

UNE METHODE PSEUDO-ANALYTIQUE POUR L'ANALYSE DU FLUAGE DES PILIERS DES MINES DE SEL

Farid LAOUAFA et Mehdi GHOREYCHI

INERIS, Parc Technologique ALATA, BP.2, 60550 Verneuil-en-Halatte, France

RÉSUMÉ – Une spécificité du comportement des piliers des mines de sel exploitées par la méthode des chambres et piliers abandonnés, réside dans la dépendance des différents champs vis-à-vis du temps et de la vitesse de sollicitation. Pour éviter de recourir à une modélisation numérique complexe d'un problème souvent posé de manière imprécise nous proposons une méthode pseudo-analytique relativement performante pour l'analyse et la description de l'évolution des déformations dans les piliers de sel.

1. Introduction

Il existe dans le monde de nombreux gisements de sel. Certains d'entre eux sont exploités par dissolution et d'autres par la méthode dite des chambres et piliers abandonnés ou plus rarement par longues tailles. Quelles que soient les méthodes utilisées, les anciennes exploitations minières ont laissé des vides souterrains de dimensions parfois importantes. L'existence de vide dans le sol légitime naturellement des questions sur l'évolution de la stabilité mécanique du massif au droit ou au voisinage de l'exploitation. Nous nous intéressons plus précisément dans cette communication au fluage (déformations différées) des piliers des mines de sel exploitées par la méthode des chambres et piliers abandonnés.

Le sel gemme est un matériau qui présente un comportement fortement viscoplastique, relativement bien décrit par des modèles rhéologiques tels que celui de Norton ou de Lemaitre. Les caractéristiques intrinsèques du sel gemme font apparaître un comportement viscoplastique responsable d'un fluage des parois des ouvrages souterrains. C'est pourquoi dans le cas de ce type d'exploitations, la problématique est double : la première est relative au comportement à court terme des piliers vis-à-vis de leur stabilité mécanique et la seconde est spécifique à l'évolution temporelle des diverses variables mécaniques (endommagement, déformations, contraintes, etc.) induite par le fluage des piliers. Le fluage a naturellement des conséquences en terme d'affaissements en surface du sol et en terme de tenue des piliers, du toit immédiat et des terrains de recouvrement.

Le recours à une analyse de l'évolution dans le temps des déformations des piliers, à l'aide de la modélisation numérique, se heurte très rapidement à des limites non seulement liées à la taille du problème à résoudre mais également aux nombreuses incertitudes qui pèsent sur l'ensemble des données géomécaniques. La méthode que nous proposons, apporte, en gardant sa simplicité, une correction significative à la méthode de l'aire tributaire par l'intermédiaire d'un coefficient multiplicateur fonction de l'élançement du pilier. La méthode consiste à remplacer, sous certaines hypothèses et conditions, le problème réel tridimensionnel, non-homogène et non-linéaire en un problème équivalent non-linéaire mais mono-dimensionnel et homogène (donc scalaire). Le problème dépendant du temps, on montre que le coefficient de correction est également fonction du temps, mais que ce dernier tend rapidement, pour un élançement donné et dans le cadre des petites perturbations, vers une valeur asymptotique. Nous détaillons la détermination du coefficient correcteur qui est effectuée numériquement par élément finis et ce, pour différents élançements des piliers. La démarche est menée non seulement dans l'hypothèse des petites perturbations mais également dans le cadre des grandes transformations.

Les potentialités de l'approche sont démontrées à l'aide de diverses comparaisons portant sur des résultats issus de calculs aux éléments finis de problèmes résolus dans le cadre 3D mais également par comparaison avec des mesures effectuées sur différents sites.

2. Comportement du sel

Le comportement du sel gemme fut l'objet de nombreuses recherches tant expérimentales que théoriques (Langer, 1981 ; Vouille et al., 1981 ; Munson et al., 1982 ; Carter et al., 1983 ; Spiers, 1989 ; Stokes, 1989 ; Ghoreychi, 1990, Cristescu et al., 1998) et est désormais relativement bien connu par la communauté scientifique. En résumé, les caractéristiques principales du sel gemme sont les suivantes :

- Il ne peut reprendre ou s'opposer à un quelconque déviateur des contraintes d'intensité non nulle. Matériau viscoplastique sans seuil, le sel gemme peut alors se déformer ou s'écouler indéfiniment comme un fluide visqueux (fluage) ;
- la vitesse de déformation viscoplastique est une fonction non-linéaire (de puissance) du déviateur des contraintes ;
- la vitesse de déformation viscoplastique est extrêmement sensible à la température. Il est admis qu'elle obéit ou est relativement bien décrite par la loi d'Arrhenius.

