces modèles admettent que la vitesse de déformation augmente, car la contrainte effectivement appliquée sur le matériau est en réalité en train d'augmenter. Cette augmentation de contrainte effective est causée par la création de vides (suite à l'endommagement), ce qui diminue la surface subissant la charge [Kachanov, 1986]. Ainsi, une manière de décrire ce mécanisme est d'introduire une variable interne D et de remplacer le tenseur des contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$ par $\underline{\underline{\sigma}}/(1-D)$, ce qui est le cas dans le modèle de Lux/Wolters. Ceci est similaire au modèle SUVIC-D, qui considère une variable d'endommagement tensorielle et remplace $\underline{\underline{\sigma}}$ par

l'expression suivante :

$$\left(\underline{\underline{\sigma}} (\underline{\underline{1}} - \underline{\underline{D}})^{-1} + (\underline{\underline{1}} - \underline{\underline{D}})^{-1} \underline{\underline{\sigma}} \right) / 2 \quad (1.16)$$

Quant au modèle MDCF, il considère une variable d'endommagement scalaire w qui intervient dans la norme de la vitesse de fluage (le déviateur q est remplacé par $q/(1-w)$). Ce phénomène n'est pas considéré par la majorité des modèles parce qu'il est difficile à mettre en évidence expérimentalement et à interpréter aussi, car avec les grandes déformations et l'endommagement du matériau les conventions et les hypothèses d'interprétation changent (contraintes de Piola ou de Cauchy par exemple).

Certains modèles décrivent la déformation du sel en traction. En effet, lors des essais de laboratoire certaines conditions expérimentales, comme le frettage [Rouabhi et al., 2019], entraînent l'apparition de zones de traction, et à l'échelle de l'ouvrage, ces zones peuvent être dues à une géométrie particulière. On montre aussi dans la section 3 et dans les chapitres 2 et 3, que la présence d'hétérogénéités peut causer la création de contraintes de traction. La concentration et la propagation de contraintes positives se traduisent en une activité de micro fissuration. Ceci est susceptible d'affecter le comportement macroscopique de la roche ainsi que ses propriétés hydrauliques. Pour cette raison, de plus en plus de modèles décrivent la déformation du sel en traction. Pour la majorité, la vitesse du tenseur des déformations viscoplastiques en traction $\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp}^t$ peut s'écrire comme suit :

$$\underline{\underline{\dot{\epsilon}}}_{vp}^t = \dot{\lambda}^t \frac{\partial P}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (1.17)$$

où $\dot{\lambda}^t$ est un multiplicateur et P est un potentiel plastique. Dans le modèle MDCF, ce potentiel est proportionnel à $\langle \sigma_1 \rangle$ (ainsi le mécanisme s'active dès l'apparition de contraintes positives), et le multiplicateur $\dot{\lambda}^t$ est donné par $\dot{\lambda}^t = F \dot{\lambda}_{ss}^t$ où F est proportionnelle à $\exp(\langle \sigma_1 \rangle)$ et $\dot{\lambda}_{ss}^t$ est proportionnelle à $\sinh(\langle \sigma_1 \rangle)$.

On cite aussi le modèle de Lux/Wolters qui définit P proportionnellement à $\langle \sigma_1 \rangle$ et le multiplicateur $\dot{\lambda}^t$ est donné par une puissance de $\langle \sigma_1 \rangle$.

Le modèle RTL [Labaune, 2018, Rouabhi et al., 2019] utilise un potentiel fonction des trois contraintes principales, donné par

$$P = (\langle \sigma_1 \rangle^d + \langle \sigma_2 \rangle^d + \langle \sigma_3 \rangle^d)^{1/d} \quad (1.18)$$

où d est un paramètre qui contrôle la forme du potentiel, quant au multiplicateur il est proportionnel à $\langle P - R_t \rangle^s$, où R_t et s sont des paramètres rhéologiques.

Ainsi dans les modèles MDCF et Lux/Wolters, les déformations viscoplastiques sous traction apparaissent dès l'apparition de contraintes strictement positives, en revanche, pour la loi RTL ce mécanisme est activé dès que la quantité $(\langle \sigma_1 \rangle^d + \langle \sigma_2 \rangle^d + \langle \sigma_3 \rangle^d)^{1/d} - R_t$ est positive. Dans tous ces modèles, les déformations viscoplastiques sous traction contribuent aux parties sphérique et déviatorique du tenseur des déformations viscoplastiques.

4. Une nouvelle loi de comportement

Les premiers modèles de comportement, comme celui de Lemaître, de Norton-Hoff, de Munson-Dawson et de Lubby2, stipulaient que la déformation viscoplastique du sel est isochore. Cependant, cette hypothèse s'est avérée invalide quand les essais de laboratoire ont montré que le volume d'une éprouvette de sel soumise à des contraintes de compression est susceptible d'augmenter irréversiblement à partir d'un certain seuil des contraintes. C'est le phénomène de dilatance qui, mathématiquement, désigne le changement de signe de la vitesse des déformations volumiques viscoplastiques. Il est expliqué par une activité de micro fissuration qui résulte de fortes contraintes de cisaillement, les vides ainsi créés entraînent l'augmentation du volume. La Figure 1.30 montre un exemple de résultats d'un essai de compression triaxiale fait sur un échantillon de sel. Les résultats sont présentés en termes d'évolution de la contrainte déviatorique $|Q - P|$ en fonction de la distorsion γ et la déformation volumique ζ .

La courbe relative à la déformation volumique montre que le volume de l'éprouvette commence par diminuer puis il augmente. Au moment de la dilatance, on observe toujours un écrouissage positif sur la courbe relative à la distorsion. Cela dit que la dilatance désigne une augmentation du volume sans pour autant impliquer un endommagement macroscopique de l'éprouvette, encore moins sa rupture.

Bien que la dilatance ne signifie pas la rupture macroscopique du sel, elle modifie ses propriétés hydrauliques, car l'ouverture de microfissures développe des chemins d'écoulement préférentiels pour les fluides stockés [Stormont, 1997, Schulze et al., 2001, DeVries et al., 2002]. Pour cette raison, quasiment tous les modèles récents décrivent ce phénomène et lui accordent une attention particulière. En effet, la majorité des critères de dimensionnement des ouvrages souterrains dans les formations salines sont basés sur ce phénomène et sont élaborés à partir des mesures expérimentales des seuils de dilatance [Hampel et al., 2012, Labaune et al., 2018].

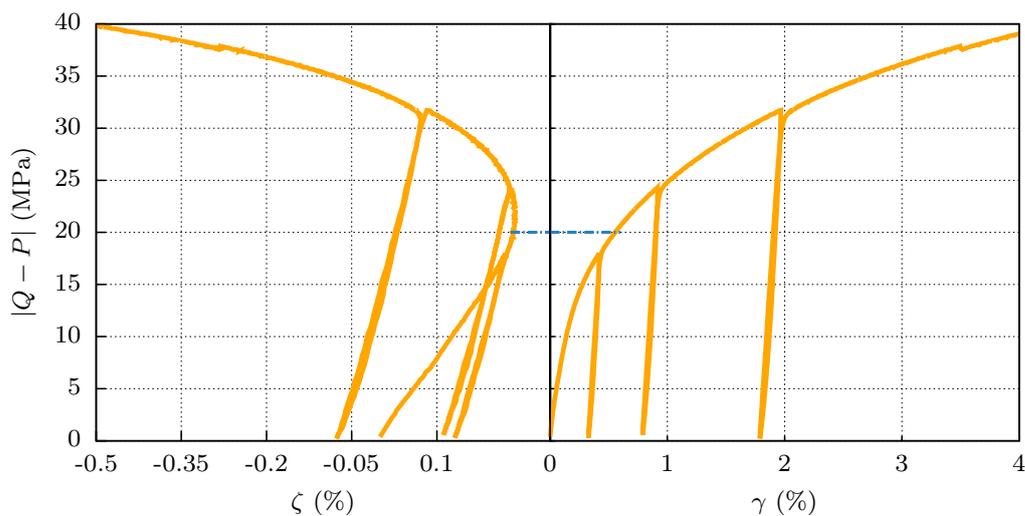


FIGURE 1.30. Résultats d'un essai de compression triaxiale effectué à MINES ParisTech, à confinement constant de 4 MPa et à une vitesse de déformation axiale imposée de $5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$.

Parmi les modèles qui prennent en compte le phénomène de dilatance, on peut citer les lois MDCF, SUVIC-D et Lux/Wolters. Ces trois modèles décrivent un endommagement par cisaillement qui résulte en une augmentation viscoplastique du volume. De manière similaire à l'écriture du tenseur des vitesses des déformations viscoplastiques en traction, le tenseur des vitesses des déformations viscoplastiques relatives au phénomène de dilatance $\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp}^d$ peut s'écrire comme suit :

$$\underline{\dot{\underline{\epsilon}}}_{vp}^d = \dot{\lambda}^d \frac{\partial P}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (1.19)$$

où $\dot{\lambda}^d$ est un multiplicateur et P est un potentiel plastique. Dans les trois modèles, le potentiel est de la forme suivante :

$$P = q - f(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (1.20)$$

La fonction f dans le modèle MDCF est proportionnelle à une puissance de $|3p - \sigma_3|$. Dans la loi de Lux/Wolters, la fonction est de la forme suivante :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}) = ab \left[1 - \exp(-c \operatorname{tr}(\underline{\underline{\sigma}})) \right] \left[\frac{1 + d \sin(3\theta)}{1 + e} \right]^{\exp(g \operatorname{tr}(\underline{\underline{\sigma}}))} \quad (1.21)$$

où θ est l'angle de Lode (voir annexe B), a, b, c, d, e et g sont des constantes rhéologiques. En revanche, pour le modèle SUVIC-D, la fonction f est donnée par

$$f(\underline{\underline{\sigma}}) = -a_1 \left(1 - \exp(-a_2 p) \right) g(\theta)^{\exp(a_3 p)} \quad (1.22)$$

avec $a_{i=1,3}$ des constantes rhéologiques et g est une fonction de l'angle de Lode. Concernant les multiplicateurs associés, le modèle MDCF utilise une formulation analogue à celle détaillée pour le mécanisme de traction : $\dot{\lambda}^d = F \dot{\lambda}_{ss}^d$ où F est proportionnelle à $\exp(q)$ et $\dot{\lambda}_{ss}^d$ est proportionnelle à $\sinh(q)$. Le modèle de Lux/Wolters utilise un multiplicateur proportionnel à une puissance d'une fonction H définie par :

$$H(\underline{\underline{\sigma}}) = q - \eta(\sigma_1) \beta(\sigma_1, \theta) \quad (1.23)$$

Les fonctions η et β sont données par :

$$\beta(\sigma_1, \theta) = \left[b_1 - b_2 \exp(-b_3 \sigma_1) \right] \left[\frac{T}{T_0} \right]^{b_4} \left[\sin\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) + b_4 \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right]^{-\exp(-b_5 \sigma_1)} \quad (1.24)$$

$$\eta(\sigma_1) = 1 - b_6 \exp(-b_7 \sigma_1) \quad (1.25)$$

avec $b_{i=1,7}$ des constantes rhéologiques.

Ces trois modèles, ainsi que plusieurs autres (notamment le modèle de Günther& Salzer et celui du BGR [Wallner, 1982]), stipulent tous que lors de la compression du sel, son volume diminue élastiquement jusqu'au franchissement d'un certain seuil fonction des invariants de $\underline{\underline{\sigma}}$. Au-delà de ce seuil, un endommagement par cisaillement se produit et le volume commence à augmenter irréversiblement. Pour tous ces modèles, l'augmentation

du volume n'est pas liée à la déformation déviatorique, la distorsion. En revanche, le modèle RTL décrit ceci autrement. En effet, il décompose la vitesse du tenseur des déformations volumiques viscoplastiques en une partie contractante et une autre dilatante, et il décrit chacune par un multiplicateur et un potentiel $\dot{\lambda}_{\zeta_{vp}}^c \frac{\partial P_c}{\partial \underline{\sigma}}$ et $\dot{\lambda}_{\zeta_{vp}}^d \frac{\partial P_d}{\partial \underline{\sigma}}$, respectivement. Avec :

$$\dot{\lambda}_{\zeta_{vp}}^c = \langle \dot{\zeta}_{vp}^c \rangle, \quad P^c = p, \quad \dot{\lambda}_{\zeta_{vp}}^d = \langle -\dot{\zeta}_{vp}^c \rangle, \quad P^d = -p \quad (1.26)$$

et

$$\dot{\zeta}_{vp}^c = v \dot{\gamma}_{vp} \frac{\left(\langle p \rangle / N \right)^n - \dot{\gamma}_{vp}}{\left(\langle p \rangle / M \right)^m + \dot{\gamma}_{vp}} \quad (1.27)$$

avec v, N, n, M et m des paramètres rhéologiques. La particularité du modèle RTL est que la déformation volumique est proportionnelle à la distorsion et que le seuil de dilatance en dépend également. Ce modèle inclut un critère de dimensionnement dans ses équations constitutives, ce qui permet d'éviter l'incohérence potentielle de la démarche de dimensionnement classique, qui consiste à ajuster les paramètres d'un modèle rhéologique sur des essais de fluage de longue durée, et de construire un critère sur la base d'essais triaxiaux rapides et les utiliser ensuite en post-processing [Labaune et al., 2018].

Certains modèles stipulent que l'endommagement en lien avec les phénomènes de dilatance et de traction peut être réversible, et les fissures qui se sont ouvertes sont susceptibles de se refermer pour restaurer les propriétés hydrauliques initiales du sel. C'est le phénomène de cicatrisation qui décrit la capacité de restauration du sel sous des conditions thermomécaniques favorables, en quelque sorte c'est un processus inverse de celui de l'endommagement et qui vient effacer l'effet de la dilatance et de la traction. Les modèles MDCF et Lux/Wolters prennent en compte ce phénomène et utilisent pour le décrire, un potentiel et un multiplicateur de façon similaire à la traction et à la dilatance. Dans le cas de la loi MDCF, ce potentiel est égal à la contrainte moyenne p et le multiplicateur est proportionnel à la déformation volumique viscoplastique et il est non nul au delà d'un seuil fonction de $\underline{\sigma}$. Ainsi pour ce modèle, plus l'endommagement causé par la dilatance et la traction est important, plus la vitesse de cicatrisation est élevée. Pour ces deux modèles, la cicatrisation intervient également dans l'expression de la variable d'endommagement pour diminuer son effet.

4.2 Pertinence du caractère prédictif des lois rhéologiques

Les lois de comportement du sel ont pour ambition de prédire l'évolution des ouvrages creusés dans les formations salines depuis leur création jusqu'à la phase d'abandon, donc sur des dizaines voire des centaines d'années. Ces lois sont toutes approchées et elles sont élaborées afin de décrire au mieux le comportement du sel durant les essais de laboratoire [Tijani, 2008]. Le domaine de leur validité est restreint aux gammes de sollicitations impliquées dans les essais de laboratoire. Pour cela, on essaye souvent de

varier les chemins de contraintes dans les essais et d'étendre le domaine de sollicitations, car le caractère interpolateur est souhaité pour toutes les variables. Toutefois, ces variables incluent le temps et la durée de ces essais est toujours négligeable devant la durée de vie de l'ouvrage que l'on cherche à étudier. Malgré ceci, on est obligé d'utiliser ces lois pour prédire le comportement des ouvrages pour des intervalles de temps qui sont totalement en dehors de leur domaine de validité.

Par conséquent, la question de la pertinence et de la fiabilité du caractère prédictif des modèles de comportement du sel se posent toujours et doit être creusée davantage.

Dans les travaux de [Rouabhi, 2019, Figure 2.2 et Figure 2.3], un exemple concret a été donné afin d'illustrer les conséquences pratiques de la durée des essais utilisés pour ajuster un modèle sur ses prédictions pour le long terme. Il s'agit d'un exemple d'un essai de fluage de près de 40 jours. Dans un premier temps, il est ajusté par la loi de Lemaître, seuls 35 jours de mesures sont pris en compte. Dans un deuxième temps, la totalité de la durée de l'essai est prise en compte pour faire un deuxième ajustement avec le modèle de Lemaître. Les deux ajustements obtenus sont extrêmement satisfaisants et ont donné deux jeux de paramètres différents. Ensuite, ces deux jeux de paramètres sont utilisés pour faire une simulation d'une cavité sphérique dans un massif salin infini, deux résultats divergents sont obtenus : le deuxième jeu de paramètres conduit à une perte de volume deux fois plus grande que celle prédite par la première simulation.

Cet exemple montre donc qu'une différence de quelques jours dans la durée des essais peut aiguiller l'étude d'une structure vers un sens ou un autre. Conscients de l'importance de cet aspect, on a entamé une recherche sur la qualité des capacités prédictives des différents modèles de comportement du sel gemme. Il est généralement admis qu'à l'échelle des ouvrages creusés dans les formations salines, le phénomène de fluage déviatorique est prépondérant dans leur comportement [Labaune, 2018] et il est responsable de la vitesse de fermeture des vides créés et par conséquent, du niveau de la subsidence en surface. Pour cette raison, on a concentré notre étude sur la modélisation du fluage.

Comme expliqué au préalable, la majorité des lois de comportement existantes dans la littérature admet que le fluage débute par une phase transitoire dont la vitesse s'annule à un certain moment pour laisser place à un mécanisme de fluage secondaire caractérisé par une vitesse de déformation constante dans le temps. Les deux exceptions de ceci sont : le modèle de Norton-Hoff qui ne décrit pas la phase transitoire et admet un fluage purement stationnaire et le modèle de Lemaître qui admet un fluage purement transitoire (voir section 4.1 de ce chapitre).

Des études de comparaison de ces deux catégories de modèles (les purement transitoires et ceux qui admettent l'existence d'une phase secondaire), montrent qu'à l'échelle des essais de laboratoire, toutes les lois sont capables de fournir des interprétations satisfaisantes, ceci est d'ailleurs confirmé plus tard dans cette section et dans le chapitre 4. Cependant, l'extrapolation dans le temps de ces modèles donne des tendances assez divergentes : les modèles transitoires sont optimistes et les stationnaires sont plutôt conservateurs comme illustré dans la Figure 1.31. Certes, dans ce cas il est plus prudent d'opter pour des critères conservateurs, comme recommandé dans le travail de [Bérest

et al., 2008], mais il faut être conscient que de telles approches ne peuvent pas assurer un fonctionnement optimal des ouvrages.

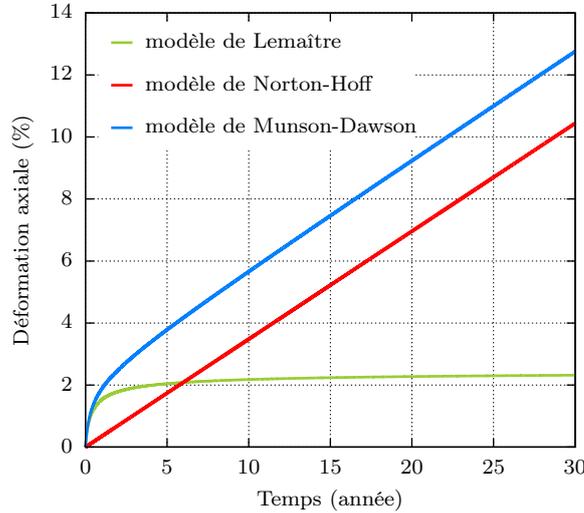


FIGURE 1.31. Prédictions des trois modèles : Lemaître (transitoire), Norton-Hoff (stationnaire) et Munson-Dawson (transitoire et stationnaire), pour un essai de fluage uniaxial de 30 ans sous déviateur de 10 MPa. Les paramètres des modèles ont été obtenus par un ajustement d'un essai de fluage.

Pour cette raison, le développement d'un nouveau modèle qui peut décrire le comportement du sel au laboratoire et dont les prédictions à long terme sont ni trop optimistes ni excessivement conservatrices est une nécessité.

4.3 Un nouveau modèle de comportement : RTL2020

4.3.1 Formulation mathématique

Le nouveau modèle est basé sur la loi RTL et il est détaillé dans la section ?? du chapitre 4. Dans la section présente on l'explique brièvement en soulignant ses principaux aspects.

RTL2020 admet la décomposition de la vitesse du tenseur des déformations viscoplastiques en une partie déviatorique et une autre sphérique comme suit :

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{\gamma}_{vp} \underline{\underline{N}} - \frac{1}{\sqrt{3}} \dot{\zeta}_{vp} \underline{\underline{I}} \quad (1.28)$$

où $\dot{\gamma}_{vp} = \sqrt{2/3} \|\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}'_{vp}\|$ et $\dot{\zeta}_{vp} = -\text{tr}(\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp})$ sont la vitesse de la distorsion viscoplastique et la vitesse de la déformation volumique viscoplastique, respectivement. Le tenseur $\underline{\underline{N}}$ est unitaire et il définit la direction des déformations déviatoriques, et $\underline{\underline{I}} = \underline{\underline{1}}/\sqrt{3}$.

La loi d'évolution de ζ_{vp} reste identique à celui de la loi RTL, la nouveauté dans ce modèle est introduite au niveau de la distorsion. Dans RTL, la loi d'évolution de γ_{vp} est celle de la loi de Lemaître enrichie par l'effet de la contrainte moyenne et de l'angle de

Lode, il s'agit donc d'un mécanisme purement transitoire. Dans RTL2020, le formalisme général de l'évolution de la distorsion est changé : la distorsion est la somme de deux mécanismes transitoires, le premier est inspiré de celui de Lemaître (désigné par l'indice L) et le deuxième est inspiré du mécanisme transitoire de la loi de Munson-Dawson (désigné par l'indice R). Ainsi, la vitesse de la distorsion dans RTL2020 s'écrit :

$$\dot{\gamma}_{vp} = \dot{\gamma}_L + \dot{\gamma}_R \quad ; \text{ avec } \begin{cases} \dot{\gamma}_L = \psi_L(\underline{\sigma}, T, \gamma_L) \\ \dot{\gamma}_R = \psi_R(\underline{\sigma}, T, \gamma_R) \end{cases} \quad (1.29)$$

Le premier mécanisme transitoire est donné par :

$$\psi_L(\underline{\sigma}, T, \gamma_L) = \alpha \exp\left(A_R\left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \left\langle \frac{G}{A_2} \right\rangle^{n_2} \gamma_L^{1-\frac{1}{\alpha}} \quad (1.30)$$

où α , A_R , A_2 et n_2 sont des paramètres rhéologiques, G est un potentiel plastique et T_r est la température de référence à laquelle le paramètre A_R est déterminé. Le nouveau mécanisme ajouté γ_R est défini par :

$$\psi_R(\underline{\sigma}, T, \gamma_R) = \begin{cases} A(1 - \gamma_R/\bar{\gamma}_R)^n R(\underline{\sigma}, T) & \text{si } \gamma_R \leq \bar{\gamma}_R \\ -B(\gamma_R/\bar{\gamma}_R - 1)^m R(\underline{\sigma}, T) & \text{si } \gamma_R \geq \bar{\gamma}_R \end{cases} \quad ; \quad \bar{\gamma}_R = \bar{\gamma}_R(\underline{\sigma}, T) \quad (1.31)$$

avec A , B , m et n des constantes rhéologiques telles que $A > 0$, $B > 0$ et $m > 1$, $n > 1$.

Ce modèle offre assez de liberté dans le choix du potentiel G et des fonctions $R(\underline{\sigma}, T)$ et $\bar{\gamma}_R$, dans cette thèse on a fait les choix suivants pour ces fonctions :

- $\dot{\gamma}_L$ est identique à la distorsion viscoplastique de Lemaître $\dot{\gamma}_{vp}$;
- $\bar{\gamma}_R$ a une expression analogue de la valeur de saturation du mécanisme transitoire dans la loi de Munson-Dawson et est donnée par :

$$\bar{\gamma}_R = \left\langle \frac{G}{A_1} \right\rangle^{n_1} \quad (1.32)$$

avec A_1 et n_1 des constantes rhéologiques ;

- l'expression de la fonction R est identique à celle de ψ_L ; ce choix a été fait afin d'assurer une contribution du même ordre de grandeur des deux mécanismes :

$$R(\underline{\sigma}, T) = \exp\left(A_R\left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \left\langle \frac{G}{A_2} \right\rangle^{n_2} \quad (1.33)$$

- le potentiel G est égale au déviateur : $G = q$.

La Figure 1.32 illustre le nouveau mécanisme de distorsion de ce modèle. Les paramètres utilisés pour cette extrapolation ont été obtenus lors d'un ajustement d'un essai de fluage. On note que RTL2020 contient deux mécanismes transitoires de temps caractéristiques différents.

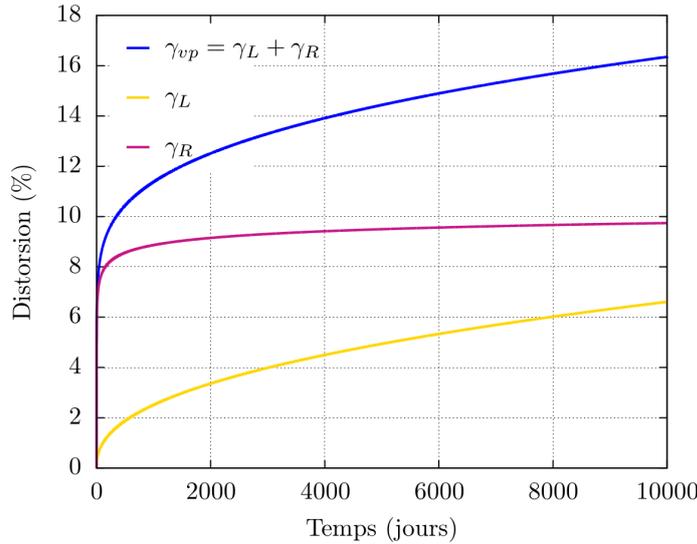


FIGURE 1.32. Illustration des contributions des deux mécanismes transitoires intervenant dans le modèle RTL2020 à travers une simulation d'un essai de fluage uniaxial sous déviateur de 10 MPa.

Notons aussi qu'avec le bon choix de paramètres, on peut établir une équivalence entre RTL2020 et le modèle Munson-Dawson. Pour ceci, des conditions sur les paramètres α , A , n et B de RTL2020 en relation avec les paramètres du modèle Munson-Dawson doivent être satisfaites. Ces conditions sont spécifiées dans le chapitre 4. L'avantage du mécanisme γ_R de RTL2020 est qu'il est facilement intégrable comparé à la formulation exponentielle utilisée dans le modèle de Munson-Dawson.

4.3.2 Solution analytique sous chargement thermomécanique constant

Sous contraintes et température constantes, la solution analytique pour l'équation (1.31) s'écrit comme suit :

$$\gamma_R(t) = \gamma_{R0} + (\bar{\gamma}_R - \gamma_{R0})\xi \quad (1.34)$$

où ξ est donné par

$$\xi(t) = 1 - \left(\frac{1}{1 + V(t - t_0)} \right)^{\frac{1}{k-1}} \quad (1.35)$$

avec

$$V = (k - 1)U \frac{A_1^{n_1}}{A_2^{n_2}} q^{n_2 - n_1} \quad (1.36)$$

Quand $\gamma_R \leq \bar{\gamma}_R$ on a : $k = n$, $U = A(1 - \gamma_{R0}/\bar{\gamma}_R)^{n-1}$ et dans le cas où $\gamma_R \geq \bar{\gamma}_R$ alors $k = m$, $U = B(\gamma_{R0}/\bar{\gamma}_R - 1)^{m-1}$.

| A | B | n | m | A_1 | n_1 | A_2 | n_2 |
|-----|------|-----|-----|-------|-------|-------|-------|
| 0.5 | 0.05 | 5 | 5 | 0.3 | 3 | 0.5 | 4 |

Tableau 1.1. Paramètres initiaux utilisés pour étudier l'influence des paramètres du mécanisme de distorsion γ_R . Le système d'unités est tel que les déformations sont en $\mu\text{m}/\text{m}$, les contraintes en MPa et le temps en jours.

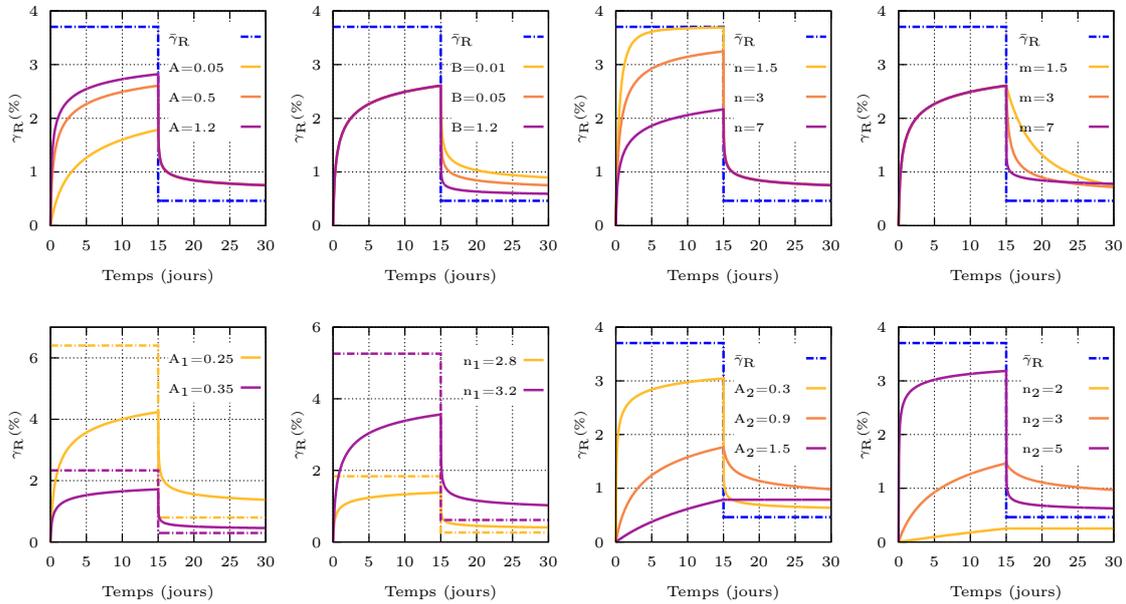


FIGURE 1.33. Influence des paramètres du mécanisme de distorsion γ_R du modèle RTL2020 : simulations d'un essai de fluage uniaxial. Notons que dans les sous-figures décrivant l'influence des paramètres A_1 et n_1 , la valeur de $\bar{\gamma}_R$ correspondante à chaque paramètre est dessinée par la même couleur en ligne discontinue.

La Figure 1.33 illustre le rôle de chacun des paramètres $A, B, n, m, A_1, n_1, A_2$ et n_2 en simulant un essai de fluage uniaxial avec un déviateur de 10 MPa de 0 à 15 jours puis de 5 MPa de 15 à 30 jours. La Figure 1.33 présente l'évolution de la distorsion γ_R dans le temps et la valeur de $\bar{\gamma}_R$ pour chaque palier de déviateur (on rappelle que $(\bar{\gamma}_R = \left(\frac{q}{A_1}\right)^{n_1})$). Les paramètres sont donnés dans le tableau 1.1.

Les paramètres A, B, n et m affectent la vitesse avec laquelle γ_R tend vers $\bar{\gamma}_R$ comme l'illustrent les quatre sous-figures en haut de la Figure 1.33. Quant aux quatre sous-figures en bas, elles montrent que le mécanisme est plus sensible aux paramètres régissant l'expression de $\bar{\gamma}_R$ (A_1 et n_1) et à A_2 et n_2 qu'au reste des paramètres. Cette

illustration montre que le mécanisme proposé offre une flexibilité et une souplesse pour pouvoir ajuster différentes réponses expérimentales.

4.3.3 Le fluage inverse

Un des atouts de RTL2020 est qu'il est capable de tenir compte d'un éventuel changement de signe de la vitesse de la distorsion. Ce changement de signe est essentiel pour décrire le phénomène d'hésitation au fluage observé pendant les essais de fluage lors d'une baisse du déviateur (augmentation de la hauteur de l'éprouvette suite à une baisse instantanée du déviateur dit aussi phénomène de fluage inverse). Vu sa courte durée et son faible ordre de grandeur, il est rare et non systématique d'observer le fluage inverse lors des essais de fluage. En effet, durant les essais réalisés durant la thèse, on n'a pu observé ce phénomène qu'après une chute importante de la charge et ce d'une manière discrète. Les Figures 1.34-1.35 montrent deux exemples d'essais durant lesquels on a effectué des baisses du déviateur, dans une tentative d'observer le fluage inverse. Le premier essai, montré sur la Figure 1.34 et effectué à une température de 50°C, est un essai à confinement constant de 5 MPa et à paliers de déviateurs. L'essai de la Figure 1.35, effectué à température ambiante, comporte deux parties : la première est à déviateur constant et à paliers de contrainte moyenne, et la deuxième est à confinement constant et à palier de déviateurs.

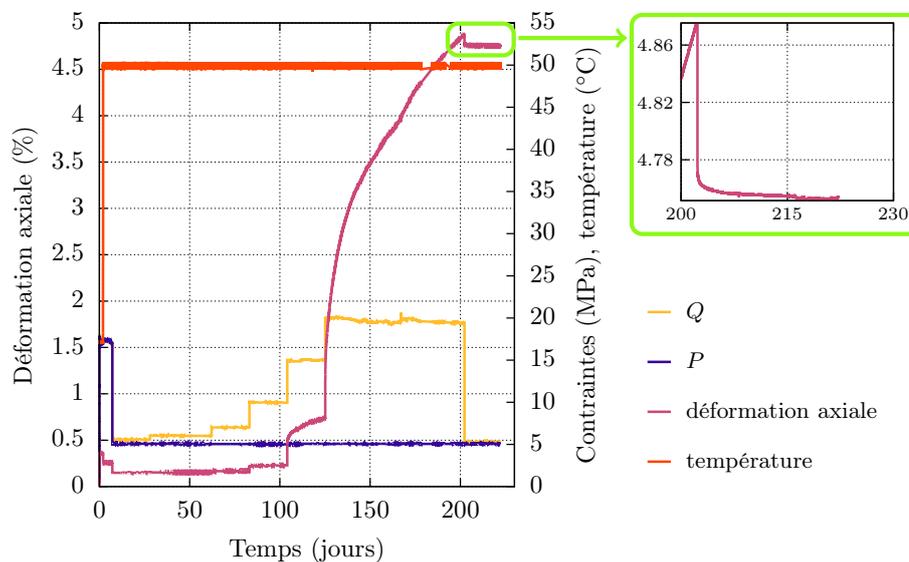


FIGURE 1.34. Résultats d'un essais de fluage à paliers de déviateurs et de températures : observation du fluage inverse lors d'une chute du déviateur de 15 MPa à 0.2 MPa (zoom).

La Figure 1.34 montre le fluage inverse lors de la diminution de la contrainte déviatorique de 15 MPa à 0.2 MPa : une chute de $\approx 99\%$. Après le saut élastique instantané, un régime transitoire prend place. Pendant cette phase, la hauteur de l'éprouvette augmente, bien qu'elle soit toujours en compression. En revanche, soulignons le fait que ce

phénomène est d'un ordre de grandeur extrêmement faible.

Lors de l'essai que montre la Figure 1.35, le fluage inverse n'a pas été observé après la diminution du déviateur de 20 MPa à 15 MPa : une chute de $\approx 25\%$. Contrairement à l'essai que montre la Figure 1.34, aucun régime transitoire n'est observé après le saut élastique, l'éprouvette voit toujours son hauteur diminuer.

On note le caractère non systématique de l'observation du fluage inverse et que nos résultats expérimentaux, sont cohérents avec la littérature [Senseny, 1984, Hunsche, 1988, Senseny and Fossum, 1996].

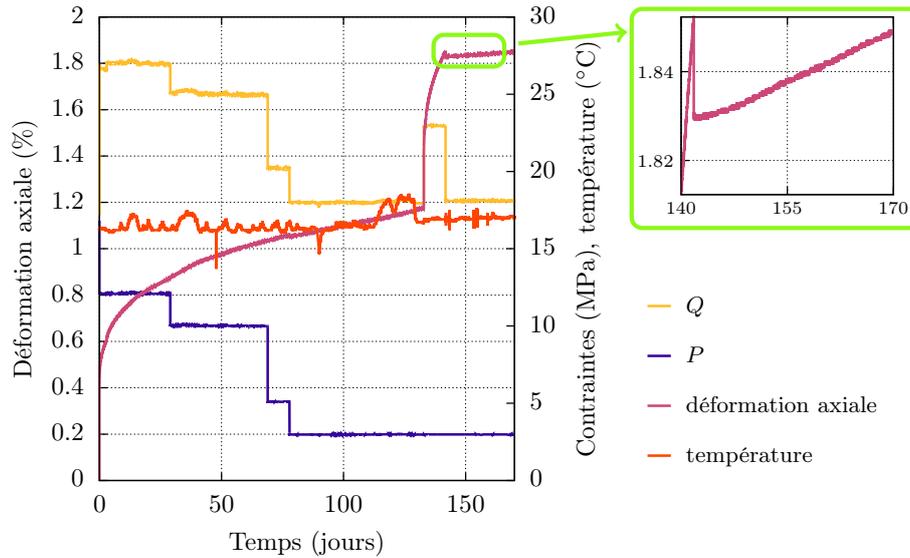


FIGURE 1.35. Résultats d'un essais de fluage à paliers de déviateurs et de températures : le fluage inverse n'est pas observé lorsque le déviateur été diminué de 20 MPa à 15 MPa (zoom).

Le mécanisme γ_R permet d'abord de décrire ce phénomène (comme illustré dans la Figure 1.33 après chaque chute de déviateur), et fournit ensuite une potentielle explication au caractère non systématique de son observation après toute diminution de charge lors des essais de fluage au laboratoire. L'équation (1.31) dit que sous un premier chargement constant appliqué sur l'échantillon à $t = t_0$, γ_R tend vers $\bar{\gamma}_R$ que l'on nomme $\bar{\gamma}_{R1}$. Soit $t = t^*$ l'instant auquel on diminue cette charge à une deuxième valeur constante, et soit $\gamma_R^* = \gamma_R(t^*)$. Après cette diminution de charge, on a une nouvelle valeur de $\bar{\gamma}_R$ que l'on désigne par $\bar{\gamma}_{R2}$. Deux cas de figures se présentent ici :

1. si $\gamma_R^* > \bar{\gamma}_{R2}$: dans ce cas le mécanisme décrivant le fluage inverse est activé : γ_R a une vitesse négative ;
2. si $\gamma_R^* \leq \bar{\gamma}_{R2}$: le mécanisme décrivant le fluage inverse n'est pas activé et γ_R tend vers $\bar{\gamma}_{R2}$ avec une vitesse positive, différente de celle avec laquelle elle évoluait à $t = t^{*-}$.

Cette discussion est illustrée dans la Figure 1.36.

