



**HAL**  
open science

## Caractérisation et modélisation d'un pisé au comportement compactant

J. Brulin, Amna Rekik, L. Josserand, Eric Blond, Alain Gasser, F. Roulet

► **To cite this version:**

J. Brulin, Amna Rekik, L. Josserand, Eric Blond, Alain Gasser, et al.. Caractérisation et modélisation d'un pisé au comportement compactant. Matériaux 2010, Oct 2010, Nantes, France. pp.CD-ROM. hal-00651614

**HAL Id: hal-00651614**

**<https://hal.science/hal-00651614>**

Submitted on 13 Dec 2011

**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.

## Caractérisation et modélisation d'un pisé au comportement compactant

J. Brulin<sup>a,b</sup>, A. Rekik<sup>a</sup>, L. Josserand<sup>a</sup>, É. Blond<sup>a</sup>, A. Gasser<sup>a</sup>, F. Roulet<sup>b</sup>

<sup>a</sup>Institut PRISME (EA 4229-Université d'Orléans), Polytech'Orléans, 8 Rue Léonard de Vinci, 45072 Orléans  
<sup>b</sup>Saint-Gobain CREE, 550 Avenue Alphonse Jauffret, B.P. 224, 84306 Cavailon

---

### RÉSUMÉ :

Les pisés sont souvent utilisés pour absorber la dilatation de briques réfractaires soumises à de fortes sollicitations thermomécaniques. Leur porosité leur permet de se comprimer et de minimiser les contraintes générées dans le reste de la structure. La prise en compte rigoureuse du comportement compactant est primordiale pour modéliser des structures réfractaires entières. Le comportement du pisé considéré ici est caractérisé à travers deux essais distincts : l'essai triaxial pour le comportement en cisaillement et l'essai de compaction avec confinement pour la compression. Dans les deux cas, le comportement du pisé est sensible à la température. Un modèle de type Cam-Clay est utilisé dans sa version modifiée. L'effet de la température sur le comportement compactant s'avère reproductible par un unique paramètre. Le comportement compactant sous fortes pressions est également pris en compte. La simulation des essais triaxiaux et de compaction avec le modèle identifié montre une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux et prouve la faculté du modèle à reproduire l'effet de la température.

**MOTS-CLÉS :** Pisé, Modèle de Cam-Clay modifié, Identification de paramètres matériau, Simulation

---

### INTRODUCTION :

Le pisé considéré ici, d'aspect visqueux, est composé de 80% de grains de graphite et 20% de matériau hydrocarboné. Il est sollicité pour des vitesses de déformation inférieures à  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  et des températures allant de l'ambiante à 80°C. Ce type de matériau pulvérulent, facilement compactable, permet bien souvent de par sa présence, de minimiser les contraintes générées dans une structure. La modélisation adéquate de ce pisé est indispensable dans l'optique de la modélisation d'une structure complexe.

Un modèle basé sur une surface seuil de von Mises a déjà été employé pour le pisé carboné [Gruber et al., 2004]. L'évolution du comportement compactant dépendant de la température est retranscrite par deux méthodes : soit par un module d'Young identifié à chaque température, faisant l'hypothèse d'un comportement linéaire, soit par l'évolution de la déformation plastique en fonction de la contrainte identifiée expérimentalement. Bien que l'effet de la température soit pris en compte dans ce modèle, des aspects spécifiques à la modélisation des géomatériaux sont négligés. En effet, l'expérience montre que le comportement plastique de nombreux géomatériaux est dépendant de l'état de consolidation et de la pression hydrostatique  $p$ . L'influence de la pression hydrostatique sur le comportement du matériau a été prise en compte dans les travaux de Roscoe et al. [Roscoe et al., 1958] avec l'introduction de surfaces seuils de type Cap fermées sur l'axe des pressions hydrostatiques  $p$ . Les modèles issus de la mécanique des sols tels que Drucker-Prager Cap [Drucker et Prager, 1952], Cam-Clay modifié [Roscoe et Burland, 1968] ou Di Maggio-Sandler [Di Maggio et Sandler, 1971] sont plus appropriés au comportement des géomatériaux. Ces modèles de type Cap permettent de reproduire le comportement compactant des matériaux pulvérulents. Ainsi, le critère de Drucker-Prager a déjà été utilisé pour la modélisation de pisés [Piret et al., 2004]. L'élasticité du matériau  $y$  est classiquement définie comme étant linéaire élastique avec un module d'Young et un coefficient de Poisson constants [Doremus et al., 2001, Wu et al., 2005]. Afin de reproduire un comportement élastique non-linéaire, certains auteurs identifient un module d'Young et un coefficient de Poisson qui évoluent avec la densité du matériau [Kim et al., 2000, Sinka et al., 2003, Michrafy et al., 2004, Han et al., 2008]. Le comportement compactant qui lie l'évolution de la déformation volumique plastique à la pression hydrostatique est obtenu à partir d'un essai de compression hydrostatique. Enfin, l'influence de la température sur le comportement du matériau est restée très peu étudiée avec ce modèle [Piret et al., 2004]. La considération des effets thermiques sur le comportement des matériaux se retrouve dans le domaine de la géotechnique avec des modèles inspirés du modèle de Cam-Clay modifié [Liu et

Carter, 2002, Piccolroaz et al., 2006]. Ce modèle est très utilisé en simulation numérique pour modéliser les matériaux pulvérulents tels les argiles. Différentes variantes du modèle de Cam-Clay modifié [Hueckel et Baldi, 1990, Hueckel et Borsetto, 1990, Tanaka et al., 1995, Sultan et al., 2002] définissent l'évolution du comportement compactant en fonction de la température.

Afin de mieux comprendre le modèle mis en place dans le cadre de cette étude qui s'appuie sur modèle de Cam-Clay modifié, les résultats d'essais de caractérisation du pisé en cisaillement et en compression jusqu'à 80°C sont d'abord présentés. Ils sont ensuite exploités pour identifier les paramètres du modèle. Enfin, des essais de validation sont réalisés puis simulés afin de valider le modèle développé.

### CARACTÉRISATION DU PISÉ :

Des essais triaxiaux et de compression avec confinement sont utilisés pour la caractérisation du comportement du pisé, respectivement en cisaillement et en compaction. Pour tous ces essais, des échantillons de forme cylindrique sont choisis afin de définir l'état de contrainte tridimensionnelle à partir de la pression hydrostatique  $p$  et la contrainte équivalente de von Mises  $q$ . En effet, dans le cas d'un échantillon cylindrique soumis à des compressions axiale ( $\sigma_A < 0$ ) et radiale ( $\sigma_R < 0$ ), la seule connaissance de ces deux valeurs de contraintes permet de calculer :

$$p = -\frac{\sigma_A + 2\sigma_R}{3} \quad (1)$$

$$q = |\sigma_A - \sigma_R| \quad (2)$$

L'état de consolidation dans lequel se trouve un échantillon de pisé de masse  $m$  et de volume  $V$  est défini par l'indice des vides  $e$  calculé à partir de la relation suivante :

$$e = \frac{\rho_r V}{m} - 1 \quad (3)$$

$\rho_r$  est la densité réelle du pisé. Dans le cas du pisé considéré, un essai au densimètre Le Chatelier a permis d'identifier  $\rho_r = 1820 \text{ kg/m}^3$ . Cet essai consiste à remplir les vides du matériau par un liquide, ici de l'huile, afin d'en déduire le volume de solide. Des essais de porosimétrie au mercure ont montré que des porosités de diamètre inférieur à  $0,1 \mu\text{m}$  existaient dans les grains de graphite. Celles-ci n'ont pas pu être remplies lors de l'essai au densimètre qui permet le calcul de la densité dite réelle, c'est pourquoi le terme d'indice des vides macroscopiques est ici privilégié.