Parmi l'ensemble des modèles rhéologiques développés pour décrire le comportement du sel, nous retiendrons ceux qui nous semblent les plus utilisés, à savoir les modèles dits de puissance de Lemaitre (Lemaitre, 1988) ou de Norton. L'expression générale du modèle de Lemaitre exprimée en vitesse de déformation, adopte la forme suivante :

$$\frac{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}}{\partial t} = A e^{\left(\frac{-Q}{R.T}\right)} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0}\right)^n \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{eq}^{vp}\right)^m \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (1)$$

Expression dans laquelle : $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ est le tenseur, d'ordre 2, de la déformation viscoplastique, $\boldsymbol{\sigma}$ est le tenseur, d'ordre 2, des contraintes de Cauchy, σ_{eq} est la contrainte équivalente de Von

Mises $\sigma_{eq} = (3/2 \boldsymbol{S} : \boldsymbol{S})^{1/2}$, \boldsymbol{S} est le tenseur d'ordre 2 des contraintes déviatoriques $\left(\boldsymbol{S} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{tr(\boldsymbol{\sigma})}{3} \mathbf{I}\right)$ et

\mathbf{I} tenseur unité. Dans le modèle de Lemaitre, à la différence du modèle de Norton qui n'en possède pas, le seul paramètre de mémoire (ou d'écrouissage) est représenté par la

déformation viscoplastique équivalente ($\boldsymbol{\varepsilon}_{eq}^{vp}$) définie comme suit : $\boldsymbol{\varepsilon}_{eq}^{vp} = \sqrt{\frac{2}{3} \boldsymbol{\varepsilon}^{vp} : \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}}$

La contrainte de référence σ_0 est prise égale à 1 MPa. Dans la loi d'Arrhenius Q est l'énergie d'activation, R la constante universelle des gaz, T la température absolue et enfin A une constante spécifique au matériau. Nous observons que la composante visqueuse $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ de la déformation d'un sel donné est entièrement définie par la connaissance de quatre paramètres ($A, Q/R, n, m$). Lorsque $m=0$ le modèle de Lemaitre dégénère en modèle de Norton-Hoff. L'expression (1) peut être reformulée sous la forme suivante, moins connue (Vouille, 1981), mais que nous utiliserons dans la suite de cet article :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{vp} = A(T) \left(\frac{\sigma_{eq}}{K}\right)^\beta t^\alpha \quad (2)$$

Précisons que le formalisme élasto-visco-plastique que nous utilisons suppose une décomposition additive de la déformation totale en une partie élastique et une partie viscoplastique.

3. Problématique

L'une des spécificités du sel gemme, par rapport à d'autres géomatériaux, est son aptitude à fluer plus ou moins fortement, même pour des valeurs très faibles du déviateur de contraintes. En effet, il est en général admis d'une part que le sel gemme ne possède pas de seuil viscoplastique, et d'autre part que l'exposant du déviateur m (équation (1)) varie généralement entre 3 et 5.

Notre analyse ne porte que sur l'estimation de l'évolution des tassements des piliers de sel, causée par le fluage. Nous excluons toute analyse de stabilité ou de résistance de ces derniers. Les piliers sont donc considérés stables mais sujets à des déformations évoluant de manière continue dans le temps.