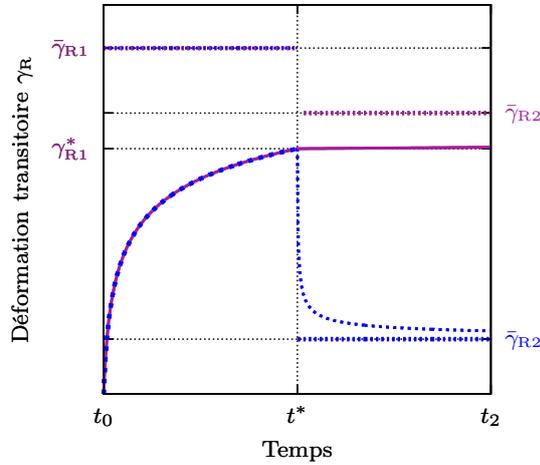


FIGURE 1.36. Simulation de deux essais de fluage uniaxiaux avec le mécanisme transitoire γ_R du modèle RTL2020. Les premiers paliers des deux essais sont identiques mais les deuxièmes sont différents

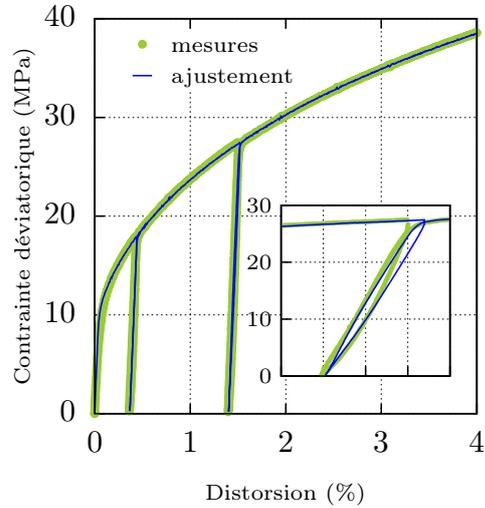


FIGURE 1.37. Ajustement d'un essai de compression triaxiale ($P = 5$ MPa, $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5}$ s $^{-1}$) effectué à MINES ParisTech : illustration du fluage inverse à travers un cycle charge-décharge.

Le fluage inverse est souvent observé dans les essais de compression triaxiale lors des cycles décharge-charge : on observe que la déformation du sel n'est pas purement élastique lors de la diminution de la charge axiale, ce qui résulte en la création d'une boucle d'hystérésis comme illustré dans la Figure 1.37. Dans cette figure, on présente les résultats d'un essai de compression triaxiale effectué durant la thèse et on montre son ajustement avec le modèle RTL2020. L'activation du mécanisme de fluage inverse (le choix de $B \neq 0$ de l'équation 1.31) permet d'améliorer l'ajustement du cycle dans l'essai triaxial. Dans le chapitre 4, une comparaison de l'ajustement avec et sans le mécanisme de fluage inverse montre son importance en termes de raffinement de l'ajustement des résultats expérimentaux.

4.4 Validation du modèle RTL2020

On a sélectionné 6 essais effectués durant la thèse pour valider le modèle RTL2020. Les deux premiers essais sont de compression triaxiale à confinement constant de 5 MPa, à vitesse de déformation axiale constante ($\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6}$ s $^{-1}$ pour le premier et $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5}$ s $^{-1}$ pour le deuxième), et à température ambiante. Le troisième est un essai de compression triaxiale à contrainte moyenne constante ($(2P + Q)/3 = 17$ MPa et $\dot{P} = -1$ MPa/jour), il est également effectué à température ambiante. Les trois essais restants sont de longue durée. Le premier est un essai de fluage de 300 jours, à température ambiante, à contrainte moyenne constante ($(2P + Q)/3 = 10$ MPa) et à paliers de déviateur. Le deuxième est un essai de fluage de 200 jours, à déviateur constant de 15 MPa et à paliers de contrainte moyenne et de température de 70°C.

Le dernier est un essai de fluage de 300 jours, à température ambiante, à déviateur constant de 15 MPa et à paliers de contrainte moyenne. Notons que durant cet essai, le déviateur a été augmenté pendant quelques jours et puis baissé à sa valeur initiale (ceci a été fait pour étudier le fluage inverse, voir section 4.3.3).

La campagne choisie ainsi comporte des essais de fluage et des essais rapides qui suivent différents chemins de chargement, de durées différentes de sorte à capturer la réponse du sel sous des sollicitations variées. Les résultats de ces expériences ont été confrontés au modèle RTL2020 afin d'évaluer sa capacité à décrire le comportement du sel sous différents scénarii de chargement. Comme montré sur la Figure 1.38, le nouveau modèle est capable d'ajuster les essais rapides et les essais de fluage avec un seul jeu de paramètres (qui est donné dans le chapitre 4) la qualité de l'ajustement témoigne de sa robustesse en tant que modèle de comportement du sel.

4.5 Comparaison avec des modèles existants

Nous avons choisi 5 campagnes expérimentales dont 4 sont prises de la base de données expérimentales de MINES ParisTech et la cinquième est celle que réalisée durant la thèse. Chacune de ces campagnes est faite sur un sel provenant d'une différente localisation géographique : il s'agit de sels assez différents en termes de profondeurs de carottage, de contenu et nature d'insolubles... De chaque campagne, un essai de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale constante et un essai de fluage multipaliers ont été sélectionnés pour être ajustés avec les trois modèles : Munson-Dawson, Lemaître et RTL2020. Chaque modèle ajuste chaque campagne avec un seul jeu de paramètres pour l'essai rapide et l'essai de fluage. Les ajustements sont ensuite comparés et les jeux de paramètres obtenus sont utilisés pour faire une simulation d'un essai uniaxial de fluage de près de 30 ans, ceci a pour but d'évaluer et comparer les prédictions à long terme des différents modèles.

Les 5 séries d'ajustements et de prédictions, dont on montre un exemple dans la Figure 1.39, sont discutées dans le chapitre 4. Les résultats montrent que tous les modèles étudiés sont capables d'ajuster les essais de fluage qui peuvent durer jusqu'à 10 mois et les essais rapides de quelques heures avec un seul jeu de paramètres. Tous ces modèles fournissent donc des interprétations satisfaisantes et décrivent correctement le comportement du sel au laboratoire. En revanche, leurs prédictions pour le long terme sont assez différentes : entre les prédictions trop optimistes du modèle de Lemaître et celles excessivement conservatrices du modèle de Munson-Dawson, se situe l'extrapolation dans le temps de la loi RTL2020. Ceci était le premier objectif du développement de cette loi : avoir un compromis entre les modèles optimistes et conservateurs.

Notons qu'une validation absolue de RTL2020 et de toute loi de comportement du sel, et une vraie évaluation de la pertinence de ses prédictions, nécessitent une confrontation avec des mesures in-situ sur des années de fonctionnement de l'ouvrage. Ceci est possible grâce à un suivi continu de l'ouvrage creusé dans la formation saline et l'utilisation des mesures pour recalibrer le modèle et mettre à jour les prédictions. Cependant, ces

4. Une nouvelle loi de comportement

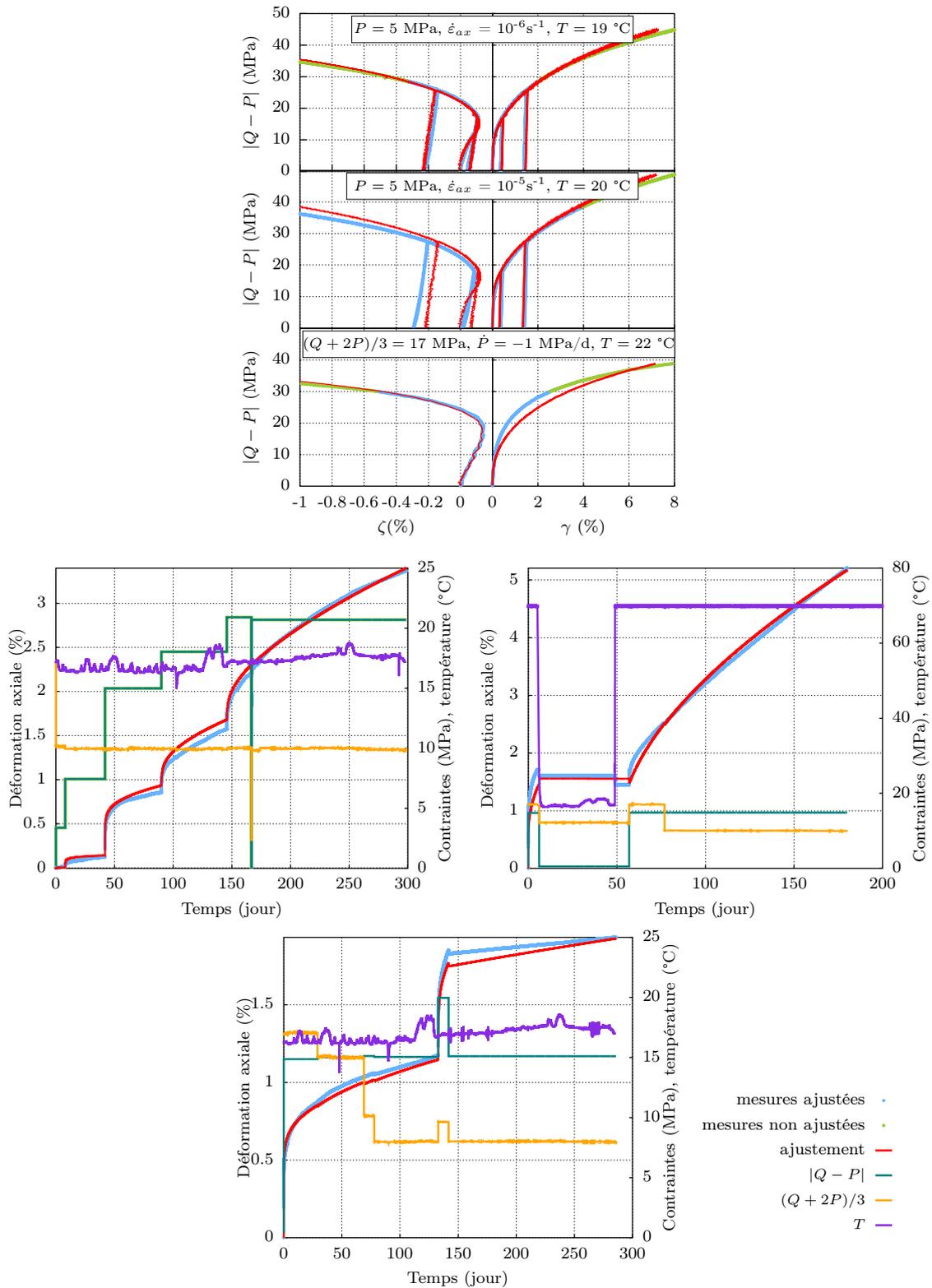


FIGURE 1.38. Ajustement de trois essais de compression triaxiale (sous figures en haut) et de trois essais de fluage (en bas) avec un seul jeu de paramètres. Notons que pour le deuxième essai de fluage, une phase isotrope (à $(Q + 2P)/3 = 12 \text{ MPa}$) et isotherme (à température ambiante) a été appliquée.

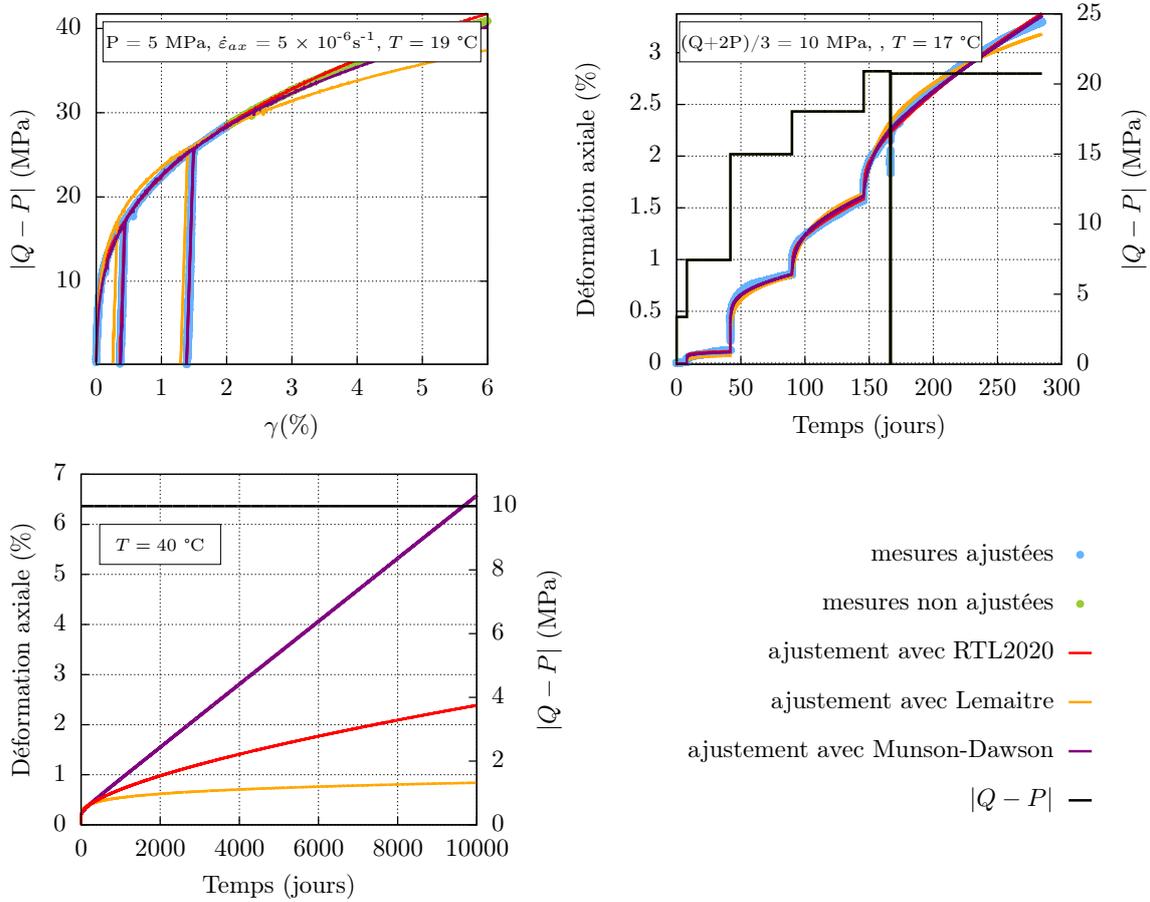


FIGURE 1.39. Ajustement d'essais provenant de la campagne expérimentale faite durant cette thèse avec les modèles Lemaître, Munson-Dawson et RTL2020, et extrapolation des modèles dans le temps.

mesures sont souvent faites pour des fins d'exploitation industrielles et sont rarement destinées à la recherche scientifique, et même si elles le sont, leur interprétation est extrêmement délicate vu la complexité des conditions in-situ.

Chapitre 2

Effet de l'hétérogénéité sur les mesures expérimentales

Sommaire

| | |
|---|-----------|
| Préambule | 52 |
| 1 Abstract | 54 |
| 2 Introduction | 54 |
| 3 Experimental data | 56 |
| 3.1 Results and observations | 58 |
| 3.2 Discussion | 58 |
| 4 Constitutive model | 59 |
| 5 Numerical Investigations | 60 |
| 5.1 Structural approach for dilatancy | 60 |
| 5.2 Volumetric strain measurements on a heterogeneous specimen | 62 |
| 5.3 Natural variability and specimen representativity | 63 |
| 6 Conclusions | 66 |

Préambule

Dans ce chapitre, l'effet de l'hétérogénéité des éprouvettes de sel testées sur les mesures de la déformation volumique au cours des essais de laboratoire est étudié. On s'intéresse à l'hétérogénéité macroscopique qui se manifeste souvent par la présence de nodules d'insolubles visibles sur l'éprouvette.

L'analyse de la base de données expérimentales de MINES ParisTech a montré que souvent les mesures volumiques sont atypiques et ces observations ne sont pas expliquées par les facteurs classiques (frettage, préconditionnement des éprouvettes, température et erreurs des mesures). Cette analyse, présentée dans la deuxième section de ce chapitre, a motivé l'investigation sur l'effet de l'hétérogénéité matérielle.

Cette étude n'a pas pu être faite expérimentalement pour deux raisons principales. Premièrement, les déformations volumiques en question sont extrêmement petites et l'influence des aléas de l'expérimentation peut être du même ordre de grandeur que l'effet de l'hétérogénéité que l'on cherche à comprendre. Deuxièmement, la roche de sel gemme a une microstructure complexe et les hétérogénéités y sont présentes sous différents aspects, ainsi on ne pourra pas attribuer une observation à un aspect précis de l'hétérogénéité. Par conséquent, on a effectué cette étude dans un laboratoire virtuel basé sur des outils de modélisation et de simulation numériques.

La microstructure du sel est en réalité très complexe pour être reproduite numériquement avec rigueur (grains de différentes tailles, inclusions de fluide...), et ceci n'est pas le but de ce travail. On a modélisé le sel comme un milieu biphasique : une matrice d'halite pure avec des inclusions sphériques d'insolubles. Cette simplification est justifiée, puisque le but de ce travail est d'obtenir une compréhension qualitative de l'effet des hétérogénéités sur le comportement macroscopique. Ainsi, la validation numérique de l'approche proposée ne concerne pas son aptitude à reproduire la géométrie complexe des éprouvettes réelles du sel, mais concerne plutôt les quantités physiques mesurables. La distribution et la taille des insolubles sont déterminées par un processus itératif de génération aléatoire uniforme de rayons, entre deux valeurs minimale et maximale spécifiées, et de positions dans un domaine défini tout en respectant une fraction volumique donnée.

Une éprouvette de sel est composée de deux matériaux : l'halite pure considérée comme un matériau viscoplastique régi par la loi de Lemaître (fluage déviatorique pur), et les insolubles supposés élastiques et avec des propriétés physiques similaires à celles de l'argile. Une simulation d'un essai de compression triaxiale sur une telle éprouvette prouve que des zones de traction se développent dans la matrice de sel autour des inclusions. Ces zones de concentration de contraintes de traction se traduisent physiquement par l'ouverture de microfissures et donc de la dilatance de l'éprouvette. Suite à ce résultat, un mécanisme de traction a été ajouté à la loi constitutive de l'halite. L'écrouissage induit par ce mécanisme a conduit à des résultats similaires à ce que l'on

observe au laboratoire lors des essais de compression triaxiale (en termes de distorsion et de comportement volumique) et lors des essais de fluage également.

L'approche numérique est ensuite utilisée pour simuler une série d'essais de laboratoire. Les résultats obtenus sont similaires à ce qui est typiquement observé au laboratoire en termes de tendances et d'ordre de grandeur des déformations : les effets de la pression moyenne, de la vitesse de chargement ainsi que le comportement en fluage sont correctement décrits.

L'effet de la présence des hétérogénéités est par la suite étudié avec cette approche. La simulation d'essais de compression triaxiale sur des éprouvettes hétérogènes et la modélisation de l'utilisation des divers techniques de mesure a montré que l'hétérogénéité peut expliquer les anomalies observées en termes de déformations volumiques. En effet, les jauges mesurent une réponse qui peut être significativement différente de la réponse globale de l'éprouvette dans le cas où elles sont placées au voisinage des inclusions. Cette différence est plus accentuée lorsque le contact entre les pistons de la presse et les faces de l'éprouvette n'est pas un glissement parfait (le phénomène de frettage).

La question de la variabilité naturelle est ensuite abordée. Deux blocs de sel sont modélisés avec différentes limites supérieures et inférieures de la taille des inclusions. Des éprouvettes cylindriques de même taille sont ensuite numériquement carottées de ces blocs. La même simulation d'un essai de compression triaxiale est faite sur chacune de ces éprouvettes. Les résultats ont montré que lorsque la taille des insolubles n'est pas significativement petite devant celle des éprouvettes, la dispersion naturelle des mesures n'est pas négligeable surtout en termes de la déformation volumique et ceci pose la question de la représentativité des éprouvettes. En effet, dans ce cas les éprouvettes utilisées ne sont pas représentatives du comportement de la roche en question. Il faut alors tester des échantillons de taille plus grande pour assurer la représentativité. En revanche, la simulation de l'essai sur les éprouvettes qui contiennent beaucoup d'insolubles de tailles négligeables devant les dimensions des éprouvettes, ont montré que la dispersion naturelle des résultats est acceptable dans ce cas.

Dans le cas où les essais de laboratoire sont faits sur des éprouvettes représentatives, les résultats peuvent être ajustés avec un modèle macroscopique. Cette démarche est illustrée sur les résultats de simulation d'un essai de compression triaxiale fait sur l'un des éprouvettes avec des petites et nombreuses inclusions. Le modèle choisi est RTL qui considère le phénomène de la dilatance macroscopique à l'échelle de la loi constitutive du matériau homogène équivalent.



Contents lists available at ScienceDirect

Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering

journal homepage: www.jrmge.cn

Full Length Article

Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt

Mejda Azabou*, Ahmed Rouabhi, Laura Blanco-Martín

MINES ParisTech, PSL Research University, Centre de Géosciences, 35 rue St Honoré, Fontainebleau, 77300, France

ARTICLE INFO

Article history:

Received 23 December 2019

Received in revised form

14 May 2020

Accepted 20 June 2020

Available online xxx

Keywords:

Rock salt

Dilatancy

Material heterogeneity

Natural variability

Triaxial tests

Virtual laboratory

ABSTRACT

This paper focuses on the presence of nodules of insoluble materials within salt specimens, and their effect on the volumetric strain measurements and the dilatancy phenomenon. We analyzed experimental results of over 120 conventional triaxial compression tests, and found that in 20% of the cases, the volumetric strain measurements were atypical. We also noted that the natural variability of the specimens can lead to a non-negligible data scattering in the volumetric strain measurements when different specimens are subjected to the same test. This is expected given the small magnitude of those strains, but it occasionally implies that the corresponding specimens are not representative of the volumetric behavior of the studied rock. In order to understand these results, we numerically investigated salt specimens modeled as halite matrices with inclusions of impurities. Simulations of triaxial compression tests on these structures proved that such heterogeneities can induce dilatancy, and their presence can lead to the appearance of tensile zones which is physically translated into a micro-cracking activity. The modeling approach is validated as the patterns displayed in the numerical results are identical to that in the laboratory. It was then employed to explain the observed irregularities in experimental results. We studied the natural variability effect as well and proposed a methodology to overcome the issue of specimen representativity from both deviatoric and volumetric perspectives.

© 2020 Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences. Production and hosting by Elsevier B.V. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

1. Introduction

Solution mined cavities in salt formations have been used for hydrocarbon storage for about 70 years (Bays, 1963). What made this technique conceivable in the first place is the excellent sealing capacity of rock salt due to its naturally low porosity and permeability (Popp and Kern, 1998; Wang et al., 2019). However, underground cavity opening in undisturbed rocks results in the creation of disturbed zones around the underground facility (DeVries et al., 2002, 2005; Habibi, 2019), where the stress state is far from being isotropic and can present high levels of deviatoric stress (DeVries et al., 2002; Tsang et al., 2005).

Laboratory tests on salt specimens have proven that, under compressive loading and above some level of deviatoric stress, rock salt can undergo an irreversible volume increase resulting from a micro-cracking activity (DeVries et al., 2005). This phenomenon is known as dilatancy and is associated with material damage since the micro-cracking activity weakens the material and allows the

development of flow paths (Stormont, 1997; Schulze et al., 2001; DeVries et al., 2002). Fig. 1 shows the dilatancy onset during a triaxial test conducted under a confining pressure of 4 MPa and a constant axial strain rate of $5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$.

Due to stress state distribution around the cavity, dilatancy is likely to occur, compromising the integrity of the facility (DeVries et al., 2002; Labaune, 2018; Wang et al., 2018), and hence the importance of the experimental measurements of volumetric strain. However, rock salt dilatancy usually occurs at small volumetric strains (typically below 0.4% (Roberts et al., 2015; Labaune, 2018; Rouabhi et al., 2019)), which is so small that rock salt viscoplastic deformation was considered isochoric for years (Tijani et al., 1983; Munson and Dawson, 1984; Heusermann et al., 2003). Thus, obtaining the accurate data is a delicate task as factors such as the natural variability, specimen heterogeneity, testing procedure or the used measurement techniques can significantly impact the results. Studies on some of those factors influencing the volumetric strain measurements have been carried out, for example, Medina-Cetina and Rechenmacher (2010) and DeVries and Mellegard (2010) investigated the effect of specimen preconditioning; Hou (2003), DeVries et al. (2005), and Rouabhi et al. (2019) tackled the effect of aspects of the loading conditions; and Rouabhi et al. (2019) studied the measurement techniques effect.

* Corresponding author.

E-mail address: mejda.azabou@mines-paristech.fr (M. Azabou).

Peer review under responsibility of Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences.

<https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>

1674-7755 © 2020 Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences. Production and hosting by Elsevier B.V. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Please cite this article as: Azabou M et al., Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>

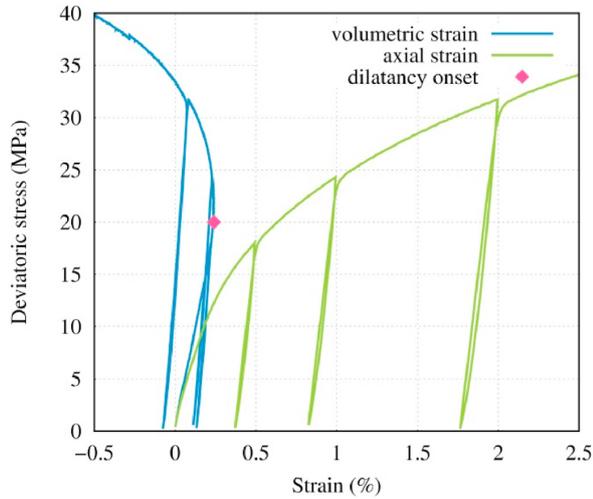


Fig. 1. Experimental data of a triaxial compression test on a rock salt specimen (test conducted at Mines ParisTech). Compressive strains are positive.

Natural variability is inevitable when we are studying a geological material. As will be shown in this paper, the natural variability of the specimens has a slight effect on the deviatoric behavior, and the exhibited dispersion in axial strain measurements remains within the ranges of measurement errors. However, regarding the volumetric ones, due to their small magnitude as already mentioned, the measured volumetric behavior can show a non-negligible dispersion. This means that the used specimens could be non-representative of the corresponding rock salt on the volumetric level albeit they are so from a deviatoric point of view.

The work of Rouabhi et al. (2019) showed that if the dysfunction of the measurement techniques was excluded, volumetric strain data given by different measurement techniques can exhibit differences that cannot be attributed to the testing conditions alone. This raises concerns of material heterogeneity as it can lead to spatial heterogeneities in the stress and strain fields.

There are numerous aspects of material heterogeneity. They can be microscopic, i.e. related to the shape, size and orientation of the

grains, fluid inclusions in grain boundaries, or the type of halite crystals (see Chemin, 1990; Van-Hasselt, 1991; Speranza et al., 2016, and references therein), or they can be macroscopic and visible on the specimen like the presence of nodules of anhydrite or clay, or even fracture planes. More details about the microscopic and macroscopic aspects of natural heterogeneity in rock salt can be found in the work of Speranza et al. (2016). The impurities presented in rock salt are usually clay, anhydrite and marl (Gillhaus et al., 2006). Their mass fraction is generally determined in the process of site characterization. This property varies from one rock salt to another over a large range, e.g. in the Tersanne cavern field in southeastern France, the mass fraction of impurities in the salt formation is less than 10%; while in other formations, this fraction can be greater than 50% (e.g. the Vauvert cavern field in south France).

To the best of the authors' knowledge, no studies have been carried out to investigate neither the effect of natural variability nor the impact of a specimen's spatial heterogeneity on the volumetric strain measurements, especially since they are used to determine design criteria for salt caverns. The main purpose of this paper is to understand the effect of material heterogeneity on the experimental measurements of volumetric strain and to propose a methodology to overcome the issue of specimen representativity from a volumetric perspective. We focused on the presence of macroscopic nodules of insoluble materials within a supposed pure halite matrix. Experimental investigation of such factors is a delicate task as it requires precise data and cannot tolerate measurement errors and perturbations that are difficult to be quantified. For this, we numerically analyzed our experimental investigations. The use of a virtual laboratory will allow a better understanding of what is observed in the laboratory and will offer a sound ground to investigate the dilatancy phenomenon with a structural approach without the limitations of experimental work.

We mainly found that the dilatancy phenomenon could be a consequence of material heterogeneity and that the presence of insoluble materials can explain some of the atypical observations in the lab. We also showed how sensitive the volumetric strain measurements are to the natural variability of the specimens and proposed a methodology to overcome the issue of non representativity. This paper is structured as follows. Section 2 is an experimental investigation that is focused on the volumetric strain measurements. Section 3 briefly presents the constitutive model used in the numerical study of section 4 during which the effect of heterogeneities on the volumetric behavior is investigated. This

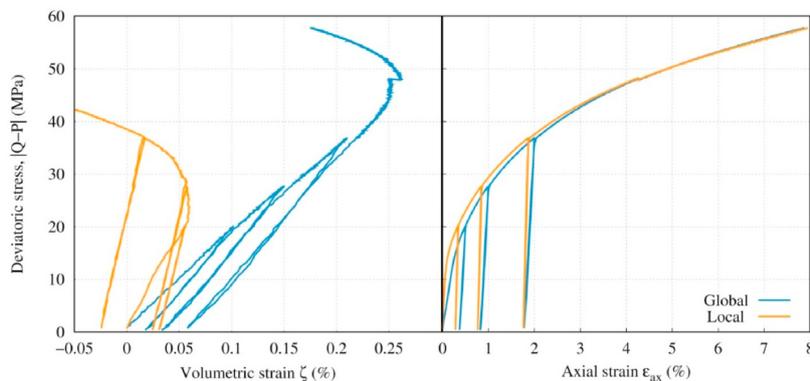


Fig. 2. Results of a conventional triaxial compression test ($P = 12 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) representative of 80% of the tests performed.

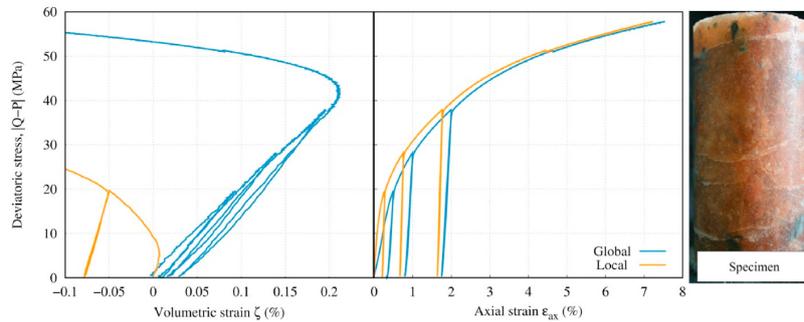


Fig. 3. Results of a triaxial compression test ($P = 12 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimen, an example of the irregularities observed in 20% of the performed tests. The local dilatancy onset is significantly lower than the global one.

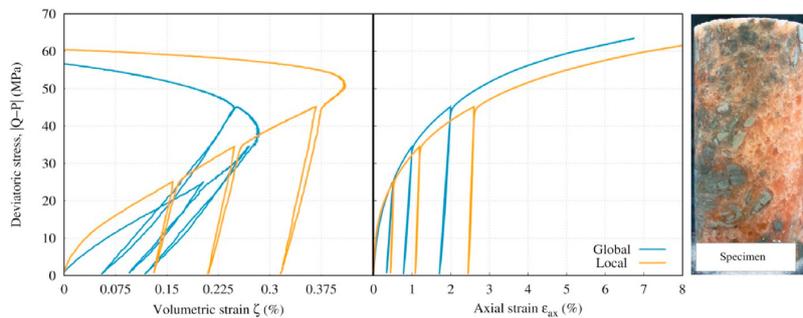


Fig. 4. Results of a triaxial compression test ($P = 12 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimen, an example of the irregularities observed in 20% of the performed tests. The local dilatancy onset is higher than the global one.

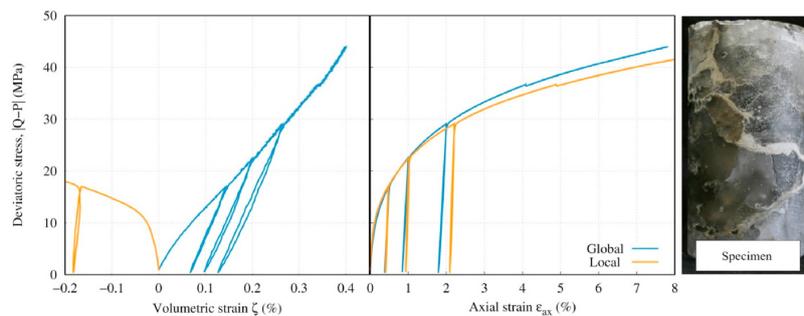


Fig. 5. Results of a triaxial compression test ($P = 12 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimen, an example of the irregularities observed in 20% of the performed tests. The local and global volumetric strain measurements have different patterns.

study is purely mechanical, neither the thermal nor the hydraulic aspects were taken into account.

2. Experimental data

We analyzed 11 experimental campaigns conducted at the Geosciences Department of Mines ParisTech on salt specimens from different locations in France and USA in 2004–2012. Each testing program is comprised of conventional uniaxial and triaxial compression tests and creep tests. As volumetric strain measurements were only provided in triaxial compression tests, we focused on those experiments (the total number of studied tests was about 123). The tested specimens are cylinders with height of 13 cm and a

slenderness ratio of 2. A triaxial compression test consists in maintaining a constant confining pressure on the lateral surface of the specimen by injecting/withdrawing a confining fluid into a triaxial cell, while imposing a constant axial strain rate via loading platens in between which the specimen is placed (Wawersik and Hannum, 1980; Mellegard et al., 2005; Ulusay and Hudson, 2007).

We distinguished two kinds of measurement techniques: “local” and “global”. The local measurements are given by strain gauges (axial and circumferential) placed at mid-height of the specimen. The global measurements use an LVDT (linear variable displacement transducer) attached to the loading platens (Rouabhi et al., 2019). For the axial strain, the local measurement is given by the axial strain gauge and the global one by the LVDT. The

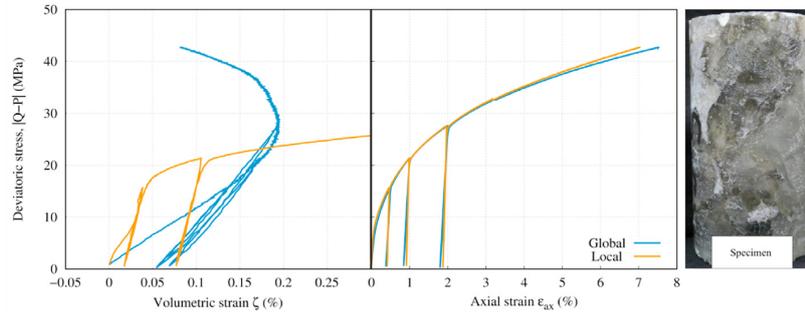


Fig. 6. Results of a triaxial compression test ($P = 8 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimen, an example of the irregularities observed in 20% of the performed tests. The local and global volumetric strain measurements have different patterns.

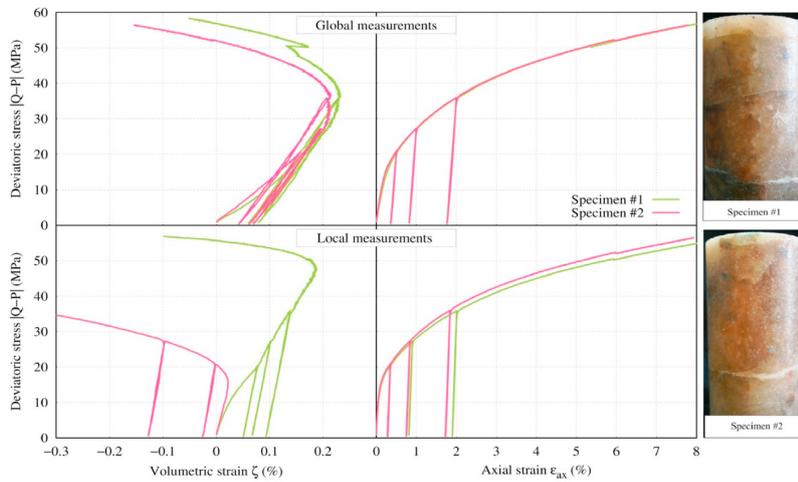


Fig. 7. Results of two identical triaxial compression tests ($P = 8 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimens with difference in depth of 2.25 m.

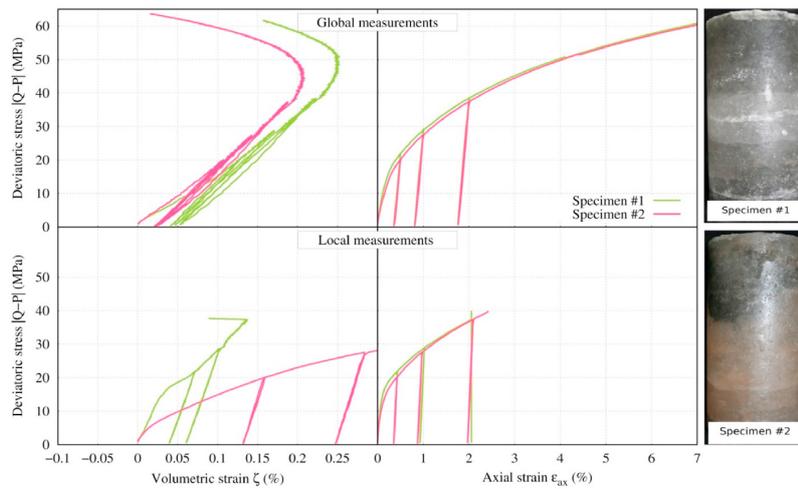


Fig. 8. Results of two identical triaxial compression tests ($P = 12 \text{ MPa}$, $\dot{\epsilon}_{ax} = 5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimens with difference in depth of 2.3 m.

