Modèle VDT avec effectivité et plasticité

Les essais mentionnés dans le premier chapitre mettent en évidence des déformations irréversibles en fin de chargement. Elles pourraient provenir de la déformation irréversible des cristaux ou d'un mouvement relatif des grains.

Trois possibilités se présentent à nous pour intégrer une composante de plasticité dans le modèle :

1. Modéliser le mécanisme de frottement interne s'est, dans une décomposition V-D-T, intégrer une déformation plastique tangentielle. Le frottement n'étant actif que si les microfissures sont refermées, il faut donc ajouter un scalaire α_T pour tenir compte de l'état de fermeture ou non des microfissures. Cet état étant piloté par la déformation normale à la microfissure, nous avons vu au chapitre précédent que α_T doit faire intervenir une déformation « stockée » pour annuler le saut de contrainte lors du changement d'état. On peut donc imaginer un modèle où la déformation « stockée », réactualisée lors de la fermeture, évolue ensuite par un mécanisme de frottement. L'idée s'inspire des travaux de Bargellini *et al.* [2].
2. La seconde possibilité consiste à introduire une déformation plastique décomposée en parties volumique, déviatorique et tangentielle dans chaque microplan [18][49][58]. Cette approche n'interfère pas avec les variables d'effectivité. L'identification des paramètres ne peut être réalisée de façon directe et requière une méthode inverse.
3. La plasticité est supposée isotrope en contraintes effectives. Le modèle développé au chapitre précédent fournit le tenseur de rigidité anisotrope endommagé permettant de calculer les contraintes effectives. C'est cette solution qu'on a choisit. On se base sur les travaux de V.D. Le [56] pour lequel tous les dépouillements expérimentaux ont déjà été effectués.

Dans ce chapitre, nous rappelons tout d'abord comment les essais ont été interprétés par V.D. Le [56]. Les loi d'écrouissage et le phénomène de dilatance ont été identifiés sur ces essais et une modélisation phénoménologique en est proposée. Dans la seconde section, nous montrons comment le modèle d'élasticité avec endommagement anisotrope et effet unilatéral est enrichi par une composante de plasticité. Nous détaillons notamment l'algorithme numérique mis en place pour intégrer la loi de comportement dans une routine utilisateur UMAT pour le code aux éléments finis Abaqus/Standard. Enfin, dans le cadre d'une prospection, le chapitre se termine sur la simulation de quelques uns de nos essais.

4.1 Rappel des observations expérimentales et adaptation du modèle proposé par Le [56]

Dans le premier chapitre, nous avons montré comment les essais ont été analysés pour retrancher la composante visqueuse du comportement et identifier la composante élastique endommageable. Connaissant la déformation résiduelle après recouvrance pour chaque cycle de charge/décharge, il est maintenant possible de s'intéresser à la plasticité. La différence principale avec la méthode proposée par V.D. Le réside dans le découplage que nous imposons entre endommagement et plasticité à travers un tenseur des contraintes effectives.

4.1.1 Seuil de plasticité

L'analyse des courbes contrainte-déformation permet difficilement d'identifier la perte de linéarité initiale. Nous supposerons ici que le seuil d'élasticité initial est faible. Cependant, les déformations plastiques sont négligées pour le premier cycle sur chaque essai (rappel : le premier cycle relaxation-décharge-recouvrance est supposé élastique et sert à identifier le module à l'origine à partir duquel ont été calculés les endommagements isotropes). En s'appuyant sur les contraintes maximales atteintes durant chaque essai et avant rupture, on obtient le graphique reliant la pression à la contrainte octaédrique. Sur la figure 4.1, les courbes vertes et rouges correspondent respectivement aux critères de plasticité initial et final, pour lequel l'écrouissage est supposé saturé. L'essai de traction montrant un faible niveau de déformation et une rupture fragile, il n'a pas été considéré dans la construction de ces équipotentielles.