La détermination avec plus ou moins de précision de la convergence des chambres ou de la déformation axiale des piliers n'est pas aisée. En effet le problème géomécanique est relativement complexe (non-homogène, non-linéaire, etc.) et est de surcroît imprégné d'incertitudes qui affectent les caractéristiques (au sens large du terme) physiques et géométriques du problème. En fait, à notre sens, la plus grande difficulté, réside dans possibilité de poser (mathématiquement) avec le plus de précision possible le problème géomécanique réel. C'est le préalable incontournable à toutes modélisations numériques. La qualité des résultats dépendra fortement de la manière dont sera établi le problème. Les données relatives aux mines et carrières sont, de part leur nature et leur ancienneté, souvent parcellaires et incomplètes. L'histoire des sollicitations, l'état mécanique de l'ensemble du site (mine et recouvrement) ne sont connus que partiellement. Pour parfaire la connaissance des sites, les coûts liés aux investigations qui seraient menées in situ et en laboratoire seraient plus que prohibitifs et toujours incomplets (au vu des dimensions du site).

La précision et la pertinence d'une modélisation numérique dépendront du degré d'informations disponibles. Dans notre problématique, les modélisations numériques par éléments finis, par exemple, nécessiteront (au vu des dimensions des sites) des ressources en temps de calculs et de stockage exorbitant. Tout en reconnaissant l'apport indéniable des modélisations numériques dans les sciences de la terre et naturellement dans beaucoup d'autres disciplines, nous proposons une méthode « pseudo-analytique » qui évite le recours à la modélisation 3D pour l'analyse du fluage des piliers de sel. Cette méthode prend comme point de départ, la méthode dite de l'aire tributaire. Cette dernière, de part sa simplicité, est très utilisée dans le domaine minier. Cependant cette dernière repose sur trois hypothèses très fortes :

1. un recouvrement est supposé totalement pesant (poids mort) ;
2. une équi-distribution (dont l'intensité dépend des géométries de l'exploitation) de la sollicitation due au poids du recouvrement sur les piliers ;
3. une homogénéité des différents champs (contraintes et déformations) dans les piliers.

Les deux premières hypothèses se formalisent ou se traduisent, en terme de sollicitation moyenne σ_{AT} sur les piliers, de la manière suivante :

$$\sigma_z = \sigma_{AT} = \frac{\gamma Hr}{1 - \tau} \quad (3)$$

Expression dans laquelle γ , Hr et τ représentent respectivement, le poids volumique moyen du recouvrement, l'épaisseur du recouvrement et le taux de défruitement. Ce dernier est défini par le rapport de la surface exploitée sur la surface initiale. Dans la suite, nous supposons les deux premières hypothèses comme acceptables (dans une première approximation). Il semblerait

que la troisième hypothèse ait été toujours utilisée sans qu'il en soit explicitement fait mention. Cette hypothèse suppose implicitement qu'il existe une interface sans adhérence et sans frottement (glissement parfait) entre les extrémités du pilier et le toit (il en est naturellement de même avec le mur) et que la sollicitation se distribue uniformément sur l'extrémité du pilier.

L'effet du frettage des extrémités du pilier est en générale bénéfique en terme de stabilité et de convergence. En terme de stabilité ou plus exactement de résistance, le frettage écarte le point représentatif de l'état de contrainte (moyen) du critère de rupture. Il procure ainsi au pilier plus de résistance dans une analyse à la rupture. En terme de convergence, le pseudo-confinement créé par le frettage, peut diminuer considérablement l'intensité du déviateur des contraintes et par conséquent la déformation du pilier.

La prise en compte du frettage dans l'analyse du fluage des piliers, introduit cependant deux difficultés : une non-homogénéité des différents champs et la tri-dimensionnalité du problème physique. Rappelons qu'initialement, dans le cadre de l'aire tributaire, le problème était scalaire (homogène et mono-dimensionnel). Dans la section suivante nous présentons le moyen de corriger l'AT ainsi que les hypothèses de la nouvelle méthode.