Please cite this article as: Azabou M et al., Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>

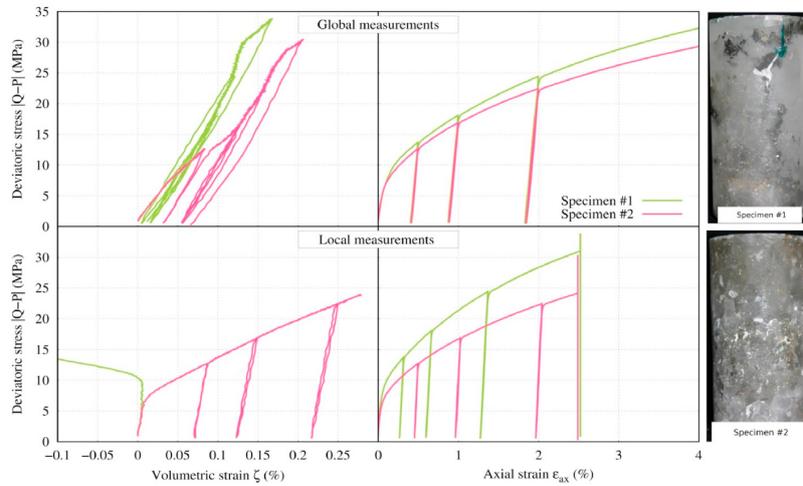


Fig. 9. Results of two identical triaxial compression tests ($P = 10$ MPa, $\dot{\epsilon}_{ax} = 2 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding tested salt specimens with difference in depth of 21.4 m.

measurements of the axial and circumferential gauges are combined to record the local volumetric strain whereas the axial displacement between the loading platens (measured by the LVDT) is associated with the amount of fluid injected or withdrawn from the cell to register the global volumetric strain.

In the following, let Q be the applied axial stress, P the confining pressure, $|Q - P|$ the deviatoric stress and ζ the volumetric strain defined as

$$\left. \begin{aligned} \zeta_g &= -(V - V_i)/V_i \\ \zeta_l &= -(2\epsilon_\theta + \epsilon_z) \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

where the subscripts g , l and i stand for global, local and initial, respectively; V is the volume of the specimen; and ϵ_θ and ϵ_z are the tangential and axial strains, respectively. Details on the given definitions can be found in Rouabhi et al. (2019).

2.1. Results and observations

The analysis of the experimental data and examination of the corresponding specimens showed that in about 80% of the tests, the difference between the local and global measurements of axial strain was small and stayed within the range of the uncertainty of the measurement techniques. Regarding the volumetric strain, there is always a difference between the global and local measurements as the strain gauges measure dilatancy onset before it is seen over the whole specimen, i.e. before the global measurement indicates it. In these classic cases, the dispersion between the local and global measurements is in the range of what is observed in the tests presented in Rouabhi et al. (2019). Fig. 2 shows the results of a typical test conducted under a constant strain rate of $5 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ and a confining pressure of 12 MPa. In this figure, the evolution of the deviatoric stress is presented as a function of global and local measurements of the axial and volumetric strains. As can be seen, the dilatancy onset given by the global technique is about 2 times higher than the one measured by the local gauges, a ratio that is generally observed in a large majority of the tests. Nevertheless, the axial strain measurements present an acceptable dispersion.

Regarding the remaining 20% of the tests, the local volumetric strain measurements are atypical and their comparison with the global ones is out of the pattern described for 80% of the tests. In

these tests, we have cases where gauges indicate a higher deviatoric stress for dilatancy onset than what the global technique does. We also see cases where the gauges measure only contractancy or dilatancy during the entire test period whereas the global technique shows that the specimen undergoes contractancy and then dilatancy. Figs. 3–6 give examples of these atypical observations and show the corresponding specimens as well. In Fig. 3, the deviatoric stress corresponding to the global dilatancy onset is 8 times higher than the one measured by the local technique. Fig. 4 indicates that when the deviatoric stress ranges between 35 MPa and 50 MPa, the specimen undergoes a global increase in volume and a local contractancy at the same time. Figs. 5 and 6 show that the local and global volumetric behaviors are significantly different during each of these tests.

We also studied the cases where the same test was conducted on two specimens in order to see to which extent the natural variability could affect the results and whether the resulting dispersion is acceptable. We observed that the natural variability did not have a significant effect on the axial strain, local or global, but it could significantly affect the volumetric behavior measurements. In Figs. 7–9, three of these comparisons along with the concerned specimens are shown.

2.2. Discussion

The analysis of these experimental data shows that it is possible for a specimen to display a local response that is significantly different from the global one. The malfunction of the measurement techniques is excluded: we analyzed the results and confirmed that the gauges had been fully functional, and we also assumed that there were no oil leaks to alter the global measurement. Rouabhi et al. (2019) proved that the friction with the loading platens can in fact cause the local measurements to deviate from the global ones but not to the observed extent. This can be interpreted by the presence of material heterogeneity close to the placement of the gauges which capture very local phenomena due to their size.

The specimens that are considered representative of a given rock salt can show a very similar deviatoric behavior when subjected to the same loading conditions, but a different volumetric behavior: the dispersion is always more pronounced in the local measurements. This implies that, in terms of the volumetric

response, our specimens could be smaller than the required representative element volume (REV) for the studied rock salt.

Both of these observations can be traced back to the material spatial heterogeneity and among the many aspects of it (Chemin, 1990; Van-Hasselt, 1991; Thiemeyer et al., 2015, 2016; Speranza et al., 2016; Mansouri et al., 2019), we choose to focus on the presence of nodules of impurities, which was similar to what can be seen on the specimen displayed in Fig. 4. The effect of such heterogeneity on the volumetric behavior and the representativity of the used specimens was investigated. However, rigorous experimental investigation of this aspect is problematic due to the following reasons:

- (1) We do not have control over the material heterogeneity. As mentioned previously, various aspects of heterogeneity exist within a salt specimen, which means that we cannot attribute a certain behavior to one particular aspect.
- (2) The measured volumetric strains are extremely small (Roberts et al., 2015; Labaune, 2018; Rouabhi et al., 2019), which means that the errors and uncertainties inherent to the laboratory work can be non-negligible and can affect the measurements and therefore alter our interpretations and analysis.
- (3) In order to further investigate the representativity of the specimens, we need to perform typical triaxial compression tests on larger specimens. This is often complicated due to the limitations of the experimental facilities: typically a laboratory is equipped with cells that can host specimens with specific dimensions (Ulusay and Hudson, 2007), and it is unrealistic to have a new cell each time there is a need to characterize.

Consequently, we decided to use a virtual laboratory built on numerical modeling and simulation tools. This will allow investigating the effect of this particular aspect of heterogeneity on rock salt dilatancy, in an attempt to understand the mentioned observations.

3. Constitutive model

This model has been developed by Rouabhi et al. (2019). It assumes an additive decomposition of the total viscoplastic strain rate tensor $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}$ into tensile ($\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^t$) and compressive ($\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c$) parts. The compressive and tensile parts of the viscoplastic strain rate tensor are decomposed in the basis ($\underline{\underline{I}}, \underline{\underline{J}}, \underline{\underline{K}}$) defined as

$$\underline{\underline{I}} = \underline{\underline{1}} / \sqrt{3}, \underline{\underline{J}} = \underline{\underline{\sigma}}' / \|\underline{\underline{\sigma}}'\|, \underline{\underline{K}} = \left(\sqrt{2}\underline{\underline{I}} + \underline{\underline{J}} - \sqrt{6}\underline{\underline{J}}^2 \right) / \sqrt{1 - \varrho^2} \quad (2)$$

where $\underline{\underline{\sigma}}'$ is the deviatoric part of the stress tensor $\underline{\underline{\sigma}}$, and $\varrho = \sqrt{6}\text{tr}(\underline{\underline{J}}^3)$ is the third invariant of $\underline{\underline{\sigma}}'$.

Under compressive loading, the evolution law of $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c$ can be written as

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c = -\sqrt{1/3}\dot{\zeta}_{vp}^c \underline{\underline{I}} + \sqrt{3/2}\dot{\gamma}_{vp}^c \underline{\underline{N}}^c \quad (3)$$

where $\dot{\zeta}_{vp}^c = -\text{tr}\left(\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c\right)$ and $\dot{\gamma}_{vp}^c = \sqrt{2/3}\left\|\left(\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c\right)\right\|$ are the rates of the volumetric strain and the viscoplastic distortion, respectively; and $\underline{\underline{N}}^c$ is a unit tensor defining the deviatoric flow direction under compressive loading.

Under tensile loading, the strain rate tensor $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^t$ is assumed to be described by a mechanism of Rankine-type:

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^t = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} \quad (4)$$

with

$$G = \left(\langle \sigma_1 \rangle^d + \langle \sigma_2 \rangle^d + \langle \sigma_3 \rangle^d \right)^{1/d} \quad (5)$$

where $\dot{\lambda}$ is a positive multiplier; $\langle \cdot \rangle$ are the Macaulay brackets, i.e. $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$; σ_1, σ_2 and σ_3 are the principal stresses of $\underline{\underline{\sigma}}$, and $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$; and $d \geq 1$ is a constant parameter.

When the gradient of G with respect to $\underline{\underline{\sigma}}$ is written in the basis ($\underline{\underline{I}}, \underline{\underline{J}}, \underline{\underline{K}}$), Eq. (4) can be rewritten as

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^t = -\sqrt{1/3}\dot{\zeta}_{vp}^t \underline{\underline{I}} + \sqrt{3/2}\dot{\gamma}_{vp}^t \underline{\underline{N}}^t \quad (6)$$

with

$$\dot{\zeta}_{vp}^t = -\dot{\lambda} X, \dot{\gamma}_{vp}^t = \dot{\lambda} \sqrt{Y^2 + Z^2} \quad (7)$$

where $\underline{\underline{N}}^t$ defines the deviatoric flow direction under tensile loading and the quantities X, Y and Z are such that

$$\left. \begin{aligned} X &= G'_1 + G'_2 + G'_3 \\ Y &= (2G'_1 - G'_2 - G'_3)/3 \\ Z &= (G'_2 - G'_3)/\sqrt{3} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

where $G'_i = \langle \sigma_i/G \rangle^{d-1}$ are the principle values of $\partial G/\partial \underline{\underline{\sigma}}$.

Finally, the additive decomposition of the total viscoplastic strain rate tensor $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}$ into tensile ($\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^t$) and compressive ($\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}^c$) parts leads to

$$\left. \begin{aligned} \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} &= -\sqrt{1/3}\dot{\zeta}_{vp} \underline{\underline{I}} + \sqrt{3/2}\left(\dot{\gamma}_{vp}^c \underline{\underline{N}}^c + \dot{\gamma}_{vp}^t \underline{\underline{N}}^t\right) \\ \dot{\zeta}_{vp} &= \dot{\zeta}_{vp}^c + \dot{\zeta}_{vp}^t \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

As can be seen from Eq. (9), the tensile contribution acts on both components of $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}$, volumetric and deviatoric. To fully define $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}$, $\dot{\gamma}_{vp}^c$, $\dot{\zeta}_{vp}^c$ and $\dot{\lambda}$ need to be defined, which will be done as follows.

For the compressive part, the evolution law of $\dot{\zeta}_{vp}^c$ is expressed as

$$\dot{\zeta}_{vp}^c = \psi\left(\underline{\underline{\sigma}}, \underline{\underline{\gamma}}_{vp}^c\right) \dot{\gamma}_{vp}^c \quad (10)$$

with

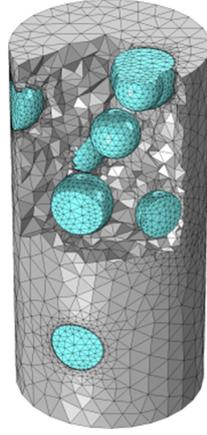


Fig. 10. Cutaway view of the modeled structure of a salt specimen with insoluble nodules.

$$\psi(\underline{g}, \gamma_{vp}^c) = z \frac{\langle p/N \rangle^n - \gamma_{vp}^c}{\langle p/M \rangle^m + \gamma_{vp}^c} \quad (11)$$

γ_{vp}^c is given through a generalization of Lemaitre model (Tijani et al., 1983), enriched with an influence of the mean pressure p and the Lode angle θ :

$$\frac{d[(\gamma_{vp}^c)^{1/a}]}{dt} = \left\langle [q / \varrho(\theta) - (\gamma_{vp}^c)^b Bp - c] / K \right\rangle^{k/a} \quad (12)$$

In Eq. (11), the sign of $\langle p/N \rangle^n - \gamma_{vp}^c$ indicates whether the behavior is contracting or dilating. Regarding the tensile part, we consider an evolution law of Perzyna-type:

$$\dot{\lambda} = A \langle (G - R_t) / S \rangle^s \quad (13)$$

In Eqs. (5)–(13), $z, n, m, a, b, B, c, K, k, A, R_t, d, s, M, N$ and S are the material parameters. When this model is used to simulate a triaxial compression test, dilatancy is:

- (1) taken into account on a constitutive level when we assume that the stress field within the specimen is homogeneous and all stresses are compressive (Eqs. (10) and (11));
- (2) a result of a heterogeneous distribution of the stress field that leads to activating the tension mechanism (Eqs. (7) and (13)).

4. Numerical investigations

We first present and validate our numerical approach which is then employed to investigate the volumetric strains measured by different measurement techniques on a salt specimen that contains nodules of impurities. The natural variability and its effect on the volumetric strain measurements and the specimen representativity are discussed in Section 4.3.

4.1. Structural approach for dilatancy

The micro-structure of a salt specimen is in reality very complex to be reproduced numerically (different grain sizes, fluid inclusions, grain boundaries, different types and shapes of heterogeneities, etc.). In this work, we assumed that salt is a two-phase medium composed of a pure halite matrix and nodules of insoluble materials. This simplified assumption is acceptable, since the aim of this research is to qualitatively understand the impact of the presence of heterogeneities on the macroscopic behavior. Thus, the numerical validation of the approach does not concern its ability to reproduce the complex geometry of real salt specimens, but rather the measurements of physical quantities.

A salt specimen is modeled as a cylindrical matrix of pure halite, with inclusions representing the insoluble nodules as shown in Fig. 10. The insoluble nodules are modeled as spheres for the sake of simplicity and the specimens are generated as follows. First, a cube's side length, the volume fraction of insoluble nodules within the cube, and the minimum and maximum radii (of the inclusions) are designated. Second, an iterative process is used to generate, via a uniform random number generator, the position of a sphere center (within the cube) and a radius (between the specified bounds). The specified volume fraction is checked at each iteration to ensure that it will not be exceeded. Finally, once the distribution of the spheres is generated within the cube, the position and size of the specimen to model are then chosen and the virtual sampling is performed.

The structure shown in Fig. 10 will be used as a reference specimen for our numerical investigations. It contains a volume fraction of inclusions of $\varphi = 10.3\%$, and the density of the halite matrix is assumed to be 2160 kg/m^3 , which leads to a mass fraction of $w = 8.3\%$. Such mass fraction is within the usual ranges found in salt rocks (Gillhaus et al., 2006). The insoluble nodules are considered to have properties similar to clay: a density of $\rho = 1700 \text{ kg/m}^3$, a Young's modulus of $E = 5000 \text{ MPa}$ and a Poisson's ratio of $\nu = 0.32$.

We assume the continuity of the displacement field within the structure, but a joint model for the halite-inclusions interface was not assumed. This simplified assumption was made because, on one hand, the joint parameters are difficult to be determined experimentally, and on the other hand, introducing additional parameters will further complicate the study, especially with the meshing

Table 1
Parameters used to simulate the behavior of the salt matrix.

| Elasticity | | Distortion | | | | | | | |
|------------|-------|---|-----|---|--|---|-------------|-----|-----|
| E (MPa) | ν | a | k | b | B ($(\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^k$) | K (MPa $(\mu\text{m}^{-1} \text{ m d}^a)^{1/k}$) | c (MPa) | | |
| 20,000 | 0.32 | 0.29 | 2.2 | 0.24 | 0 | 0.13 | 0 | | |
| Dilatancy | | Tension | | | | | | | |
| z | n | N (MPa $(\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^{1/n}$) | m | M (MPa $(\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^{1/m}$) | d | A ($\mu\text{m}^{-1} \text{ m d}^{-1}$) | R_t (MPa) | S | s |
| 0 | 1.3 | 0.012 | 3.3 | 1.37 | 10 | 0 | 0 | 1 | 1 |

Please cite this article as: Azabou M et al., Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>

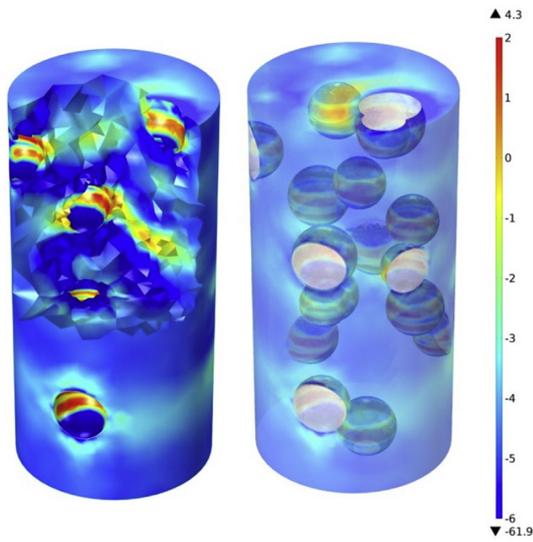


Fig. 11. Cutaway (left) and transparent (right) views of the distribution of σ_1 (in MPa) within the salt matrix at $\epsilon_{ax} \approx 2\%$ (simulation of a typical triaxial compression test under a confinement of 5 MPa and an axial strain rate of 10^{-6} s^{-1} , on the specimen shown in Fig. 10).

requirement of the modeled structures. The assumption is valid since, as will be shown in this paper, the macroscopic aspects of rock salt behavior are reproduced.

The behavior of the insoluble nodules is assumed to be linearly elastic while the salt matrix is governed by the constitutive law presented in Section 3. The parameter set used for the salt matrix is presented in Table 1. This parameter set was adopted from Labaune (2018) where the distortion and dilatancy parameters were obtained by fitting triaxial compression and creep tests, and fitting a Brazilian test provided the ones relative to the tension mechanism. In this work, some of these parameters are changed. The tensile strength is set to $R_t = 0$ (Eq. (13)) in compliance with setting the cohesion $c = 0$ (Eq. (12)). Also, setting the parameter $B = 0$ (Eq. (12)) means that we omit the mean pressure effect and setting $z = 0$ (Eq. (11)) implies that the viscoplastic volumetric strain due to compressive stresses is not considered. The tensile part is deactivated by setting the parameter $\Lambda = 0$ (Eq. (13)).

We used VIPLEF3D, a finite element code developed in the Geosciences Department of Mines ParisTech (Tijani, 2008) to simulate a typical triaxial test on the structure shown in Fig. 10. The simulated test was conducted under a constant strain rate of 10^{-6} s^{-1} and a confining pressure of 5 MPa.

The results showed that within the salt matrix and around the spherical inclusions, zones where the major principal stress σ_1 is positive appeared and continued to develop all along the simulation. Fig. 11 shows the distribution of σ_1 within the salt matrix at an axial strain $\epsilon_{ax} \approx 2\%$: the difference in rigidity of the inclusions and the halite matrix led to the appearance of tensile zones and to stress concentrations.

We re-conducted the same simulation except for activating the tensile part this time (the parameter Λ from Eq. (13) was set to 5×10^4). Activating this component of the viscoplastic strain tensor means that in the halite matrix, irreversible strains are of two kinds, i.e. those governed respectively by the deviatoric creep and tensile mechanisms, which obviously vanish under compressive loadings when the stress homogeneity usually assumed in analysis of laboratory tests is used. The obtained results of the two performed simulations in terms of global measurements are given in Fig. 12.

The overall behavior of the structure has the same characteristics as those observed in the laboratory for salt specimens for this type of tests: viscoplastic hardening, contractancy and dilatancy. This is an important result because it shows that dilatancy can be a consequence of the material spatial heterogeneity. In fact in this study, the presence of heterogeneities lead to the development of stress concentrations and induced tensile stress zones which physically reflect the occurrence of a micro-cracking activity and therefore dilatancy. We used the reference specimen in Fig. 10 to simulate a series of laboratory tests, as listed in Table 2.

The results of these simulations are shown in Figs. 13 and 14 and are considered very satisfactory as both effects of loading rate and mean pressure are correctly predicted. In fact, the dilatancy limit increases with the mean pressure (equivalent to the confining pressure effect) and is significantly affected by the loading rate: the slower the test, the lower the dilatancy limit (Labaune et al., 2018). Also the creep behavior (Fig. 15) is very similar to that typically observed in the laboratory (Günther et al., 2015; Labaune et al., 2018).

These results have been obtained as well for other structures with different inclusion shapes, distributions, sizes, volume fractions and elastic constants. This approach is assumed to be valid to describe rock salt behavior in the laboratory.

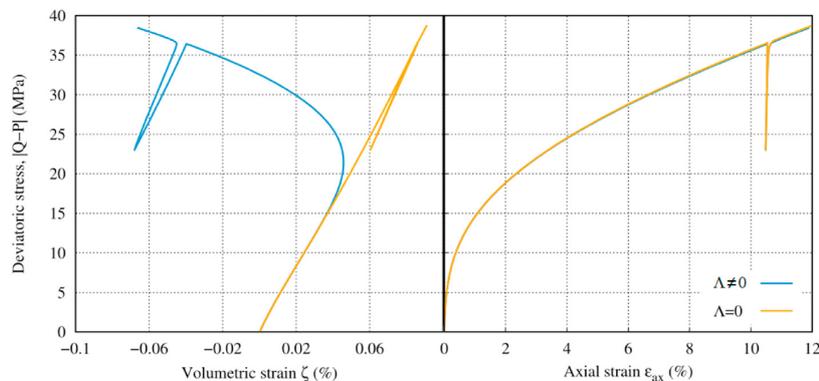


Fig. 12. Simulation results of a typical triaxial compression test under a confinement of 5 MPa and an axial strain rate of 10^{-6} s^{-1} , on the specimen shown in Fig. 10.

Table 2

Laboratory tests simulated on the specimen shown in Fig. 10.

| Studied aspect | $\dot{\epsilon}_{ax}$ (s^{-1}) | P (MPa) | $ Q - P $ (MPa) |
|-------------------------|--------------------------------------|--------------|-----------------|
| Effect of loading rate | $10^{-6}, 5 \times 10^{-6}, 10^{-5}$ | 5 | — |
| Effect of mean pressure | 10^{-6} | 0, 5, 10, 15 | — |
| Creep behavior | — | 5 | 5, 10 |

4.2. Volumetric strain measurements on a heterogeneous specimen

We adopted the approach detailed in Section 4.1 and the same parameter set given in Table 1 for the numerical study hereafter in order to understand the experimental observations and qualitatively assess the effect of heterogeneities on the volumetric behavior of rock salt. We simulated on the reference specimen in Fig. 10, a conventional triaxial test under a confining pressure of 5 MPa and a constant axial strain rate of $10^{-6} s^{-1}$ (see Fig. 13). We modeled the placement of two sets of strain gauges on the specimen in an attempt to measure local strain with the same procedure used in the laboratory. The position of the two sets of gauges was randomly chosen, and the only conditions were that the sets had to be placed at mid-height and on the salt matrix's lateral surface. We investigated the effect of the friction with the platens as well so the simulation was conducted twice with two extreme conditions of specimen-platen contact: smooth contact with no friction between the specimen and the loading platens, and rough contact where there is a complete radial restraint on the specimen ends. The latter

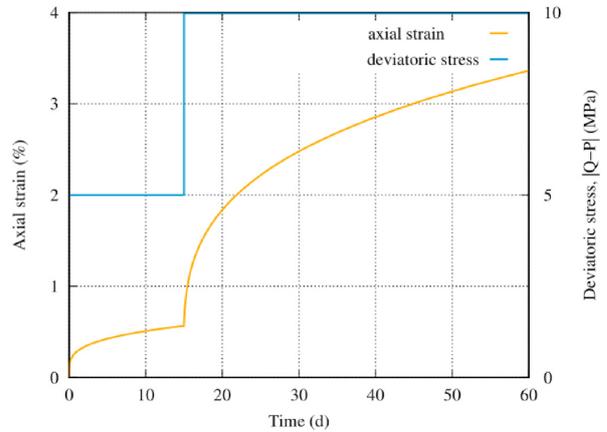


Fig. 15. Simulation results of a typical triaxial multistage creep test ($P = 5$ MPa) on the specimen shown in Fig. 10.

boundary condition causes the initially right cylinder specimen to deform into a barrel (triaxial compression) or an hourglass (triaxial extension) shape (Labaune, 2018; Rouabhi et al., 2019). Fig. 16 shows the obtained results. The results show that the friction

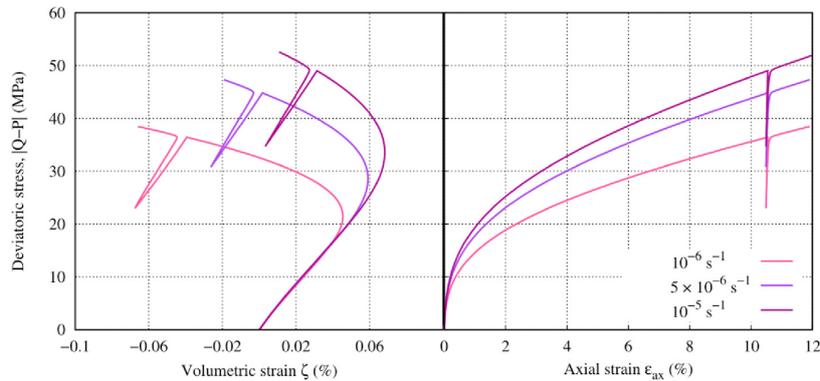


Fig. 13. Simulation results of typical triaxial tests ($P = 5$ MPa) on the specimen shown in Fig. 10: Effect of loading rate.

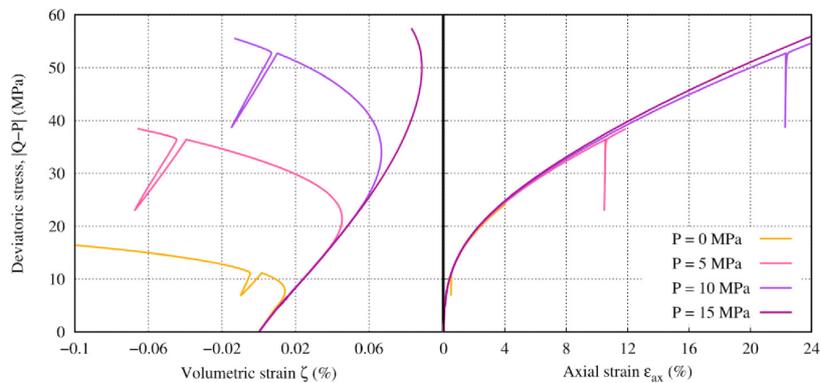


Fig. 14. Simulation results of typical triaxial tests ($\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} s^{-1}$) on the specimen shown in Fig. 10: Effect of confining pressure (P).

Please cite this article as: Azabou M et al., Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt, Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2020.06.007>

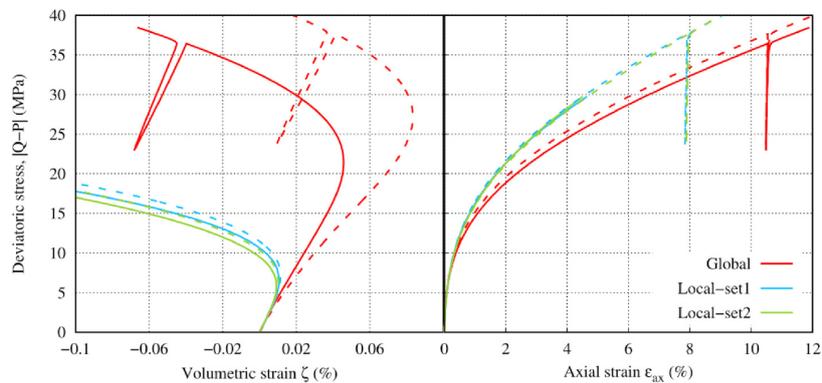


Fig. 16. Simulation results of a typical triaxial compression test ($P = 5$ MPa and $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) on the specimen shown in Fig. 10. Curves in dashed and continuous lines correspond respectively to simulations with and without accounting for the friction with the loading platens.

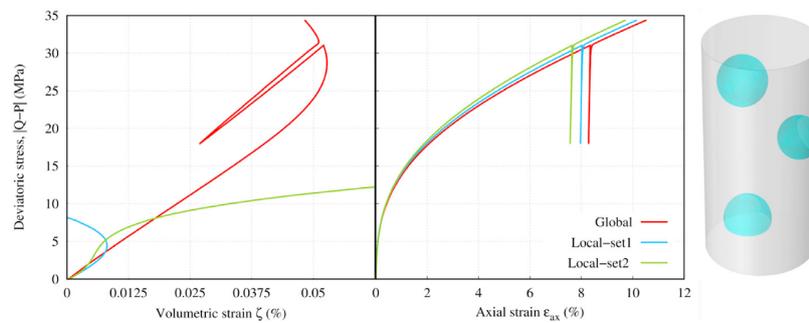


Fig. 17. Simulation results of a typical triaxial compression test ($P = 5$ MPa and $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) and the corresponding specimen.

with the platens significantly affects the global volumetric strain measurements but it has a slight impact on the axial and the local volumetric strain measurements. The sets of gauges give very similar results in terms of both axial and volumetric strains. In fact, this specimen does not have locations of inclusions concentration, instead the spheres are almost evenly distributed (see the transparent view in Fig. 10). This leads to a sort of uniformity over the lateral surface: all gauges placed at mid-height of the specimen are likely to give very similar measurements, and no gauge could be significantly more exposed to inclusions than others.

Specimens with inclusions not evenly distributed are generally used, as shown in Fig. 4. In this specimen, it can be noted that there are areas on the lateral surface covered with insoluble nodules and others that are almost clear. To study such cases, the same simulation is conducted on the specimen as presented in Fig. 17. In this case, we placed the first set of gauges near the inclusion we see on the lateral surface of the specimen and the second set on the opposite side (relatively furthest from inclusions). The results are shown in Fig. 17.

Similarly to that in the laboratory, the axial strain measurement is slightly affected, and the dispersion between global and local measurements is acceptable. Regarding the volumetric strains, the difference is out of the usual ranges and patterns (see Fig. 2). At a deviatoric stress level of ~ 4 MPa, the first set (closest to the inclusions) measures significantly important radial strains due to the local appearance of tensile stresses (see Fig. 11), in association with a local dilatancy onset. On the other hand, the second set (furthest from the inclusions) only sees contractancy until the end of the

simulation: the radial strains in that location of the specimen were not important because tensile stresses did not appear there. When the deviatoric stress reaches ~ 27 MPa, the whole specimen's volume begins to increase. The information provided by the sets of gauges holds true but has unexpected patterns and dilatancy onset values because it captures very local phenomena.

In this investigation, a possible interpretation is given to cases like the ones presented in Figs. 3 and 6. We also gave an explanation to one of the main conclusions of Rouabhi et al. (2019) which stated that the friction with the loading platens cannot explain the difference observed between local and global measurements of the volumetric strain.

4.3. Natural variability and specimen representativity

In this section, the representativity of specimens is investigated from a volumetric point of view. For this, a random distribution of spheres was generated, with radii ranging from 8 mm to 20 mm, which is within $\sim 7\%$ of the volume of a 20 cm side length cube. As shown in Fig. 18, this cube is virtually sampled and four salt specimens are generated with dimensions of 13 cm in height and 6.5 cm in diameter. The inclusions and the halite matrix have the properties as mentioned in Section 4.1. The mass fraction of insoluble nodules in each specimen is indicated in Fig. 18 as well.

For each of the four specimens, a conventional triaxial compression test was simulated, where the axial strain rate was fixed at 10^{-6} s^{-1} and the confining pressure at 5 MPa. The simulations continued until dilatancy onsets were globally observed.

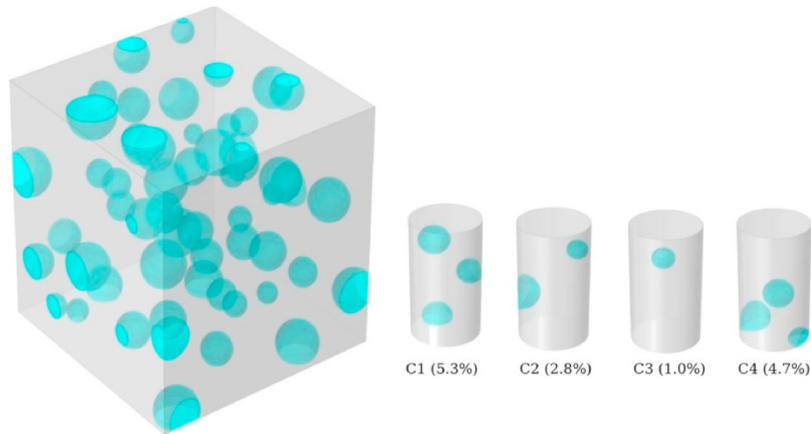


Fig. 18. A modeled salt block with virtually sampled specimens. The mass fraction of insoluble nodules is indicated for each specimen.

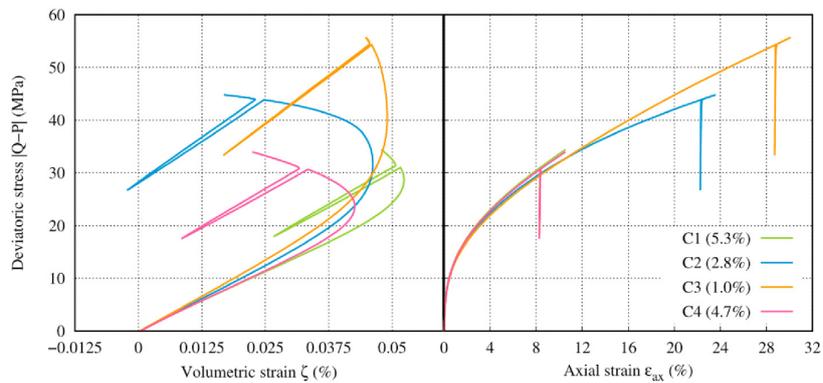


Fig. 19. Results of a conventional triaxial compression test ($P = 5 \text{ MPa}$ and $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) on the specimens shown in Fig. 18.

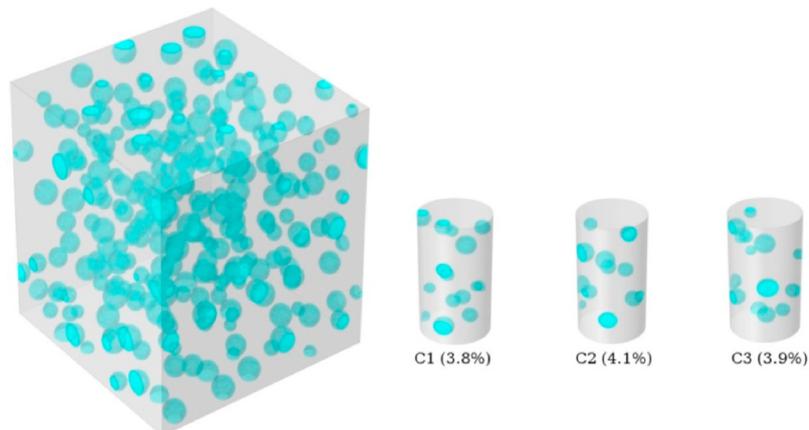


Fig. 20. A modeled salt block with virtually sampled specimens in the second case. The mass fraction of insoluble nodules is indicated for each specimen.

The results in terms of global measurements are shown in Fig. 19. As shown in Fig. 19, the axial strain measurements present slight deviations, while the volumetric ones are significantly different. Because of the size of the insoluble nodules and their distribution within the initial block, none of the sampled specimens was

representative of the block from a volumetric perspective. Testing larger specimens might be an immediate and ideal solution for this issue. However, in practice, the tests may be constrained by the geometry of the available triaxial cells, as explained in Section 2. Thus, we may even face cases that the maximum testable size

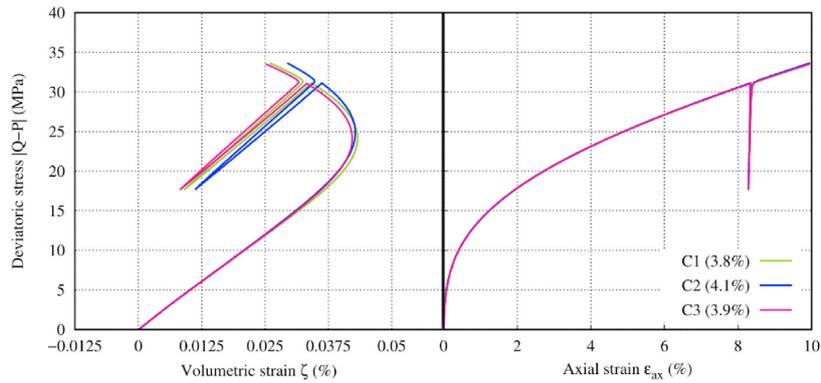


Fig. 21. Results of a conventional triaxial compression test ($P = 5 \text{ MPa}$ and $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) on the specimens shown in Fig. 20.

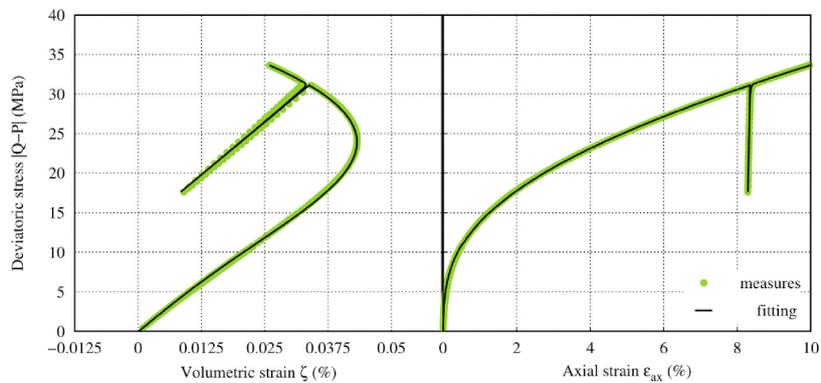


Fig. 22. Fitting of a conventional triaxial compression test ($P = 5 \text{ MPa}$ and $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-6} \text{ s}^{-1}$) conducted on specimen C1 shown in Fig. 20.

Table 3
Parameters used to fit the triaxial test results of specimen C1 shown in Fig. 20.

| Elasticity | | Distortion | | | | | | | |
|------------|-------|---|------|---|--|---|-------------|-----|-----|
| E (MPa) | ν | a | k | b | B ($(\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^k$) | K ($\text{MPa} (\mu\text{m}^{-1} \text{ m d}^a)^{1/k}$) | c (MPa) | | |
| 22,523 | 0.29 | 0.21 | 2.7 | 0.29 | 0.03 | 0.1 | 0 | | |
| Dilatancy | | | | Tension | | | | | |
| Z | n | N ($\text{MPa} (\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^{1/m}$) | m | M ($\text{MPa} (\mu\text{m}^{-1} \text{ m})^{1/m}$) | d | \mathcal{A} ($\mu\text{m}^{-1} \text{ m d}^{-1}$) | R_t (MPa) | S | s |
| 1.3 | 1.07 | 0.0012 | 2.05 | 0.0058 | 10 | 0 | 0 | 1 | 1 |

(diameter equal to the coring diameter and a slenderness ratio of 2) is not representative of the rock in question. Besides, testing larger specimens is likely to compromise the precision of the obtained strain measurements; in fact, the larger the specimen, the greater the required volume of confining oil, and the less accurate the obtained volumetric strain measurements.