### En cisaillement

L'essai triaxial utilisé pour réaliser la campagne d'essais est présenté sur la figure 1.

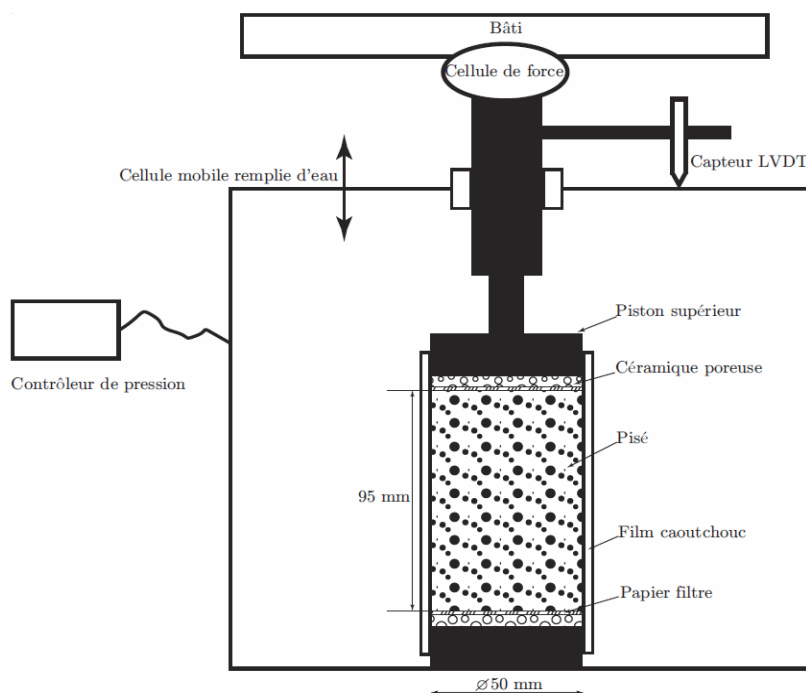


Figure 1 : Essai de compression triaxiale.

Ce moyen d'essai est composé d'une cellule qui peut supporter une pression de 35 bars, d'un contrôleur de pression, d'un capteur LVDT de 25 mm de course et d'un capteur de force de 10 kN de capacité. La cellule est remplie d'eau afin d'appliquer à l'échantillon une contrainte radiale connue. Cette cellule peut se déplacer selon la direction axiale. Son déplacement est mesuré par le capteur LVDT et correspond au déplacement axial de la partie inférieure de l'échantillon. La partie supérieure de l'échantillon étant fixe, cela conduit à la compression axiale de l'échantillon. L'effort axial qui est exercé est mesuré par la cellule de force. L'échantillon a une masse de 240 g, une hauteur de 95 mm et un diamètre de 50 mm. Il est damé manuellement dans un moule par couches successives. Considérant les incertitudes de mesures et de mise en œuvre (incertitudes sur la masse finale constituant l'échantillon), l'indice des vides macroscopiques initial de l'échantillon est évalué à  $e_0=0,42\pm 0,08$ . De plus, étant donnée la compaction manuelle réalisée, une distribution hétérogène de l'indice des vides sur la hauteur pourra être considérée (la partie haute étant la plus compactée de manière à respecter les dimensions souhaitées). L'échantillon placé entre deux papiers filtres est entouré d'une chemise élastomère qui le protège du contact avec l'eau. Les essais sont non-drainés et l'échantillon n'est pas saturé en eau. Durant l'essai triaxial, l'échantillon est d'abord soumis à une pression hydrostatique fixe  $p = -\sigma_r$ . Ensuite, le déplacement axial de la cellule à vitesse et contrainte radiale constantes implique l'augmentation de la contrainte axiale appliquée sur l'échantillon. L'évolution des contraintes suit la relation linéaire  $q = 3p$  entre les invariants de contraintes. Afin d'étudier l'influence de la température sur le comportement en cisaillement, un moyen d'essai triaxial utilisable à hautes températures comme dans [Olmo et al., 1996] est nécessaire. Ne disposant pas de ce moyen d'essai en température, une procédure spécifique est établie. L'échantillon est ainsi préchauffé durant deux heures à la température d'essai souhaitée (50°C ou 80°C) avant d'être mis en place sur le dispositif triaxial. Ensuite, la cellule est remplie d'eau chaude à la température de l'essai. De manière à minimiser la diminution de la température pendant l'essai, une vitesse de 1 mm/min est choisie pour les essais triaxiaux à 50°C et 80°C. Ce choix signifie que l'influence de la vitesse de déformation n'est pas étudiée pour les températures élevées. Une extrapolation des résultats à l'ambiante sera considérée.

À température ambiante, les essais triaxiaux ont été réalisés pour des contraintes radiales allant de 100 kPa à 800 kPa et ce, pour des vitesses de 0,1 mm/min, 0,5 mm/min et 1 mm/min. Pour chaque essai triaxial, une contrainte critique en cisaillement est atteinte et conduit à la stabilité de la contrainte équivalente de von Mises. Les résultats d'essais triaxiaux montrent qu'il n'y a pas d'effet de la vitesse de déformation à température ambiante (et donc à plus hautes températures par extrapolation). Seule la température influe sur la contrainte critique qui diminue lorsque celle-ci augmente.

### **En compression**

Un essai de compression hydrostatique est le plus adapté afin d'identifier le comportement compactant des matériaux poreux. Un essai œdométrique avec confinement réalisé sur un échantillon de forme cylindrique constitue également une solution acceptable. Celle-ci nécessite tout-de-même une instrumentation additionnelle afin de connaître à la fois les contraintes axiale et radiale appliquées sur l'échantillon. La contrainte axiale est facilement accessible à travers la mise en place d'une cellule de force au-dessus de l'échantillon. La contrainte radiale est appliquée par le confinement d'un cylindre creux qui entoure l'échantillon. Dans certains cas, il est possible d'intégrer un capteur de force directement à l'intérieur du cylindre creux et donc d'obtenir une mesure directe [Mesbah et al., 1999, Sinka et al., 2003]. Le plus souvent, des relations simples peuvent être établies entre la déformation circonférentielle du cylindre creux et la contrainte radiale appliquée sur l'échantillon, c'est ce qui a été privilégié dans le cadre de notre étude.