4. Méthode de correction

Afin d'améliorer la méthode de l'aire tributaire, tout en préservant sa simplicité, nous proposons d'appliquer deux coefficients correcteurs multiplicatifs à la contrainte moyenne σ_{AT} évalué par la dite méthode de la façon suivante :

$$\bar{\sigma} = C_{RE} \times C_p \times \sigma_{AT} \quad (4)$$

Expression dans laquelle $C_{RE} \leq 1$ est un *facteur de chargement*, qui prend en compte la contribution mécanique du recouvrement et $C_p \leq 1$ est un *facteur de résistance ou de confinement* exprimant l'effet du frettage sur le pilier. Désormais, dans toutes les analyses relatives au fluage $\bar{\sigma}$ se substitue à σ_{AT} . Dans une première approximation, nous supposons que le recouvrement est totalement pesant et sera donc considéré comme une charge morte répartie uniformément sur les piliers ($C_{RE} = 1$). Le coefficient C_p est déterminé numériquement, par la méthode des éléments finis, sur un modèle de base (Laouafa, 2004). L'utilisation de méthode numérique est principalement due à la difficulté de formuler une solution analytique du problème en question (pilier fretté et comprimé) qui est non-linéaire et non-homogène. L'algorithme pour la détermination de C_p est décrit brièvement ci-dessous.

Pour une sollicitation donnée $P = \sigma_{AT}$, un matériau donné caractérisé par ces paramètres (A , Q/R , n , m) et un élancement donné du pilier $\lambda = H/L$, un problème de fluage 1D équivalent au problème 3D est formulé et cela en quatre étapes¹ :

- On effectue une modélisation (axisymétrique) du problème de base viscoplastique.
- Des résultats de la modélisation on déduit les différents champs : composantes élastique $\varepsilon^e(\underline{x}, t)$ et viscoplastique $\varepsilon^{vp}(\underline{x}, t)$ du champ de déformation, champ de déplacement $\underline{U}(\underline{x}, t)$ ($\underline{x} \in \Omega_{\text{pilier}}$ et $t \in [0, Tf]$).

- Connaissant le déplacement vertical du sommet du pilier $U_z(\underline{x}^*, t)$, on définit la convergence (C) de la mine (égale à la déformation verticale moyenne du pilier) de la manière suivante :

$$C(t) = \bar{\varepsilon}_z(t) = \frac{2}{R} \int_0^R \frac{U_z(z = H/2, r, t)}{H} dr$$

- Dès lors que la convergence est définie au sens d'une moyenne (scalaire et homogène), on formule un problème uniaxial 1D équivalent, de la manière suivante :

¹ Les calculs sont menés en adoptant l'hypothèse de symétrie axiale.

$$C(t) = \bar{\varepsilon}(t) = \frac{C_p \times \sigma_{AT}}{E} + A(T) \left(\frac{C_p \times \sigma_{AT}}{K} \right)^\beta t^\alpha \quad (5)$$

La seule inconnue de notre problème scalaire est désormais C_p qui est solution du problème non-linéaire suivant :

$$\begin{cases} \text{Trouver } C_p(t_n, \lambda) \geq 0 \text{ tq } \forall (t_n, \lambda), \in]0, T] \times \mathbb{R} - \{0\} \\ \frac{C_p(t_n, \lambda) \times \sigma_{AT}}{E} + (C_p(t_n, \lambda))^\beta A(T) \left(\frac{\sigma_{AT}}{K} \right)^\beta t_n^\alpha - \bar{\varepsilon}(t_n) = 0 \end{cases} \quad (6)$$

Remarquons que la relation (5) peut être reformulé de la manière suivante :

$$C(t) = \frac{C_p \times \sigma_{AT}}{E} + A(T) \left(\frac{\sigma_{AT} - [(1 - C_p) \times \sigma_{AT}]}{K} \right)^\beta t^\alpha \quad (7)$$

L'expression (7) montre clairement la contribution du coefficient de correction C_p . Ce facteur participe dans le confinement (latéral) du pilier sollicité par le recouvrement. Plus le coefficient et petit plus le déviateur des contraintes diminue. Les deux bornes de C_p définissent soit un état de contrainte isotrope ($C_p=0$) soit une sollicitation purement mono-axiale ($C_p=1$).