V.D. Le postule un domaine de réversibilité $f\left(Q, \sigma^V, R, \sigma^0\right) \leq 0$ où Q et σ^V représentent respectivement la contrainte octaédrique et la pression des contraintes globales de Cauchy $\boldsymbol{\sigma}$ définies par :

$$\sigma^V = \frac{1}{3} tr\left(\boldsymbol{\sigma}\right) \;\; , \;\; Q = \sqrt{\frac{1}{3}\boldsymbol{\sigma}^{dev} : \boldsymbol{\sigma}^{dev}} \text{ avec } \boldsymbol{\sigma}^{dev} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} tr\left(\boldsymbol{\sigma}\right) \tag{4.1}$$

Le critère proposé s'écrit sous la forme suivante :

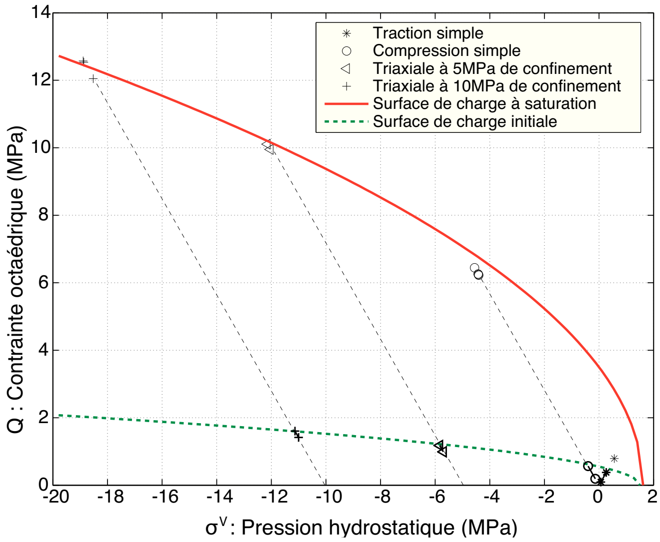

FIGURE 4.1 – Evolution de la surface de charge selon [55] dans le plan des contraintes réelles $\left(\sigma^V, Q\right)$ à 20°C .

$$f = \sqrt{Q^2 + \alpha(R)\sigma^V} - R \tag{4.2}$$

$$\alpha\left(R\right) = \frac{R^2}{X(R)} \tag{4.3}$$

$$X\left(R\right) = X_0 + \left(X_m - X_0\right)\frac{R - R_0}{R_m - R_0} \tag{4.4}$$

où $\alpha(R)$ est une fonction de l'écrouissage R permettant de pondérer l'influence de la pression sur la surface de charge au cours de l'évolution de l'écrouissage. Elle garantie un déploiement homothétique du critère de plasticité et respecte la non intersection des isovaleurs du critère. Les surfaces de charges initiales et à saturation, associées à un niveau d'écrouissage respectivement nul et saturé, fournissent deux valeurs différentes de la fonction $\alpha(R)$. La signification des paramètres X_0, R_0, X_m et R_m est donnée sur la figure 4.2.

On peut constater que la surface de charge à saturation déterminée par Le [56] passe au dessus des mesures obtenues en compression simple car l'écrouissage n'est pas saturé lors de cet essai.

Intéressons-nous maintenant aux contraintes effectives dont il faut déterminer la valeur pour calculer l'écrouissage dans notre modèle. La démarche est maintenant usuelle pour un modèle avec endommagement isotrope. A chaque valeur de contrainte relaxée correspond une déformation plastique après recouvrance et une valeur d'endommagement d. La première étape consiste à diviser la contrainte par $1-d$ et, connaissant l'équation du critère de plasticité, à déduire la valeur de l'écrouis-

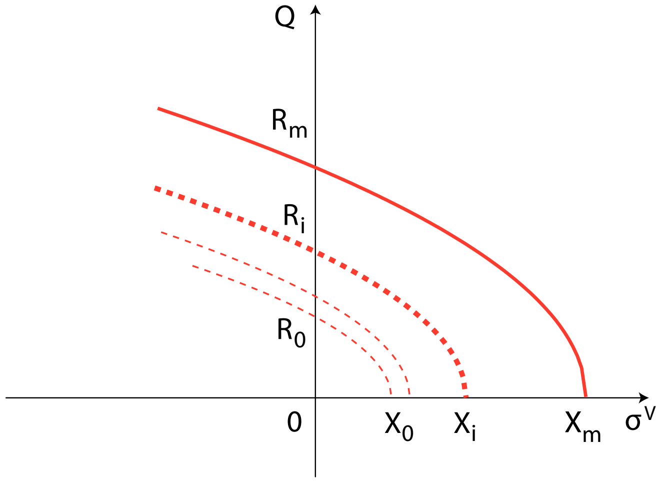

FIGURE 4.2 – Signification des paramètres X_0, X_m, R_0 et R_m dans le plan des contraintes $\left(\sigma^V, Q\right)$.

sage. D'autre part, le tenseur des déformations plastiques est utilisé pour calculer une déformation plastique cumulée dont l'expression dépend du problème. On utilise enfin le graphique reliant l'écrouissage à la déformation plastique cumulée pour déterminer la loi d'écrouissage.