Un essai de compaction avec instrumentation a été développé sur une machine statique de la marque INSTRON 5800R. Cet essai est présenté sur la figure 2. La machine d'essai est pilotée par le déplacement de la traverse. Ce déplacement axial est également mesuré par un capteur LVDT de 50 mm de course maximale. Une cellule de force de 250 kN de capacité permet l'acquisition de l'effort axial. La mise en place d'un collier chauffant en silicone avec thermocouple de type K intégré, relié à un coffret de régulation, rend possible des essais à températures contrôlées. Ce collier est situé autour du cylindre qui permet l'application d'un confinement. De plus, un système de refroidissement est ajouté entre la cellule de force et le piston supérieur afin d'éviter la dilatation de la cellule durant les essais en température, ce qui pourrait affecter les mesures. Dans cet essai, une compaction double-effet est obtenue de par la mobilité du cylindre selon la direction axiale. L'échantillon est ainsi comprimé de façon égale sur ses parties inférieure et supérieure et une meilleure répartition des frottements sur la hauteur de l'échantillon est assurée. Le cylindre ainsi que les deux pistons sont en acier inox. Les surfaces de contact entre l'échantillon et l'acier sont lubrifiées avec une graisse silicone. L'homogénéité des contraintes radiales appliquées sur l'échantillon est alors assurée. Le coefficient de frottement entre l'échantillon de pisé en fin de compaction et le moule lubrifié est de 0,22. Sa détermination se fait par un système de plan incliné. Enfin, huit jauges ont été collées sur le cylindre (deux séries de quatre diamétralement opposées) pour évaluer la déformation circonférentielle du cylindre. Quatre d'entre elles servent à l'acquisition des valeurs de déformation alors que les quatre autres permettent de

détecter un état de flexion auquel le cylindre pourrait être soumis. Ces jauges recouvrent une hauteur de 70 mm de manière à être en permanence au même niveau qu'une partie de l'échantillon dont la hauteur minimale est de 80 mm en fin d'essai.

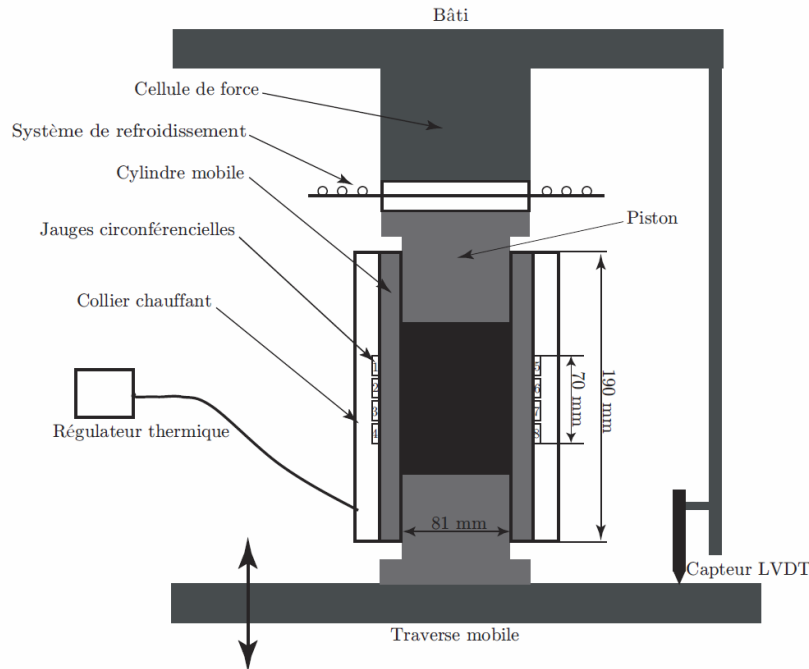


Figure 2 : Essai de compaction instrumenté.

Afin d'établir la relation de calibration, des essais de compaction ont été réalisés sur un cylindre en caoutchouc naturel, matériau incompressible [Mosbah et al., 1997, Geindreau et al., 1999, Hong et al., 2008, Michrafy et al., 2009]. Lors d'un chargement axial avec confinement, l'échantillon subit des contraintes radiale et axiale qui sont égales et assimilées à une pression hydrostatique. Il est alors possible d'identifier une relation linéaire entre cette pression  $P$  et la déformation orthoradiale moyenne du moule en acier  $\varepsilon_{\theta\theta}$  :

$$C_{\text{exp}} = \frac{P}{\varepsilon_{\theta\theta}} = 51 \text{ GPa} \quad (4)$$

La relation identifiée est indépendante de la hauteur de l'échantillon. Ce résultat semble cohérent par comparaison à celui obtenu de manière théorique dans le cas de deux cylindres coaxiaux  $C_{th}=54 \text{ GPa}$ . Les 6% d'écart relatif obtenus par rapport à la valeur expérimentale sont principalement dus au frottement à l'interface qui a été négligé. La valeur théorique ci-dessus permet malgré cette approximation de valider le résultat expérimental.

Pour tous les essais de compaction du pisé, une masse de 700 g est utilisée pour concevoir l'échantillon de 81 mm de diamètre et 102 mm de hauteur initiale. Le rapport de la hauteur sur le diamètre est donc supérieur à 1 afin de minimiser les gradients de contraintes dans l'échantillon. Ceci ajouté à la compaction double-effet permet de faire l'hypothèse d'un échantillon dont l'indice des vides macroscopiques initial est homogène. Lors de sa mise en place, l'échantillon est d'abord précompacté par la machine d'essai afin d'atteindre la hauteur souhaitée de 102 mm. Cette étape induit un effort axial proche de 1 kN et une contrainte radiale, ce qui permet de placer le cylindre mobile de telle manière à ce que sa mi-hauteur et celle de l'échantillon soient confondues. A ce taux de compaction de 70%, les contraintes radiales sont suffisantes pour éviter le glissement du cylindre mobile qui se retrouverait alors en contact avec l'embase du piston inférieur. Par conséquent, tous les avantages d'une compaction à double-effet seraient perdus. L'échantillon subit alors trois cycles de charge-décharge, nécessaires pour identifier correctement le comportement compactant. Les différentes mesures accessibles durant cet essai sont : l'effort axial, le déplacement axial et les déformations orthoradiales des jauges. À partir des mesures de ces quatre jauges, une valeur moyenne est calculée à chaque instant. Celle-ci est ensuite multipliée par la constante  $C_{\text{exp}}$  afin de connaître la contrainte radiale moyenne appliquée sur l'échantillon de pisé. Il faut noter que durant les essais à températures élevées, les déformations ont été enregistrées lors de la montée en température et pendant le palier à la température d'essai afin de tenir compte de la dilatation des jauges. Les résultats bruts de cet essai de compaction permettent de tracer l'évolution de l'effort axial au cours du cycle d'essai. Cet

essai a été réalisé pour différentes températures (20°C, 50°C et 80°C) et vitesses (0,1 mm/min et 1 mm/min), les résultats sont regroupés sur la figure 3.