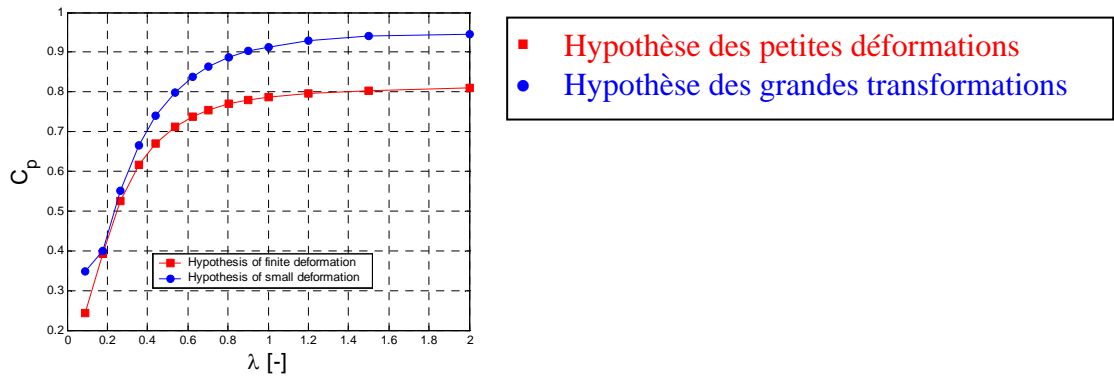


Figure 1. Valeurs du facteur de correction C_p en fonction de l'élanement λ dans une analyse vis-à-vis du fluage. Valeurs dans le cas de transformation finies et infinitésimales (Laouafa, 2004).

Nous obtenons (Fig. 1) un nombre fini de valeurs de $C_p(\lambda)$, pour différentes valeurs de l'élanement $\lambda \in [0,1 2]$. Par une méthode de minimisation non-linéaire nous obtenons les deux approximations analytiques et continues de $C_p(\lambda)$, pour le cas des petites déformations et grandes déformations respectivement (Fig. 2).

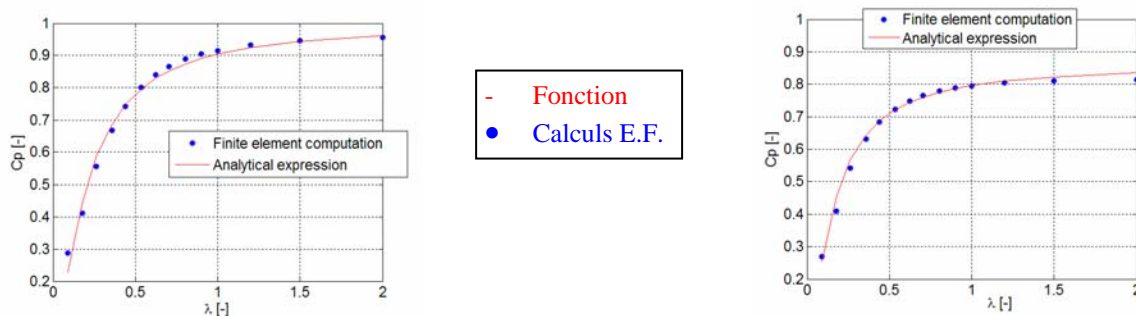


Figure 2. Approximation non-linéaire de $C_p(\lambda)$ en petites déformations (gauche) et grandes déformations (droite).

Les graphes de la figure 2 sont issus des approximations ou fonctions analytiques suivantes :

en petites déformations, $C_p(\lambda) = \frac{\lambda^{1,43}}{0,105 + \lambda^{1,43}}$, et en grandes déformations, $C_p(\lambda) = \frac{0,8595\lambda^{1,404}}{0,08 + \lambda^{1,404}}$.

Nous observons qu'en petites perturbations $C_p(0) = 0$ et $C_p(\lambda)$ tend vers 1 quand $\lambda \rightarrow \infty$. Cette valeur asymptotique, en supposant qu'il n'y a pas de bifurcation par flambement, traduit naturellement une compression « idéale » et purement mono-axiale.

Sur les résultats obtenus dans le cadre de l'approche en grandes déformations, plusieurs remarques sont à formuler. La première est que $C_p(\lambda)$ tend vers une valeur inférieure à 1 (0,86) quand $\lambda \rightarrow \infty$ alors que pour un temps infini ($t \rightarrow \infty$) $C_p(\lambda)$ devrait normalement tendre vers $(1 - \tau)$ car, dans le cadre des transformations finies et en utilisant la méthode du Lagrangien réactualisé, la fermeture devrait être totale. Cette différence s'explique par le fait que nous n'avons pas pris un intervalle temps suffisamment grand (Fig. 3). On peut observer sur le figure 3 que $C_p(\bar{\lambda}, t)$ diminue de façon monotone sans atteindre de valeur asymptotique marquée pour l'intervalle de temps considéré.