For a second case scenario, a random distribution of spheres was generated, with radii ranging from 5 mm to 10 mm which is within $\sim 5\%$ of the volume of a 20 cm side length cube. As shown in Fig. 20, this cube is virtually sampled and 3 salt specimens are generated with size of 13 cm in height and 6.5 cm in diameter. Using the same properties of the inclusions and the halite matrix as the previous case, the mass fraction of insoluble nodules in each specimen is indicated in Fig. 20. The same test is simulated as that performed on the specimens (see Fig. 19) and the corresponding results are displayed in Fig. 21.

In this case, the inclusion size is small compared to the dimensions of the specimen. In fact, for all three of the cases, we have $R_{\text{max}}/R_{\text{spec}} \approx 0.29$, where R_{max} is the radius of the largest sphere included within the halite matrix and R_{spec} is the radius of the specimen. Besides, there are more inclusions in these specimens (14 for C1, 12 for C2, and 13 for C3) than the ones from the first scenario (Fig. 18) and they are evenly distributed within the volumes. This leads to almost no dispersion either in the axial or in the volumetric strain measurements: we are addressing an equivalent homogeneous material. Consequently, in similar cases, we can safely adjust a phenomenological model and use the resulting parameter set for the concerned underground facility.

To illustrate this, we use the same constitutive model introduced in Section 3 to fit the curve of specimen C1 in Fig. 21. We assumed that the stress and strain fields within the specimen were homogeneous and all the stresses were compressive; therefore, the

tensile mechanism cannot be activated. We set $z \neq 0$ in order to reproduce the volumetric strain. In other words, the results shown in Fig. 21 for the specimen C1 are considered as experimental data to fit with the proposed model under the assumptions stated previously. Fig. 22 shows the fitting of these data with the parameter set given in Table 3. As can be seen, the phenomenological model, where dilatancy is taken into account on a constitutive level, matches very well the results.

5. Conclusions

In this paper, the volumetric strain measurements were experimentally investigated through the analysis of over 120 typical triaxial compression tests on salt specimens from different locations. The difference between local and global measurements exhibited in this analysis raised questions concerning the effect of material spatial heterogeneity on the volumetric behavior and consequently on the representativity of the used specimens. We focused on a specific aspect of material heterogeneity: the presence of nodules of insoluble materials within a pure halite matrix, in order to obtain a qualitative understanding of the issue.

A numerical study was carried out during which salt specimens were considered as cylindrical matrices of pure halite with spherical inclusions. The results show that dilatancy can be a consequence of the specimen's material heterogeneity. The significant differences (in patterns and the measured dilatancy onsets) between local and global volumetric strain measurements were satisfactorily explained by the material spatial heterogeneity.

Finally, we found that the presence of nodules of insoluble materials within a salt rock could lead to representativity issues. For this, we proposed the following general methodology:

- (1) Characterize one of the used specimens (known to be not representative): volume fraction of insoluble materials, nature of the inclusions (thus obtaining an estimation of their elastic constants), and concentration zones of heterogeneity.
- (2) Model this specimen as a two-phase medium composed of a pure halite matrix and insoluble nodules.
- (3) Perform a history matching of the experimental data with a given constitutive model (in which dilatancy results from the activation of a tensile mechanism induced by the presence of heterogeneities) on the modeled structure.
- (4) Once a parameter set is obtained, model a representative specimen containing more inclusions of a negligible size compared to the dimensions of the specimen.
- (5) Simulate the test conducted in the laboratory on the representative specimen using the same constitutive model from step 3 with the parameter set resulting from the history matching.
- (6) The obtained results are supposed to be representative of the rock in question. They can be fitted with a given phenomenological constitutive model, with assumption of homogeneity of the stress field. Dilatancy in the chosen model should be taken into account on a constitutive level. The resulting parameter set can then be used for the corresponding rock salt.

This methodology combines experimental work with numerical modeling in order to overcome specimen's representativity issues and the limitations of laboratory testing procedures.

Declaration of competing interest

The authors wish to confirm that there are no known conflicts of interest associated with this publication, and there has been no significant financial support for this work that could have influenced its outcome.

Acknowledgments

The authors would like to thank their colleagues Michel Tijani and Faouzi Hadj-Hassen from Mines ParisTech for their valuable contributions.

References

- Bays CA. Use of salt cavities for underground storage. In: Symposium on salt. Cleveland, USA: Northern Ohio Geological Society; 1963. p. 564–78.
- Chemin P. Etude du rôle des inclusions fluides dans les mécanismes de déformation des roches halitiques. Application aux formations salifères du bassin bressan. PhD These. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées; 1990 (in French).
- DeVries K, Mellegard K. Effect of specimen preconditioning on salt dilation onset. In: SMRI Fall 2010 Technical Conference. Leipzig, Germany; 2010.
- DeVries K, Mellegard K, Callahan G, Goodman W. Cavern roof stability for natural gas storage in bedded salt. Technical Report DE-FG26-02NT41651. Rapid City, USA: RESPEC; 2005.
- DeVries KL, Mellegard KD, Callahan GD. Salt damage criterion proof-of-concept research. Technical Report DE-FC26-00NT41026. Rapid City, USA: RESPEC; 2002.
- Gillhaus A, Crotogino F, Albes D. Compilation and evaluation of bedded salt cavern characteristics important to successful cavern sealing. Part 1: worldwide bedded salt deposits and bedded salt cavern characteristics. Project Report 2003-5-SMRI. Clifton Park, USA: Solution Mining Research Institute; 2006.
- Günther RM, Salzer K, Popp T, Lüdeling C. Steady-state creep of rock salt: improved approaches for lab determination and modelling. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 2015;48:2603–13.
- Habibi R. An investigation into design concepts, design methods and stability criteria of salt caverns. *Oil and Gas Science and Technology* 2019;74(1):14.
- Heusermann S, Rolfs O, Schmidt U. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model. *Computers Structures* 2003;81(8–11):629–38.
- Hou Z. Mechanical and hydraulic behavior of rock salt in the excavation disturbed zone around underground facilities. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 2003;40(5):725–38.
- Labaupe P. Comportement thermomécanique du sel gemme: Application au dimensionnement des cavités. PhD Thesis. PSL Research University; 2018 (in French).
- Labaupe P, Rouabhi A, Tijani M, Blanco-Martín L, You T. Dilatancy criteria for salt cavern design: a comparison between stress- and strain-based approaches. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 2018;51:599–611.
- Mansouri H, Prior DJ, Ajalloeiyan R, Elyaszadeh R. Deformation and recrystallization mechanisms inferred from microstructures of naturally deformed rock salt from the diapiric stem and surface glaciers of a salt diapir in Southern Iran. *Journal of Structural Geology* 2019;121:10–24.
- Medina-Cetina Z, Rechenmacher A. Influence of boundary conditions, specimen geometry and material heterogeneity on model calibration from triaxial tests. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 2010;34(6):627–43.
- Mellegard K, Callahan G, DeVries KL. Lode angle effects on the deformational properties of natural rock salt. In: Alaska Rocks 2005, the 40th U.S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS). American Rock Mechanics Association; 2005.
- Munson D, Dawson P. Salt constitutive modeling using mechanism maps. In: Proceedings of the 1st conference on the mechanical behavior of salt. Clausthal-Zellerfeld, Germany: Trans Tech Publications; 1984. p. 717–37.
- Popp T, Kern H. Ultrasonic wave velocities, gas permeability and porosity in natural and granular rock salt. *Physics and Chemistry of the Earth* 1998;23(3): 373–8.
- Roberts LA, Buchholz SA, Mellegard KD, Düsterloh U. Cyclic loading effects on the creep and dilation of salt rock. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 2015;48: 2581–90.
- Rouabhi A, Labaupe P, Tijani M, Gatelier N, Hévin G. Phenomenological behavior of rock salt: on the influence of laboratory conditions on the dilatancy onset. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 2019;11(4):723–38.
- Schulze O, Popp T, Kern H. Development of damage and permeability in deforming rock salt. *Engineering Geology* 2001;61(2–3):163–80.
- Speranza G, Vona A, Vinciguerra S, Romano C. Relating natural heterogeneities and rheological properties of rocksalt: new insights from microstructural

- observations and petrophysical parameters on Messinian halites from the Italian Peninsula. *Tectonophysics* 2016;666:103–20.
- Stormont J. In situ gas permeability measurements to delineate damage in rock salt. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 1997;34(7):1055–64.
- Thiemeyer N, Habersetzer J, Peinl M, Zulauf G, Hammer J. The application of high resolution X-ray computed tomography on naturally deformed rock salt: multi-scale investigations of the structural inventory. *Journal of Structural Geology* 2015;77:92–106.
- Thiemeyer N, Zulauf G, Mertineit M, Linckens J, Pusch M, Hammer J. Microfabrics and 3D grain shape of Gorleben rock salt: constraints on deformation mechanisms and paleodifferential stress. *Tectonophysics* 2016;676:1–19.
- Tijani M. Contribution à l'étude thermomécanique des cavités réalisées par lessivage dans des formations géologiques salines. Habilitation à diriger des recherches. Université Pierre et Marie Curie (Paris VI); 2008 (in French).
- Tijani M, Vouille G, Hugout B. Le sel gemme en tant que liquide visqueux. In: *Le sel gemme en tant que liquide visqueux*. Melbourne, Australia; 1983. p. 241–6 (in French).
- Tsang CF, Bernier F, Davies C. Geohydromechanical processes in the excavation damaged zone in crystalline rock, rock salt, and indurated and plastic clays – in the context of radioactive waste disposal. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 2005;42(1):109–25.
- Ulusay R, Hudson J. The complete ISRM suggested methods for rock characterization, testing and monitoring: 1974–2006. International Society for Rock Mechanics and Rock Engineering (ISRM) Commission on Testing Methods; 2007.
- Van-Hasselt B. Évaluation qualitative du rôle de la texture dans le fluage du sel Bressan. PhD Thesis. Ecole nationale supérieure des mines de Paris; 1991 (in French).
- Wang T, Li J, Jing G, Zhang Q, Yang C, Daemen J. Determination of the maximum allowable gas pressure for an underground gas storage salt cavern – a case study of Jintan, China. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* 2019;11(2):251–62.
- Wang T, Yang C, Chen J, Daemen J. Geomechanical investigation of roof failure of China's first gas storage salt cavern. *Engineering Geology* 2018;243:59–69.
- Wawersik WR, Hannum DW. Mechanical behavior of New Mexico rock salt in triaxial compression up to 200 °C. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth* 1980;85(B2):891–900.



M. Azabou is a PhD candidate at the Geosciences Department at Mines ParisTech, France. She currently works on the thermomechanical behavior of rock salt in the context of underground energy storage. She obtained her MSc degree with a major in Mechanics and Structures from Tunisia Polytechnic School at La Marsa, Tunisia in 2017. Her research interests cover experimental and numerical work on solution mined cavities.

Chapitre 3

Effet de l'hétérogénéité sur la représentativité des essais de laboratoire

Sommaire

| | |
|---|-----------|
| Préambule | 69 |
| 1 Abstract | 71 |
| 2 Introduction | 72 |
| 3 Constitutive model | 75 |
| 4 Numerical approach | 77 |
| 4.1 An implicit modeling approach | 77 |
| 4.2 Validation of the modeling approach | 80 |
| 4.3 Comparison with the morphological modeling approach | 83 |
| 5 Numerical investigation | 85 |
| 5.1 Natural variability and specimen representativity | 85 |
| 5.2 Determination of the RVE size for volumetric behavior | 87 |
| 5.3 Equivalent homogeneous material | 89 |
| 6 Conclusions and perspectives | 92 |

Préambule

Dans ce chapitre on aborde la question de la représentativité des éprouvettes de sel utilisées dans les essais de laboratoire. Les mesures expérimentales sont utilisées pour élaborer et ajuster des lois de comportement qui doivent être indépendantes de la taille des éprouvettes.

Le sel est un matériau géologique, donc les roches sont nécessairement hétérogènes et différentes d'un site à l'autre. Il convient donc, théoriquement, de déterminer la taille du volume élémentaire représentatif (VER) pour chaque roche et de tester des éprouvettes de cette taille ou d'une taille plus grande même. Cependant, dans la pratique, on est contraints par les équipements expérimentaux : les dispositifs ne peuvent accueillir que des éprouvettes d'une taille donnée. Ainsi, typiquement, quelle que soit la roche, les éprouvettes testées ont une taille unique prédéfinie. Ceci, comme prouvé dans le chapitre précédent, entraîne des problèmes de représentativité qui sont d'autant plus accentués lorsque les hétérogénéités sont d'une taille non négligeable par rapport à celle des éprouvettes.

Ce chapitre a deux objectifs principaux. Le premier est de mieux comprendre l'effet de la présence des hétérogénéités sur la représentativité des éprouvettes et d'arriver à spécifier la taille du VER en fonction de la taille caractéristique des hétérogénéités. Le deuxième objectif consiste à proposer une méthodologie qui permet de surmonter le problème de la non-représentativité des éprouvettes testées, dans le cas où c'est impossible de tester des éprouvettes plus grandes.

Les calculs faits en utilisant l'approche explicite étaient extrêmement lourds. Par conséquent, une nouvelle approche implicite a été développée. On garde toujours l'hypothèse que le sel est un matériau biphasique constitué d'halite pure et d'insolubles, en revanche les inclusions ne sont pas modélisées morphologiquement. Au lieu de cela, elles sont prises en compte comme étant des éléments d'un maillage régulier qui sont marqués comme insolubles suite à un seuillage d'un champ aléatoire Gaussien. Tout d'abord, un volume est défini et maillé. Ensuite, un champ aléatoire Gaussien est généré dans les nœuds du maillage. Enfin un seuillage est appliqué : si la valeur du champ dans un élément est supérieure à un seuil fixé il est marqué comme insoluble sinon, il est considéré comme halite pure. Cette approche est beaucoup plus pratique que ce qui a été présenté dans le deuxième chapitre.

Théoriquement, on a besoin d'introduire trois modèles de comportement, un pour l'halite pure, un pour les insolubles et un pour le matériau homogène équivalent. On a choisi d'utiliser un seul modèle qui est le modèle RTL car il est assez flexible et permet de décrire le comportement de chacun de ces matériaux avec le bon choix de paramètres. Ainsi, on utilise le même formalisme mathématique pour décrire le comportement des trois matériaux, la différence réside dans le choix des paramètres.

De même que les considérations du deuxième chapitre, l'halite est régie par une loi de fluage déviatorique avec un mécanisme de traction, et les insolubles sont considérés élastiques. Les résultats donnés par cette approche suite aux simulations d'essais de laboratoire sont similaires à ceux donnés par l'approche explicite : la dilatance est observée comme un effet de structure suite à l'ouverture de fissures dans les zones où les contraintes de traction se développent. Cette nouvelle approche est ensuite comparée à la méthode explicite, cet exercice a prouvé l'équivalence des deux approches et a mis en évidence l'efficacité de la méthode basée sur le champ Gaussien : toute chose égale par ailleurs, le calcul avec l'approche implicite est 3 fois plus rapide que celui avec la méthode explicite.

Plusieurs éprouvettes de tailles différentes sont numériquement carottées d'un bloc de sel modélisé avec l'approche implicite et une simulation d'un même essai de compression triaxiale est réalisée sur toutes les éprouvettes. Les résultats de ces simulations ont mis en évidence la problématique de représentativité et ont montré que le fait de tester des éprouvettes non représentatives peut fausser la procédure de caractérisation de la roche et peut aboutir à des paramètres très différents. D'autre part, tester différentes tailles d'éprouvettes a permis de déterminer la taille du VER en fonction de la taille caractéristique des hétérogénéités.

Il n'est pas toujours possible de tester des éprouvettes de tailles différentes que celle imposée par les dispositifs expérimentaux. Pour traiter cette question et répondre au deuxième objectif de ce chapitre, une démarche qui combine le travail expérimental et numérique est proposée. Cette démarche permet de surmonter le problème de la non-représentativité des éprouvettes testées.

On the representativity of rock salt specimens during laboratory tests

M. Azabou^{a,*}, A. Rouabhi^a, L. Blanco-Martín^a

^a*MINES ParisTech, PSL Research University, Centre de Géosciences, 35 rue St Honoré 77300 Fontainebleau, France*

Abstract

Experimental measurements during laboratory tests on salt specimens are important for the design of underground facilities in salt formations. These measurements, especially of the volumetric strain, can be influenced not only by the errors inherent to the experimental work, but also by the material heterogeneity. The natural variability due to the presence of impurities can lead to a non-negligible data scattering in the volumetric strain measurements and therefore raises questions concerning the specimens representativity. In this work we study the effect of the presence of insoluble materials on the representativity of salt specimens during laboratory tests. An experimental investigation of this matter is delicate due to the shortcomings of laboratory work, thus we suggest a numerical method where salt specimens are modeled as pure halite matrices with insoluble inclusions. The insolubles distribution is described via a leveled Gaussian random field. Instead of using three different constitutive models, we use one law that is flexible enough to be adapted for each material involved (pure halite, inclusions and rock salt) with the adequate choice of parameter set. The modeling approach is presented, compared to the morphological modeling approach, and validated. It is employed to study the natural variability effect on strain measurements and to specify the size requirements to achieve representativity. The study proves that using non representative specimens can misguide the rock characterization process and might even lead to optimistic design criteria. We propose a methodology that combines numerical and experimental work to overcome representativity issues.

Keywords: Rock salt, dilatancy, material heterogeneity, Gaussian random fields, representativity, natural variability

1. Introduction

Rock salt has been used for decades as a storage and disposal medium (hydrocarbons, nuclear and chemical waste...) because of several assets such as its very low permeability and porosity (Bays, 1963; Wernt and Tilmann, 2007; Ozarslan, 2012; de Barros Gallo et al., 2016; Soubeyran et al., 2019). Designing storage facilities in salt formations requires a constitutive model that is able to describe the rock behavior on the short and long terms. The parameters of such models are calibrated on experimental measurements during laboratory tests on salt specimens that are supposed to be representative volume elements (RVE) of the concerned rock, and the model itself should be irrespective of the size of the tested specimens. Rock salt is a geological material and the presence of heterogeneities in different aspects and sizes is inevitable (Chemin, 1990; Blanca, 1991; Speranza et al., 2016; Thiemeyer et al., 2015, 2016; Li et al., 2019; Mansouri et al., 2019; Liu et al., 2020; Song et al., 2020). This means that theoretically, the RVE for each tested salt rock, should be determined based on the characteristics of its material heterogeneity. However, in practice, it is neither pragmatic nor convenient to adapt the experimental equipment to the tested specimens and usually, all the tested specimens, regardless of the rock they were cored from, have the same dimensions. This raises questions concerning the effect of heterogeneities on experimental measurements during laboratory tests and the representativity of the tested specimens. Azabou et al. (2020a) studied the effect of insolubles on the macroscopic behavior of rock salt, and highlighted the fact that the natural variability of the tested specimens can lead to a representativity issue, especially in terms of the volumetric response due to its small magnitude. Under compressive loading, rock salt volume decreases and then increases irreversibly due to the opening of micro fractures, this is known as dilatancy and the volumetric strain measurements are particularly important since they are used to establish dilatancy criteria to design underground facilities (Spiers et al., 1989; Staudtmeister and Rokahr, 1997; Heusermann et al., 2003; DeVries et al., 2005; Sobolik and Ehgartner, 2011; Khaledi et al., 2016; Wang et al., 2016; Yang et al., 2016; Popp et al., 2017; Labaune et al., 2018; Wang et al., 2018). Various other studies, proved that

*Corresponding author

Email address: mejda.azabou@mines-paristech.fr (M. Azabou)

material heterogeneity has a significant impact on the properties and the behavior of rock salt (Erickson et al., 2015; Fan et al., 2019, ...). For instance, Speranza et al. (2013) studied the effect of impurities on the mechanical properties of rock salt, such as wave velocity and Young's modulus and Xu et al. (2016) studied their effect on the permeability. Such studies are based on specific rock salt specimens, i.e, given insolubles content, distribution and nature which makes them rather particular case studies. Rock salt specimens are in general naturally different due to the presence of impurities, for this reason, the conclusions reached by such studies can sometimes be variable from different researchers. For example, Wu et al. (2012) found that the impurities could reduce the permeability of rock salt but the work of Liu et al. (2016) proved the contrary. This leads us to seek quantitative analyses on the effect of insolubles on the behavior of rock salt rather than a specific qualitative study on their effect on measurable rock salt properties. This paper aims to understand and to quantify the impacts of heterogeneities on salt specimens during laboratory tests. It seeks as well to propose the size requirements for achieving representative behavior from both deviatoric and volumetric perspectives in the laboratory, and to suggest a methodology to overcome representativity issues during the experimental work.



Figure 1: An example of a rock salt specimen tested at Mines ParisTech, with visible inclusions of insoluble materials.

An experimental investigation of this matter is challenging and problematic; first because the measured volumetric strains are small (Alkan et al., 2007; Roberts et al., 2015; Labaune, 2018; Rouabhi et al., 2019) which means that the uncertainties inherent to the laboratory work can be non negligible and can affect the results. Second, we do not have control over the material heterogeneity; as it was mentioned before, various aspects of heterogeneity exist within a salt sample so

we would not be able to attribute an observed behavior to one particular aspect. Finally, in order to further investigate the representativity of the specimens, we need to perform tests on samples of different sizes. This is often complicated due to the limitations of the experimental facilities. For these reasons, we chose to carry our investigation within a virtual laboratory built on numerical modeling and simulation tools. We focus on macroscopic heterogeneities that are visible on specimens, an example of a rock salt specimen presenting such heterogeneity is shown in Figure 1. Morphological modeling of the heterogeneities is cumbersome and demands high computational times due to the meshing requirements (Azabou et al., 2020b), it is even impossible to use this explicit approach to conduct simulations when the inclusions size is significantly small compared to the modeled specimen. We propose an alternative method based on the assumption that rock salt is as a two-phase medium (pure halite and insolubles) that has a random microstructure. A random distribution is chosen in this study because our main goal is to generally understand the effect of the presence of heterogeneity on specimens representativity rather than to numerically reproduce the complex microstructure of a given salt specimen. This assumption is also motivated by the fact that the tested specimens don't show any particular anisotropy. A robust method of modeling such materials is based on leveled Gaussian random fields (Torquato, 2002; Lantuéjoul, 2002; Bargmann et al., 2018; Soyarslan et al., 2018). It requires two steps: (i) generating a Gaussian random field over a studied domain, and (ii) performing a level cut on the generated field. Such approaches, which were initially proposed for bicontinuous material morphologies formed due to phase-separation (Cahn, 1965), have found attention in several fields (Teubner, 1991; Berk, 1991; Roberts and Garboczi, 2002; Field and Grigoriu, 2012; Roubin, 2013). Our method consists in considering one material and then applying the leveled random field distribution to a specific material property. With the proper choice for the material property to vary, this method allows us to significantly reduce the computational time and implicitly model rock salt as a two-phase medium.

This paper is structured as follows. In section 2 we briefly present the constitutive model used for the numerical work in sections 3 and 4. In section 3, the modeling approach is detailed, compared to the morphological modeling approach and validated. In section 4, the impact of heterogeneity on specimens representativity is investigated, the size requirements to reach representative behav-

ior are specified and a methodology to overcome representativity issues is suggested . This study is purely mechanical, neither the thermal nor the hydraulic aspects were taken into account.

2. Constitutive model

In this work, three constitutive models are required: the first one is for the pure salt phase, the second is for the insolubles phase and the third is to describe the macroscopic behavior of rock salt. We chose to use a rheological law that has been developed by [Rouabhi et al. \(2019\)](#) since it includes the relevant phenomena for each of the three materials (distortion, dilatancy, tension) and these mechanisms can be activated/deactivated depending on the intent of the simulation. With the adequate parameters choice, this model can be adapted to describe the behavior of these different materials. Thus, the three models used to describe the behavior of the pure salt phase, the heterogeneities and the rock salt have the same mathematical formalism but different parameters set. In this paper, we use a simplified version of this constitutive law that we detail in the present section.

The model assumes that the total strain rate tensor is composed of an elastic, a thermal and a viscoplastic part. The viscoplastic strain rate tensor $\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}$ is decomposed into compressive $\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^c$ and tensile $\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^t$ components and is given by:

$$\underline{\dot{\epsilon}}_{vp} = \underbrace{\left(-\sqrt{1/3}\zeta_{vp}^c \underline{I} + \sqrt{3/2}\dot{\gamma}_{vp}^c \underline{N}^c \right)}_{\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^c} + \underbrace{\left(-\sqrt{1/3}\zeta_{vp}^t \underline{I} + \sqrt{3/2}\dot{\gamma}_{vp}^t \underline{N}^t \right)}_{\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^t} \quad (1)$$

Both compressive and tensile parts are decomposed into the basis $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ defined as:

$$\underline{I} = \underline{1}/\sqrt{3}, \quad \underline{J} = \underline{\sigma}'/\|\underline{\sigma}'\|, \quad \underline{K} = (\sqrt{2}\underline{I} + \ell\underline{J} - \sqrt{6}\underline{J}^2)/\sqrt{1 - \ell^2} \quad (2)$$

where $\underline{\sigma}'$ is the deviatoric part of the stress tensor $\underline{\sigma}$ and $\ell = \sqrt{6tr(\underline{J}^3)}$ is the third invariant of $\underline{\sigma}'$. Concerning the compressive part of the viscoplastic strain rate tensor, the deviatoric flow direction tensor under compressive loading \underline{N}^c , is assumed to be equal to \underline{J} . $\zeta_{vp}^c = -tr(\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^c)$ and $\dot{\gamma}_{vp}^c = \sqrt{2/3}\|\underline{\dot{\epsilon}}_{vp}^c\|$ are the rates of the viscoplastic volumetric strain and distortion, respectively and are given by:

$$\zeta_{vp}^c = \psi(\underline{\sigma}, \gamma_{vp}^c)\dot{\gamma}_{vp}^c \quad (3)$$

with

$$\psi(\underline{\underline{\sigma}}, \gamma_{vp}^c) = z \frac{\langle p/N \rangle^n - \gamma_{vp}^c}{\langle p/M \rangle^m + \gamma_{vp}^c} \quad (4)$$

where $p = -tr(\underline{\underline{\sigma}})/3$ is the mean stress, z , N , n , M and m are material constants. In this equation, the sign of $\langle p/N \rangle^n - \gamma_{vp}^c$ indicates whether the behavior is contracting or dilating. As for γ_{vp}^c , it is defined by:

$$\frac{d(\gamma_{vp}^c)^{1/\alpha}}{dt} = \left\langle \frac{q - C}{K} \right\rangle^{\frac{\beta}{\alpha}} \quad (5)$$

where $q = \sqrt{3/2} \|\underline{\underline{\sigma}}'\|$ is the deviatoric stress, C , K , β and α are material parameters. As for the tensile part of the total viscoplastic strain rate tensor, the deviatoric flow direction tensor is defined as:

$$\underline{\underline{N}}^t = \left[(Y \cos \theta + Z \sin \theta) \underline{\underline{J}} + (Z \cos \theta - Y \sin \theta) \underline{\underline{K}} \right] / \sqrt{Y^2 + Z^2} \quad (6)$$

where $\theta = \cos^{-1}(\ell)/3$ is the Lode angle, and the quantities X , Y and Z are such that:

$$\begin{cases} X = G'_1 + G'_2 + G'_3 \\ Y = (2G'_1 - G'_2 - G'_3)/3 \\ Z = (G'_2 - G'_3)/\sqrt{3} \end{cases} \quad (7)$$

with $G'_i = \langle \sigma_i / G \rangle^{d-1}$ the eigenvalues of $\partial G / \partial \underline{\underline{\sigma}}$ and G has the following expression:

$$G = (\langle \sigma_1 \rangle^d + \langle \sigma_2 \rangle^d + \langle \sigma_3 \rangle^d)^{1/d} \quad (8)$$

where $\langle . \rangle$ are the Macaulay brackets, i.e. $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$; $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ are the principal stresses of $\underline{\underline{\sigma}}$ and $d \geq 1$ is a material parameter.

As for $\dot{\zeta}_{vp}^t$ and $\dot{\gamma}_{vp}^t$, they are given by:

$$\dot{\zeta}_{vp}^t = -\lambda X, \quad \dot{\gamma}_{vp}^t = \lambda \sqrt{Y^2 + Z^2} \quad (9)$$

where the multiplier λ has the following expression:

$$\dot{\lambda} = \Lambda \langle (G - R_t) / S \rangle^s \quad (10)$$

with R_t , S and s are material parameters.

This constitutive law is used to describe the pure salt phase and the insolubles phase in sections 3 to 4.2, as well as the macroscopic behavior of rock salt in section 4.3. Obviously, a different parameter set is used for each case.

3. Numerical approach

In this section we detail the proposed numerical modeling approach, we validate it by simulating typical laboratory tests. We also demonstrate its equivalence to the morphological modeling approach in which the insolubles are modeled explicitly as spherical inclusions.

3.1. An implicit modeling approach

The real micro structure of natural rock is very complex to be accurately described numerically. In this work, we aim at obtaining a global understanding of the effect of heterogeneities on the macroscopic behavior of salt specimens during laboratory tests. For this reason, it is accepted to make the simplifying assumption that rock salt is a two-phase medium composed of a pure halite matrix and insolubles that are randomly shaped and distributed.

An efficient way to generate such materials is leveled Gaussian random fields. This method has two steps:

- (i) generating a Gaussian random field over a given domain:

the domain is meshed such that the maximum element size is smaller than the characteristic size of the heterogeneities. A scalar Gaussian random field, f , is then generated in the nodes of the mesh. It is obtained by superposition of sinusoidal waves of fixed wave length and amplitude but random in direction and phase (Cahn, 1965; Lantuéjoul, 2002; Soyarslan et al., 2018; Liu et al., 2019):

$$f(\vec{X}) = \sqrt{\frac{2}{N}} \sum_{i=1}^N \cos(\vec{\Omega}_i \cdot \vec{X} + \phi_i) \quad (11)$$

here, \vec{X} is the spatial position vector of a given node, N represents the number of waves, and $\vec{\Omega}_i$ and ϕ_i denote respectively wave direction and phase of the i th wave, and are given as follows:

$$\vec{\Omega}_i = \frac{\sqrt{2}}{a} N_i(0, 1) \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix}; \phi_i = 2\pi U_i(0, 1) \quad (12)$$

where a is the characteristic size of the heterogeneities, $N_i(0, 1)$ is the standard normal distribution for the i th wave and $U_i(0, 1)$ is the uniform random distribution in the interval 0 to

1, for the i th wave. The obtained field is that of a stationary, isotropic Gaussian random field with mean zero and unit variance. For \vec{X} and \vec{Y} two spatial position vectors of two nodes, the covariance function $\rho(\vec{X}, \vec{Y})$ of this field is Gaussian and isotropic, it is given by:

$$\rho(\vec{X}, \vec{Y}) = \exp\left(-\frac{\|\vec{X} - \vec{Y}\|}{a^2}\right) \quad (13)$$

(ii) applying a level cut ξ such as:

$$\begin{aligned} \vec{X} \in S & \quad \text{if } f(\vec{X}) \leq \xi \\ \vec{X} \in I & \quad \text{if } f(\vec{X}) > \xi \end{aligned}$$

Here, S and I denote the salt and the insolubles domains, respectively. The threshold value ξ is related to the volume fraction of the insolubles, φ , by the following equation:

$$\xi = \sqrt{2} \operatorname{erf}^{-1}(1 - 2\varphi) \quad (14)$$

where erf is the error function.

The parameters we used for our simulations are the following:

- the block of salt is a cube of 1 m long edge: a significantly larger volume than what is usually available for laboratory tests;
- the characteristic size of the heterogeneities is $a = 20$ mm: visible inclusions on typical laboratory specimens;
- the size of the mesh was fixed to 7 mm: smaller than the characteristic size of the heterogeneities and it assures a fine mesh to all the chosen sizes of the specimens to sample;
- the number of waves is $N = 10000$ as recommended in [Soyarslan et al. \(2018\)](#);
- the level cut was performed at $\xi = 1.5$: this value gives an insolubles distribution and content similar to typical laboratory specimens.

The resulting distribution is shown in Figure 2. The level cut can be applied to the mesh nodes or to the elements (the value affected to a finite element corresponds to the average of the values of its nodes). For our calculations the leveling is performed on the elements, so we have elements that are tagged as salt and elements that are tagged as insolubles. In order to differentiate these two phases we make the following considerations:

- if an integration point is inside an element that is tagged as pure salt then it has elastoviscoplastic behavior, only the distortion and the tensile mechanisms of the constitutive model in section 2 are activated;
- if an integration point is inside an element that is tagged as insoluble then it has a purely elastic behavior.

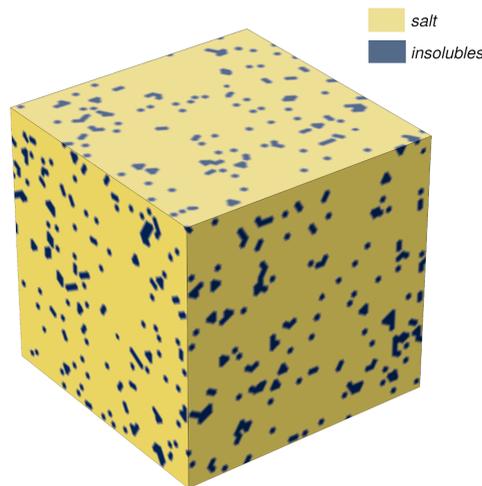


Figure 2: Simulated block of rock salt as a cube of 1 m long edge, with insolubles distributed via a leveled Gaussian random field.

Note that [Azabou et al. \(2020a,b\)](#) proved that when the insolubles are modeled morphologically as a different material from the halite matrix, tensile zones appear on the interface between the two materials. These are areas where the major principle stress is positive and their propagation translates into a microcracking activity ([Pouya, 1991, 2000](#); [Pouya et al., 2016](#)). For this reason, we chose to activate the tensile mechanism for the salt phase. The viscoplastic dilatancy mechanism was deactivated since, as will be proven in section 3.2, the initiation and propagation of the

tensile zones translate into a microcracking activity which in turn leads to a global dilatancy of the structure. Also, with a view to simplification, the elastic constants for the insolubles phase were chosen to be the same as the pure salt phase.

The approach explained in the present section as well as the constitutive model from section 2, were implemented in an in-house finite element code called PHIMEF that we used to perform the simulations presented in this paper.

3.2. Validation of the modeling approach

From the modeled block of salt shown in Figure 2, we numerically sample the cylindrical specimen of diameter $D = 10$ cm and height $H = 20$ cm shown in Figure 3.



Figure 3: Virtually sampled cylindrical specimen of diameter 10 cm and height 20 cm, from the rock salt block shown in Figure 2.

We conduct a simulation of a typical triaxial compression test following the specifications in section 3.1 and using the parameters in Table 1 the distortion and the tensile mechanisms are activated and the dilatancy is deactivated. These parameters were adopted from Labaune et al. (2018) and were obtained by fitting short and long-term laboratory tests performed at MINES ParisTech. The results of this simulation are shown in Figure 4, both the deviatoric and volumetric responses are very similar in terms of patterns and order of magnitude to what is typically observed during laboratory tests.

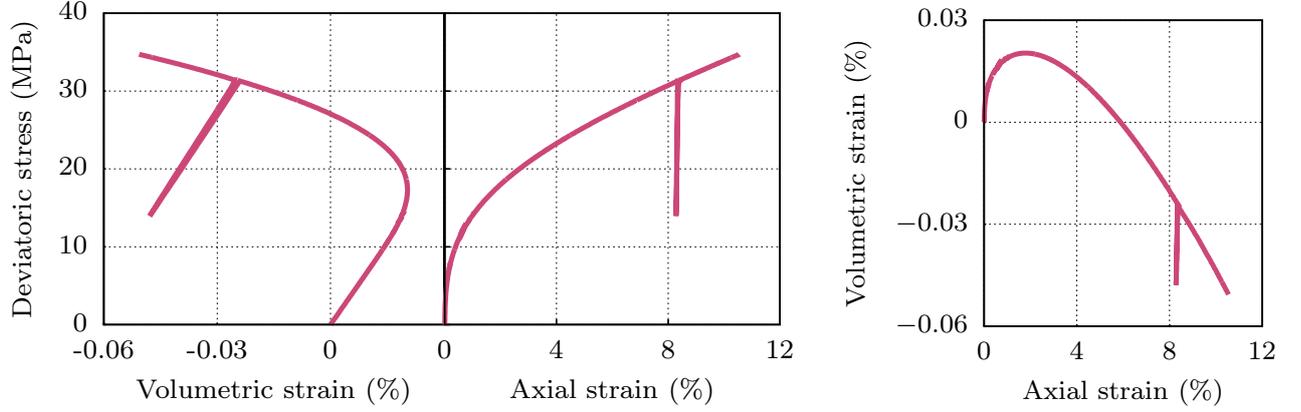


Figure 4: Simulation results of a typical triaxial compression test under a confining pressure of 5 MPa and a constant axial strain rate of 10^{-6}s^{-1} , on the specimen in Figure 3.

| Elasticity | | | | |
|-------------------|-----------------|-------|-----|-----|
| E | ν | | | |
| 20000 | 0.32 | | | |
| distortion | | | | |
| α | β | K | C | |
| 0.29 | 2.2 | 0.13 | 0 | |
| Dilatancy | | | | |
| z | n | N | m | M |
| 0 | - | - | - | - |
| Tension | | | | |
| d | Λ | R_t | S | s |
| 10 | 5×10^4 | 0 | 1 | 1 |

Table 1: Parameters used to simulate the behavior of the salt matrix. The unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days.

We note that the observed global dilatancy results from the microcracking activity that occurred when tensile zones developed due to the difference in ductility between the salt and the insolubles phases. In order to confirm the aptitude of this modeling approach to correctly describe the behavior of salt specimens during laboratory tests, we use the same specimen from Figure 3 with the parameters from Table 1 and we perform a series of simulations of typical laboratory

tests:

- 6 typical triaxial compression tests under the same confining pressure but with different axial strain rates;
- 6 typical triaxial compression tests under the same axial strain rate but with different confining pressures, and a uniaxial compression test with the same axial strain rate;
- 1 multistage creep test.

The results of these simulations are shown in Figures 5 to 7 and they confirm that this modeling approach is capable of describing the behavior of salt specimens during laboratory tests. In fact the strain rate effect and the confining pressure influence are correctly predicted: the dilatancy onset increases with the strain rate and with the confining pressure (Labaune et al., 2018; Rouabhi et al., 2019). Also, Figure 7 shows a very similar pattern to what is typically observed in the laboratory during multistage creep tests.