Ici, l'anisotropie de l'endommagement complique la première étape de la démarche. Le modèle d'endommagement donne le tenseur de rigidité endommagé $\mathbb{C}^{ed}$ connue en fin de relaxation. La contrainte effective pourrait être calculée par la relation $\widetilde{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbb{C}^{ed} : \mathbb{C}^{el-1} : \sigma$. La méthode que nous avons choisi est différente mais plus rapide. Le tenseur des contraintes est décomposé en parties volumique $\sigma^V \mathbf{1}$ et déviatorique $\boldsymbol{\sigma}^{dev}$. En compression, l'endommagement n'est pas effectif sur la composante sphérique des contraintes $(\alpha_V\,(\varepsilon_V) = 0)$ dans notre modèle. Par contre, lors du chargement uniaxial, l'endommagement « déviatorique » se développe. Il affecte donc la contrainte déviatorique $\boldsymbol{\sigma}^{dev}$. Celle-ci est divisée par un endommagement « isotrope équivalent » connaissant la dégradation de la raideur longitudinale. Cette simplification est raisonnable lorsque l'on s'intéresse aux essais uniaxiaux (avec ou sans confinement) et à la perte du module d'Young qui décrit l'endommagement de la section de matière perpendiculaire à la direction de sollicitation. On définit la contrainte octaédrique effective « équivalente » par la relation suivante :

$$\begin{aligned}\widetilde{Q} &= \frac{Q}{1-d} \\ 1-d &= \frac{E^{ed}}{E_0}\end{aligned}$$

où d est l'endommagement constaté pour un niveau de contrainte donné. Les modules initiaux et endommagés sont notés E_0 et E^{ed}. Ce traitement particulier des mesures

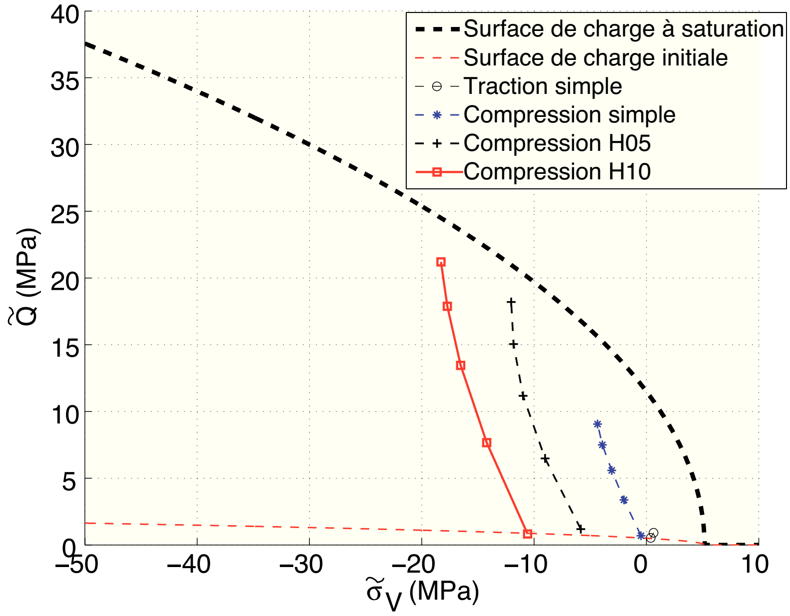

FIGURE 4.3 – Surface de charge dans le plan des contraintes effectives $\left(\widetilde{Q}, \widetilde{\sigma}^V\right)$.

Paramètres d'écrouissage	X_0	X_m	R_0	R_m
Valeur (MPa)	$5,16$	$5,17$	$0,5$	$11,5$

TABLE 4.1 – Paramètres de la fonction seuil de plasticité pour les états initiaaux et saturés.

permet de tracer l'évolution de la contrainte octaédrique effective en fonction de la pression effective dans le plan $\left(\widetilde{Q}, \widetilde{\sigma}^V\right)$ (fig. 4.3). En écrivant l'équation 4.2 en contrainte effective, la fonction seuil de plasticité suivante :

$$\widetilde{Q}^2 + \frac{\widetilde{R}^2}{X(R)}\widetilde{\sigma}^V - R^2 = 0 \tag{4.5}$$

a été identifiée (pointillés noirs sur fig. 4.3, tab. 4.1). Nous indiquons ci-dessous la méthode permettant de déterminer les quatre paramètres.