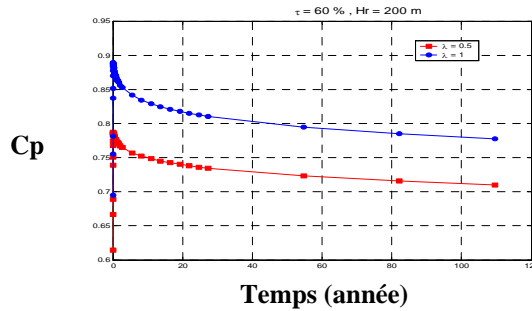


Figure 3. Exemples d'évolution de $C_p(\bar{\lambda}, t)$ en fonction du temps pour des élancements donnés $\lambda = \bar{\lambda}$ (hypothèse des grandes déformations).

La deuxième remarque, concerne l'évolution de l'élancement $\lambda(t)$, de l'intensité de la contrainte $\sigma_{AT}(t)$ en fonction du temps. Dans une première approximation on peut démontrer que (ν , coefficient de Poisson):

$$\lambda(t) \square \lambda(t=0) \frac{(1 - \varepsilon_z(t))}{(1 + \nu \varepsilon_z(t))}, \quad \sigma_{AT}(t) \square \sigma_{AT}(t=0) \times \frac{1}{(1 + \nu \varepsilon_z(t))^2} \tag{8}$$

Les différences des valeurs de C_p en petites et grandes transformations s'explique par le fait que dans la deuxième approche la contrainte est réactualisée alors que le calcul de C_p s'effectue sur la valeur initiale de la contrainte $\sigma_{AT}(t=0)$. Une autre remarque d'importance, concerne la grande sensibilité de la réponse des lois de puissance vis-à-vis de l'intensité du déviateur. Pour le sel gemme l'exposant β du déviateur de contrainte varie en général de 3 à 5. Une petite erreur dans l'estimation de ce déviateur se traduit par des erreurs considérables sur la réponse en déformation (ou taux de déformation). Cela est illustré sur la figure 4.

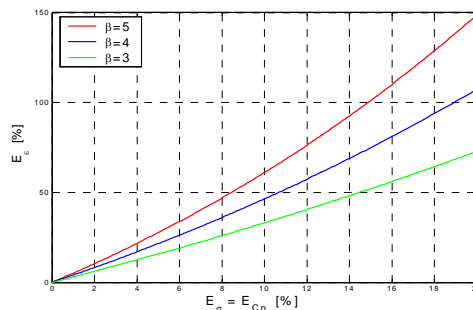


Figure 4. Evolution de l'erreur E_ε en fonction de l'erreur E_σ .

Avec E_σ représentant l'erreur en % sur la valeur du déviateur des contraintes. Avec cette définition nous en déduisons l'erreur en % sur la valeur de la déformation viscoplastique E_ε :

$$E_\varepsilon = (1 + E_\sigma)^\beta - 1 \tag{9}$$

Les graphes de la figure 4, issues de la relation (9) montre, par exemple que 15 % d'erreur sur le déviateur peut conduire à des erreurs d'environ 100 % sur la déformation ainsi que sur la vitesse de déformation. Une grande attention doit donc être portée sur la précision de l'intensité du déviateur. On comprend dès lors l'importance et la contribution du coefficient correcteur sur la précision de la réponse en terme de déformation des piliers ou de convergence des galeries.

5. Applications

Le premier exemple illustrant les qualités de l'approche proposée consiste en une comparaison des résultats issus d'une modélisation par éléments finis d'un problème réellement 3-D (Fig. 5) et les résultats obtenus directement par application de la relation (5). Le modèle rhéologique pour décrire le sel est celui de Norton.