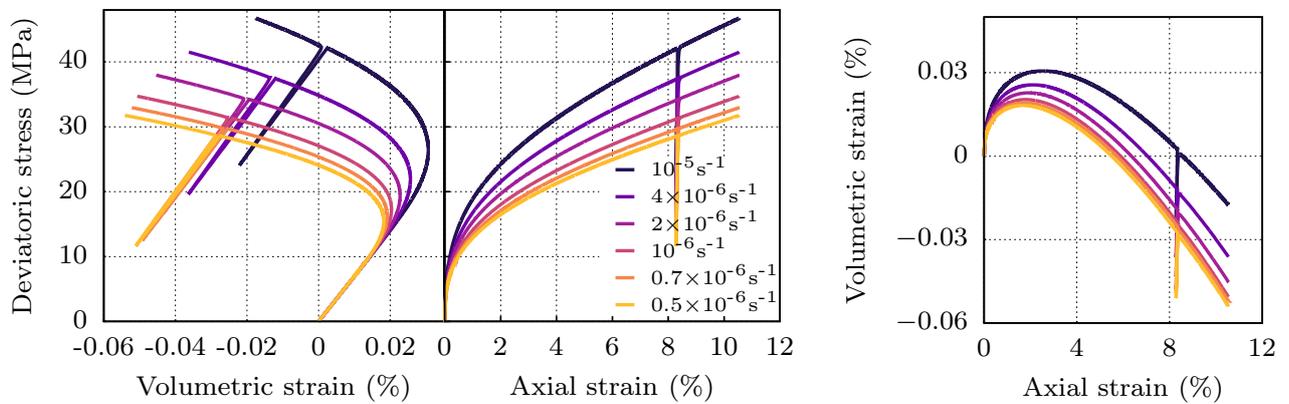


Figure 5: Simulations results of typical triaxial compression tests under a constant confining pressures of 5 MPa and different axial strain rates, on the specimen in Figure 3.

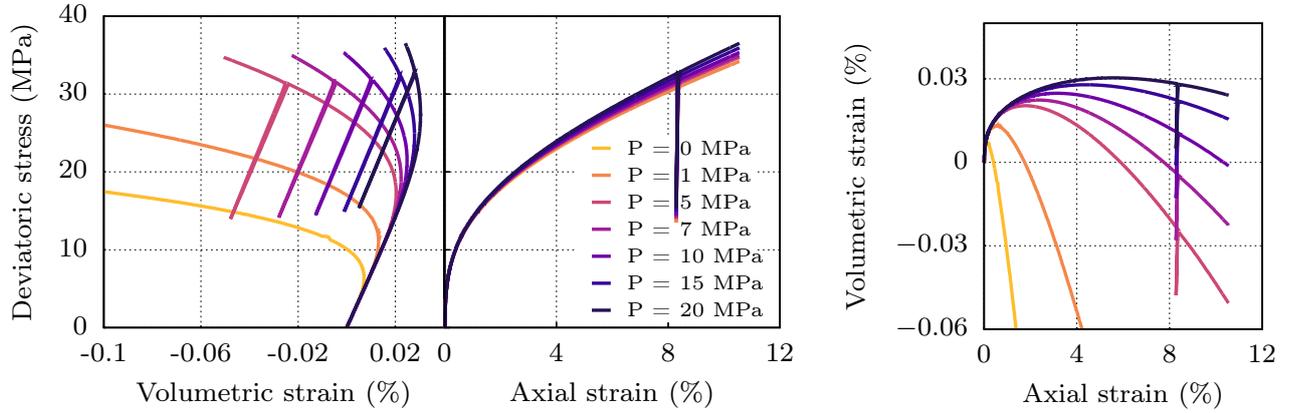


Figure 6: Simulations results of typical triaxial compression tests under a constant strain rate of 10^{-6}s^{-1} and different confining pressures, on the specimen in Figure 3.

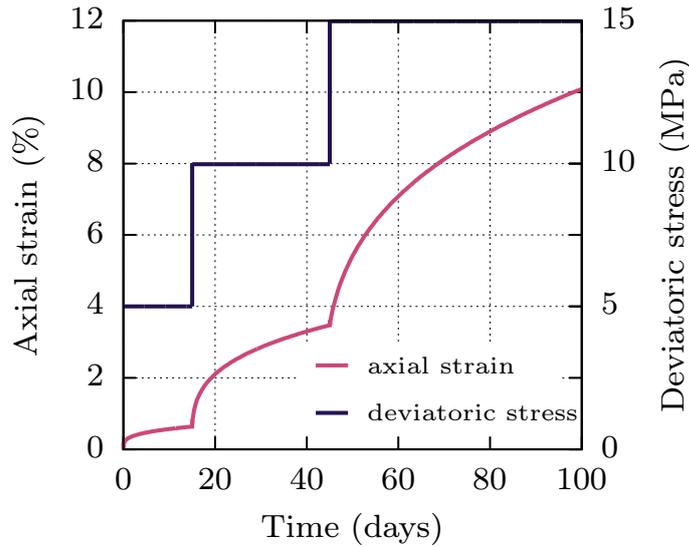


Figure 7: Simulation results of a typical multistage creep test under a constant confining pressure of 5 MPa, on the specimen in Figure 3.

3.3. Comparison with the morphological modeling approach

The results shown in Figures 5 and 7, allow us to validate the proposed modeling approach, and in order to further demonstrate its capabilities, we perform a comparison with the morphological modeling approach proposed in Azabou et al. (2020a,b). We model the specimen in Figure 8, the gray matrix represents the pure halite and the cyan inclusions are the impurities. We try to

reproduce this specimen with the implicit method proposed in this paper: on a uniformly meshed cylinder, the inclusions are replaced with finite elements tagged as insolubles (see section 3.1), this is illustrated in Figure 8 on a 2D view of the lower surface of the cylinders.

On the specimen with the spherical inclusions (the morphological or explicit modeling approach) we conduct a simulation of a typical triaxial compression test using the parameters in Table 1 for the salt matrix. Concerning the inclusions, they are modeled as a second material that is elastic, and they have the same elastic properties given to the salt matrix in Table 1. Similarly for the implicit modeling, we use the parameters in Table 1 for the salt phase, the same elastic constants for the insolubles phase and we conduct the same simulation on the cylinder where the insolubles are modeled implicitly.

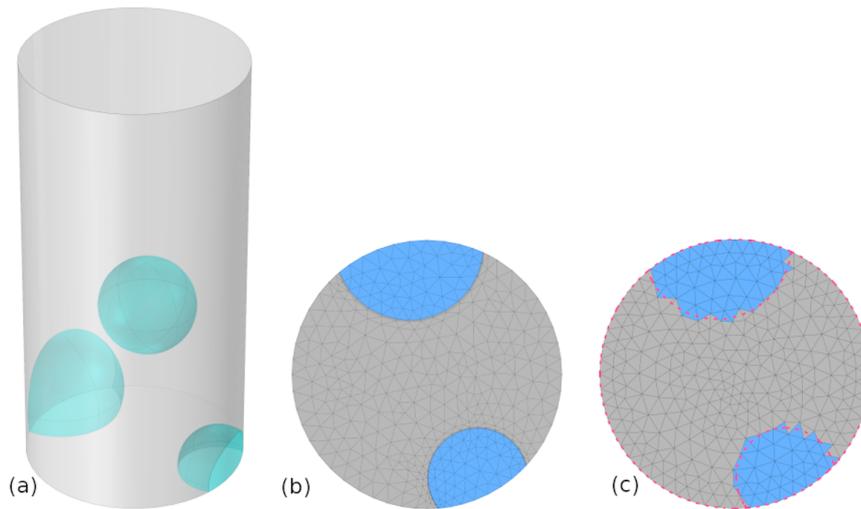


Figure 8: (a) Modeled salt specimen as a pure halite matrix (gray) and nodules of insoluble materials (cyan), (b) 2D view of the lower surface when the inclusions are modeled explicitly and (c) 2D view of the lower surface when the inclusions are modeled implicitly.

The results of this comparison are shown in Figures 9 and 10 and they demonstrate the equivalence between the explicit and the implicit approaches, and all else being equal, the computing time for the second simulation (implicit approach) was approximately 3 times lower than that of the simulation based on the explicit approach. We note the slight difference in the volumetric behavior between the two simulations, in fact in the implicit calculation the angular points of the

elements tagged as insolubles, favor the development of tensile zones this can be seen clearly in Figure 10, which explains the fact that dilatancy is seen earlier in the simulation with this approach.

The results from Figures 4 to 10, prove the validity and efficiency of the proposed modeling approach and its capability to describe correctly the phenomenological behavior of rock salt specimens during laboratory tests.

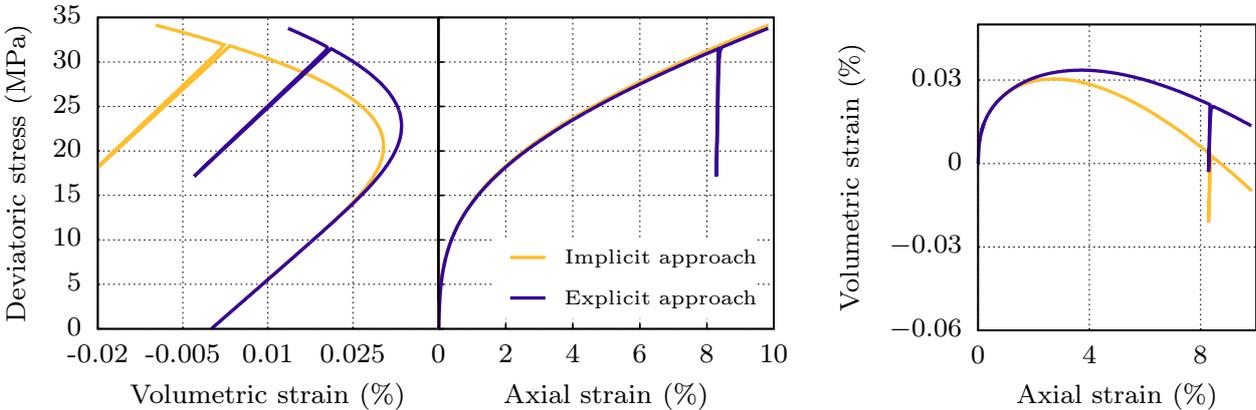


Figure 9: Simulations results of a typical triaxial compression test under a confining pressure of 5 MPa and a constant axial strain rate of 10^{-6}s^{-1} , on the specimen in Figure 8 modeled with both the implicit and the explicit approaches.

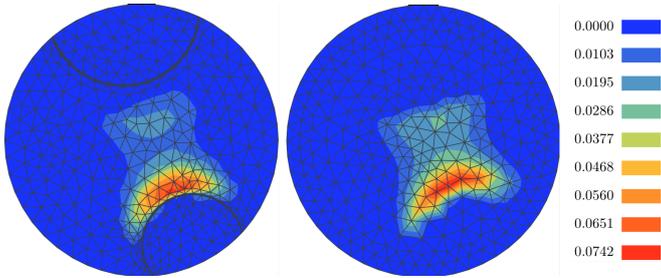


Figure 10: Distribution of the tensile mechanism internal variable at the end of the simulations of Figure 9: explicit approach on the left and implicit approach on the right.

4. Numerical Investigation

4.1. Natural variability and specimens representativity

We use the modeled salt block from Figure 2 and we virtually sample 4 specimens of diameter $D = 6.5$ cm (approximately $3a$, where a is the size of the heterogeneities, see Equation 12) and

height $H = 13$ cm and on each, we conduct the same simulation of a typical triaxial compression test. The specimens are shown in Figure 11 and the results of the simulations in Figure 12.

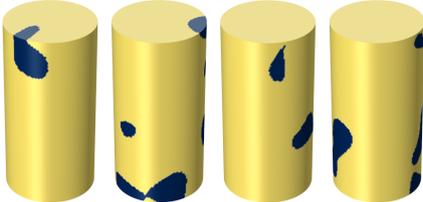


Figure 11: Four cylindrical samples of diameter 6.5 cm and a slenderness ratio of 2 virtually cored from the block in Figure 2. The specimens are labeled C1 to C4 from left to right.

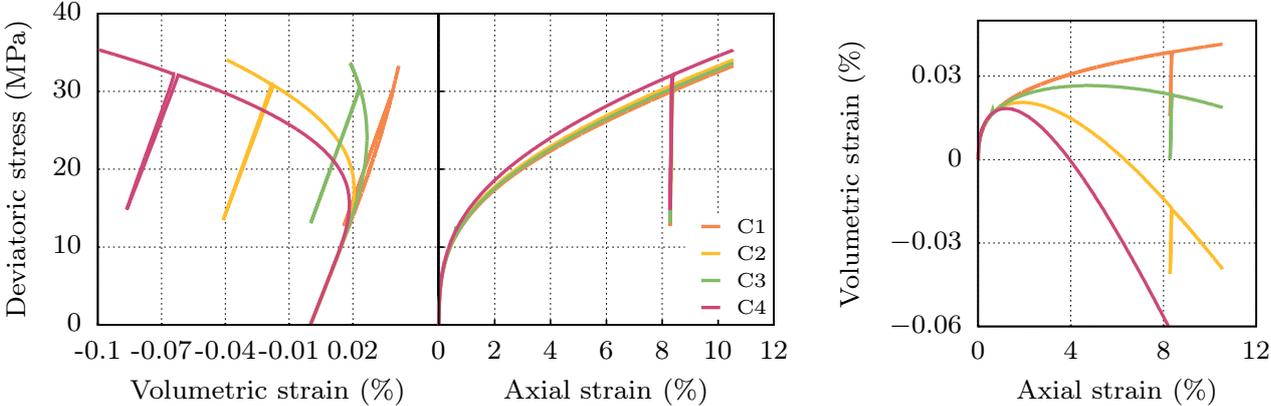


Figure 12: Simulations results of the same typical triaxial compression test (confining pressure of 5 MPa and an axial strain rate of 10^{-6} s^{-1}) on the specimens in Figure 11.

We note that the specimen-to-specimen variation slightly affects the deviatoric response but it has a significant impact on the volumetric strain measurements. This is often observed during laboratory tests and it means that the used specimens are smaller than the required RVE for the studied rock. We also note that when the heterogeneities size is comparable to the cored specimens dimensions, we risk sampling specimens with very low insolubles content (see specimen C1 in Figure 11) or specimens with rather high insolubles content (specimen C4 in Figure 11). In terms of volumetric behavior, the specimen C1 indicates a very high dilatancy onset (see Figure 12): relying only on this test results would misguide the design process by providing an overly optimistic dilatancy criterion. However, relying solely on information from test on specimen C4

would give a rather conservative criterion. This is problematic since conservative criteria ensure a safe but far from optimal functioning of the underground facility, whereas optimistic criteria do not guarantee the safety of the site which can lead to dangerous consequences.

4.2. Determination of the RVE size for volumetric behavior

In order to reach the required RVE and further understand the effect of the impurities on the specimens representativity, we repeat the process explained in section 4.1 (virtual sampling of specimens from the block in Figure 2 from random positions, and conducting the same simulation on all the samples), but each time we increase the size of the specimens. This process is repeated on cylindrical specimens of slenderness ratio of 2 and diameters 4, 5, 10, 15, 20 and 25 times bigger than a , the characteristic size of the heterogeneities. The specimens are shown in Figure 13 and the results of the simulations in Figure 14.

Figure 14 shows that the dispersion of the results decreases with the size of the specimens, especially in terms of the volumetric strain and therefore the dilatancy onset. When the chosen diameter is $\geq 15a$, there is almost no data scattering which implies that the representative size is reached. This leads us to recommend the size of the RVE in our case: a cylindrical specimen of a slenderness ratio of 2 and a diameter of $15a$ where a is the characteristic size of the visible heterogeneities. In our case we considered $a = 2$ cm so our REV is a cylinder of diameter $D = 30$ cm and height $H = 60$ cm.

In practice it may not be possible to test specimens of such size or bigger. For this reason, in the following section we propose a methodology that combines experimental and numerical work to overcome this issue.



Figure 13: Virtual sampling of cylindrical specimens with a slenderness ratio of 2 from the block in Figure 2. From left to right, four specimens are cored having the diameters of $4a$, $5a$, $10a$, $15a$, $20a$ and $25a$, with a the characteristic size of the heterogeneities.

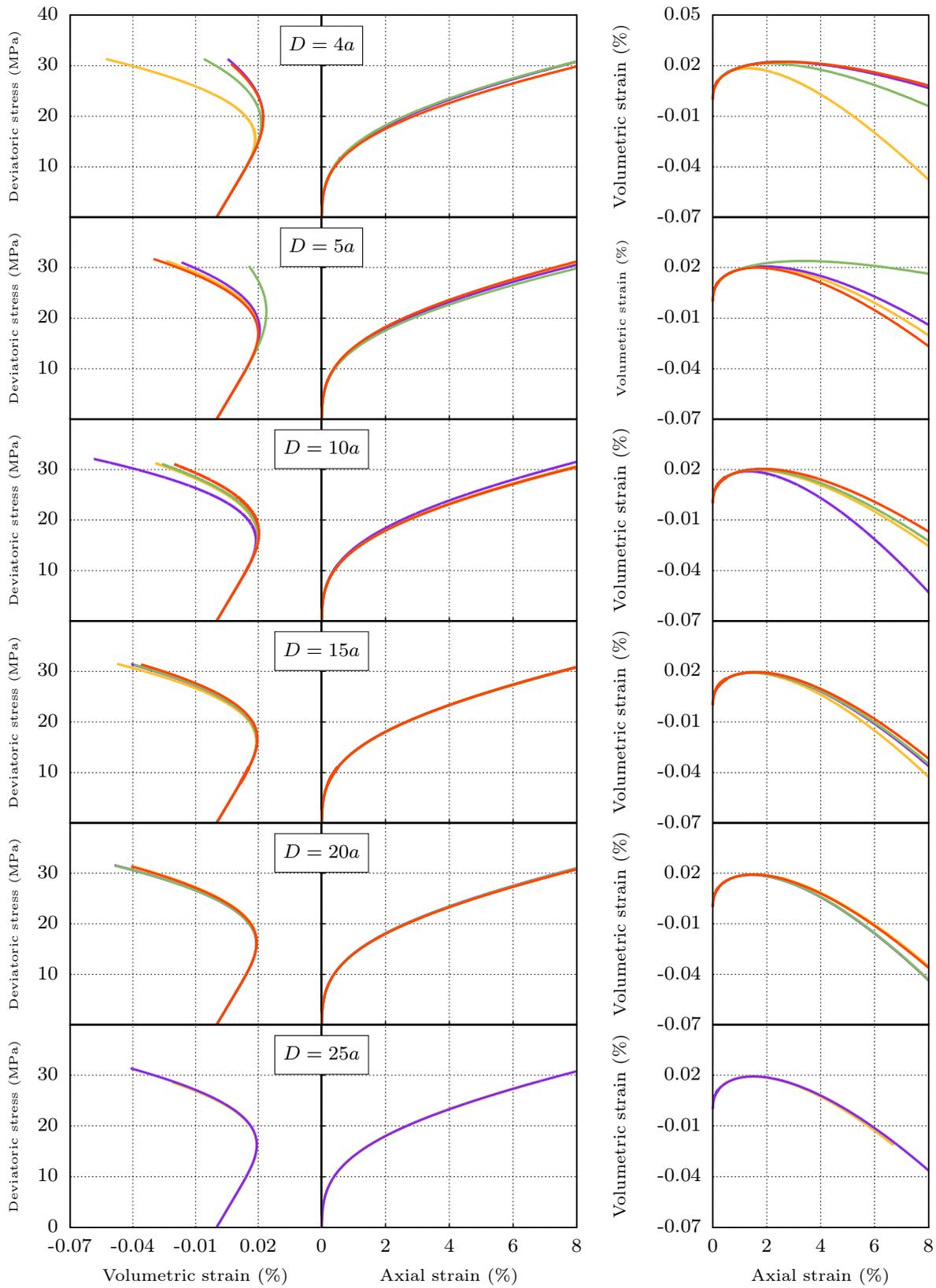


Figure 14: Results of simulations of a typical triaxial compression test (confining pressure of 5 MPa and an axial strain rate of 10^{-6} s^{-1}) on the specimens in Figure 13.

4.3. Equivalent homogeneous material

When laboratory tests are performed on non representative specimens, and when it is not possible to use bigger specimens we propose the following methodology:

1. After the experimental measurements are taken on a non representative specimen, the distribution of the insolubles should be numerically modeled. This could be achieved by considering a two-phase medium similarly to what has been presented in this work.
2. Perform a history matching of the parameters of the model detailed in section 2, in order to obtain the parameters for the viscoplastic phase and the elastic one.
3. Once each phase is correctly described, numerically model a representative and bigger specimen.
4. Simulate the test conducted in the laboratory on the modeled representative specimen with the specifications in section 3.1.
5. The obtained results could be considered as experimental measurements and therefore could be fitted using a macroscopic model that accounts for dilatancy at a constitutive level. This model could be the one presented in section 2 when the distortion and dilatancy mechanisms are activated and the tensile one is not: different considerations that allow the model to be adequate to describe the macroscopic behavior of rock salt as it was mentioned in section 2.

We illustrate this methodology based on the results of the simulations shown in Figure 14. Consider the results obtained in Figure 14 on the specimens of diameter 15a, experimental measurements. We choose one of the four presented curves randomly (since all the specimens meet the RVE size requirement), on these measurements we fit the parameters of the model presented in section 2 with the following considerations when assuming the homogeneity of the stress and strain fields:

- only the distortion and the viscoplastic dilatancy mechanisms are activated: $C = 0$ (Equation 5) and $z \neq 0$ (Equation 4). The observed dilatancy was originally the result of a microscopic tensile phenomenon, at this stage we do not consider neither the structure of the

specimen nor any microscopic phenomena. We use the model of section 2 to describe the observed behavior (distorsion and dilatancy) regardless of the internal structure of the specimen;

- the tensile mechanism is not taken into account ($\lambda = 0$ Equation 10) since the simulation is that of a compressive triaxial test and the assumption of homogeneity of the stress and strain fields is made.

We present the obtained fitting in Figure 15 and the corresponding parameter set in Table 2. If the fitted measurements were real experimental data on rock salt specimens, the resulting parameter set would be valid to study an underground facility in the corresponding salt formation.

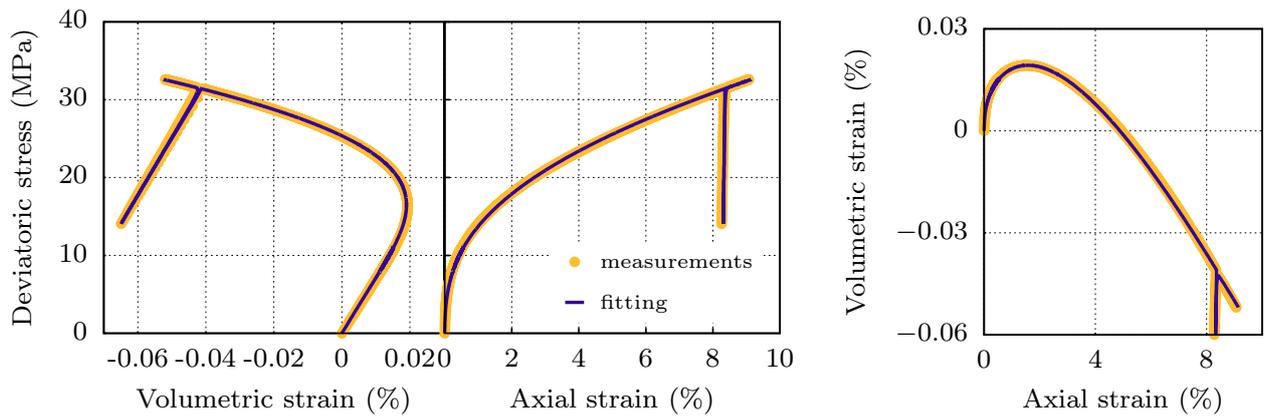


Figure 15: Fitting of the results of the simulations on specimens of diameter 15a presented in Figure 14, with the constitutive model presented in section 2 following the specifications of section 4.3.

In order to demonstrate the importance of fitting the model parameters on a RVE, we compare the fitting in Figure 15 to a global fitting of the tests in Figure 12. The results are shown in Figure 16 and the corresponding parameter sets in Tables 2 and 3. We note the difference between the two fittings and the corresponding parameter sets. In our case, fitting on non RVE led to an optimistic dilatancy design criterion: the dilatancy onset indicated by the representative behavior is lower than that measured on volumes smaller than the required RVE. This fitting accounts for the results of specimen C1 (see Figures 11 and 12), which were extremely optimistic due to the low insolubles content in this cored specimen (see section 4.1), thus the resulting global behavior was

optimistic as well. However the results of specimen C4 (see Figures 11 and 12) are conservative compared to the representative behavior. In fact, as explained in section 4.1, when the cored specimens have dimensions comparable to the heterogeneities, the cored specimens can randomly have higher or lower insolubles content than the REV. The first case leads to overly conservative design criteria, which compromises the optimal functioning of the underground facility, and the second case leads to optimistic design criteria that can endanger the facility. Thus, using tests conducted on non RVE can induce critical errors when determining dilatancy criteria.

| Elasticity | | | | |
|-------------------|-----------|-------|-------|--------|
| E | ν | | | |
| 29117 | 0.30 | | | |
| distortion | | | | |
| a | β | K | C | |
| 0.232 | 2.041 | 0.1 | 0 | |
| Dilatancy | | | | |
| z | n | N | m | M |
| 1.93 | 1.07 | 0.07 | 1.736 | 0.0015 |
| Tension | | | | |
| d | Λ | R_t | S | s |
| 10 | 0 | 0 | 1 | 1 |

Table 2: Parameters used to fit the measurements in Figure 16 (measurements on the RVE). The unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days.

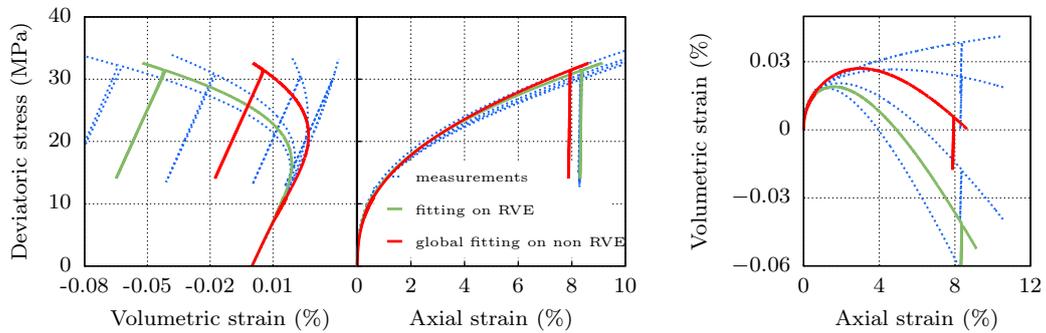


Figure 16: Comparison of a global fitting on the measurements from Figure 12 (non RVE) and the fitting on the RVE from Figure 15.

| Elasticity | | | | |
|-------------------|-----------|-------|-------|-------|
| E | ν | | | |
| 29061 | 0.30 | | | |
| distortion | | | | |
| a | β | K | C | |
| 0.219 | 1.968 | 0.08 | 0 | |
| Dilatancy | | | | |
| z | n | N | m | M |
| 0.05 | 2.04 | 0.001 | 1.296 | 0.001 |
| Tension | | | | |
| d | Λ | R_t | S | s |
| 10 | 0 | 0 | 1 | 1 |

Table 3: Parameters used to perform the global measurements in Figure 16 (measurements on non RVE specimens). The unit system is such that strain is in $\mu\text{m/m}$, stress is in MPa and time in days.

5. Conclusions and perspectives

In this work, the effect of the material heterogeneity of rock salt on the representativity of the tested specimens was investigated. Due to the small magnitude of the measured volumetric strains and the shortcomings of experimental works, this investigation was carried out numerically. We made the assumption that rock salt is a two-phase medium composed of pure halite and insoluble materials. We proposed an implicit modeling approach based on leveled Gaussian random fields to describe the heterogeneities within the pure halite matrix. Three different constitutive laws were needed to describe the pure salt, the insolubles and rock salt. We used a single model that is flexible enough and that can be adapted to describe the behavior of each material with the proper choice of parameters.

The approach was validated and it proved that the global dilatancy of specimens can be a result of a micro fracturing activity due to the tensile zones created between pure halite and insoluble materials. The study proved also that the presence of heterogeneities can lead to representativity issues which in their turn can misguide the design of underground facilities. A virtual sampling

of specimens of different sizes from a salt block was performed. Simulations of typical triaxial compression tests were conducted on these virtual specimens and the size requirements to reach representativity were specified. Since it is not always possible to test representative specimens, we proposed a methodology that uses the experimental results on non RVE and the numerical approach proposed in this paper, to construct an RVE and numerically build a data base that could be fitted with a macroscopic model for rock salt. This model and the resulting parameter set could be used to study underground facilities in salt formations.

The authors are aware that considering rock salt as a two-phase medium is a simplifying assumption. In the future, the proposed approach can be applied to consider a multi-phase material with more adequate rheological laws for the heterogeneities rather than the simple elastic one.

Acknowledgements

The authors would like to thank their colleagues Michel Tijani and Christian Lantuéjoul from Mines ParisTech, for their constructive discussions.

References

- Alkan, H., Cinar, Y., Pusch, G., 2007. Rock salt dilatancy boundary from combined acoustic emission and triaxial compression tests. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 44, 108 – 119. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2006.05.003>.
- Azabou, M., Rouabhi, A., Blanco-Martín, L., 2020a. Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* .
- Azabou, M., Rouabhi, A., Blanco-Martín, L., Hadj-Hassen, F., Tijani, M., 2020b. On the effect of insoluble materials on rock salt dilatancy. *American Rock Mechanics Association* .
- Bargmann, S., Klusemann, B., Markmann, J., Schnabel, J.E., Schneider, K., Soyarslan, C., Wilmers, J., 2018. Generation of 3d representative volume elements for heterogeneous materials: A review. *Progress in Materials Science* 96, 322 – 384.
- Bays, C.A., 1963. Use of salt cavities for underground storage, in: *Symposium on Salt*. Northern Ohio Geological Society., Cleveland, Ohio.
- Berk, N.F., 1991. Scattering properties of the leveled-wave model of random morphologies. *Physics Review A* 44, 5069–5079.
- Blanca, V.H., 1991. Évaluation qualitative du rôle de la texture dans le fluage du sel Bressan. Ph.D. thesis.

- Cahn, J.W., 1965. Phase separation by spinodal decomposition in isotropic systems. *The Journal of Chemical Physics* 42, 93–99.
- Chemin, P., 1990. Etude du rôle des inclusions fluides dans les mécanismes de déformation des roches halitiques. Application aux formations salifères du bassin bressan. Theses. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- de Barros Gallo, A., Roberto Simões-Moreira, J., Hirdan Katarina de Medeiros Costa, Santos, M., Moutinho dos Santos, E., 2016. Energy storage in the energy transition context: A technology review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 65, 800 – 822. doi:<https://doi.org/10.1016/j.rser.2016.07.028>.
- DeVries, K.L., Mellegard, K.D., Callahan, G.D., Goodman, W.M., 2005. Cavern roof stability for natural gas storage in bedded salt. Technical report DE-FG26-02NT41651. RESPEC, Rapid City, South Dakota.
- Erickson, K.P., Lempp, C., Pöllmann, H., 2015. Geochemical and geomechanical effects of scCO₂ and associated impurities on physical and petrophysical properties of Permian Sandstones (Germany): an experimental approach. *Environmental Earth Sciences* doi:[10.1007/s12665-015-4437-0](https://doi.org/10.1007/s12665-015-4437-0).
- Fan, J., Jiang, D., Liu, W., Wu, F., Chen, J., Daemen, J., 2019. Discontinuous fatigue of salt rock with low-stress intervals. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 115, 77 – 86. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2019.01.013>.
- Field, R., Grigoriu, M., 2012. Level cut gaussian random field models for transitions from laminar to turbulent flow. *Probabilistic Engineering Mechanics* 28, 91 – 102. doi:<https://doi.org/10.1016/j.probengmech.2011.08.023>. computational Stochastic Mechanics — CSM6.
- Heusermann, S., Rolfs, O., Schmidt, U., 2003. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model. *Computers & Structures* .
- Khaledi, K., Mahmoudi, E., Datcheva, M., Schanz, T., 2016. Stability and serviceability of underground energy storage caverns in rock salt subjected to mechanical cyclic loading. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* .
- Labaune, P., 2018. Comportement thermomécanique du sel gemme : Application au dimensionnement des cavités. Ph.D. thesis. École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Labaune, P., Rouabhi, A., Tijani, M., Blanco-Martín, L., You, T., 2018. Dilatancy criteria for salt cavern design: A comparison between stress- and strain-based approaches. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 51, 599–611.
- Lantuéjoul, C., 2002. Geostatistical simulation. Models and algorithms. doi:[10.1007/978-3-662-04808-5](https://doi.org/10.1007/978-3-662-04808-5).
- Li, H., Yang, J., Han, Y., Yang, C., Daemen, J., Li, P., 2019. Weibull grain-based model (W-GBM) for simulating heterogeneous mechanical characteristics of salt rock. *Engineering Analysis with Boundary Elements* 108, 227 – 243. doi:<https://doi.org/10.1016/j.enganabound.2019.09.001>.
- Liu, W., Muhammad, N., Chen, J., Spiers, C., Peach, C., Deyi, J., Li, Y., 2016. Investigation on the permeability characteristics of bedded salt rocks and the tightness of natural gas caverns in such formations. *Journal of Natural Gas Science and Engineering* 35, 468 – 482. doi:<https://doi.org/10.1016/j.jngse.2016.07.072>.

- Liu, W., Zhang, X., Fan, J., Zuo, J., Zhang, Z., Chen, J., 2020. Study on the mechanical properties of man-made salt rock samples with impurities. *Journal of Natural Gas Science and Engineering* 84, 103683. doi:<https://doi.org/10.1016/j.jngse.2020.103683>.
- Liu, Y., Li, J., Sun, S., Yu, B., 2019. Advances in Gaussian random field generation: A review. *Computational Geosciences* .
- Mansouri, H., Prior, D.J., Ajalloeian, R., Elyaszadeh, R., 2019. Deformation and recrystallization mechanisms inferred from microstructures of naturally deformed rock salt from the diapiric stem and surface glaciers of a salt diapir in southern iran. *Journal of Structural Geology* 121, 10 – 24.
- Ozarslan, A., 2012. Large-scale hydrogen energy storage in salt caverns. *International Journal of Hydrogen Energy* 37, 14265 – 14277. doi:<https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2012.07.111>. hYFUSEN.
- Popp, T., Wiedemann, M., Kansy, A., Pusch, G., 2017. Gas transport in dry rock salt - implications from laboratory investigations and field studies, in: *The mechanical behavior of salt - understanding of THMC processes in salt*.
- Pouya, A., 1991. Comportement rhéologique du sel gemme. Application à l'étude des excavations souterraines. Ph.D. thesis. Thèse de doctorat dirigée par Nguyen-Minh, Duc Terre, océan, espace Marne-la-vallée, ENPC 1991.
- Pouya, A., 2000. Micro–macro approach for the rock salt behaviour. *European Journal of Mechanics - A/Solids* 19, 1015–1028. doi:[https://doi.org/10.1016/S0997-7538\(00\)00204-7](https://doi.org/10.1016/S0997-7538(00)00204-7).
- Pouya, A., Zhu, C., Arson, C., 2016. Micro–macro approach of salt viscous fatigue under cyclic loading. *Mechanics of Materials* 93, 13–31. doi:<https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2015.10.009>.
- Roberts, A.P., Garboczi, E.J., 2002. Computation of the linear elastic properties of random porous materials with a wide variety of microstructure. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 458, 1033–1054.
- Roberts, L.A., Buchholz, S.A., Mellegard, K.D., Düsterloh, U., 2015. Cyclic loading effects on the creep and dilation of salt rock. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 48, 2581–2590.
- Rouabhi, A., Labaune, P., Tijani, M., Gatelier, N., Hévin, G., 2019. Phenomenological behavior of rock salt: On the influence of laboratory conditions on the dilatancy onset. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering* .
- Roubin, E., 2013. Meso-scale FE and morphological modeling of heterogeneous media: applications to cementitious materials. Ph.D. thesis. École Normale Supérieure de Cachan.
- Sobolik, S., Ehgartner, B., 2011. Analysis of the stability of large-diameter caverns for the strategic petroleum reserve, in: *SMRI spring 2011 technical conference*.
- Song, X., Xu, F., Shi, Y., Zhang, Y., Pan, Z., Song, G., 2020. Numerical simulation of the rotating water jet flushing the insoluble particles in the salt cavern underground gas storage. *Journal of Energy Storage* , 101869doi:<https://doi.org/10.1016/j.est.2020.101869>.
- Soubeyran, A., Rouabhi, A., Coquelet, C., 2019. Thermodynamic analysis of carbon dioxide storage in salt caverns

- to improve the Power-to-Gas process. *Applied Energy* 242, 1090 – 1107. doi:<https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2019.03.102>.
- Soyarslan, C., Bargmann, S., Pradas, M., Weissmüller, J., 2018. 3d stochastic bicontinuous microstructures: Generation, topology and elasticity. *Acta Materialia* 149, 326 – 340.
- Speranza, G., Vinciguerra, S., Di Genova, D., Romano, C., Vona, A., Mollo, S., Iarocci, A., 2013. New insights on the rheological properties of a rocksalt, in: *AGU Fall Meeting Abstracts*, pp. MR13A–2233.
- Speranza, G., Vona, A., Vinciguerra, S., Romano, C., 2016. Relating natural heterogeneities and rheological properties of rocksalt: New insights from microstructural observations and petrophysical parameters on Messinian halites from the Italian Peninsula. *Tectonophysics* 666, 103 – 120.
- Spiers, C., Peach, C., brzesowsky, R., 1989. Long-term rheological and transport properties of dry and wet salt rocks: final report. Office for Official Publications of the European Communities.
- Staudtmeister, K., Rokahr, R., 1997. Rock mechanical design of storage caverns for natural gas in rock salt mass. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 34, 300.e1 – 300.e13.
- Teubner, M., 1991. Level surfaces of Gaussian random fields and microemulsions. *Europhysics Letters (EPL)* 14, 403–408.
- Thiemeyer, N., Habersetzer, J., Peinl, M., Zulauf, G., Hammer, J., 2015. The application of high resolution X-ray computed tomography on naturally deformed rock salt: Multi-scale investigations of the structural inventory. *Journal of Structural Geology* 77, 92–106.
- Thiemeyer, N., Zulauf, G., Mertineit, M., Linckens, J., Pusch, M., Hammer, J., 2016. Microfabrics and 3D grain shape of Gorleben rock salt: Constraints on deformation mechanisms and paleodifferential stress. *Tectonophysics* 676, 1 – 19.
- Torquato, S., 2002. *Random Heterogeneous Materials: Microstructure and Macroscopic Properties*. volume 55.
- Wang, T., Yang, C., Chen, J., Daemen, J., 2018. Geomechanical investigation of roof failure of China's first gas storage salt cavern. *Engineering Geology* 243, 59 – 69.
- Wang, T., Yang, C., Ma, H., Li, Y., Shi, X., Li, J., Daemen, J., 2016. Safety evaluation of salt cavern gas storage close to an old cavern. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 83, 95 – 106.
- Wernt, B., Tilmann, R., 2007. Concepts and technologies for radioactive waste disposal in rock salt. *Acta Montanistica Slovaca* 12.
- Wu, Z., Zhou, H., Ding, J., Ran, L., Yi, H., 2012. Research on permeability testing of rock salt under different permeability pressures. *Yanshilixue Yu Gongcheng Xuebao/Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering* 31, 3740–3746. Cited By 13.
- Xu, Y., Liu, J., Xu, H., Li, T., Xiang, G., Deng, C., Wu, C., 2016. Experimental study on acoustic emission characteristics of salt rock with impurities under uniaxial compression. *Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition)* 48, 37–45. doi:[10.15961/j.jsuese.2016.06.006](https://doi.org/10.15961/j.jsuese.2016.06.006).