4.1.2 Ecrouissage

Les grandeurs conjuguées au sens de la dissipation plastique dans le plan des deux premiers invariants de contraintes$\left(\widetilde{Q}, \widetilde{\sigma}^V\right)$ sont $\dot{\varepsilon}_d^p$, la vitesse de déformation plastique déviatorique, et le taux de déformation plastique volumique $\dot{\varepsilon}_v^p$:

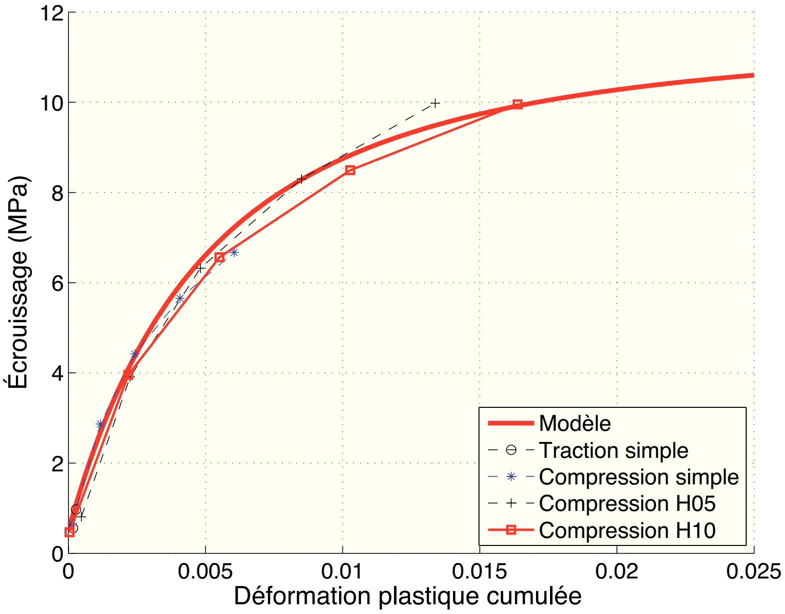

FIGURE 4.4 – Courbes d'écrouissage issues des expérimentations et du modèle.

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \widetilde{\sigma}^V \dot{\varepsilon}_v^p + \widetilde{Q} \dot{\varepsilon}_d^p \tag{4.6}$$

avec :

$$\begin{cases} \varepsilon_v^p & = \frac{1}{3}\left(\varepsilon_L^p + 2\varepsilon_T^p\right) \\ \varepsilon_d^p & = \sqrt{2\left(\varepsilon_L^p - \varepsilon_T^p\right)^2} \end{cases} \tag{4.7}$$

où ε_L^p et ε_T^p sont respectivement les déformations longitudinales et transversales irréversibles mesurées. On se base à nouveau sur le modèle d'écrouissage développé par RjaFiAllah [75] et Le [55]. On suppose que l'écrouissage R est piloté par une déformation plastique cumulée dont le taux, notée $\dot{p}$, est égal à la vitesse de déformation plastique déviatorique en uniaxial $\dot{\varepsilon}_d^p$. Les relations 4.7 sont données en fonction des variables observables. L'identification de la loi d'écrouissage s'effectue en deux temps. Tout d'abord, on cherche les paramètres X_0, X_m, R_0 et R_m permettant (1) si possible de joindre les contraintes maximales de chaque essai à la courbe du critère de plasticité (éq. 4.5 ; on suppose que l'écrouissage est quasiment saturé lorsque les contraintes maximales sont atteintes pour chaque essai) et (2) de grouper les courbes $R(p)$. Après optimisation des quatre paramètres (tab. 4.1), on obtient la forme du critère de plasticité (fig. 4.3) et l'écrouissage (fig. 4.4). Dans un second temps, la courbe d'écrouissage est approximée par la relation suivante :

$$R(p) = R_0 + (R_m - R_0)\left[1 - \frac{1}{1 + b_1 p + b_2 p^2}\right] \tag{4.8}$$