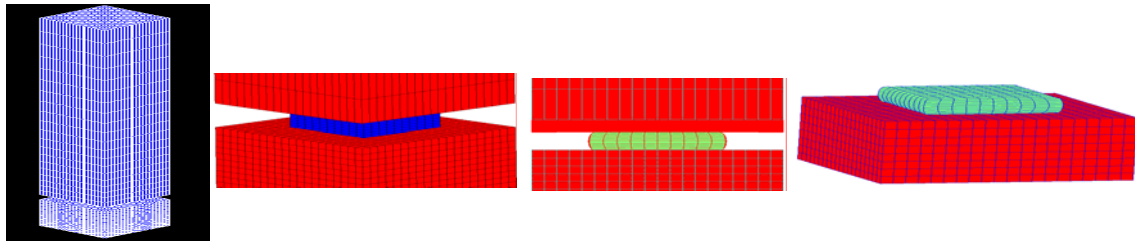


Figure 5. Modèle par éléments finis 3-D, détail et exemples de déformé.

La figure 6 (gauche), ci-dessous, indique l'évolution de la déformation viscoplastique en fonction du temps, obtenue avec trois approches : le calcul 3D par éléments finis (E.F.), le calcul à l'aide de l'aire tributaire (A.T.) dans ce cas $C_p=1$ et enfin le calcul en prenant en compte le coefficient de correction C_p .

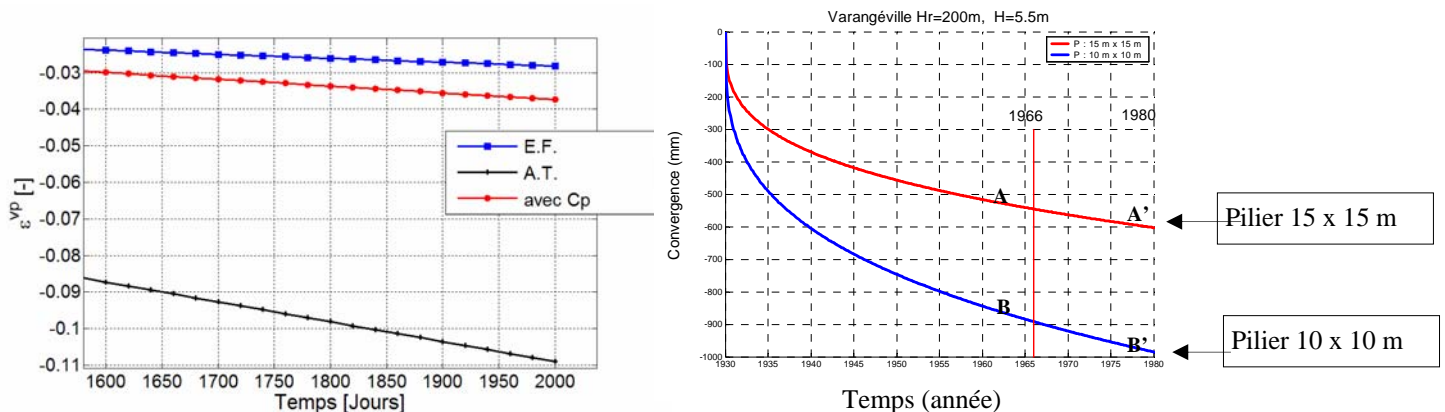


Figure 6. Evolution de la déformation viscoplastique en fonction du temps (gauche) et évolution de la convergence en fonction du temps (à droite), obtenue avec la relation (5) et l'abaque $C_p(\lambda)$.

L'utilisation des abaques (Fig. 1) et des relations (3) et (5) nous fournit en quelques minutes des résultats (en terme de déformation) quasiment identiques à ceux obtenus par un calculs aux éléments finis long et coûteux (environ 80.000 ddl & plusieurs heures en temps cpu). Un deuxième exemple, concerne un site réel : la mine de Varangéville. Cette mine fut l'objet d'instrumentation et de mesures pendant plusieurs années. L'affaissement en surface et les convergences furent mesurés de 1966 à 1980 (Nianguola, 1981). La figure 6 (droite) montre l'évolution de la convergence obtenue en utilisant les facteurs de corrections pour deux types de piliers (10 x 10 m ($\lambda=0,55$) et 15 x 15 m ($\lambda=0,37$)). L'épaisseur du recouvrement est de 200 m et la hauteur des piliers est de 5,5 m. Les mesures effectuées de 1966 à 1980 en plusieurs endroits du site (Nianguola, 1981) indiquent que les incréments de convergence ΔC_V sont compris entre 60 mm et 90 mm. L'examen de la figure 9 nous donne les incréments de convergence ΔC_V suivants : pour les piliers (10 x 10) : $\Delta C_V = (C_B - C_{B'}) = 95$ mm, pour les piliers