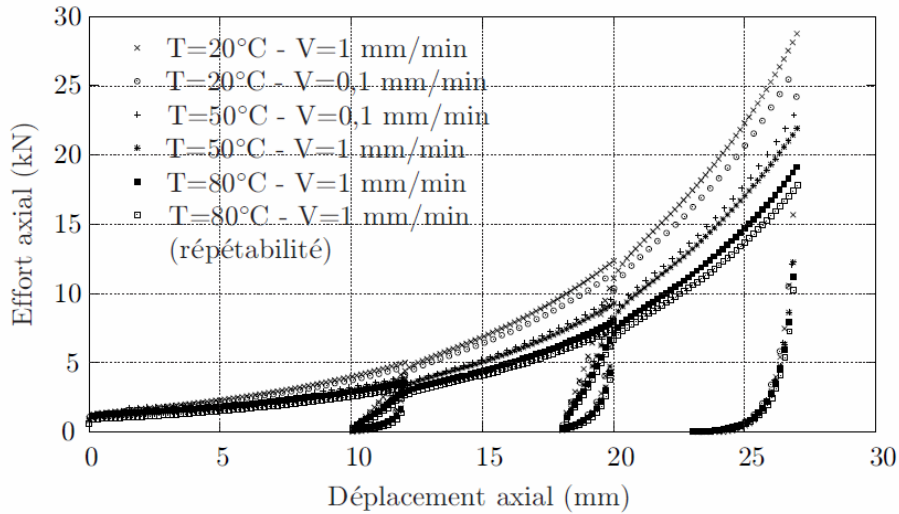


Figure 3 : Résultats des essais de compaction à différentes vitesses et températures.

Le comportement compactant est clairement mis en évidence. La partie élastique est hystérétique. Les deux essais à température ambiante avec des vitesses différentes montrent un résultat très proche. Le constat est le même pour les essais réalisés à une température de 50°C. La vitesse de déformation n'a pas d'influence sur le comportement compactant, du moins pour des vitesses inférieures à  $2 \cdot 10^{-4} \text{s}^{-1}$ . La répétabilité de l'essai est vérifiée pour une température de 80°C et une vitesse de 1 mm/min. Globalement, seule la température a une influence sur la réponse du matériau sollicité en compaction. Ainsi pour atteindre un même taux de compaction, l'effort à appliquer diminue lorsque la température augmente.

La figure 4 présente le résultat d'un essai de compaction à l'ambiante, similaire aux précédents, mais pour lequel de fortes pressions (40 MPa) sont atteintes en fin d'essai. La première partie de la courbe est semblable à la zone plastique du comportement compactant à température ambiante obtenue sur la figure 3. Ainsi, jusqu'à un déplacement axial de 27 mm, l'indice des vides macroscopiques est positif, les macroporosités se remplissent progressivement. Ensuite pour des pressions supérieures à 4 MPa, les microporosités des grains de graphite sont remplies par le matériau hydrocarboné. L'indice des vides macroscopiques est alors négatif, car ces microporosités n'ont pu être prises en compte lors de la mesure de la masse volumique réelle du pisé.

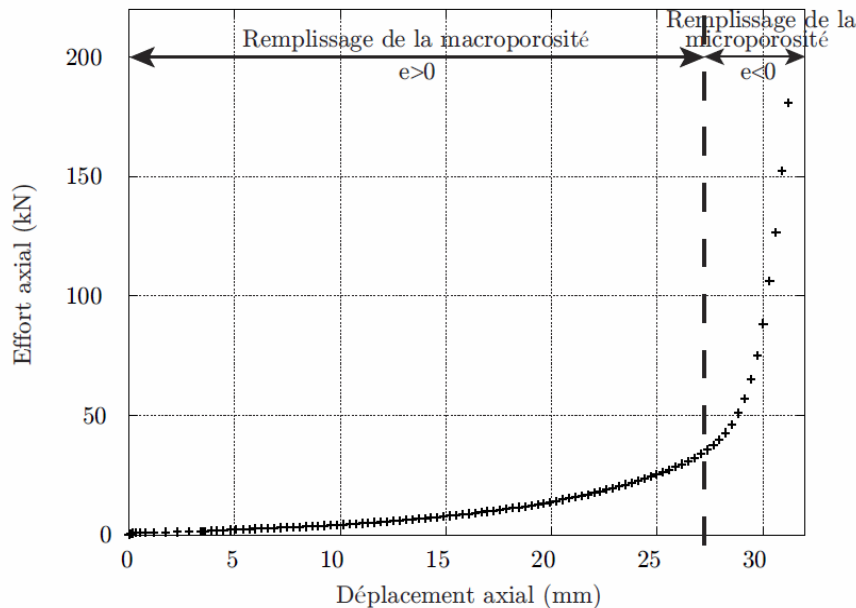


Figure 4 : Essai de compaction à fortes pressions.

Les essais mis en œuvre afin d'identifier les paramètres du comportement en cisaillement et en compaction du modèle de Cam-Clay modifié montrent clairement que seule la température influence le comportement.

De plus, un comportement spécifique apparaît pour de fortes valeurs de pressions. L'influence de la température et des fortes pressions doit être retranscrite par le modèle de Cam-Clay modifié développé.

### MODÉLISATION DU PISÉ :

Le modèle de Cam-Clay développé initialement dans [Roscoe et Burland, 1968] est ici présenté dans sa version modifiée. C'est un modèle qui définit des lois de comportement élastique et plastique non linéaires avec une surface de charge unique en cisaillement et en compression. La loi d'écoulement est associée et l'érouissage est isotrope. Le modèle Cam-Clay a recours à une notion d'état critique, pour lequel le matériau se déforme à volume constant et contraintes constantes. Ce modèle considère que le matériau n'a pas de résistance en traction.

#### Définition de la surface seuil

Avant d'introduire les lois de comportement définies pour les parties élastique et plastique, l'équation de la surface de charge du modèle de Cam-Clay modifié  $F_{CCM}$  qui est de forme elliptique est présentée :

$$F_{CCM} = \frac{1}{\beta^2} \left( \frac{p}{a} - 1 \right)^2 + \left( \frac{q}{Ma} \right)^2 - 1 = 0 \quad (5)$$

où  $M$  est la pente de la droite d'état critique en cisaillement et  $a$  est une variable d'érouissage qui quantifie la taille de la surface seuil représentée sur la figure 5.

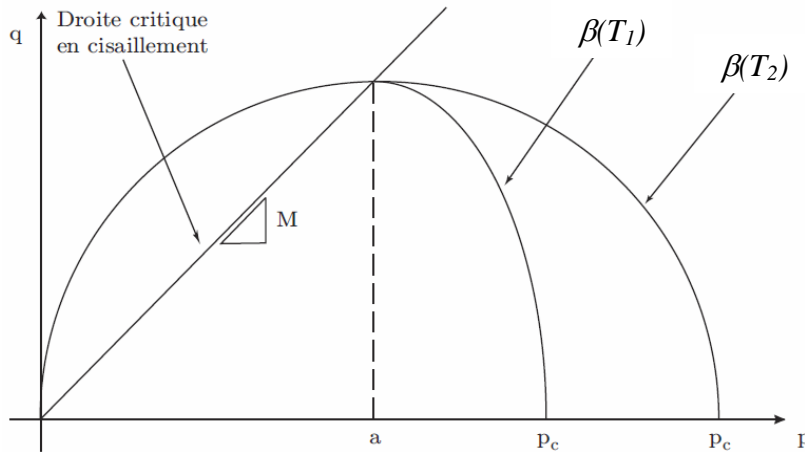


Figure 5 : Surface de charge du modèle de Cam-Clay modifié.