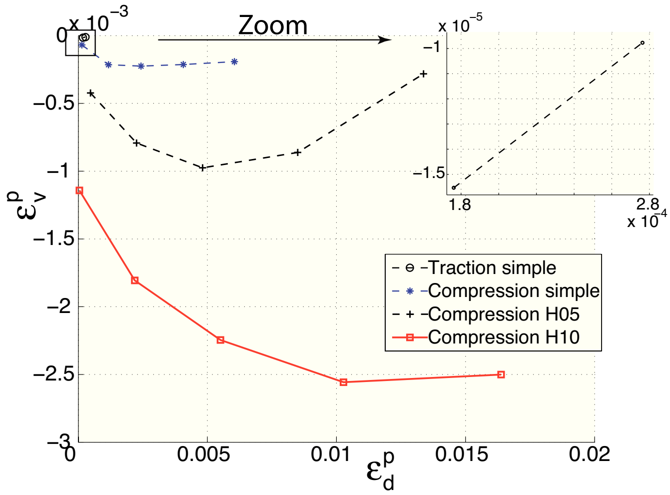

FIGURE 4.5 – La dilatance du matériau M1 dans le plan des déformations déviatoriques et volumiques plastiques.

où les deux paramètres b_1 et b_2 contrôlent, respectivement, la pente initiale et la courbure entre le passage de la pente initiale à l'asymptote. Ces paramètres sont $b_1 = 300$ et $b_2 = 40000$. La figure 4.4 montre que lors des essais, les courbes d'écrouissage sont loin d'avoir saturées ce qui se traduit par un critère de plasticité saturé bien au dessus des points mesurés (fig. 4.3).

4.1.3 Direction d'écoulement

À partir des déformations résiduelles obtenues lors de tous les essais (après extrapolation temporelle), on trace l'évolution de la dilatance définie comme le rapport $\beta = \dot{\varepsilon}_v^p / \dot{\varepsilon}_d^p$. On observe sur la figure 4.5 un comportement initialement contractant puis, en fonction du niveau du confinement, une phase de dilatance se terminant par la rupture de l'échantillon. En traction, seule une dilatance est observée. Ces courbes montrent donc qu'un écoulement plastique déviatorique seul n'est pas suffisant.

La détermination du potentiel de dissipation, dont les dérivées donnent la direction d'écoulement, n'est pas indispensable. Une méthode indirecte, souvent pratiquée en mécanique des sols [41], est appliquée ici. La norme du tenseur des vitesses des déformations irréversibles $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P$ est déterminée par la règle d'écoulement usuelle :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P = \dot{\varepsilon}_d^p + \dot{\varepsilon}_v^p = \dot{\lambda}\boldsymbol{N} = \dot{\lambda}\frac{\partial f\left(\widetilde{Q}, \widetilde{\sigma}^V\right)}{\partial \widetilde{\boldsymbol{\sigma}}} \tag{4.9}$$

avec $\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique, calculé pour respecter la consistance $\dot{f} = f = 0$. De l'équation 4.9 on déduit l'expression de la direction d'écoulement $\overline{N}$:

$$\overline{\boldsymbol{N}} \quad = \quad \sqrt{\frac{3}{1+\beta^2}}\left(\frac{\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^d}{3\widetilde{Q}}+\frac{\beta}{3}\mathbf{1}\right) \tag{4.10}$$

le taux de déformation plastique s'écrit alors :

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^P = \dot{\lambda}\overline{\boldsymbol{N}} = \dot{\lambda}\sqrt{\frac{3}{1+\beta^2}}\left(\frac{\tilde{\boldsymbol{\sigma}}^d}{3\widetilde{Q}}+\frac{\beta}{3}\mathbf{1}\right) \tag{4.11}$$

La dilatance correspond donc à la tangente à la courbe de l'évolution de la déformation plastique volumique en fonction de la déformation plastique déviatorique (fig. 4.5). La pression $\tilde{\sigma}^V$ et la déformation plastique p sont approximées, respectivement, à partir de la moyenne de deux états de contrainte consécutifs en fin de phase de relaxation et de deux états de déformation plastique consécutifs en fin de phase de recouvrance :

$$\begin{aligned} \sigma_i^V &= \left(\sigma_{B_i}^V + \sigma_{B_{i+1}}^V\right)/2 \\ p_i &= \left(p_{D_i} + p_{D_{i+1}}\right)/2 \end{aligned}$$

Comme cela avait été le cas pour le modèle de V.D. Le, nous relions la dilatance à la déformation plastique cumulée et à la pression en nous appuyant sur les figures 4.6 et 4.7. Il est supposé une indépendance des variables p et σ^V. D'où les relations suivantes :

$$\beta\left(p,\sigma^V\right) \quad = \quad h(p) + l(\sigma^V) + c_0, \tag{4.12}$$

$$l\left(\sigma^V\right) \quad = \quad c_1\left(1-\exp\left(c_2\sigma^V\right)\right) + c_3\sigma^V, \tag{4.13}$$

$$h\left(p\right) \quad = \quad c_4 \cdot \ln\left(1 + c_5 \cdot p\right). \tag{4.14}$$