(15 x 15) : $\Delta C_v = (C_A - C_{A'}) = 60\text{mm}$. En terme de taux ou de vitesse de convergence, les mesures effectuées in situ se situent dans l'intervalle : $\dot{\varepsilon} \in [1 \cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1} ; 2 \cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1}]$. Le tableau ci-dessous donne les vitesses de convergence pour les hauteurs de recouvrement (Hr) du site et pour différents piliers, ainsi que les vitesses de déformation évaluées à l'aide de l'aire tributaire et en utilisant les facteurs de correction. La méthode de l'aire tributaire fournit des valeurs $\dot{\varepsilon}_{AT} \in [4 \cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1} ; 1 \cdot 10^{-10} \text{ s}^{-1}]$ soient 3 à 5 fois supérieures alors que les valeurs obtenues avec la prise en compte de C_p sont $\dot{\varepsilon}_{cp} \in [9,4 \cdot 10^{-12} \text{ s}^{-1} ; 3,4 \cdot 10^{-11} \text{ s}^{-1}]$. On notera la qualité des résultats obtenus avec la méthode prenant en compte le frettage des piliers et les différences significatives avec les résultats issus de la méthode de l'aire tributaire. Les taux de convergences calculés avec la méthode proposée sont du même ordre de grandeur que ceux mesurés et significativement différents de ceux obtenus à l'aide de l'AT.

6. Conclusions

Une méthode est proposée pour la détermination du fluage des piliers des mines de sel exploitées par chambres et piliers abandonnés. L'approche proposée est simple d'utilisation et est relativement précise. La méthode consiste, tout en se basant sur l'aire tributaire, à relaxer l'hypothèse forte du glissement parfait entre le pilier et le mur et le pilier et le toit. La prise en compte du frettage se fait par l'intermédiaire d'un facteur de correction, fonction de l'élanement du pilier. Des analyses ont été par ailleurs menées (Laouafa, 2004), pour montrer l'indépendance de ces coefficients par rapport à la rigidité du recouvrement immédiat. Le constat est le même en ce qui concerne la valeur des exposants du temps et du déviateur de contrainte de la loi de puissance. Pour parfaire la méthode, il serait nécessaire d'intégrer la contribution mécanique du recouvrement. La diversité des recouvrements avec ou sans banc raide rend cependant cette seconde phase particulièrement complexe.

7. Références bibliographiques

- Carter N.L., Hansen F.D.(1983) Creep of rocksalt. Tectonophysics. vol. 92, 275-333.
- Niangoula A. (1981). Contribution à l'étude de la stabilité d'une ancienne exploitation de sel gemme par chambres et piliers abandonnés. Thèse INPL.
- Cristescu N., Hunsche U. (1998), Time effects in Rock Mechanics, Wiley.
- Ghoreychi M.(1990) Conséquences du comportement thermomécanique du sel pour la conception et la sûreté d'un enfouissement de déchets radioactifs. Stockage en Souterrain, Presses des Ponts et Chaussées, 229-243.
- Langer M. (1981) The rheological behavior of rocksalt. Proc. First Conf. Mech. Behavior of Salt, Trans Tech Publications, Germany, 201-240.
- Laouafa F. (2004). Modélisation des exploitations de sel. Rapport INERIS DRS-04-56168/R01
- Lemaitre J., Chaboche (1988) J.L. Mécanique des matériaux solides. Dunod, Paris.
- Munson D.E., Dawson P.R. (1982) A work hardening/recovery model of transient creep of salt during loading and unloading. Proc 23rd US Symp. Rock Mech. 299-307.
- Vouille G., Tijani M., de Grenier F.(1981) Experimental determination of the rheological behavior of Tersanne rock salt. Proc. the First Conf. On "the Mechanical Behaviour of Salt", Pennsylvania State University.