Cette variable d'érouissage est liée à  $p_c$  qui définit la contrainte seuil dans le cas d'un essai de compression hydrostatique et la taille du Cap :

$$p_c(T) = a(1 + \beta(T)) \quad (6)$$

Cette relation introduit le paramètre  $\beta$  dont la définition permet la prise en compte de la température sur le comportement compactant. Ce paramètre est identifiable à partir des essais de compaction réalisés à différentes températures.

Avant de définir les comportements en cisaillement et en compaction, quelques notations sont précisées. Le tenseur de déformations  $\underline{\underline{\varepsilon}}$  est décomposé en deux parties :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \underline{\underline{\varepsilon}}^{el} + \underline{\underline{\varepsilon}}^{pl} \quad (7)$$

$\underline{\underline{\varepsilon}}^{el}$  correspond à la partie élastique et  $\underline{\underline{\varepsilon}}^{pl}$  à la partie plastique. Ces deux déformations se divisent en une composante déviatorique et une volumétrique. Le champ de déformation s'écrit alors :

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = (\underline{\underline{\varepsilon}}_{dev}^{el} + \underline{\underline{\varepsilon}}_{dev}^{pl}) - (\varepsilon_{vol}^{el} + \varepsilon_{vol}^{pl}) \underline{\underline{I}} \quad (8)$$

De plus, la partie volumétrique du champ de déformation  $\varepsilon_{vol}$  peut s'exprimer en fonction de l'indice des vides initial  $e_0$  et en cours d'essai  $e$  :

$$\varepsilon_{vol} = (\varepsilon_{vol}^{el} + \varepsilon_{vol}^{pl}) = \ln \left( \frac{1+e}{1+e_0} \right) \quad (9)$$

Le champ de déformation peut donc évoluer selon un comportement compactant ou en cisaillement pour respectivement de fortes valeurs de  $p$  ou de  $q$ .

**Comportement en cisaillement**

L'état critique en cisaillement est un des points clés du modèle car il permet de décrire soit un comportement compactant soit un comportement adoucissant. En effet, quand le matériau est soumis à une contrainte déviatorique croissante pour une pression hydrostatique constante inférieure à  $a$ , il décrit un comportement élastique déviatorique défini par :

$$d\underline{S} = 2Gd\underline{\varepsilon}_{dev}^{el} \quad (10)$$

où  $G$  est le module de cisaillement dont l'expression est :

$$G = \frac{3(1-2\nu)(1+e_0)}{2(1+\nu)\kappa} p \exp(\varepsilon_{vol}^{el}) \quad (11)$$

$\nu$  est le coefficient de Poisson du matériau et  $\kappa$  sa rigidité logarithmique élastique. L'équation (11) montre que  $G$  augmente avec le taux de compaction. Ensuite, la surface seuil est atteinte pour des valeurs de  $q$  supérieures au produit  $Mp$ , ce qui conduit à un adoucissement : la contrainte seuil diminue jusqu'à son intersection avec la droite critique.

L'exploitation des essais triaxiaux réalisés permet l'identification de cette droite d'état critique à 20°C (cf. figure 6) qui a pour coefficient directeur :

$$M_{20^\circ C} = 1,18 \quad (12)$$

Les résultats des essais à 50°C et 80°C se situent tous sous la droite d'état critique identifiée à 20°C. C'est pourquoi pour ces températures, l'hypothèse d'une légère diminution de la valeur de la pente est considérée :

$$M_{50^\circ C-80^\circ C} = 1,1 \quad (13)$$

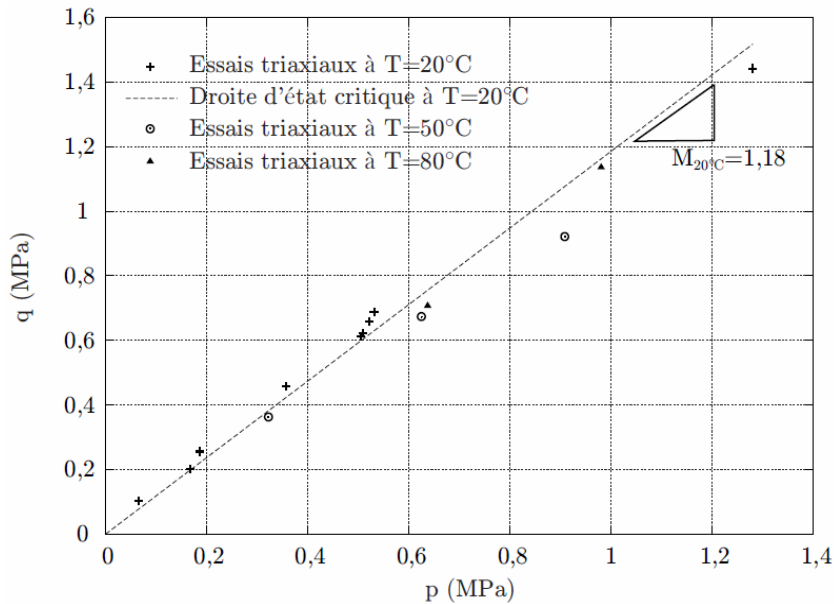


Figure 6 : Identification de la pente de la droite d'état critique en cisaillement.

**Comportement en compaction**

Quand le matériau est soumis à de fortes pressions hydrostatiques, son comportement élastique est piloté par la déformation volumétrique :

$$\exp(\varepsilon_{vol}^{el}) = 1 + \frac{\kappa}{1+e_0} \ln\left(\frac{p_0}{p}\right) \quad (14)$$

où  $p_0$  représente la pression équivalente initialement appliquée sur le matériau. Dès que la surface seuil est atteinte, le matériau décrit un comportement compactant défini par :

$$de = -\lambda d(\ln p) \quad (15)$$

où  $\lambda$  est la rigidité logarithmique plastique. Les lois de comportement en compression établissent donc des relations linéaires entre la variation de l'indice des vides et la variation du logarithme népérien de la pression



hydrostatique. Les résultats des essais de compaction réalisés sont exprimés dans le repère  $(\ln p, e)$  afin d'identifier les pentes élastique et plastique du comportement compactant comme illustré sur la figure 7.

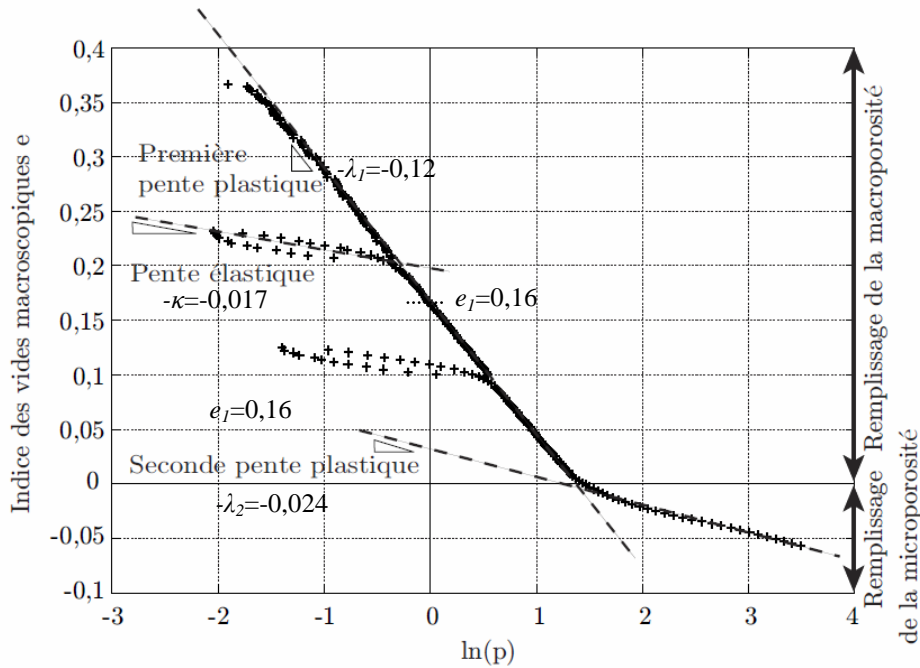


Figure 7 : Identification des paramètres du comportement compactant.