Yang, C., Wang, T., Qu, D., Ma, H., Li, Y., Shi, X., Daemen, J., 2016. Feasibility analysis of using horizontal caverns for underground gas storage: A case study of yunying salt district. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*

Chapter 4

Nouveau modèle de comportement du sel gemme

Sommaire

| | |
|---|------------|
| Préambule | 99 |
| 1 Abstract | 100 |
| 2 Introduction | 100 |
| 3 Constitutive models | 101 |
| 3.1 The Munson-Dawson constitutive model | 101 |
| 3.2 The Lemître constitutive model | 101 |
| 3.3 The RTL2020 constitutive model | 101 |
| 4 Models comparison on the basis of laboratory tests . . . | 103 |
| 4.1 Laboratory tests | 103 |
| 4.2 Parameters fitting and time extrapolation | 106 |
| 5 Analysis of a comprehensive testing campaign with RTL2020 | 106 |
| 5.1 Laboratory tests | 106 |
| 5.2 Parameters fitting | 106 |
| 6 Inverse creep | 106 |
| 7 Conclusion | 109 |

Préambule

Dans ce chapitre on propose un modèle de comportement du sel gemme avec des prédictions sur le long terme, ni trop optimistes ni excessivement conservatrices. En effet, le dimensionnement des ouvrages dans les formations salines doit prendre en compte leur durée de vie entière, de l'exploitation jusqu'à l'abandon. On a donc besoin d'une loi rhéologique qui peut décrire proprement le comportement du sel sur les court et long termes pour assurer le fonctionnement optimal de ces ouvrages.

On confronte les résultats de 5 campagnes expérimentales réalisées sur 5 sels de différentes provenances géologiques (Europe, États-Unis, Moyen-Orient. . .) avec des modèles existants dans la littérature : le modèle de Lemaitre et le modèle de Munson-Dawson qui représentent les deux catégories principales des lois de fluage du sel : les modèles transitoires et stationnaires. Cette confrontation prouve que ces modèles sont capables de bien décrire les essais de laboratoire, cependant leurs prédictions en terme de déformabilité sont soit trop optimistes (c'est le cas pour les modèles qui décrivent un fluage purement transitoire) ou excessivement conservatrices (c'est le cas pour les modèles qui décrivent un fluage stationnaire).

On propose un modèle rhéologique qui décrit la distorsion et la dilatance. La partie volumique est identique à celle du modèle RTL développée dans les travaux de [Labaune \[2018\]](#), tandis que la partie distorsion est composée de deux mécanismes transitoires avec différents temps caractéristiques. Le formalisme mathématique de cette loi, que l'on nomme RTL2020, est assez flexible et on a fait le choix de paramètres de manière à ce que les deux mécanismes transitoires soient liés.

La confrontation de RTL2020 avec les 5 campagnes expérimentales a prouvé son aptitude à bien décrire les essais de laboratoire. La comparaison de ses prédictions à long terme avec celles des modèles existants a mis en évidence sa capacité à fournir des prédictions préférables à celles données par les autres modèles : dans les 5 cas, les prédictions de RTL2020 sont entre celles des modèles existants.

RTL2020 est ensuite validé sur une sélection des résultats de la campagne expérimentale faite durant la thèse. Elle contient des essais de compression triaxiale à contrainte moyenne constante et à vitesse de déformation axiale constante. Elle comprend aussi des essais de fluage à paliers de déviateur, à contrainte moyenne constante et à paliers de contrainte moyenne. RTL2020 a fourni un ajustement satisfaisant de l'ensemble de ces essais avec un seul jeu de paramètres. Parmi les essais ajustés, il y a ceux qui durent quelques heures, quelques jours et d'autres durent quelques centaines de jours. Ceci prouve l'aptitude de RTL2020 à décrire correctement le comportement du sel au laboratoire sous différents historiques de chargement tout en donnant des prédictions pertinentes sur le long terme.



Contents lists available at ScienceDirect

International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences

journal homepage: <http://www.elsevier.com/locate/ijrmms>

Rock salt behavior: From laboratory experiments to pertinent long-term predictions

M. Azabou^{a,*}, A. Rouabhi^a, L. Blanco-Martín^a, F. Hadj-Hassen^a, M. Karimi-Jafari^b, G. Hévin^c

^a MINES ParisTech, PSL Research University, Centre de Géosciences, 35 Rue St Honoré, Fontainebleau, 77300, France

^b Geostock Entrepouse, 2 Rue des Martinets, Rueil-Malmaison, 92500, France

^c Storengy, 12 Rue Raoul Nordling, Bois-Colombes, 92274, France

ARTICLE INFO

Keywords:

Rock salt
Constitutive modeling
Long-term creep
Laboratory tests
Time extrapolation

ABSTRACT

In the energy transition context, salt caverns are probably the most promising storage solution that promotes the development of intermittent renewable energies, due to their flexible and high deliverability. However, their design is still challenging since it should account for their entire lifetime, from rapid cycling exploitation to centuries of abandonment. The key to an optimal design is a constitutive model for rock salt that ensures pertinent short and long-term predictions. In this paper, we confront the results of five experimental campaigns conducted on different salts with existing rheological models. This confrontation proved that the studied models are capable of describing laboratory tests, however their predictions for the long term are either too conservative or overly optimistic. In practice, conservative or optimistic approaches do not ensure the optimal design of the facility. For this reason, we propose a new constitutive model that provides pertinent long-term predictions while interpreting satisfactorily short-term and long-term laboratory tests.

1. Introduction

Solution mined caverns in salt formations have proven to be among the most efficient techniques for storage of different energy vectors since the 1960s.^{1–10} Today these facilities have an important role in the energy transition context. Their flexible and high deliverability makes them the most promising solution to respond to peak demand for intermittent clean energies. The feasibility studies and the design of these caverns should account for the exploitation phase and for the decades and sometimes centuries of the abandonment phase. The optimal design of these structures rests upon the use of a constitutive model with pertinent short and long-term predictions.

There cannot be a unique rheological model able to describe the behavior of a geological material such as rock salt, under all kinds and within all ranges of thermo-mechanical loadings. What is sought instead, are approximate laws that can provide a close enough description to the real behavior of the rock within a given range of loading conditions. This explains the abundance of rock salt constitutive models in the literature. All the existing models, despite the differences in the phenomena they account for (dilatancy, healing, inverse creep, transient, steady state and tertiary creep, damage, extension, strain under tensile loading ...), agree on two facts: first, rock salt has a

strongly time dependent behavior and second, laboratory tests are essential for their parameters calibration. The multitude of models proves their limitations and justifies the need for the research on rock salt rheology to continue.

Long-term behavior is one of the main challenges for the rheological modeling of rock salt. In fact, it is technically possible to conduct tests under all desired loading conditions (different strain rates, temperatures, mechanical and thermal cycling ...). However, contrary to the thermo-mechanical variables, we do not have control over the time of laboratory experiments, which is negligible compared to the lifetime of the underground facilities (a few months or years in the best case scenario, compared to few decades or even centuries in the field). When performing a time-extrapolation of the existing models, three kinds of responses are obtained: (i) a transient response where the strain rate continuously decreases,^{11–13} (ii) a purely steady-state response where the strain rate remains constant and the strain increases linearly over time¹⁴ and (iii) a transient response that stabilizes into a steady-state regime where the strain starts increasing linearly over time.^{15–25}

Fig. 1 illustrates this point where we show a qualitative comparison of the three responses based on the simulation of a uniaxial creep test over 30 years. As shown, the transient model gives an overly optimistic prediction while the two other models are rather conservative.²⁶ studied

* Corresponding author.

E-mail address: mejda.azabou@mines-paristech.fr (M. Azabou).

<https://doi.org/10.1016/j.ijrmms.2020.104588>

Received 13 November 2020; Accepted 23 December 2020

Available online 2 May 2021

1365-1609/© 2021 Elsevier Ltd. All rights reserved.

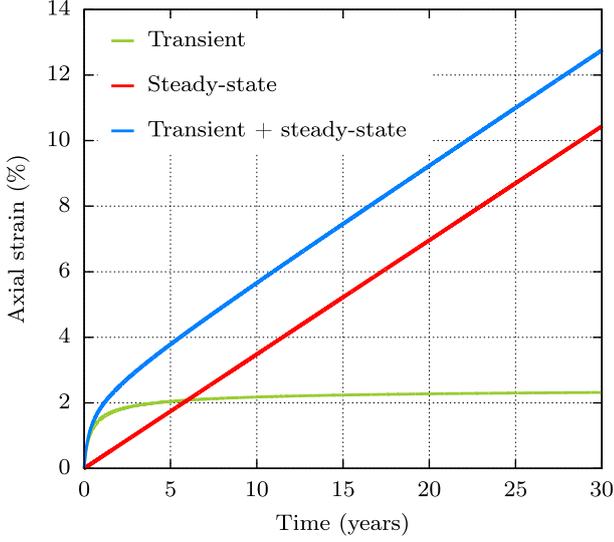


Fig. 1. Time-extrapolation of three models with different creep responses on a uniaxial creep test.

the differences in the long-term behavior predicted by these types of models. The study confirmed that the transient models and the steady state ones predict significantly different behaviors on the long term, and suggested that, since in terms of laboratory tests both models give satisfactory interpretations, the most conservative predictions should be selected. However in practice, the optimal design of salt caverns cannot be based on overly conservative approaches.

The purpose of this paper is to propose a model with pertinent predictions for long-term creep behavior. We propose an enrichment to the distortion part of a model that has been detailed in Ref. 13. The modification consists in adding to the transient component, a second transient mechanism inspired by the Munson-Dawson¹⁵ transient creep. This allows to have a compromise between the steady state models and the transient ones in terms of the strain rate and the characteristic time. The added mechanism allows also to describe inverse creep^{17,22,27-30} and links it to hysteresis loops of the unloading-loading cycles of triaxial compression tests. The authors are aware that in-situ data that covers years of exploitation activity, is needed to fully validate the model and truly assess the pertinence of its time extrapolation. However, acquiring such data and using it for research work is difficult, since -even if they exist-these measurements are destined for exploitation purposes.

This paper is structured as follows. In the first section two existing models and the new proposed one are presented. In section 3, we compare these constitutive laws on the basis of five experimental campaigns conducted at Mines ParisTech on rock salts from different geographic locations. The comparison concerns the capability of the three models to fit long-term (creep) and short-term (conventional triaxial compression) tests with the same parameter set, and the pertinence of their long-term predictions. In section 4 the new model is used to analyze a comprehensive test campaign and the inverse creep phenomenon is discussed in section 5.

2. Constitutive models

All these constitutive laws agree on the partition of the total strain rate tensor $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}$ into elastic $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{el}$, thermal $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{th}$ and viscoplastic parts $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}$:

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}} = \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{el} + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{th} + \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}; \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{el} = \frac{1+\nu}{E} \underline{\underline{\sigma}} - \frac{\nu}{E} tr(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{1}}; \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{th} = \alpha_{th} \dot{T} \underline{\underline{1}} \quad (1)$$

where E, ν are the elastic constants, $\underline{\underline{\sigma}}$ is the Cauchy stress tensor, $\underline{\underline{1}}$ is the unit tensor, α_{th} is the linear thermal expansion coefficient and T is the

temperature. The viscoplastic strain tensor is generally given as a function of the thermodynamic state $(\underline{\underline{\sigma}}, T)$ and internal variables ξ with a rate that depends on $\underline{\underline{\sigma}}, T$ and the internal variables:

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \underline{\underline{\mathcal{F}}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi); \dot{\xi} = \underline{\underline{\mathcal{G}}}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \xi) \quad (2)$$

it is on the definitions of $\xi, \underline{\underline{\mathcal{F}}}$ and $\underline{\underline{\mathcal{G}}}$ that those models differ. In this section we present the following models: Munson-Dawson, Lemaitre and the model developed in this work that we shall call RTL2020.

2.1. The Munson-Dawson constitutive model

This model has been detailed in Ref. 15 and it states the following

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} = F \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss}; \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss} = \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss} \underline{\underline{J}} = \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss}(\underline{\underline{\sigma}}, T) \underline{\underline{J}}; \underline{\underline{J}} = \underline{\underline{\sigma}}' / \|\underline{\underline{\sigma}}'\| \quad (3)$$

where $\underline{\underline{\sigma}}'$ is the deviatoric part of the Cauchy stress tensor ($\underline{\underline{\sigma}}' = \underline{\underline{\sigma}} - \frac{1}{3} tr(\underline{\underline{\sigma}}) \underline{\underline{1}}$), $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss}$ denotes the steady state strain rate tensor and F is defined as follows

$$F = \begin{cases} \exp(\Delta(1 - \zeta/\epsilon_i^*)^2) & \text{if } \zeta \leq \epsilon_i^* \\ \exp(-\delta(1 - \zeta/\epsilon_i^*)^2) & \text{if } \zeta \geq \epsilon_i^* \end{cases} \quad (4)$$

$$\zeta = (F - 1) \dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss} \quad (5)$$

In this work we assume the following

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss}(\underline{\underline{\sigma}}, T) = A \exp\left(A_M \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \langle G \rangle^n; \epsilon_i^* = K_0 e^{cT} q^m \quad (6)$$

where G is a loading function chosen as $G = q$, with q the von mises equivalent stress, $\langle \cdot \rangle$ are the Macaulay brackets, i.e., $\langle x \rangle = (x + |x|)/2$, T_r is the reference temperature, $A, A_M, n, c, K_0, m, \Delta$ and δ are material constants. We note that this model accounts for transient creep (via the function F) that saturates at ϵ_i^* and the steady state flow $\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{ss}$ takes over.

2.2. The lemaitre constitutive model

This model assumes that rock salt creep is a purely transient flow, the viscoplastic strain rate decreases asymptotically to zero. It states the following

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \sqrt{3/2} \dot{\gamma}_{vp} \underline{\underline{J}} \quad (7)$$

where γ_{vp} is the viscoplastic distortion defined as

$$\dot{\gamma}_{vp} = \gamma_{vp}(\underline{\underline{\sigma}}, T, \gamma_{vp}) = \alpha \exp\left(A_L \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_r}\right)\right) \left\langle \frac{G}{K} \right\rangle^{\beta/\alpha} \gamma_{vp}^{1-\frac{1}{\alpha}} \quad (8)$$

α, β, A_L and K are positive rheological constants and T_r the reference temperature. Similarly to the previous model, G is a loading function $G = G(\underline{\underline{\sigma}}, T, \gamma_{vp})$ and is chosen as $G = q$.

2.3. The RTL2020 constitutive model

Similar to the model detailed in Ref. 13; for the viscoplastic strain rate tensor, RTL2020 assumes the following

$$\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp} = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{\gamma}_{vp} \underline{\underline{N}} - \frac{1}{\sqrt{3}} \dot{\zeta}_{vp} \underline{\underline{J}} \quad (9)$$

where $\dot{\zeta}_{vp} = -tr(\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp})$ and $\dot{\gamma}_{vp} = \sqrt{2/3} \|\dot{\underline{\underline{\epsilon}}}_{vp}\|$ are the rates of the volu-

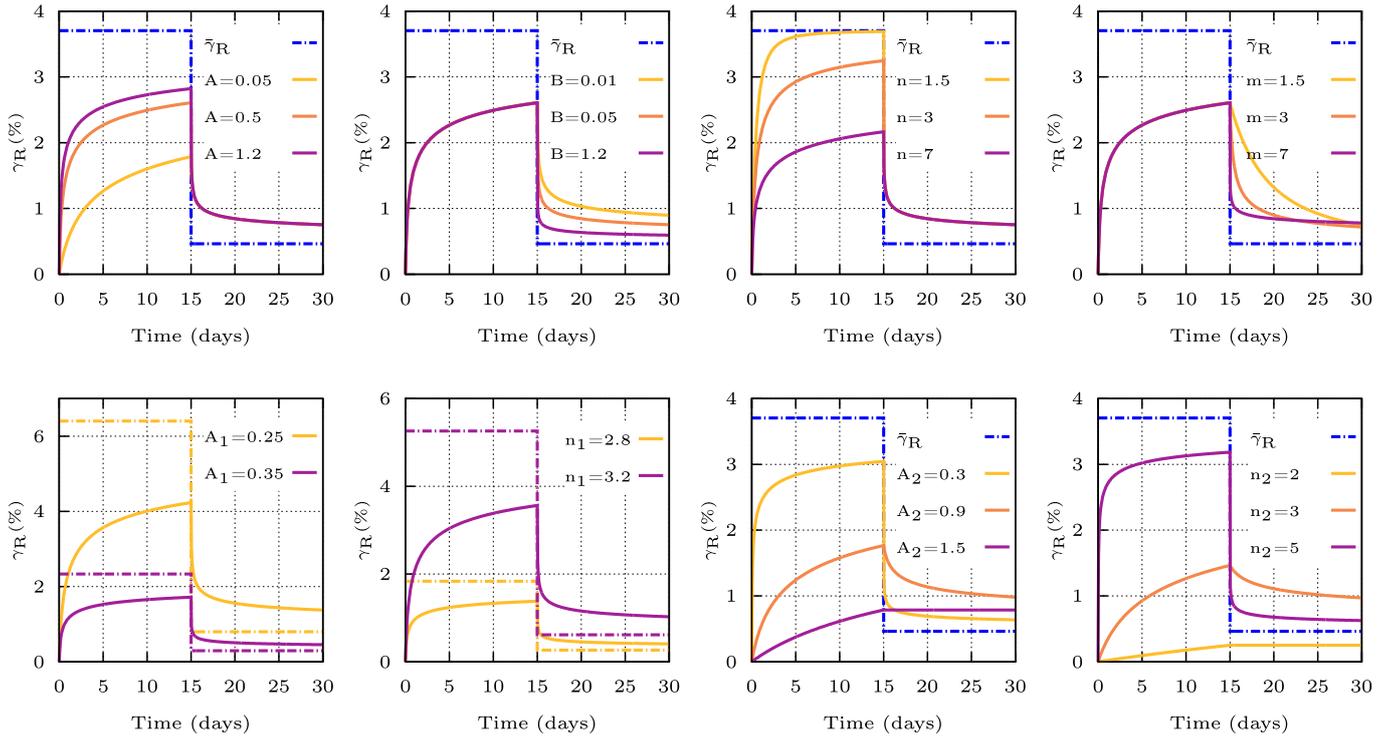


Fig. 2. Effect of the parameters of the distortion mechanism γ_R in RTL2020 model, predictions of a multistage creep test, note that in the sub-figures describing the effects of parameters A_1 and n_1 , the value of $\bar{\gamma}_R$ corresponding to each parameter is plotted in the same color in dashed line. (For interpretation of the references to color in this figure legend, the reader is referred to the Web version of this article.)

metric strain and the viscoplastic distortion, respectively, \underline{N} is a unit tensor defining the deviatoric flow direction and $\underline{I} = \underline{1}/\sqrt{3}$. The general formalism of the viscoplastic distortion is defined as

$$\dot{\gamma}_{vp} = \dot{\gamma}_L + \dot{\gamma}_R; \text{ with } \begin{cases} \dot{\gamma}_L = \psi_L(\underline{\sigma}, T, \gamma_L) \\ \dot{\gamma}_R = \psi_R(\underline{\sigma}, T, \gamma_R) \end{cases} \quad (10)$$

here $\dot{\gamma}_L$ describes a transient creep mechanism of Lemaitre's type, and $\dot{\gamma}_R$ is an added transient mechanism inspired by the Munson-Dawson model. The first transient mechanism is defined by

$$\psi_L(\underline{\sigma}, T, \gamma_L) = \alpha \exp\left(A_R \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \left\langle \frac{G}{A_2} \right\rangle^{n_2} \gamma_L^{1-\frac{1}{n_1}} \quad (11)$$

where α, A_R, A_2 and n_2 are material parameters, G is a loading function. The added distortion mechanism γ_R is defined as

$$\psi_R(\underline{\sigma}, T, \gamma_R) = \begin{cases} A \left(1 - \gamma_R/\bar{\gamma}_R\right)^n R(\underline{\sigma}, T) & \text{if } \gamma_R \leq \bar{\gamma}_R \\ \bar{\gamma}_R = \bar{\gamma}_R(\underline{\sigma}, T) \\ -B \left(\gamma_R/\bar{\gamma}_R - 1\right)^m R(\underline{\sigma}, T) & \text{if } \gamma_R \geq \bar{\gamma}_R \end{cases} \quad (12)$$

here A, B, m and n are material parameters such that $A > 0, B > 0$ and $m > 1, n > 1$.

The model offers enough flexibility in the choice of the functions $\psi_L, \bar{\gamma}_R$ and R . In this work we have made the following considerations:

- $\dot{\gamma}_L$ corresponds to the viscoplastic distortion of Lemaitre model $\dot{\gamma}_{vp}$;
- $\bar{\gamma}_R$ is considered to be analogue to the saturation value ϵ_t^* in Munson-Dawson model, it is given by

$$\bar{\gamma}_R = \left\langle \frac{G}{A_1} \right\rangle^{n_1} \quad (13)$$

where A_1 and n_1 are material parameters.

- As for the definition of the function R , it is considered to be the same as ψ_L in order to link the two mechanisms and ensure that their contributions have the same order of magnitude

$$R(\underline{\sigma}, T) = \exp\left(A_R \left(\frac{1}{T_r} - \frac{1}{T}\right)\right) \left\langle \frac{G}{A_2} \right\rangle^{n_2} \quad (14)$$

- We chose the loading function G such that $G = q$.

As for the volumetric viscoplastic strain, it remains unchanged from the definition given in RTL¹³ as

$$\dot{\zeta}_{vp} = \varphi(\underline{\sigma}, T, \gamma_{vp}) \dot{\gamma}_{vp} = z \frac{\langle p/N_z \rangle^{n_z} - \gamma_{vp}}{\langle p/M_z \rangle^{m_z} + \gamma_{vp}} \dot{\gamma}_{vp} \quad (15)$$

where z, N_z, n_z, M_z and m_z are material parameters and p is the mean pressure ($p = -tr(\underline{\sigma})/3$).

We note that the RTL2020 model is equivalent to the Munson Dawson model when the following considerations are made:

- the parameter α from equation (11) is set to 1;
- the parameter A from equation (12) is taken as $A = \exp(\Delta)$;
- the parameter n from equation (12) is linked to the parameter Δ via the following equation

$$n = \begin{cases} -0.0098\Delta^3 + 0.2040\Delta^2 + 0.5622\Delta + 2.0252 & \text{when } \Delta \leq 6 \\ 1.9987\Delta - 1.4567 & \text{when } \Delta > 6 \end{cases} \quad (16)$$

- $B = \delta = 0$ (equations (4) and (12)).

The advantage of the mechanism γ_R in this model is that it can be

Table 1

Initial parameter set used to study the role of the parameters of the distortion mechanism γ_R (the unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days).

| A | B | n | m | A ₁ | n ₁ | A ₂ | n ₂ |
|-----|------|---|---|----------------|----------------|----------------|----------------|
| 0.5 | 0.05 | 5 | 5 | 0.3 | 3 | 0.5 | 4 |

easily integrated compared to the exponential formulation used in Munson-Dawson. Under constant stress and temperature, the analytical solution for equation (12) can be written as

$$\gamma_R(t) = \gamma_{R0} + (\bar{\gamma}_R - \gamma_{R0})\xi \tag{17}$$

where ξ is given by

$$\xi(t) = 1 - \left(\frac{1}{1 + V(t - t_0)} \right)^{\frac{1}{k-1}} \tag{18}$$

with

$$V = (k - 1)U \frac{A_1^{n_1}}{A_2^{n_2}} Q^{n_2 - n_1} \tag{19}$$

When $\gamma_R \leq \bar{\gamma}_R$ we have: $k = n$, $U = A \left(1 - \gamma_{R0}/\bar{\gamma}_R \right)^{n-1}$ and if $\gamma_R \geq \bar{\gamma}_R$ then $k = m$, $U = B \left(\gamma_{R0}/\bar{\gamma}_R - 1 \right)^{m-1}$.

In Fig. 2 we illustrate the role of each of the parameters $A, B, n, m, A_1, n_1, A_2$ and n_2 . We start from the parameter set given in Table 1 and in each case one parameter is varied, the simulated scenario is one of a uniaxial creep test where the axial stress (q in this case) is held constant at 10 MPa during 15 days and then dropped to 5 MPa for another 15 days.

In the plots we present the evolution of the distortion γ_R in time and the value of $\bar{\gamma}_R$ in each deviatoric stage (recall that $\bar{\gamma}_R = \left(\frac{q}{A_1} \right)^{n_1}$).

The parameters A, B, n and m affect the rate at which γ_R tends to $\bar{\gamma}_R$ as shown in the four top sub-figures of Fig. 2. Particularly after a load drop, the parameters B and m affect the duration of the observed transient flow. The four sub-figures in the bottom of Fig. 2 show that the mechanism is more sensitive to the parameters defining $\bar{\gamma}_R$ (A_1 and n_1) and to A_2 and n_2 . As shown in Fig. 2, the parameters of the γ_R distortion mechanism give the model a great flexibility to fit different experimental responses.

3. Models comparison on the basis of laboratory tests

3.1. Laboratory tests

We analyzed 5 experimental campaigns conducted at Mines ParisTech between 2012 and 2020 on salts from different locations (USA, Europe, Middle East), to which we will refer as salt 1, salt 2, salt 3, salt 4 and salt 5. From each of the campaigns we chose a multistage creep test (considered as a long-term test) and a conventional triaxial compression test (short-term test). The tests of the first four campaigns were all conducted following the same procedure (preconditioning, measurement techniques -strain gauges-, experimental set up and the axial strain rate $\dot{\epsilon}_{ax}$ for the short-term tests). In addition, in these four series of tests the confining pressure (P) is maintained constant during the creep tests and the changes in the deviatoric stages are applied by modifying the axial stress (Q). However, for salt 5 the procedure for the short-term tests was slightly different (duration and confining pressure for specimen preconditioning, measurement techniques -radial extensometer and global axial displacement-, axial strain rate). Also the creep test on this salt lasted significantly longer compared to the creep tests from the first four campaigns and it differs from them in the testing procedure: the

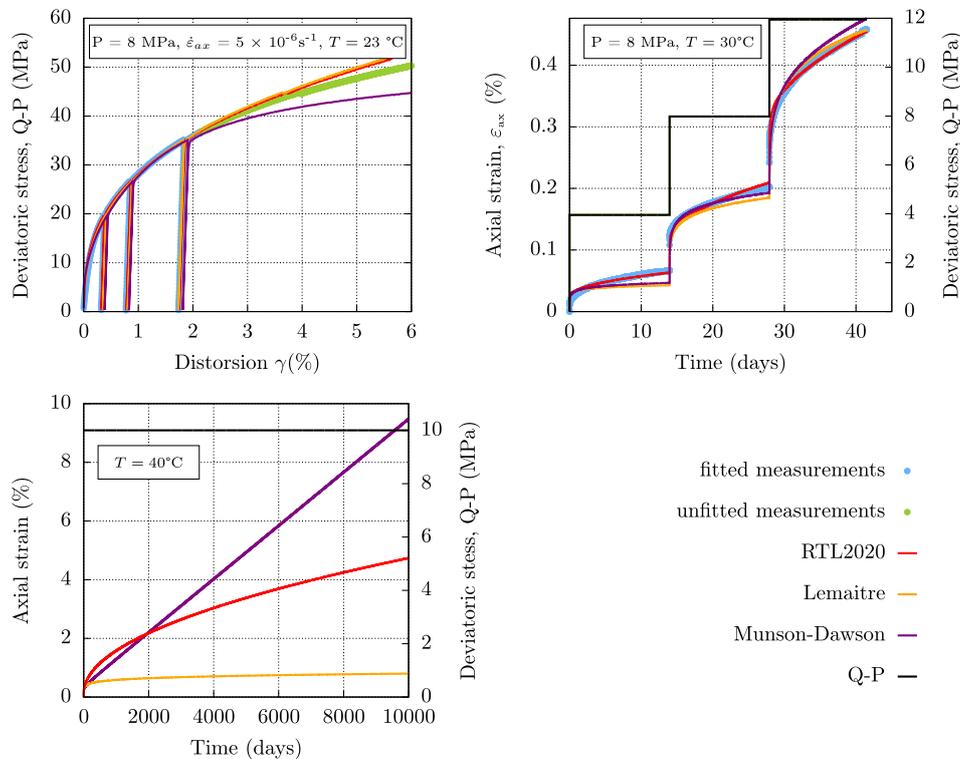


Fig. 3. Fittings of tests on salt 1 and time extrapolation of the three fitted models.

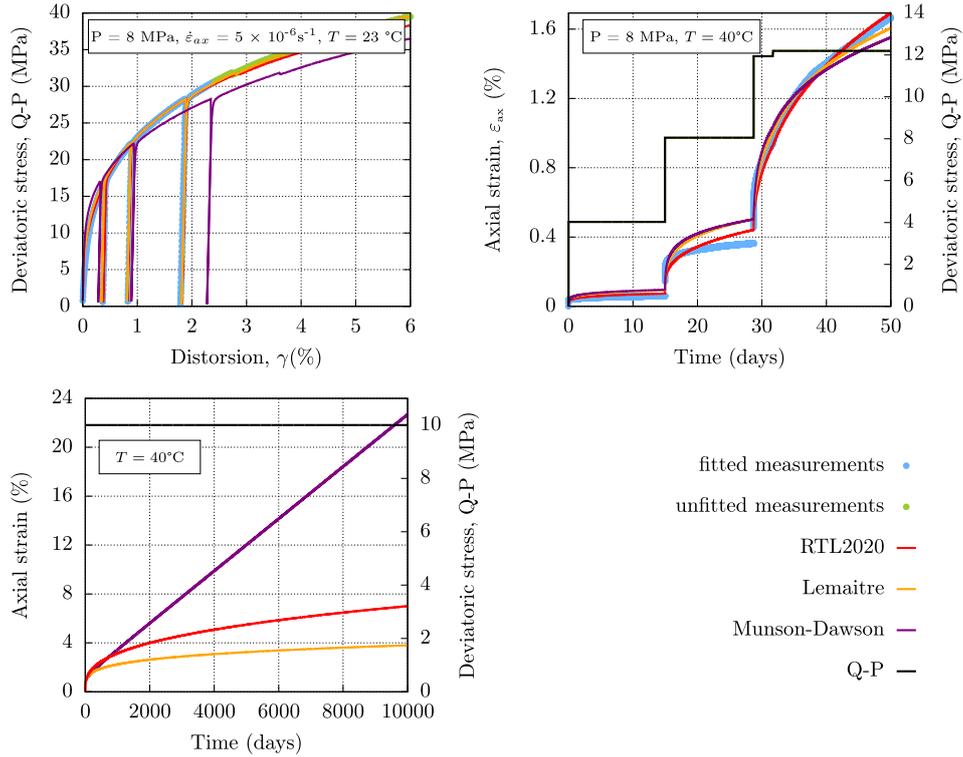


Fig. 4. Fittings of tests on salt 2 and time extrapolation of the three fitted models.

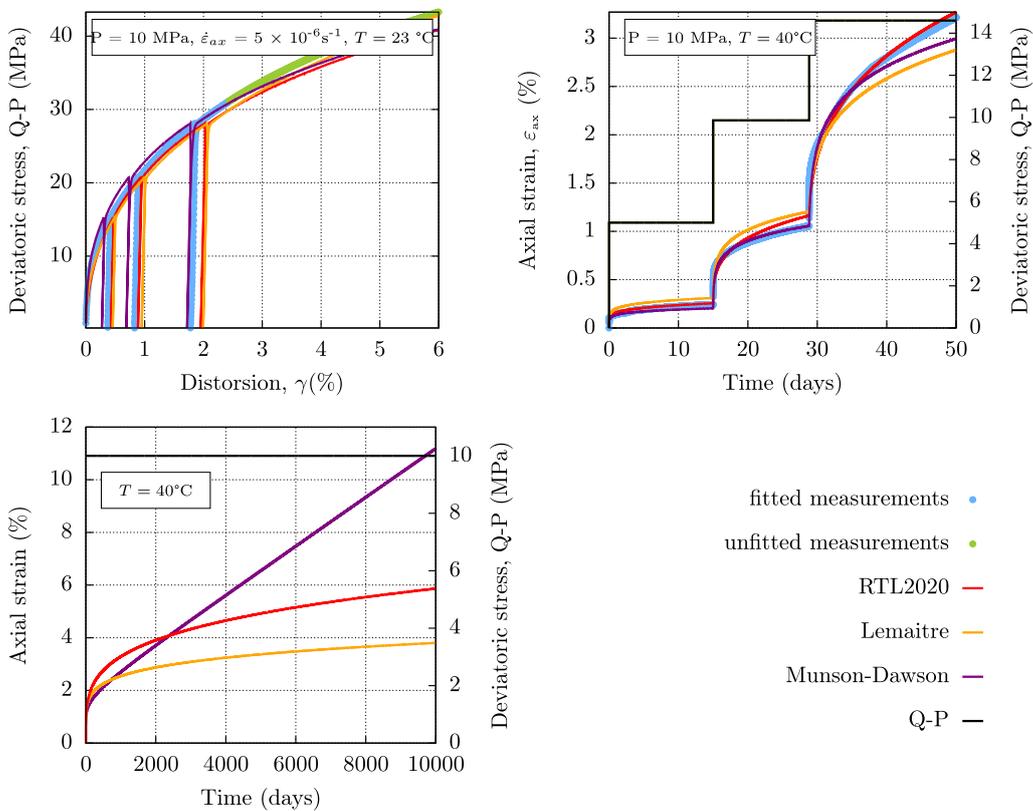


Fig. 5. Fittings of tests on salt 3 and time extrapolation of the three fitted models.

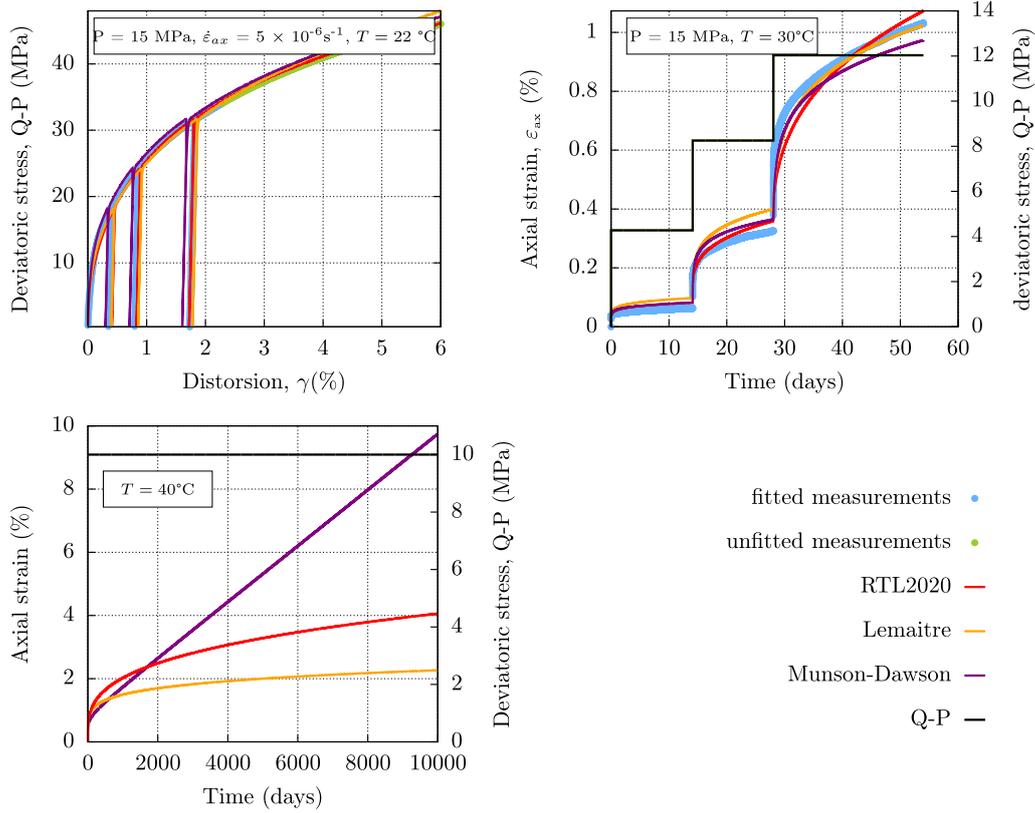


Fig. 6. Fittings of tests on salt 4 and time extrapolation of the three fitted models.