Cette exploitation montre que la pente plastique peut prendre deux valeurs différentes notées  $\lambda_1$  et  $\lambda_2$ . En effet, cette pente change lorsque la microporosité des grains de graphites se remplit. Le paramètre  $e_1$  est également introduit comme définissant l'indice des vides pour une pression hydrostatique de 1 MPa.

Le comportement compactant est caractérisé par l'écouvissage de la surface seuil défini par l'évolution suivante du paramètre  $a$  :

$$a = a_0 \exp \left[ (1 + e_0) \frac{1 - \exp(\varepsilon_{vol}^{pl})}{\lambda - \kappa \exp(\varepsilon_{vol}^{pl})} \right] \quad (16)$$

où  $a_0$  définit l'état de consolidation initial qui est calculé comme suit :

$$a_0 = \frac{1}{2} \exp \left( \frac{e_1 - e_0 - \kappa \ln p_0}{\lambda - \kappa} \right) \quad (17)$$

Si la droite d'état critique est atteinte après la surface seuil, le matériau se déforme sans variation du volume ni de la contrainte de cisaillement.

L'effet de la température sur le comportement compactant est retranscrit ici par l'intermédiaire du paramètre  $\beta$  qui peut modifier la forme du Cap. Une valeur unitaire est fixée à température ambiante. Afin d'obtenir sa valeur à 50°C et 80°C, il s'agit de considérer un échantillon qui a été compacté. Initialement à température ambiante, il est alors chauffé afin d'atteindre la température souhaitée sans changement de volume. Durant la chauffe, l'état de consolidation  $a$  et l'indice des vides macroscopiques  $e$  restent donc constants. L'équation (6) appliquée aux différentes températures permet d'identifier :

$$\beta(T) = 2 \frac{p_c(T)}{p_c(20^\circ C)} - 1 \quad (18)$$

Tous les paramètres identifiés et nécessaires à la modélisation du pisé carboné par le modèle de Cam-Clay modifié sont regroupés dans le tableau 1. Le coefficient de Poisson est fixé à une valeur de 0,25. Globalement, les résultats obtenus sont en accord avec les tendances relatées dans [Graham et al., 2001] qui concernent l'évolution des paramètres du modèle de Cam-Clay modifié avec la température. En effet, une hausse de température conduit à une diminution de la taille de la surface seuil et par conséquent de la zone élastique.

Tableau 1 : Paramètres du modèle de Cam-Clay modifié pour le pisé.

Température (°C)	20	50	80
$\nu$		0,25	
$\kappa$		0,017	
$M$	1,18	1,1	1,1
$\lambda_1$		0,12	
$\lambda_2$		0,024	
$e_1$	0,16	0,13	0,1
$\beta$	1	0,56	0,21

### RÉSULTATS NUMÉRIQUES :

Une analyse axisymétrique en grandes déformations des essais triaxiaux et de compaction a été réalisée avec le logiciel éléments finis Abaqus/Standard. Deux essais supplémentaires sont mis en place et simulés afin de valider le modèle. Dans toutes les modélisations qui suivent, le comportement du pisé de carbone est défini par les paramètres identifiés précédemment. Pour simuler les essais triaxiaux et de compaction, l'échantillon de pisé est maillé avec des éléments axisymétriques à quatre nœuds. Les pistons supérieur et inférieur sont assimilés à des corps rigides.

#### Essais triaxiaux

Pour cet essai, du fait du mode de compaction manuel, l'indice des vides macroscopiques initial de valeur moyenne 0,42 est supposé hétérogène. Pour tous les échantillons, une distribution linéaire est considérée pour  $e$  qui prend la valeur 0,52 en bas de l'échantillon et 0,32 en haut. En effet, l'échantillon est plus compacté sur sa partie supérieure afin de respecter la hauteur initiale souhaitée pour l'échantillon. L'évolution de l'effort axial en fonction du déplacement axial imposé est comparée entre les réponses expérimentale et numérique. Celles-ci sont présentées sur la figure 8 dans le cas des essais à température ambiante.

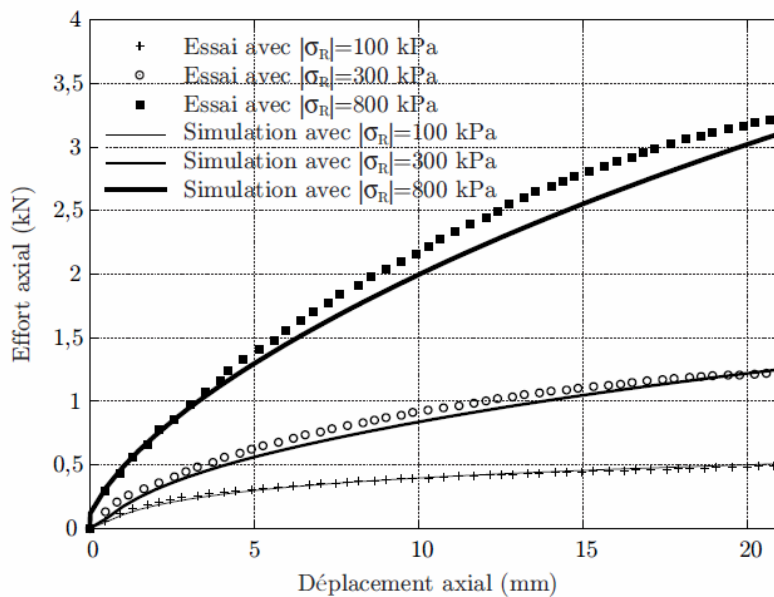


Figure 8 : Essais triaxiaux à température ambiante pour différentes contraintes radiales.

Le modèle de Cam-Clay modifié permet d'obtenir une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et numériques.

#### Essais de compaction

L'évolution de l'effort axial en fonction du déplacement axial imposé est comparée entre les réponses expérimentale et numérique. La figure 9 présente le résultat d'un essai de compaction à température ambiante pour lequel les parties élastique et plastique du comportement compactant sont bien reproduites par le modèle. Les mêmes résultats sont constatés pour les essais de compaction réalisés à 50°C et 80°C. Enfin, la figure 10 montre la nécessité de définir une seconde pente plastique pour modéliser le comportement compactant sous fortes pressions.

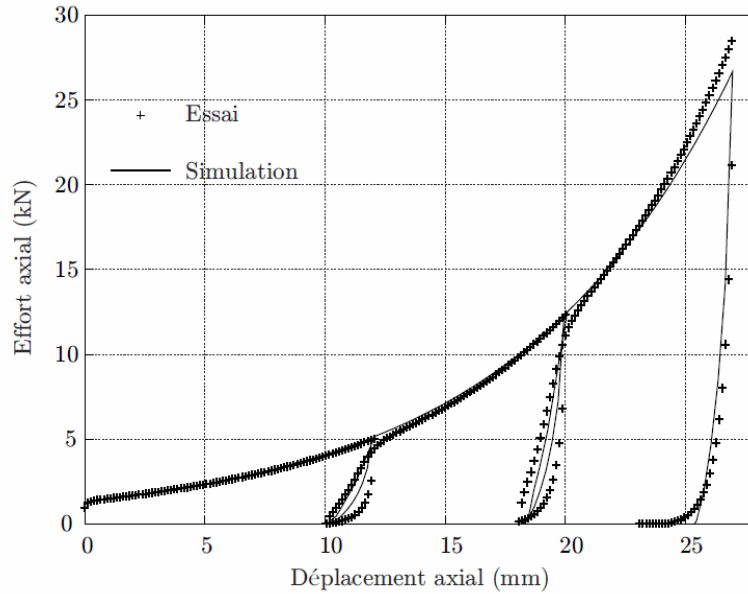


Figure 9 : Essai de compaction à  $T=20^{\circ}\text{C}$ .

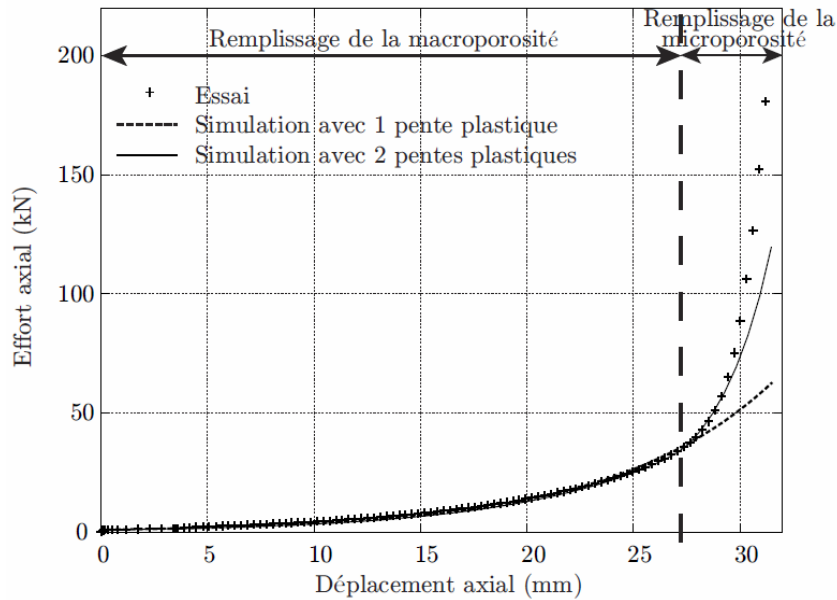


Figure 10 : Résultats expérimentaux et numériques pour de fortes pressions.

### Essais de validation

La validation du modèle établi induit la mise en place d'essais, autres que ceux qui ont pu servir lors de l'étape d'identification des paramètres. Ils se focalisent sur les caractéristiques principales du pisé, c'est-à-dire le comportement compactant et l'influence de la température

L'influence de la température sur le comportement compactant est étudiée à travers un essai de compaction avec cycles de charge-décharge et augmentation de la température en cours d'essai. Le dispositif et l'échantillon sont identiques à ceux décrits lors de l'identification du comportement compactant. La hausse de température se réalise en deux étapes: la température passe dans un premier temps de  $20^{\circ}\text{C}$  à  $50^{\circ}\text{C}$ , puis dans un second temps de  $50^{\circ}\text{C}$  à  $80^{\circ}\text{C}$ . Le champ thermique est mesuré par le thermocouple intégré dans le collier chauffant. Lors de la simulation de cet essai, ce champ est appliqué sur la partie extérieure du cylindre mobile. Les résultats numériques et expérimentaux de cet essai sont présentés sur la figure 11. L'aptitude du modèle à reproduire précisément le comportement compactant du pisé évoluant avec la température est validée.

Le comportement compactant identifié à partir des essais de compaction a également été validé par un essai de compression hydrostatique. Cet essai a été mis en œuvre à partir du dispositif d'essai triaxial couplé à une méthode de suivi de marqueurs. L'évolution de la contrainte hydrostatique imposée en fonction

du déplacement axial du haut de l'échantillon est comparée entre les réponses expérimentale et numérique sur la figure 12. La partie plastique est bien reproduite par le modèle.

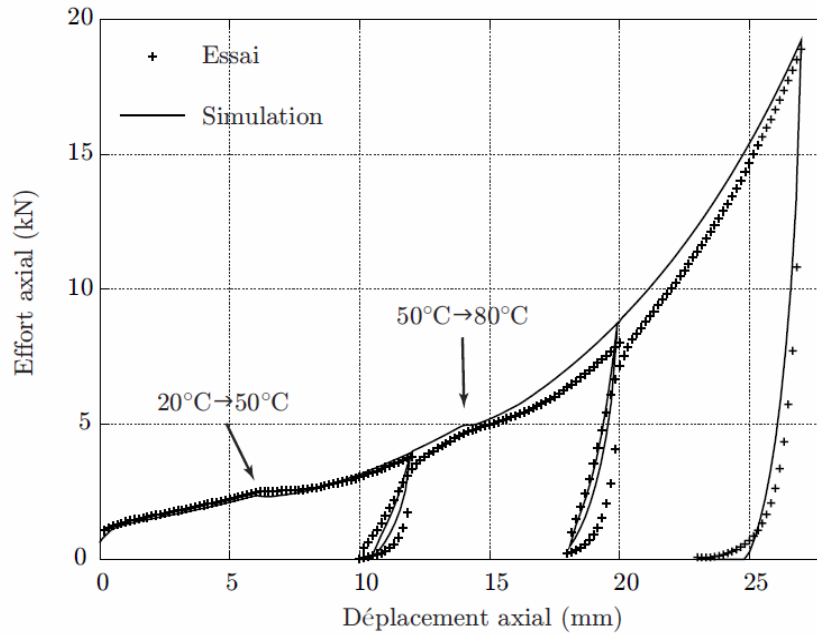


Figure 11 : Essai de compaction avec charges/décharges et chauffe.