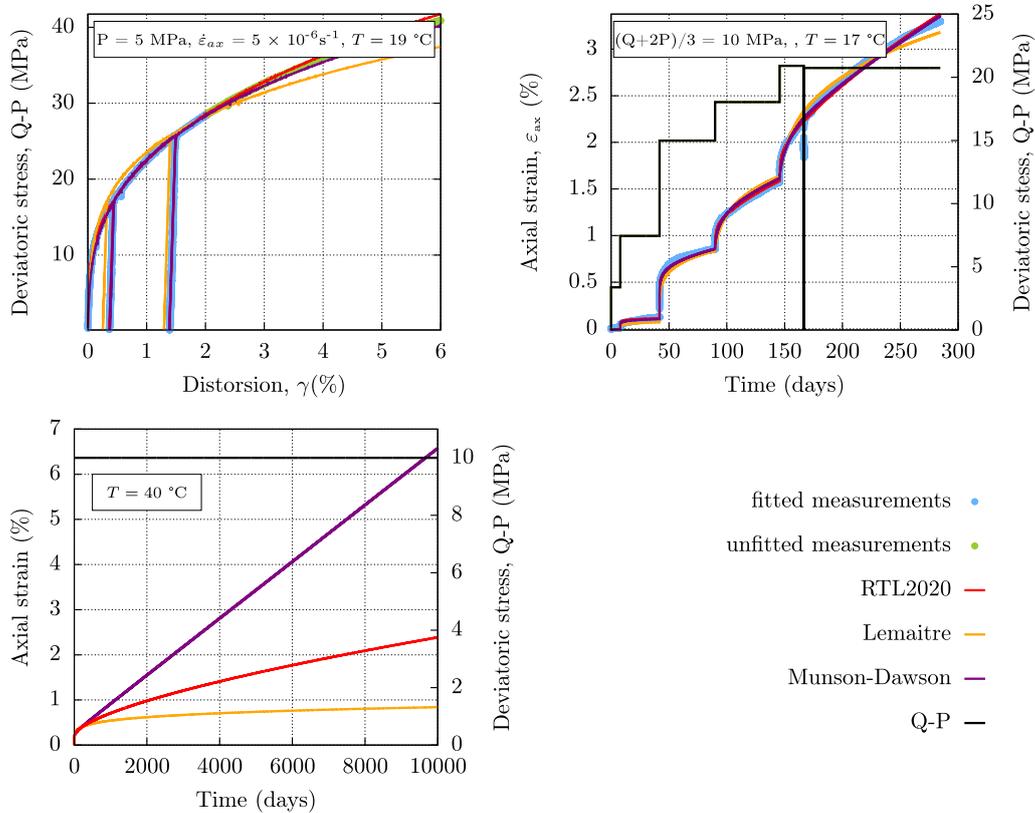


Fig. 7. Fittings of tests on salt 5 and time extrapolation of the three fitted models.

Table 2

Parameters used to fit the experimental data in Figs. 3–7. The unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days.

| Parameters | Salt 1 | Salt 2 | Salt 3 | Salt 4 | Salt 5 |
|----------------------|------------------------|------------------------|---------|-----------------------|-----------------------|
| Elasticity | | | | | |
| E | 29518 | 27499 | 28567 | 32172 | 22126 |
| ν | 0.32 | 0.32 | 0.30 | 0.31 | 0.2 |
| Munson-Dawson | | | | | |
| A | 4.636×10^{-8} | 2.713×10^{-3} | 0.5882 | 0.5513 | 4.46×10^{-4} |
| n | 8.0975 | 3.7 | 1. | 1.01 | 3.936 |
| m | 1.387 | 2.3 | 2.8075 | 2.6922 | 2.7062 |
| K_0 | 159.5602 | 69.6769 | 31.2385 | 18.5017 | 5.8505 |
| Δ | 14.0464 | 9.3 | 11.1551 | 11.6182 | 15.3698 |
| Lemaitre | | | | | |
| α | 0.1363 | 0.2288 | 0.1746 | 0.1801 | 0.1904 |
| β | 2.4189 | 2.6356 | 2.0518 | 2.265 | 3.4854 |
| K | 0.4938 | 0.4832 | 0.16 | 0.3034 | 1.4091 |
| RTL2020 | | | | | |
| α | 0.5072 | 0.3601 | 0.2601 | 0.3201 | 0.6709 |
| A_1 | 0.4896 | 0.061 | 0.0181 | 0.04107 | 0.2937 |
| n_1 | 2.5093 | 1.473 | 1.162 | 1.3711 | 2.2839 |
| A_2 | 0.1916 | 1.0945 | 0.3986 | 0.868 | 4.5478 |
| n_2 | 2.7967 | 9.2482 | 9.6768 | 9.1676 | 6.3023 |
| A | 36.055 | 6.81×10^{-3} | 0.01 | 2.94×10^{-2} | 684 |
| n | 11.5263 | 9.2644 | 13.5 | 12.11 | 8.8926 |

deviatoric stages are obtained by varying both the axial and lateral stresses such that the mean pressure $(Q + 2P)/3$ is held constant at 10 MPa throughout the test.

3.2. Parameters fitting and time extrapolation

For each salt, the results are analyzed with the three models (Munson-Dawson, Lemaitre and RTL2020) and the best fitting obtained (with the same parameter set for each model) is provided. Afterwards, these parameters are used to perform a time extrapolation of the models on a virtual scenario of a uniaxial creep test of 10000 days.

In the three models we are studying, the temperature effect is given by the Arrhenius law, and all the creep tests we are analyzing in this section are carried out at constant temperature. For this reason, we have set the parameters $A_M = A_L = A_R = 1725$ K, also the reference temperature T_r was set to 289 K. In addition, since the stages of deviatoric stress in all the creep tests are ascending, the parameter B from equations 12 was set to 0 and therefore the parameter m was not adjusted. Figs. 3–7 show the fittings of the three models on the tests from the five campaigns and the results of the time extrapolation. In each of these figures, the top graph represents the analysis of a triaxial compression test (at a constant confining pressure and a constant strain rate that are specified on the graph), the middle graph corresponds to a multistage creep test (the test temperature and conditions are indicated on the graph) and the bottom figure is a time extrapolation of the three models for a uniaxial creep test at $T = 40^\circ\text{C}$. The fitting parameters are provided in Table 2.

We can see that the three models give satisfactory interpretations to both the short-term and the long-term tests, they are all able to describe the behavior of rock salt at the laboratory scale for this specific type of tests (time and loading ranges). As for the long-term predictions, the transient creep phase described by Munson-Dawson model is practically inexistent compared to the steady state flow and it has the same time span of laboratory tests durations (a few days), the time extrapolation of this model is rather conservative since the steady state flow is dominant and the strain increases linearly over time. However, the Lemaitre model is overly optimistic as it assumes that the strain rate keeps on decreasing infinitely and the strain almost tends to stabilize. On the other hand, in all the studied cases RTL2020 gives predictions that are between these two extremes, the strain increases in time but neither linearly nor with

an almost-zero rate. Besides, in RTL2020 time extrapolation we distinguish a characteristic time (for the mechanism γ_R) that is comparable to the duration of the prediction.

4. Analysis of a comprehensive testing campaign with RTL2020

In order to show the capabilities of RTL2020 to fit simultaneously short and long-term tests, with different and relatively complicated loading paths, we use this constitutive model to analyze a comprehensive testing campaign performed on specimens from salt 5 at Mines ParisTech.

4.1. Laboratory tests

In addition to the triaxial compression and the creep tests shown in Fig. 7, we conducted the following tests on specimens from salt 5:

- a typical triaxial compression test under a confining pressure $P = 5$ MPa and an constant axial strain rate of $\dot{\epsilon}_{ax} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$, performed at room temperature;
- a constant mean stress triaxial compression test, where the confining and the axial pressures (respectively P and Q) vary with the respective rates of $\dot{P} = -1\text{MPa}/\text{d}$ and $\dot{Q} = 2\text{MPa}/\text{d}$ in order to maintain a constant mean stress of $(Q + 2P)/3 = 17$ MPa (at room temperature);
- a multistage creep test at room temperature, where the effect of the mean pressure is investigated: during some of the stages the axial and lateral stresses are changed in order to maintain a constant deviatoric stress and change the mean pressure;
- a multistage creep test similar to the last one, but performed at $T = 70^\circ\text{C}$.

This testing campaign is comprehensive as it includes tests with different and non-classic loading paths, also all the creep tests last over 200 days.

4.2. Parameters fitting

Since some of the tests have different temperature stages, the parameters A_R and α_{th} were fitted. The elastic parameters E and ν were fitted using the unloading/reloading cycles of the triaxial compression tests. The remaining parameters were fitted in two independent steps: those related to the deviatoric part and those related to the volumetric part. The experimental measurements of the distortion were used to fit the volumetric strain part; this ensures the independence of the two fittings. The fittings of the analyzed tests are given in Fig. 8 and the corresponding single parameter set in Table 3. As can be seen, RTL2020 allows a satisfactory matching to the experimental measurements and it describes correctly the deviatoric and the volumetric behavior. The quality of the fittings shown in Fig. 8 proves the robustness of RTL2020 as a rock salt constitutive law.

5. Inverse creep

When the deviatoric stress level decreases during a classic creep test, the specimen’s length increases for a brief duration before it starts decreasing again. This phenomenon assumes that the viscoplastic strain rate can be negative following a loading drop (inverse creep). Observing this during classic creep tests is delicate due to its small magnitude and brief duration. However this phenomenon is exhibited during the unloading-loading cycles of classic triaxial compression tests, in fact we observed that during these tests the decrease of the deviatoric stress comes with an irreversible strain and the creation of a hysteresis loop. We select the first triaxial compression test and the third creep test presented in Fig. 8, we fit the two data sets with RTL2020 and a single parameter set twice: the first fitting does not allow a change in the

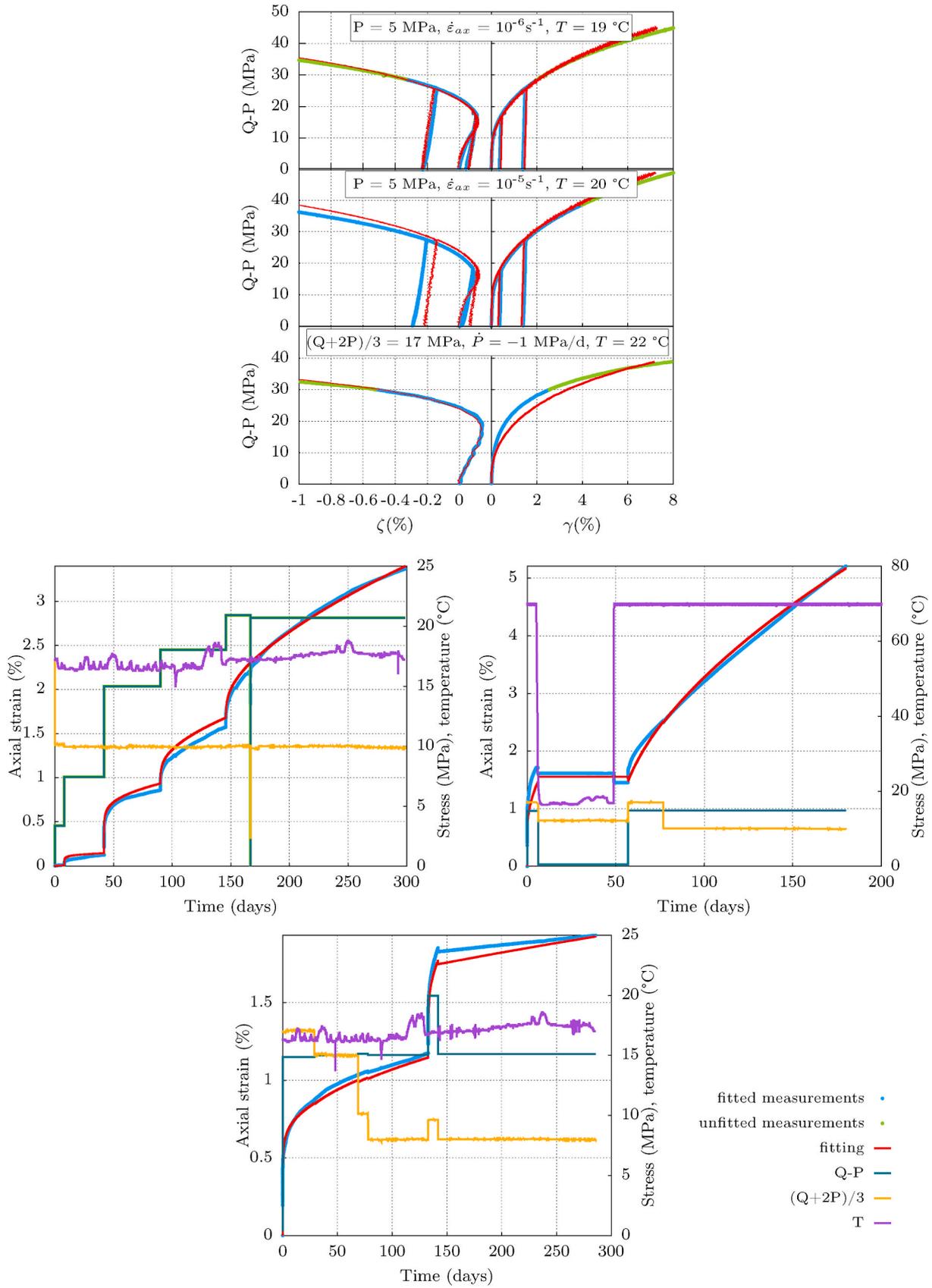


Fig. 8. Fitting of three short-term tests (top) and three creep tests (bottom) with a single parameter set. Note that for the second creep test, an isothermal (room temperature), isotropic phase (at $(Q+2P)/3 = 12 \text{ MPa}$) was applied.

Table 3

Parameters used to fit both short-term and creep tests on salt 5 (the unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days).

| Elasticity and Temperature effect | | | | | | | | |
|-----------------------------------|--------|--------|-----------------------|--------|----------|--------|---------|--------|
| E | ν | A_R | α_{th} | | | | | |
| 22126 | 0.2 | 4457 | 3.27×10^{-5} | | | | | |
| Distorsion | | | | | | | | |
| a | A_1 | n_1 | A_2 | n_2 | A | n | B | m |
| 0.5812 | 0.1854 | 2.1012 | 3.7009 | 6.7562 | 155.6582 | 11.989 | 0.01918 | 2.2195 |
| Dilatancy | | | | | | | | |
| z | n_z | N_z | m_z | M_z | | | | |
| 0.4523 | 1.2644 | 0.0241 | 1.028 | 0.024 | | | | |

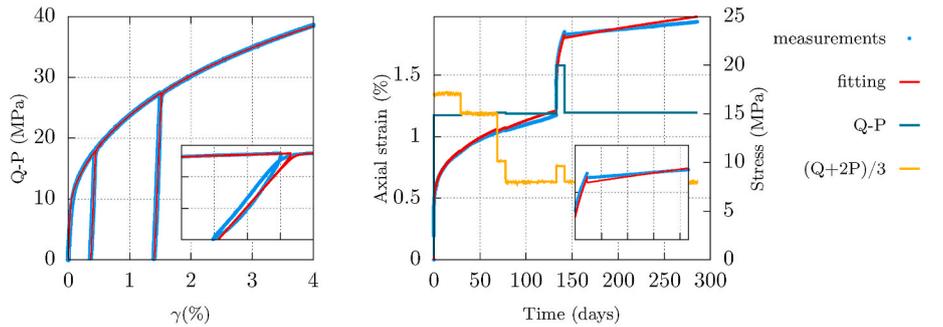


Fig. 9. Fitting of a conventional triaxial test (left) and a multistage creep test (right) with a single parameter set without accounting for inverse creep.

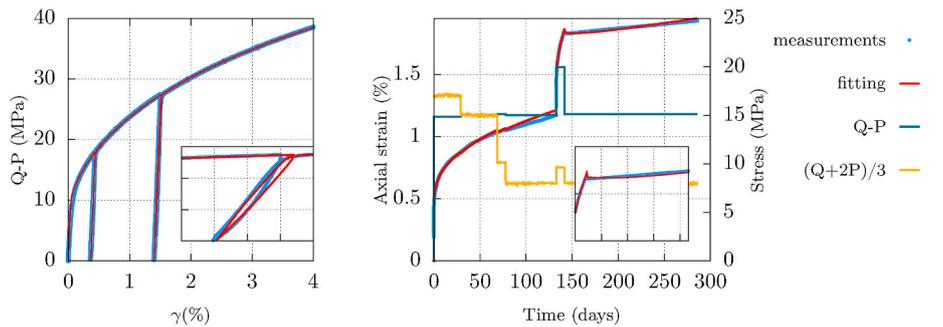


Fig. 10. Fitting of a conventional triaxial test (left) and a multistage creep test (right) with a single parameter set accounting for inverse creep.

direction of the viscoplastic strain (i.e., the parameter B is set to 0) and the second fitting is performed with $B \neq 0$. The results are respectively shown in Figs. 9 and 10 and the corresponding parameters are listed in Table 4.

Both fittings qualities are satisfactory, in Fig. 9 the loading drop during the two analyzed tests is purely elastic as it can be seen in the zoomed plots. However, activating the inverse creep mechanism ($B \neq 0$) allows to describe the hysteresis loop observed during the short-term test; it characterizes correctly the viscoplastic flow that comes with this unloading-loading cycle. Also, following the load drop in the creep

test, the model describes a very small and hardly distinguishable inverse creep: the strain rate decreases and then starts increasing again. We would like to highlight the fact that in the experimental measurements inverse creep was not observed, which is almost always the case during creep tests. This phenomenon has a very small order of magnitude (as predicted by the model in Fig. 10), yet this fitting proves that it is directly linked to the loops of the unloading-loading cycles of triaxial compression tests. In Fig. 11 we detail the fitting of the creep test in Fig. 10 and we explicit the contributions of the distorsion mechanisms of RTL2020. We can see that following the load drop γ_R decreases and

Table 4

Parameters used for the fittings shown in Figs. 9–11 (the unit system is such that strain is in $\mu\text{m}/\text{m}$, stress is in MPa and time in days).

| Elasticity and Temperature effect | | | | | | | | |
|---|--------|--------|-----------------------|--------|----------|-------|-----------------------|--------|
| E | ν | A_R | α_{th} | | | | | |
| 22126 | 0.2 | 4457 | 3.27×10^{-5} | | | | | |
| Distorsion without accounting for inverse creep | | | | | | | | |
| a | A_1 | n_1 | A_2 | n_2 | A | n | B | m |
| 0.5812 | 0.1854 | 2.1012 | 3.7009 | 6.7562 | 155.6582 | 12.11 | 0 | – |
| Distorsion accounting for inverse creep | | | | | | | | |
| a | A_1 | n_1 | A_2 | n_2 | A | n | B | m |
| 0.3840 | 0.2136 | 2.0581 | 2.4199 | 9.9698 | 0.2223 | 12.11 | 3.72×10^{-5} | 4.5795 |

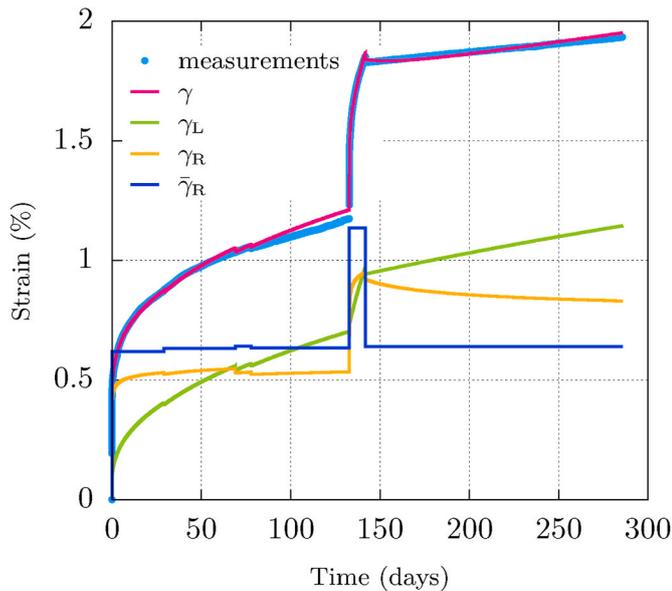


Fig 11. Fitting of a the multistage creep test shown in Fig. 10 and detailing of the contributions of the distortion mechanisms in RTL2020.

tends to the new $\bar{\gamma}_R$ but with a very small rate, which is why γ_L (steadily increasing) prevails and this results in a very discreet inverse creep phenomenon.

6. Conclusion

In this paper we discussed the aptitude of rock salt constitutive models to provide pertinent short and long-term predictions, since they are crucial for the optimal design of salt caverns. Our discussion was based on the confrontation of existing models with five experimental campaigns conducted on salts from different geographic locations. We found that the studied models gave satisfactory interpretations to laboratory tests. However, their long-term predictions were either too conservative or very optimistic. A new model was developed and included in this confrontation. It also allowed correct interpretations for laboratory tests but unlike the existing models, it gave pertinent predictions for the long term. This new model was also tested against a comprehensive testing campaign that comprises short-term, long-term and non-classic creep tests. It provided a valid fitting for the campaign with a single parameters set.

We note that an absolute validation of the model and the pertinence of its long-term predictions, requires confrontation with in-situ data over years of the cavern's lifetime. This can be done when a continuous monitoring of the underground facilities is performed and in-situ measurements are used to re-calibrate the model parameters and update the predictions.

Declaration of competing interest

The authors declare that they have no known competing financial interests or personal relationships that could have appeared to influence the work reported in this paper.

Acknowledgments

This work has been performed in the framework of the projects CITEPH-20-2018 and STOPIL-H2, the authors thank the sponsors and partners of the projects. The authors would also like to acknowledge Michel Tijani from Mines ParisTech and Nicolas Gatelier from Geostock, for their constructive discussions.

References

- Bays CA. Use of salt cavities for underground storage. In: *Symposium on Salt*. Cleveland, Ohio: Northern Ohio Geological Society; 1963:564–578.
- Ozarslan A. Large-scale hydrogen energy storage in salt caverns. *Int J Hydrogen Energy*. 2012;37(19):14265–14277. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319912017417>.
- Bai M, Song K, Sun Y, He M, Li Y, Sun J. An overview of hydrogen underground storage technology and prospects in China. *J Petrol Sci Eng*. 2014;124:132–136. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0920410514003374>.
- Iordache I, Schitea D, Gheorghe AV, Iordache M. Hydrogen underground storage in Romania, potential directions of development, stakeholders and general aspects. *Int J Hydrogen Energy*. 2014;39(21):11071–11081. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319914014153>.
- Lord AS, Kobos PH, Borns DJ. Geologic storage of hydrogen: scaling up to meet city transportation demands. *Int J Hydrogen Energy*. 2014;39(28):15570–15582. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319914021223>.
- Michalski J, Bünger U, Crot, Heide D. Hydrogen generation by electrolysis and storage in salt caverns: potentials, economics and systems aspects with regard to the German energy transition. *Int J Hydrogen Energy*. 2017;42(19):13427–13443. Special Issue on The 21st World Hydrogen Energy Conference (WHEC 2016), 13–16 June 2016, Zaragoza, Spain <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319917306109>.
- Tarkowski R, Czapowski G. Salt domes in Poland - potential sites for hydrogen storage in caverns. *Int J Hydrogen Energy*. 2018;43(46):21414–21427. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319918331410>.
- Firme PA, Roehl D, Romanel C. Salt caverns history and geomechanics towards future natural gas strategic storage in Brazil. *J Nat Gas Sci Eng*. 2019;72:103006. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1875510019302586>.
- Soubeyran A, Rouabhi A, Coquelet C. Thermodynamic analysis of carbon dioxide storage in salt caverns to improve the power-to-gas process. *Appl Energy*. 2019;242:1090–1107. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360261919305112>.
- Lankof L, Tarkowski R. Assessment of the potential for underground hydrogen storage in bedded salt formation. *Int J Hydrogen Energy*. 2020;45(38):19479–19492. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0360319920317523>.
- Tijani M, Vouille G, Hugout B. Le sel gemme en tant que liquide visqueux. In: *International Congress on Rock Mechanics*. Melbourne, Australia. 1983:241–246.
- Labaune P, Rouabhi A, Tijani M, Blanco-Martín L, You T, Feb. Dilatancy criteria for salt cavern design: a comparison between stress- and strain-based approaches. *Rock Mech Rock Eng*. 2018;51(2):599–611.
- Rouabhi A, Labaune P, Tijani M, Gatelier N, Hévin G. Phenomenological behavior of rock salt: on the influence of laboratory conditions on the dilatancy onset. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*. 2019;11(4):723–738. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S167477518304323>.
- Odqvist FKG. *Mathematical Theory of Creep and Rupture*. Oxford University Press; 1966.
- Munson D, Dawson P. Salt constitutive modeling using mechanism maps. In: *First Conference on the Mechanical Behavior of Salt*. 1981:717–737.
- DeVries KL, Mellegard KD, Callahan GD. *Salt Damage Criterion Proof-Of-Concept Research. Technical Report Rsi-1675 De-fc26-00nt41026*. South Dakota: RESPEC, Rapid city; 2002, 11.
- Heusermann S, Rolfs O, Schmidt U. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the Lubby2 constitutive model. *Comput Struct*. 2003;81(8):629–638. k.J Bathe 60th Anniversary Issue <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0045794902004157>.
- Bérest P, Brouard B, Karimi M, Van Sambeek L. Transient behaviour of salt caverns. Interpretation of mechanical integrity tests. *Int J Rock Mech Min Sci*. 2007;44:767–786, 07 <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160906001894>.
- Hampel A. The CDM constitutive model for the mechanical behavior of rock salt: recent developments and extensions. In: *Mechanical Behavior of Salt VII - Proceedings of the 7th Conference on the Mechanical Behavior of Salt*. 2012:45–55, 01.
- Nazary Moghadam S, Mirzabozorg H, Noorzad A. Modeling time-dependent behavior of gas caverns in rock salt considering creep, dilatancy and failure. *Tunn Undergr Space Technol*. 2013;33:171–185. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0886779812001605>.
- Wolters R, Lux K, Düsterloh U, April. Evaluation of rock salt barriers with respect to tightness: influence of thermomechanical damage, fluid infiltration and sealing/healing. In: *Proceedings of the 7th International Conference on the Mechanical Behavior of Salt, Paris*. 2012:425–434.
- Günther R-M, Salzer K, Popp T, Lüdeling C. Steady-state creep of rock salt: improved approaches for lab determination and modelling. *Rock Mech Rock Eng*. 2015;48, 09.
- Khaledi K, Mahmoudi E, Datcheva M, Schanz T. Stability and serviceability of underground energy storage caverns in rock salt subjected to mechanical cyclic loading. *Int J Rock Mech Min Sci*. 2016;86:115–131. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160916300612>.
- Deng J, Liu Y, et al Li B. A viscoelastic, viscoplastic, and viscodamage constitutive model of salt rock for underground energy storage cavern. *Comput Geotech*. 2020; 119:103288. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0266352X19303520>.
- Wu F, Zhang H, Zou Q, Li C, Chen J, Gao R. Viscoelastic-plastic damage creep model for salt rock based on fractional derivative theory. *Mech Mater*. 2020;150:103600. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167663620306426>.

- 26 Bérest P, Karimi M, Brouard B. Comportement mécanique à très long terme des mines et cavernes dans le sel gemme : loi de Norton-Hoff ou loi de Lemaitre ? *Revue française de Géotechnique*. 2008;124, 01.
- 27 Julien M. *Une modélisation constitutive et numérique du comportement rhéologique du sel gemme*, 10. Ecole Polytechnique de Montréal; 1999. Ph.D. thesis.
- 28 Karimi-Jafari M. *Comportement transitoire des cavités salines profondes*. Ecole Polytechnique X; Nov. 2007. Ph.d. thesis.
- 29 Labaune P. *Comportement thermomécanique du sel gemme : Application au dimensionnement des cavités*, 10. Mines ParisTech; 2018. Ph.D. thesis.
- 30 Gharbi H, Bérest P, Blanco-Martín L, Brouard B. Determining upper and lower bounds for steady state strain rate during a creep test on a salt sample. *Int J Rock Mech Min Sci*. 2020;134:104452. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1365160920308212>.

Conclusions et perspectives

La rhéologie du sel gemme dans le contexte du stockage de vecteurs énergétiques dans les cavités salines, a fait l'objet de nombreuses recherches qui s'affinent de plus en plus depuis les années 1960. D'une manière générale, ces recherches partent des essais de laboratoire faits sur des échantillons de sel, ensuite les paramètres d'une loi de comportement sont calés sur ces essais, puis l'ouvrage en question est modélisé en se basant sur cette loi. Des simulations de chargements thermomécaniques permettent enfin d'étudier le comportement de l'ouvrage depuis sa création jusqu'à son abandon, en passant par les phases de remplissage et d'exploitation. Ainsi, la fiabilité de ces études est fonction de deux facteurs. Le premier est la qualité des mesures expérimentales et le deuxième est le caractère prédictif du modèle de comportement utilisé.

Concernant les mesures expérimentales, les essais de laboratoire sont faits sur des éprouvettes centimétriques qui sont considérées représentatives du comportement de la roche considérée. Cette hypothèse est parfois très discutable surtout lorsque les grandeurs mesurées sont assez petites. Il est donc nécessaire de bien comprendre les mesures et de s'affranchir des complications liées à la non représentativité des échantillons, dues en premier lieu à l'hétérogénéité des éprouvettes.

Le deuxième facteur, à savoir la qualité des prédictions du modèle de comportement utilisé, est un défi majeur pour la modélisation du comportement du sel. En effet, toutes les lois rhéologiques du sel gemme sont des lois approchées qui ont pour ambition de décrire le comportement du sel dans les gammes de sollicitations impliquées durant les essais de laboratoire. Ainsi, ces lois ne sont en réalité valables que dans ces gammes de chargement qui, autre que les variables thermomécaniques, comportent la variable temps. Cependant, la durée des essais est toujours négligeable devant la durée de vie totale de l'ouvrage étudié et pourtant, on se trouve dans l'obligation d'utiliser ces lois pour prédire le comportement de l'ouvrage sur le long terme. Autrement, on est obligé d'utiliser ces lois dans des intervalles de temps complètement en dehors de leurs domaines de validité. La question de la pertinence du caractère prédictif des lois de comportement doit alors être étudiée en profondeur.

Dans ce travail, ces deux questions sont traitées en s'appuyant sur les résultats d'une campagne d'essais étendue réalisée durant la thèse, et en utilisant les outils de simulation et modélisation numériques développés au Centre de Géosciences de MINES Paris-Tech. L'objectif principal de cette thèse était d'améliorer les connaissances actuelles sur la rhéologie du sel gemme. Pour ceci, on a réalisé une campagne expérimentale complète sur des échantillons de sel qui ont été fournis dans le cadre du projet CITEPH-20-2018.

Ce travail expérimental a permis d'étudier plusieurs aspects du comportement du sel, il a été ensuite combiné avec une analyse de la base de données expérimentales disponible à MINES ParisTech. Les conclusions qui ont été tirées ont motivé la recherche sur l'effet de la présence d'hétérogénéités sur les mesures expérimentales et l'amélioration du modèle rhéologique RTL développé dans le cadre de la thèse de [Labaune, 2018].

L'étude de l'effet de l'hétérogénéité a commencé par un travail expérimental et par une prise de recul par rapport à la base de données expérimentales disponible à MINES ParisTech. À cause des nombreuses entraves liées à l'expérimentation, l'investigation de l'influence de l'hétérogénéité sur les essais a été faite au sein d'un laboratoire virtuel. Deux approches de modélisation ont été mises en œuvre : une approche explicite basée sur un algorithme d'adsorption séquentielle aléatoire, et une approche implicite basée sur le seuillage d'un champ aléatoire Gaussien. De cette investigation, on a conclu en premier lieu que le phénomène de dilatance peut être une conséquence directe de la présence d'une certaine forme d'hétérogénéité, et en second lieu que la présence de ces hétérogénéités peut expliquer les anomalies souvent observées dans les mesures expérimentales. D'une autre part, l'étude a mis en évidence le problème de l'éventuelle non représentativité des éprouvettes lors des essais et a montré que cela peut avoir des conséquences pratiques indésirables. En effet, se baser sur des essais faits sur des éprouvettes non représentatives peut conduire à des critères de dimensionnement conservateurs, qui n'assurent pas le fonctionnement optimal de l'ouvrage, ou à des critères optimistes, qui sont susceptibles de compromettre la sécurité de l'ouvrage. Pour cette raison, on s'est basé sur un laboratoire virtuel et on a proposé les exigences en termes de la taille des échantillons par rapport à celle des hétérogénéités, pour atteindre la représentativité. Vu qu'il n'est pas toujours évident de pouvoir répondre à ces exigences et que dans la pratique on est contraint par les équipements expérimentaux, on a proposé une démarche qui combine l'expérimentation et le numérique et qui permet de surmonter le problème de la non représentativité des éprouvettes testées.

En ce qui concerne la question de la qualité des prédictions à long terme des modèles de comportement, on a confronté les résultats expérimentaux provenant de cinq campagnes d'essais faites à MINES ParisTech sur différents sels, à des modèles de comportement existants dans la littérature : le modèle de Lemaître et celui de Munson/Dawson. Cette confrontation a montré que toutes ces lois sont capables de bien décrire le comportement du sel au laboratoire. Toutefois, leurs prédictions sur le long terme sont assez divergentes : ces modèles sont soit excessivement conservateurs, soit fortement optimistes. On a proposé un enrichissement de la loi RTL qui a été développée avant le lancement de cette thèse. Cette amélioration a pour but d'affiner la qualité du caractère prédictif de cette loi. Elle consiste en l'ajout d'un deuxième mécanisme transitoire inspiré du modèle de Munson/Dawson, au mécanisme transitoire de RTL qui, à son tour, est inspiré de celui de Lemaître. La nouvelle loi proposée a été ensuite validée sur une sélection d'essais de la campagne expérimentale faite durant la thèse. Les ajustements obtenus sont très satisfaisants et ont confirmé la robustesse du modèle. La comparaison de ce modèle avec les lois existantes, sur la base d'essais de

laboratoire, a montré que ses prédictions, dans tous les cas étudiés, sont ni optimistes ni conservatrices et sont probablement plus pertinentes que celles des autres modèles. Cependant, le vrai juge de la pertinence du caractère prédictif d'une loi rhéologique est sa confrontation avec des mesures in-situ qui couvrent des années de vie de l'ouvrage. Pour cette raison, on recommande que l'ouvrage soit suivi continuellement et que des mesures soient prises (de volume, de subsidence. . .) et utilisées pour recalibrer les paramètres du modèle et actualiser les prédictions.

Le travail de recherche réalisé dans le cadre de cette thèse a permis de montrer que, d'un point de vue expérimental et théorique, la caractérisation du comportement du sel gemme est significativement complexe et que de nombreux aspects de ce comportement restent à développer et à comprendre. Nous proposons donc quelques perspectives à cette recherche en ce qui a trait à l'expérimentation en laboratoire et à la modélisation numérique.

D'un point de vue expérimental, on a rencontré plusieurs difficultés et on a été amené à faire plusieurs développements expérimentaux afin d'avoir confiance dans nos mesures. Ces développements ont principalement touché au moyens de mesure utilisés. Il serait judicieux d'utiliser plusieurs techniques de mesures sur les éprouvettes. Lorsqu'on obtient des mesures différentes (dû au frettage ou à l'hétérogénéité de l'éprouvette testée), on recommande la modélisation de l'éprouvette en tant que structure, de prendre en compte les différentes conditions expérimentales (frettage, emplacement des appareils de mesures. . .), et d'ajuster les paramètres du modèle de comportement choisi avec des méthodes d'inversions numériques. Par ailleurs, il a été délicat de faire des essais de traction indirecte avec des mesures de déformations durant cette thèse. Il serait pourtant intéressant de faire de tels essais, vu qu'ils servent à étudier le comportement du sel en traction et à valider et/ou améliorer la partie traction du modèle développé durant la thèse.

D'un point de vue modélisation, notre étude sur l'effet de l'hétérogénéité a été faite en supposant que le sel est un matériau biphasique constitué d'halite pure et d'insolubles. Cette hypothèse est légitime puisque notre but ce n'est pas la reproduction de la microstructure complexe d'une éprouvette de sel donnée, mais plutôt d'obtenir une compréhension qualitative de l'effet de l'hétérogénéité sur les mesures au laboratoire. On a également supposé que les insolubles sont des matériaux élastiques. Les perspectives possibles de ce travail seront alors de considérer plusieurs types d'insolubles avec des lois de comportements plus adaptées.

En ce qui concerne le modèle de comportement développé durant la thèse, sa validation sur des essais de laboratoire et sa comparaison avec d'autres modèles, ont témoigné de la qualité de son caractère prédictif et de sa validité dans une gamme de sollicitations étendue. À ce stade, il est souhaitable de le confronter à des données qui couvrent des années d'exploitation et/ou d'abandon de cavités réelles, afin de pouvoir le valider sur des mesures in situ.

Annexes

Annexe A

Dispositifs et développements expérimentaux

A.1 Introduction

Dans le cadre du projet CITEPH-20-2018, en partenariat avec Storengy, Engie, Entrepose Group, Total et Doris Engineering, des échantillons de sels différents ont été fournis. Le but est de construire une base de données expérimentale suffisamment complète pour améliorer nos connaissances sur la rhéologie du sel gemme. On a reçu des carottes du sel de Hauterives, d'Étrez et des Landes. On a choisi ensuite un sel de référence pour effectuer les essais et on a gardé le reste des échantillons pour faire des essais de validation une fois la campagne principale terminée. Deux catégories d'essais ont été effectuées : les essais de courte durée (essais de compression simple, essais de compression triaxiale à confinement constant et à vitesse de déformation axiale imposée et essais de compression triaxiale à contrainte moyenne constante), et les essais de longue durée (essais de fluage multipaliers). Dans cet annexe, on définit les dispositifs expérimentaux utilisés et on montre quelques résultats obtenus.

A.2 Choix du sel de référence

Les carottes de sels fournies sont assez différentes, les sels de Hauterives et d'Étrez contiennent beaucoup d'insolubles et la taille des cristaux est assez grande, ceci complique le fonctionnement des jauges de déformation. Des photos des carottes reçues de ces sels sont montrées dans les Figures A.1 et A.2.

En revanche le sel des Landes est relativement pur (le taux d'insolubles est inférieur à 5%) et la taille des cristaux est petite (les grains ont une taille caractéristique d'environ 5.5 mm), les éprouvettes sont visiblement homogènes. Nous avons aussi effectué une analyse minéralogique par XRD des insolubles, qui a révélé environ 2.9% de carbonates et 0.5% d'anhydrite. Pour ces raisons, le sel des Landes a été choisi comme sel de référence pour notre campagne d'essais. La Figure A.3 montre une photo de quelques carottes de ce sel. Une fois le sel choisi, des éprouvettes cylindriques d'éclatement 2 et

de diamètres 50 mm et 65 mm sont carottées pour être testées.



FIGURE A.1. Sel de Hauterives : vue de quelques carottes reçues.



FIGURE A.2. Sel d'Étretz : vue de quelques carottes reçues.



FIGURE A.3. Sel des Landes : vue de quelques carottes reçues (gauche) et aperçu qualitatif de la teneur en insolubles (droite).

A.3 Dispositifs expérimentaux

A.3.1 Presses MTS

Deux presses hydrauliques MTS sont disponibles pour les essais de compression (uniaxiale et triaxiale). Pour les deux presses, l'éprouvette est mise dans une cellule qui contient une huile sous pression afin d'appliquer le confinement sur sa surface latérale.

Axialement, l'éprouvette est fixée entre les deux pistons de la presse qui servent à appliquer la force axiale. La différence principale entre les deux presses est la taille de la cellule de confinement ; la cellule de la deuxième presse est plus grande que celle de la première. Ceci affecte les techniques de mesure de déformation utilisées.

1. Presse MTS 1 :

Ce dispositif est montré dans la Figure A.4. Au cours d'un essai de compression triaxiale à confinement constant, le maintien de la pression latérale est assuré par un générateur de pression à volume contrôlé. Ceci permet de mesurer la variation du volume d'huile dans la cellule pendant toute la durée de l'essai et permet de remonter à une mesure de la variation du volume de l'éprouvette.

La déformation globale axiale est contrôlée par la mesure du mouvement relatif des pistons de la presse à l'aide d'un capteur de déplacement à induction (LVDT). Ce capteur permet de suivre l'évolution de la déformation axiale de l'éprouvette pendant toute la durée de l'essai. Les déformations locales axiale et radiale sont mesurées à l'aide de jauges de déformation, qui sont collées directement sur l'éprouvette comme montré dans la Figure A.5.

La combinaison des mesures des jauges donne une mesure dite "locale" des déformations, la combinaison de la mesure du capteur LVDT et de celle déduite de la variation du volume d'huile donne une mesure dite "globale" et la combinaison de la mesure du LVDT avec celle des jauges transversales donne une mesure dite "hybride".



FIGURE A.4. Photo de la presse MTS1 avec cellule fermée.



FIGURE A.5. Jauges collées sur une éprouvette de sel.

2. Presse MTS 2 :

Ce dispositif est présenté dans la Figure A.6. La cellule triaxiale est plus grande que celle de la presse MTS 1. Grâce à ceci, il est possible d'utiliser un extensomètre transversal (dit aussi chaînette) pour mesurer la déformation transversale

de l'éprouvette au cours de l'essai.

Dans ce dispositif les éprouvettes testées ne sont pas instrumentées par les jauges de déformations et la variation du volume d'huile n'est pas utilisée pour remonter à une mesure de la déformation volumique.

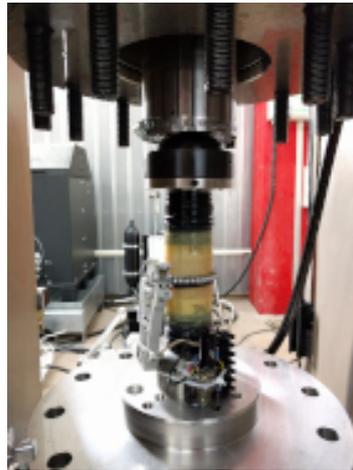


FIGURE A.6. Photo de la presse MTS2.

A.3.2 Cellules de fluage

Le dispositif utilisé pour les essais de fluage est un dispositif à accumulateurs hydrauliques. Seule la déformation axiale globale est mesurée pendant ces essais. La Figure A.7 montre un schéma de ce dispositif.

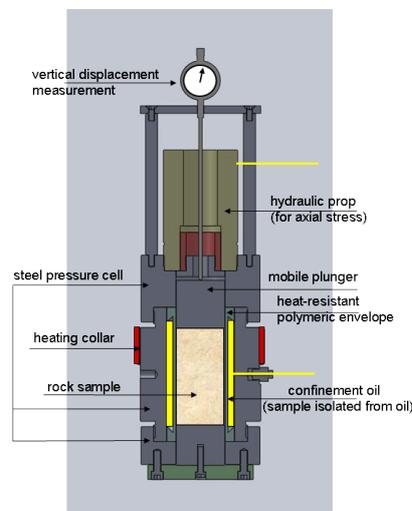


FIGURE A.7. Schéma du dispositif utilisé pour les essais de fluage.

A.4 Essais effectués durant la thèse

A.4.1 Essais effectués sur le sel des Landes

A.4.1.1 Essais rapides

Le tableau A.1 liste les essais de courte durée effectués sur le sel des Landes. Au total, 27 essais ont été réalisés sur des éprouvettes de diamètre 50 mm et d'élançement 2. Tous ces essais ont été effectués à température ambiante.

| Dispositif | Type d'essai | Vitesse | P (MPa) | $(2P + Q)/3$ (MPa) | |
|------------|----------------------------|-----------------------------------|---------------------------------|--------------------|-------|
| MTS-2 | Compression triaxiale | 10^{-6} s^{-1} | 5(1), 10(1), 17(1) | - | |
| | | 10^{-5} s^{-1} | 2(1), 5(2), 10(1), 13(1), 17(1) | - | |
| | Compression simple | 10^{-5} s^{-1} | 0(3) | - | |
| | Pression moyenne constante | -1 MPa/j | - | - | 5(1) |
| | | | | | 8(1) |
| | | | | | 10(2) |
| 15(1) | | | | | |
| MTS-1 | Compression triaxiale | 10^{-6} s^{-1} | 5(1), 10(1), 17(1) | - | |
| | | 10^{-5} s^{-1} | 5(1), 13(1), 17(1) | - | |
| | Compression simple | $5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ | 0(2) | - | |
| | Pression moyenne constante | 1 MPa/j | - | 13.3(1) | |

Tableau A.1. Sel des Landes : essais de courte durée (les chiffres entre parenthèses correspondent au nombre d'essais).

A.4.1.2 Essais de fluage

En total, neuf essais de fluage ont été effectués sur le sel des Landes. Ils sont tous listés dans le tableau A.2. Certains de ces essais ont été effectués à température ambiante et d'autres ont été chauffés. Ces essais incluent plusieurs chemins de contraintes, sept d'entre eux ont été présentés dans la section 2.2 du chapitre 1.

| Essai | $ Q - P $ (MPa) | $(2P + Q)/3$ (MPa) | Régime des contraintes | T (°C) |
|-------|-----------------|--------------------|------------------------|-----------------------------|
| 1 | 15 | Variable | Compression | 70 |
| 2 | Variable | 10 | Compression | T_{ambiante} |
| 3 | Variable | Variable | Compression | T_{ambiante} et 40 |
| 4 | 15 | Variable | Compression | T_{ambiante} |
| 5 | 12 | 14 | Extension, Compression | T_{ambiante} et 40 |
| 6 | 12 | 14 | Compression, Extension | T_{ambiante} et 40 |
| 7 | Variable | Variable | Compression | 50 |
| 8 | Variable | Variable | Compression | 25 |
| 9 | Variable | Variable | Compression | 25 |

Tableau A.2. Sel des Landes : essais de longue durée effectués.

A.4.2 Essais effectués sur le sel de Hauterives

Des essais de courtes et de longues durées ont été effectués sur des éprouvettes du sel de Hauterives. Dans cette section, les résultats obtenus sont montrés.

A.4.2.1 Essais rapides

La Figure A.8 regroupe les résultats de tous les essais rapides effectués sur le sel de Hauterives. Les six essais présentés ont été effectués dans le dispositif MTS 1, à température ambiante et sur des éprouvettes de 65 mm de diamètre et d'élancement 2. Il s'agit d'essais de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale constante de $2 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$. Trois pressions de confinement ont été testées : 5, 10 et 17 MPa. Chaque essai a été répété deux fois.

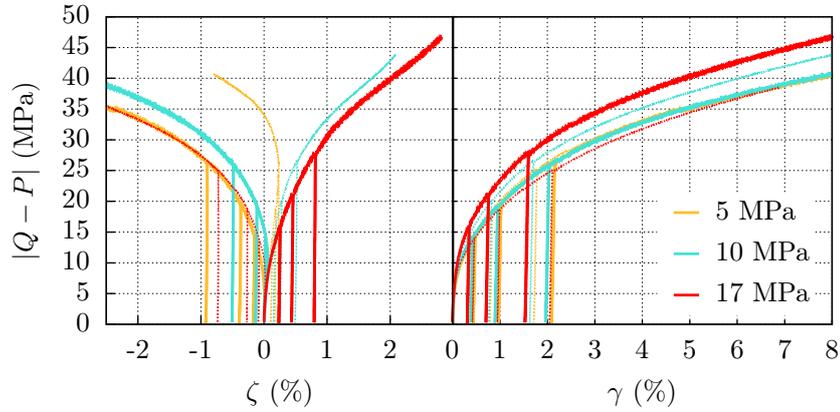


FIGURE A.8. Sel de Hauterives : essais à $\dot{\varepsilon}_{ax} = 2 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ et différentes pressions de confinement. Chaque essai est effectué deux fois (lignes continues et discontinues), dans le dispositif MTS 1.

A.4.2.2 Essais de fluage

Deux essais de fluage ont été effectués sur le sel de Hauterives (éprouvettes de diamètre 65 mm, élancement 2). Le chargement est identique dans les deux essais pour évaluer la répétabilité des résultats. Il s'agit d'un chargement à pression de confinement constante de 5 MPa et plusieurs paliers de déviateur, à une température de 50 °C. La phase isotrope a duré 2 jours et elle a consisté en une compression isotrope à $(2P + Q)/3 = 17 \text{ MPa}$ et à température ambiante. Les Figures A.9 et A.10 montrent le chargement et la déformation axiale correspondant à ces deux essais.

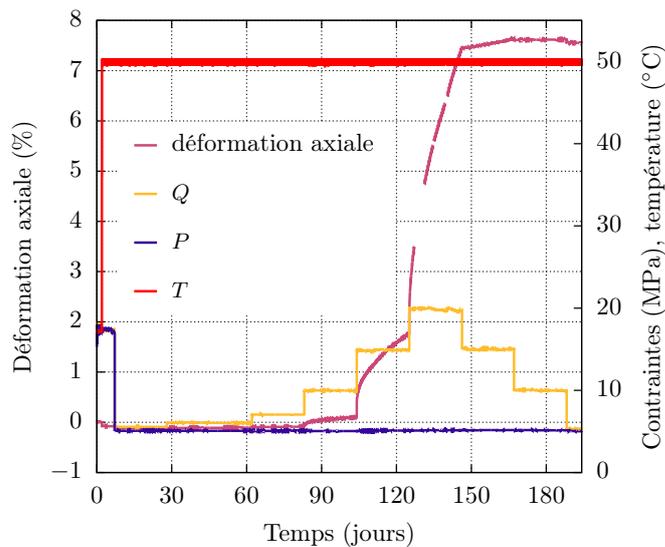


FIGURE A.9. Sel de Hauterives : essai de fluage 1.

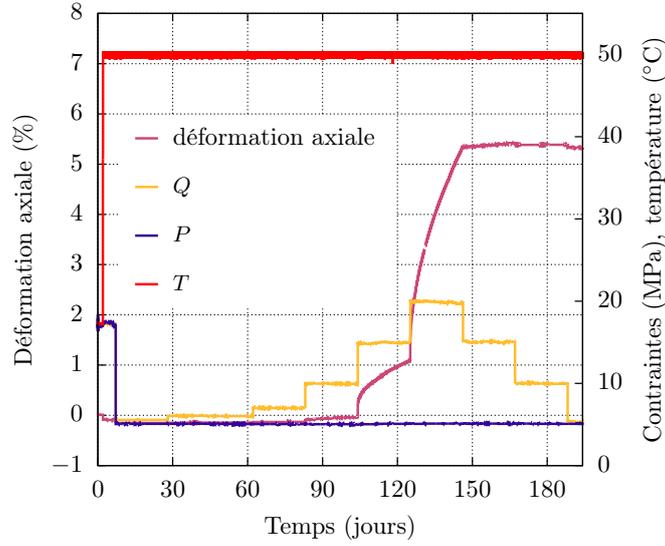


FIGURE A.10. Sel de Hauterives : essai de fluage 2.

A.4.3 Essais effectués sur le sel d'Etrez

A.4.3.1 Essais rapides

Un essai de compression triaxiale à vitesse de déformation axiale imposée de 10^{-5} s^{-1} et avec un confinement de 5 MPa a été effectué sur quatre éprouvettes prélevées de la même carotte du sel d'Etrez. La phase isotrope, à $(2P+Q)/3 = 17 \text{ MPa}$ et température ambiante, a duré environ 20 h. Ces essais ont été effectués avec le dispositif MTS-2. La Figure A.11 montre les résultats de ces essais.

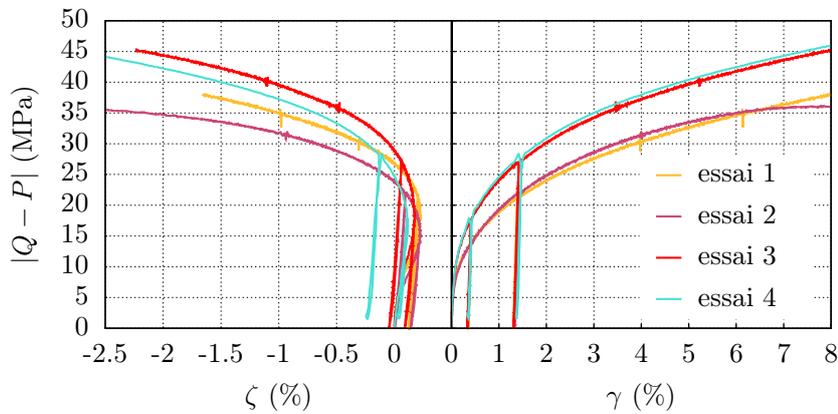


FIGURE A.11. Sel d'Etrez : essais à $\dot{\epsilon}_{\text{ax}} = 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ et $P = 5 \text{ MPa}$, effectués dans le dispositif MTS 2.

A.4.3.2 Essais de fluage

Deux essais de fluage ont été effectués sur le sel d'Étrez sur deux éprouvettes de diamètre 65 mm et d'élançement 2. Jusqu'à ≈ 150 jours, le chargement est identique dans les deux essais pour évaluer la répétabilité des résultats. Les résultats des deux essais sont montrés dans les Figures A.12 et A.13.

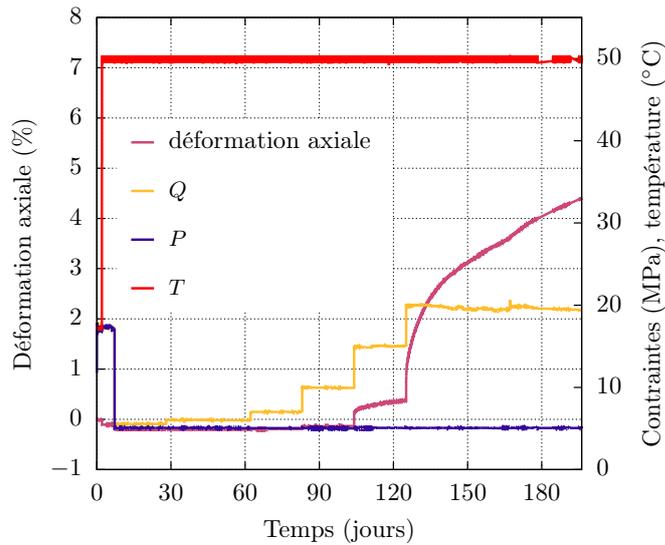


FIGURE A.12. Sel d'Étrez : essai de fluage 1.

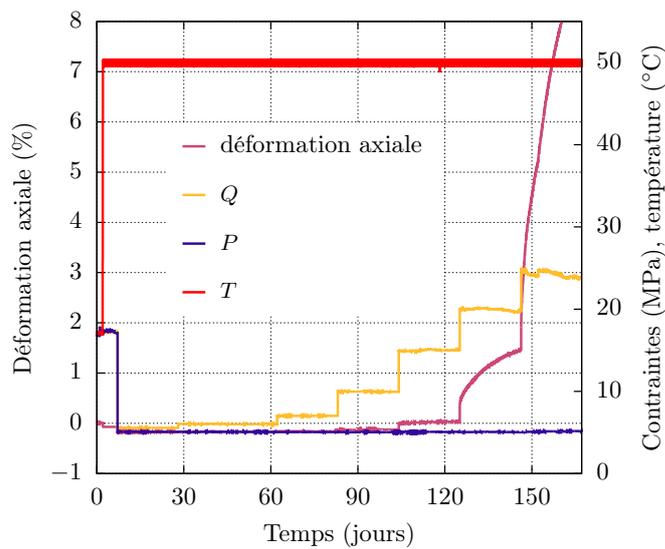


FIGURE A.13. Sel d'Étrez : essai de fluage 2.

Annexe B

Notions préliminaires et bases de travail

Soient $\mathbf{B} = (\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3)$ une base orthonormée de \mathbb{R}^3 , et \mathbf{S} l'ensemble des tenseurs symétriques d'ordre 2 ayant \mathbf{B} comme base propre. La base $(\underline{e}_1, \underline{e}_2, \underline{e}_3)$, avec $\underline{e}_i = \vec{e}_i \otimes \vec{e}_i$, $i = 1, 2, 3$, est une base orthonormée de \mathbf{S} . Tout tenseur $\underline{\sigma} \in \mathbf{S}$ peut être décomposé dans cette base selon :

$$\underline{\sigma} = \sum_{i=1}^3 \sigma_i \underline{e}_i \quad (\text{B.1})$$

avec σ_i la valeur propre de $\underline{\sigma}$ associée au vecteur propre \vec{e}_i .

Dans la pratique, il est souvent intéressant de travailler avec le tenseur identité $\underline{1} = \underline{e}_1 + \underline{e}_2 + \underline{e}_3$, qui représente la direction hydrostatique. On construit donc une autre base de \mathbf{S} qui contient $\underline{1}$, par le procédé d'orthonormalisation de Schmidt à partir de la famille libre $(\underline{1}, \underline{e}_3, \underline{e}_1)$. Le choix de cette famille est arbitraire, une autre famille aurait pu être choisie à sa place. Une autre base orthonormée de \mathbf{S} est alors $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ telle que :

$$\underline{I} = \underline{1}/\sqrt{3}, \quad \underline{J} = (\underline{1} - 3\underline{e}_3)/\sqrt{6}, \quad \underline{K} = (\underline{e}_1 - \underline{e}_2)/\sqrt{2} \quad (\text{B.2})$$

Tout tenseur $\underline{\sigma}$ de \mathbf{S} peut se décomposer en une partie sphérique et une partie déviatorique $\underline{\sigma} = \underline{\underline{\sigma}} + tr(\underline{\sigma})\underline{1}/3$. En introduisant :

$$\underline{I} = \underline{1}/\sqrt{3}, \quad \underline{J} = \underline{\underline{\sigma}}/||\underline{\underline{\sigma}}|| \quad (\text{B.3})$$

la décomposition de $\underline{\sigma}$ s'écrit :

$$\underline{\sigma} = \sqrt{2/3} q \underline{J} - \sqrt{3} p \underline{I} \quad (\text{B.4})$$

avec

$$q = \sqrt{3/2} ||\underline{\underline{\sigma}}||, \quad p = -tr(\underline{\sigma})/3 \quad (\text{B.5})$$

avec q la contrainte équivalente de von Mises et p la contrainte moyenne.

La position d'un point dans le plan déviatorique est identifiée par l'angle de Lode $\theta \in [0, \pi/3]$ défini comme l'angle entre les deux tenseurs unitaires \underline{J} et $\widehat{\underline{J}}$ tel que $\theta = \arccos(\underline{J} : \widehat{\underline{J}}) / (\|\underline{J}\| \|\widehat{\underline{J}}\|)$, qui peut aussi s'écrire :

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos(\sqrt{6} \text{tr}(\underline{J}^3)) \quad (\text{B.6})$$

Avec cette définition, l'état d'extension ($\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$) correspond à $\theta = 0$, et l'état de compression ($\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$) correspond à $\theta = \frac{\pi}{3}$. On peut alors écrire $\underline{J} = \cos \theta \widehat{\underline{J}} + \sin \theta \widehat{\underline{K}}$. On complète à présent la famille $(\underline{I}, \underline{J})$ par un troisième tenseur \underline{K} pour obtenir une nouvelle base orthonormée directe $\underline{K} = -\sin \theta \widehat{\underline{J}} + \cos \theta \widehat{\underline{K}}$, qui peut aussi s'écrire :

$$\underline{K} = (\sqrt{2}\underline{I} + \cos(3\theta)\underline{J} - \sqrt{6}\underline{J}^2) / \sqrt{1 - \cos(3\theta)^2} \quad (\text{B.7})$$

Dans la base de Haigh-Westergaard [Chen and Han, 1988], la Figure B.1 représente les trois invariants p, q et θ du tenseur des contraintes ainsi que la base $(\vec{e}_1, \vec{e}_2, \vec{e}_3)$ associée aux valeurs propres $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$, et la base $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ associée aux invariants (p, q, θ) .

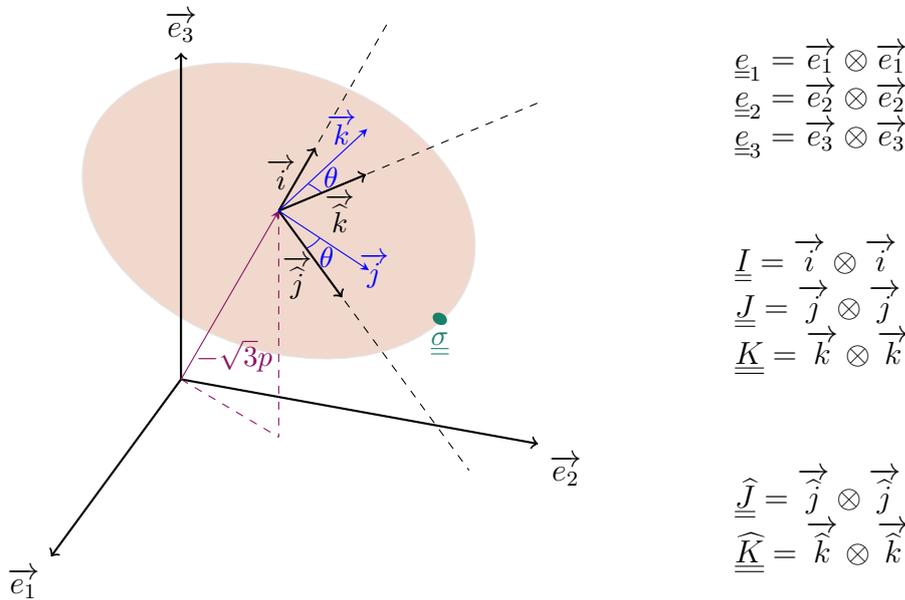


FIGURE B.1. Représentation des trois invariants p, q et θ et de la base $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ dans l'espace des contraintes. Le disque est dans le plan déviatorique et est de rayon $\sqrt{2/3}q$.

Grâce à l'hypothèse de l'isotropie, toutes les fonctions scalaires de l'état de contrainte $\underline{\sigma}$, et en particulier les potentiels plastiques, sont entièrement définies par les trois

invariants (p, q, θ) . En supposant $f(\underline{\sigma}) = P(p, q, \theta)$ est une fonction dérivable, son gradient par rapport à $\underline{\sigma}$ s'écrit sous la forme :

$$\partial_{\underline{\sigma}} f = -\left(\sqrt{\frac{1}{3}} \partial_p P\right) \underline{I} + \left(\sqrt{\frac{3}{2}} \partial_q P\right) \underline{J} + \left(\sqrt{\frac{3}{2}} \partial_\theta P\right) \underline{K} \quad (\text{B.8})$$

et nous utilisons :

$$\partial_{\underline{\sigma}} p = -\sqrt{\frac{1}{3}} \underline{I}; \quad \partial_{\underline{\sigma}} q = \sqrt{\frac{3}{2}} \underline{J}; \quad q \partial_{\underline{\sigma}} \theta = \sqrt{\frac{3}{2}} \underline{K} \quad (\text{B.9})$$

Il est également possible d'utiliser les valeurs propres $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ à la place des invariants (p, q, θ) , pour exprimer $f(\underline{\sigma})$. Dans ce cas, le gradient de $f(\underline{\sigma}) = G(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ par rapport à $\underline{\sigma}$ s'écrit dans la base $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ comme suit :

$$\partial_{\underline{\sigma}} f = \left(\sqrt{\frac{1}{3}} X\right) \underline{I} + \sqrt{\frac{3}{2}} \left(Y \cos \theta + Z \sin \theta\right) \underline{J} + \sqrt{\frac{3}{2}} \left(Z \cos \theta - Y \sin \theta\right) \underline{K} \quad (\text{B.10})$$

avec

$$\begin{aligned} X &= \partial_{\sigma_1} G + \partial_{\sigma_2} G + \partial_{\sigma_3} G \\ Y &= \left(2\partial_{\sigma_1} G - \partial_{\sigma_2} G - \partial_{\sigma_3} G\right)/3 \\ Z &= \left(\partial_{\sigma_2} G - \partial_{\sigma_3} G\right)/\sqrt{3} \end{aligned} \quad (\text{B.11})$$

La base $(\underline{I}, \underline{J}, \underline{K})$ et les calculs de gradients sont utilisés pour définir la direction de la vitesse de déformation viscoplastique.

Bibliographie

- Yoshitaka Adachi, Mayumi Ojima, Satoshi Morooka, and Yo Tomota. Hierarchical 3D/4D Characterization on Deformation Behavior of Austenitic and Pearlitic Steels. In *THERMEC 2009*, volume 638 of *Materials Science Forum*, pages 2505–2510. Trans Tech Publications Ltd, 4 2010. doi : 10.4028/www.scientific.net/MSF.638-642.2505.
- C. Arson, H. Xu, and F. M. Chester. On the definition of damage in time-dependent healing models for salt rock. *Géotechnique Letters*, 2(2) :67–71, 2012.
- Michel Aubertin, Denis E. Gill, and Branko Ladanyi. A unified viscoplastic model for the inelastic flow of alkali halides. *Mechanics of Materials*, 11, 1991.
- Mejda Azabou, Ahmed Rouabhi, and Laura Blanco-Martín. Effect of insoluble materials on the volumetric behavior of rock salt. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2020a.
- Mejda Azabou, Ahmed Rouabhi, Laura Blanco-Martín, Faouzi Hadj-Hassen, and Michel Tijani. On the effect of insoluble materials on rock salt dilatancy. *American Rock Mechanics Association*, 2020b.
- Mejda Azabou, Ahmed Rouabhi, and Laura Blanco-Martín. On the representativity of salt specimens during laboratory tests. *Journal of Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2021a.
- Mejda Azabou, Ahmed Rouabhi, Laura Blanco-Martín, Faouzi Hadj-Hassen, Mehdi Karimi-Jafari, and Grégoire Hévin. Rock salt behavior : From laboratory experiments to pertinent long-term predictions. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2021b.
- Swantje Bargmann, Benjamin Klusemann, Jürgen Markmann, Jan Eike Schnabel, Konrad Schneider, Celal Soyarslan, and Jana Wilmers. Generation of 3d representative volume elements for heterogeneous materials : A review. *Progress in Materials Science*, 96 :322 – 384, 2018.
- Pierre Bérest, Benoît Brouard, Mehdi Karimi, and Leo Van Sambeek. Transient behaviour of salt caverns. Interpretation of mechanical integrity tests. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44, 2007.

- Pierre Bérest, Benoît Brouard, Bernard Feuga, and Mehdi Karimi. The 1873 collapse of the saint-maximilien panel at the Varangéville salt mine. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45, 2008.
- John W. Cahn. Phase separation by spinodal decomposition in isotropic systems. *The Journal of Chemical Physics*, 42(1) :93–99, 1965.
- John W. Cahn and John E. Hilliard. *Free Energy of a Nonuniform System. I. Interfacial Free Energy and Free Energy of a Nonuniform System. III. Nucleation in a Two-Component Incompressible Fluid*. 1998. ISBN 9781118788295.
- Declan Carolan, Huang M. Chong, Alojz Ivankovic, Anthony J. Kinloch, and Ambrose C. Taylor. Co-continuous polymer systems : A numerical investigation. *Computational Materials Science*, 98 :24 – 33, 2015. doi : <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2014.10.039>.
- Wai-Fah Chen and Da-Jian Han. *Plasticity for Structural Engineers*. J. Ross Publishing Classics. 1988.
- Kerry L. DeVries, Kirby D. Mellegard, and Gary D. Callahan. Salt damage criterion proof-of-concept research. Technical Report RSI-1675 DE-FC26-00NT41026, RESPEC, Rapid city, South Dakota, 2002.
- Kerry L. DeVries, Kirby D. Mellegard, Gary D. Callahan, and William M. Goodman. Cavern roof stability for natural gas storage in bedded salt. Technical report DE-FG26-02NT41651, RESPEC, Rapid City, South Dakota, 2005.
- Hippolyte Djizanne. *Stabilité mécanique d'une cavité saline soumise à des variations rapides de pression : Application au stockage souterrain de gaz naturel, d'air comprimé et d'hydrogène*. PhD thesis, Ecole Polytechnique X, 2014.
- Jonah Erlebacher, Michael Aziz, Alain Karma, Nikolay Dimitrov, and Karl Sieradzki. Evolution of nanoporosity in dealloying. *Nature*, 410, 04 2001. doi : 10.1038/35068529.
- Ralf-Michael Günther, Klaus Salzer, Till Popp, and Christoph Lüdeling. Steady-state creep of rock salt : Improved approaches for lab determination and modelling. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2015.
- A Hampel, Klaus Salzer, Ralf-Michael Günther, Wolfgang Minkley, Alexandra Pudedwills, Bastian Leuger, Dirk Zapf, K Staudtmeister, R Rokahr, K Herchen, Ralf Wolters, and K.-H Lux. *Joint projects on the comparison of constitutive models for the mechanical behavior of rock salt II. Overview of the models and results of 3- D benchmark calculations*. 03 2012. ISBN 978-0-415-62122-9. doi : 10.1201/b12041-33.
- Stefan Heusermann, Olaf Rolfs, and Uwe Schmidt. Nonlinear finite-element analysis of solution mined storage caverns in rock salt using the LUBBY2 constitutive model. *Computers & Structures*, 2003.

- Zhengmeng Hou. Mechanical and hydraulic behavior of rock salt in the excavation disturbed zone around underground facilities. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 40(5) :725 – 738, 2003.
- U Hunsche. Measurement of creep in rock salt at small strain rates. In *Proceedings of the 2nd conference on the mechanical behavior of salt, Paris*, 1988.
- Michel Julien. *Une modélisation constitutive et numérique du comportement rhéologique du sel gemme*. PhD thesis, Ecole Polytechnique de Montréal, 1999.
- L. Kachanov. *Introduction to continuum damage mechanics*. Mechanics of Elastic Stability. Springer Netherlands, 1986. ISBN 9789024733194.
- Mehdi Karimi-Jafari. *Comportement transitoire des cavités salines profondes*. Ph.D. thesis, Ecole Polytechnique X, November 2007.
- Kyozi Kawasaki, Tatsuzo Nagai, and Katsuya Nakashima. Vertex models for two-dimensional grain growth. *Philosophical Magazine B*, 60(3) :399–421, 1989. doi : 10.1080/13642818908205916.
- Kavan Khaledi, Elham Mahmoudi, Maria Datcheva, and Tom Schanz. Stability and serviceability of underground energy storage caverns in rock salt subjected to mechanical cyclic loading. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2016.
- M.V Kral, M.A Mangan, G Spanos, and R.O Rosenberg. Three-dimensional analysis of microstructures. *Materials Characterization*, 45(1) :17 – 23, 2000. doi : [https://doi.org/10.1016/S1044-5803\(00\)00046-2](https://doi.org/10.1016/S1044-5803(00)00046-2).
- Paule Labaune. *Comportement thermomécanique du sel gemme : Application au dimensionnement des cavités*. PhD thesis, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2018.
- Paule Labaune, Ahmed Rouabhi, Michel Tijani, Laura Blanco-Martín, and Thierry You. Dilatancy criteria for salt cavern design : A comparison between stress- and strain-based approaches. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 51(2) :599–611, 2018.
- Christian Lantuéjoul. *Geostatistical simulation. Models and algorithms*. 01 2002. doi : 10.1007/978-3-662-04808-5.
- R.A. Lebensohn, M. Montagnat, P. Mansuy, P. Duval, J. Meysonnier, and A. Philip. Modeling viscoplastic behavior and heterogeneous intracrystalline deformation of columnar ice polycrystals. *Acta Materialia*, 57(5) :1405 – 1415, 2009. ISSN 1359-6454. doi : <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2008.10.057>.
- Yang Liu, Jingfa Li, Shuyu Sun, and Bo Yu. Advances in Gaussian random field generation : A review. *Computational Geosciences*, 2019.

- Kirby Mellegard, G Callahan, and K. L. Devries. Lode angle effects on the deformational properties of natural rock salt. In *American Rock Mechanics Association*, 01 2005.
- Hadi Moussaddy, Martin Lévesque, and Therriault Daniel. Évaluation des performances des modèles d’homogénéisation pour des fibres aléatoirement dispersées ayant des rapports de forme élevés. 2011.
- D E Munson. Preliminary deformation-mechanism map for salt (with application to wipp). doi : 10.2172/6499296. URL <https://www.osti.gov/biblio/6499296>.
- D.E. Munson and P.R. Dawson. Salt constitutive modeling using mechanism maps. In *First conference on the mechanical behavior of salt*, 1981.
- Ahmad Pouya. Micro–macro approach for the rock salt behaviour. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 19(6) :1015–1028, 2000. doi : [https://doi.org/10.1016/S0997-7538\(00\)00204-7](https://doi.org/10.1016/S0997-7538(00)00204-7).
- Ahmad Pouya, Cheng Zhu, and Chloé Arson. Micro–macro approach of salt viscous fatigue under cyclic loading. *Mechanics of Materials*, 93 :13–31, 2016. doi : <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2015.10.009>.
- Lance A. Roberts, Stuart A. Buchholz, Kirby D. Mellegard, and Uwe Düsterloh. Cyclic loading effects on the creep and dilation of salt rock. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 48(6) :2581–2590, Nov 2015.
- A. Rouabhi, P. Labaune, M. Tijani, N. Gatelier, and G. Hévin. Phenomenological behavior of rock salt : On the influence of laboratory conditions on the dilatancy onset. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2019.
- Ahmed Rouabhi. *Problèmes de thermodynamique et de thermo-hydro-mécanique associés à l’exploitation du sous-sol*. Habilitation à diriger des recherches, Sorbonne Université, July 2019.
- Otto Schulze, Till Popp, and Hartmut Kern. Development of damage and permeability in deforming rock salt. *Engineering Geology*, 2001.
- P E Senseny and A F Fossum. Testing to estimate the munson-dawson parameters. 7 1996.
- P.E Senseny. Specimen size and history effects on creep of salt. In *Proceedings of the 1st conference on the mechanical behavior of salt, Paris*, 1984.
- P.E. Senseny, F.D. Hansen, J.E. Russell, N.L. Carter, and J.W. Handin. Mechanical behaviour of rock salt : Phenomenology and micromechanisms. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 29(4) :363 – 378, 1992. ISSN 0148-9062. doi : [https://doi.org/10.1016/0148-9062\(92\)90513-Y](https://doi.org/10.1016/0148-9062(92)90513-Y).

- Celal Soyarslan, Swantje Bargmann, Marc Pradas, and Jörg Weissmüller. 3d stochastic bicontinuous microstructures : Generation, topology and elasticity. *Acta Materialia*, 149 :326 – 340, 2018.
- J.C. Stormont. In situ gas permeability measurements to delineate damage in rock salt. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 34(7) :1055 – 1064, 1997. ISSN 1365-1609.
- M. Tijani, G. Vouille, and B. Hugout. Le sel gemme en tant que liquide visqueux. Melbourne, Australia, 1983.
- Michel Tijani. *Contribution à l'étude thermomécanique des cavités réalisées par lessivage dans des formations géologiques salines*. Habilitation à diriger des recherches, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2008.
- Salvatore Torquato. *Random Heterogeneous Materials : Microstructure and Macroscopic Properties*, volume 55. 01 2002.
- M. Wallner. Analysis of thermomechanical problems related to the storage of heat producing radioactive waste in rock salt. In *Proceedings of the 1th international conference on the mechanical behavior of salt, Hannover*, 1982.
- B. Widom. Random sequential addition of hard spheres to a volume. *The Journal of Chemical Physics*, 44(10) :3888–3894, 1966. doi : 10.1063/1.1726548.
- R. Wolters, K Lux, and U. Düsterloh. Evaluation of rock salt barriers with respect to tightness : Influence of thermomechanical damage, fluid infiltration and sealing/healing. In *Proceedings of the 7th international conference on the mechanical behavior of salt, Paris*, 2012.
- S. Zaefferer, S.I. Wright, and D. Raabe. Three-dimensional orientation microscopy in a focused ion beam–scanning electron microscope : A new dimension of microstructure characterization. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 2008. doi : 10.1007/s11661-007-9418-9.

RÉSUMÉ

Le dimensionnement optimal des ouvrages creusés dans les formations salines dépend de la qualité des mesures expérimentales qui servent à la formulation des lois de comportement et au calage de leurs paramètres, ainsi que des capacités prédictives de ces lois sur le court et le long terme. La réalisation d'une campagne expérimentale combinée avec une analyse de la base de données existante à MINES ParisTech, ont mis en question l'hypothèse de la représentativité des éprouvettes testées au laboratoire. L'effet de l'hétérogénéité des éprouvettes sur le comportement macroscopique du sel a été particulièrement étudié en se basant sur une investigation numérique reproduisant virtuellement les essais de laboratoire. Cette investigation a montré que l'hétérogénéité peut expliquer les anomalies souvent observées dans les mesures expérimentales et que les éprouvettes peuvent être plus petites que le volume élémentaire représentatif (VER) souhaité. Dans une démarche permettant d'élaborer une loi macroscopique et de s'affranchir des problèmes de la non représentativité des éprouvettes testées, la taille requise du VER a été corrélée à celle des hétérogénéités. La pertinence des capacités prédictives de cette loi macroscopique a été abordée et une nouvelle loi a été proposée dans le but de pallier les limitations des modèles existants en termes de la qualité de leurs prédictions à long terme.

MOTS CLÉS

Sel gemme, rhéologie, hétérogénéité, essais de laboratoire, modélisation numérique, volume élémentaire représentatif, viscoplasticité.

ABSTRACT

The optimal design of underground facilities in salt formations depends on the quality of the experimental measurements used to develop constitutive laws and to calibrate their parameters, as well as on the predictive abilities of these models on the short and long term. A comprehensive experimental campaign was carried out, its analysis along with that of the existing experimental data base in MINES ParisTech, raised questions concerning the assumption of specimens representativity during laboratory tests. The effect of specimens heterogeneity on the macroscopic behavior of rock salt was numerically investigated within a virtual laboratory. This investigation showed that specimens heterogeneity can explain the irregularities often observed in experimental measurements and that the tested specimens can be smaller than the required representative volume element (RVE). In an approach allowing to elaborate a macroscopic constitutive law and to overcome representativity related issues, the required RVE size was correlated to that of the heterogeneities. The pertinence of the predictive abilities of this macroscopic law was addressed and a new law, aiming to overcome the limitations of existing models in terms of the quality of their long term predictions, was proposed.

KEYWORDS

Rock salt, constitutive modeling, heterogeneity, laboratory tests, numerical modeling, representative volume element, viscoplasticity.