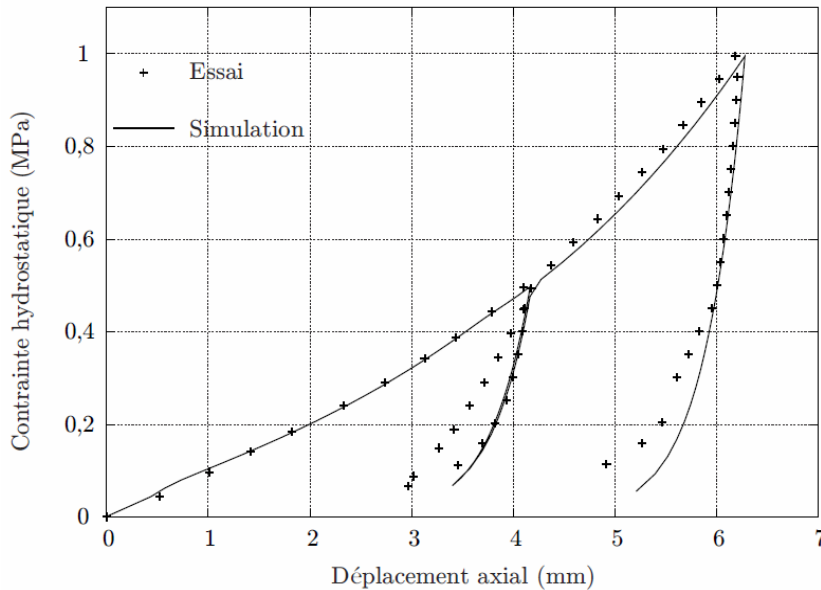


Figure 12 : Essai de compression hydrostatique avec charges/décharges.

### CONCLUSION :

La modélisation du comportement compactant d'un pisé se base ici sur un modèle de type Cam-Clay modifié, particulièrement adapté pour les comportements compactants avec influence de la température. Des essais triaxiaux et de compaction ont été mis en place afin d'identifier les paramètres du modèle. Ils ont également permis de mettre en évidence la seule influence de la température sur les comportements compactant et en cisaillement. Dans le modèle proposé, l'influence de la température sur le comportement compactant est reproduite par un unique paramètre. De plus, la définition du comportement compactant a été complétée à fortes pressions par la définition d'une seconde pente plastique. Celle-ci est liée au remplissage de la microporosité. La modélisation des essais qui ont servi à l'identification des paramètres a permis dans un premier temps de confirmer que ce modèle était approprié pour le pisé de carbone. Dans un second temps, deux essais supplémentaires ont validé l'aptitude du modèle à retranscrire le comportement compactant du pisé et l'influence de la température sur celui-ci.

Références:

- [1] Gruber, D., Andreev, K. et Harmuth, H. FEM simulation of the thermomechanical behaviour of the refractory lining of a blast furnace. *Journal of Materials Processing Technology*, 155-156:1539–1543, 2004.
- [2] Roscoe, K., Schofield, A. et Wroth, C. On the yielding of soils. *Géotechnique*, 9:71–83, 1958.
- [3] Drucker, D. C. et Prager, W. Soil mechanics and plastic analysis on limit design. *Quarterly of Applied Mathematics*, 10(2):157–165, 1952.
- [4] Roscoe, K. et Burland, J. On the generalized stress-strain behaviour of 'wet' clay. Engineering Plasticity, Heyman J., Leckie F.A. (eds.), Cambridge University Press, pages 535–609, 1968.
- [5] Di Maggio, F. et Sandler, I. Material model for granular soils. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, 97 (3):935–950, 1971.
- [6] Piret, J., Menéndez Arias, J., Franken, M. et Blumenfeld, P. Study of behaviour of cement and mass joint utilised in aggregates of steel industry. *Rapport technique*, 2004.
- [7] Doremus, P., Toussaint, F. et Alvain, O. Simple tests and standard procedure for the characterisation of green compacted powder. A. Zavaliangos and A. Laptev (eds.), *Recent Developments in Computer Modelling of Powder Metallurgy Processes*, IOS Press, Amsterdam, (2001), pages 29–41, 2001.
- [8] Wu, C.-Y., Ruddy, O., Bentham, A., Hancock, B., Best, S. et Elliott, J. Modelling the mechanical behaviour of pharmaceutical powders during compaction. *Powder Technology*, 152(1-3):107–117, 2005.
- [9] Kim, K. T., Choi, S.W. et Park, H. Densification behavior of ceramic powder under cold compaction. *Journal of engineering materials and technology*, 122:238–244, 2000.
- [10] Sinka, I. C., Cunningham, J. C. et Zavaliangos, A. The effect of wall friction in the compaction of pharmaceutical tablets with curved faces : a validation study of the drucker-prager cap model. *Powder Technology*, 133(1-3):33 – 43, 2003.
- [11] Michrafy, A., Dodds, J. et Kadiri, M. Wall friction in the compaction of pharmaceutical powders : measurement and effect on the density distribution. *Powder Technology*, 148(1):53 – 55, 2004.
- [12] Han, L., Elliott, J., Bentham, A., Mills, A., Amidon, G. et Hancock, B. A modified drucker-prager cap model for die compaction simulation of pharmaceutical powders. *International Journal of Solids and Structures*, 45(10):3088–3106, 2008.
- [13] Liu, M. et Carter, J. A structured cam clay model. *Canadian Geotechnical Journal*, 39:1313–1332, 2002.
- [14] Piccolroaz, A., Bigoni, D. et Gajo, A. An elastoplastic framework for granular materials becoming cohesive through mechanical densification. part I - small strain formulation. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 25(2):334 – 357, 2006.
- [15] Hueckel, T. et Baldi, G. Thermoplasticity of saturated clays : Experimental constitutive study. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12):1778–1796, 1990.
- [16] Hueckel, T. et Borsetto, M. Thermoplasticity of saturated soils and shales : Constitutive equations. *Journal of Geotechnical Engineering*, 116(12):1765–1777, 1990.
- [17] Tanaka, N., Graham, J. et Lingnau, B. A thermal elastic plastic model based on modified cam clay. 10th PanAmerican Conference on Soil Mechanics and Foundations Engineering, Guadalajara, Mexico, 1995.
- [18] Sultan, N., Delage, P. et Cui, Y. J. Temperature effects on the volume change behaviour of boom clay. *Engineering Geology*, 64(2-3):135 – 145, 2002.
- [19] Olmo, C. D., Fioravante, V., Gera, F., Hueckel, T., Mayor, J. et Pellegrini, R. Thermomechanical properties of deep argillaceous formations. *Engineering Geology*, 41(1-4):87 – 102, 1996.
- [20] Mesbah, A., Morel, J. C. et Olivier, M. Comportement des sols fins argileux pendant un essai de compactage statique : détermination des paramètres pertinents. *Materials and Structures/Matériaux et Constructions*, 32:687–694, 1999.
- [21] Mosbah, P., Bouvard, D., Ouedraogo, E. et Stutz, P. Experimental techniques for analysis of die pressing and ejection of metal powder. *Powder Technology*, 40:269–277, 1997.
- [22] Geindreau, C., Bouvard, D. et Doremus, P. Constitutive behaviour of metal powder during hot forming. part i : Experimental investigation with lead powder as a simulation material. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 18:581–596, 1999.
- [23] Hong, S.-T., Hovanski, Y., Lavender, C. A. et Weil, K. S. Investigation of die stress profiles during powder compaction using instrumented die. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 17(3):382–386, 2008.
- [24] Michrafy, A., Diarra, H. et Dodds, J. Compaction behaviour of binary mixtures. *Powder Technology*, 190(1-2):146–151, 2009.
- [25] Graham, J., Tanaka, N., Crilly, T. et Alfaro, M. Modified cam-clay modelling of temperature effects in clays. *Canadian geotechnical journal*, 38:608–621, 2001.