Connaissant l'évolution de la dilatance en fonction de p, les courbes des essais ont été extrapolées pour définir les valeurs de la dilatance sur le seuil d'élasticité initial (carrés sur la fig. 4.6). Ces points, reportés dans le graphe de la dilatance en fonction de la pression déterminent les paramètres de la fonction $l(\sigma^V)$ (trait plein sur la fig. 4.7). Ensuite, les paramètres de la fonction $h(p)$ sont déterminés (traits sans symboles sur la fig. 4.6). Les paramètres du modèle élasto-plastique avec endommagement anisotrope sont rassemblés dans le tableau 4.2.

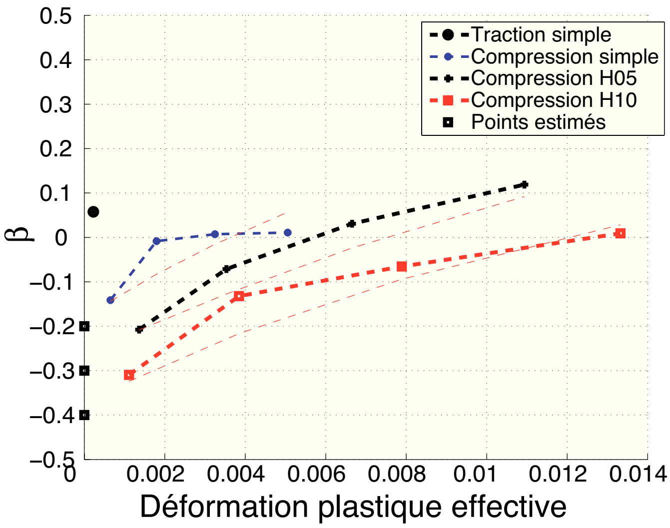

FIGURE 4.6 – Dilatance du matériau M1 en fonction de la déformation plastique cumulée. Les symboles indiquent les valeurs expérimentales et les traits sans symbole la réponse du modèle. Les carrés rangés le long de l'axe des ordonnées correspondent aux extrapolations des courbes expérimentales à déformation plastique nulle (limite d'élasticité initiale). Ces points n'ont pas été mesurés.

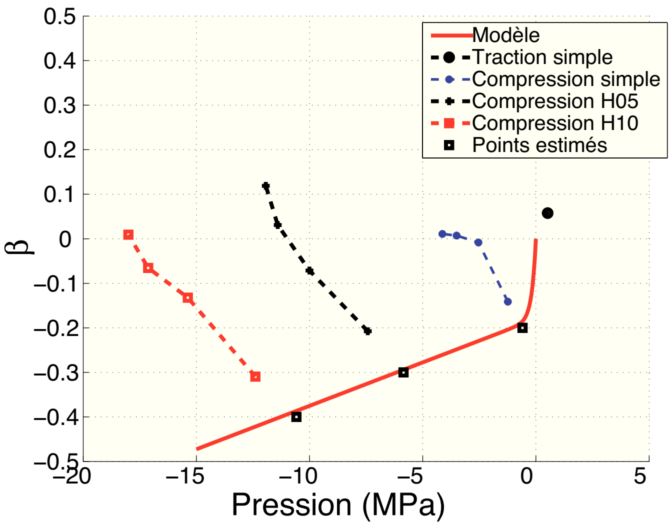

FIGURE 4.7 – Dilatance du matériau M1 en fonction de la pression. Les symboles indiquent les valeurs expérimentales et les traits sans symbole la réponse du modèle. Les carrés correspondent aux extrapolations des courbes expérimentales à déformation plastique nulle (seuil d'élasticité initial). Ces points n'ont pas été mesurés. Le trait continu correspond à la fonction $l\left(\sigma^V\right)$ dont les paramètres ont été identifiés le long du seuil d'élasticité donc pour $p = 0$.

Paramètres de dommage et d'élasticité								
k_V^0 (MPa)	$\mu_D^0 = \mu_T^0$ (MPa)	d_V^0	$d_D^0 = d_T^0$	a_3 (MPa^{-1})	a_4	a_5 ou a'_5 (MPa^{-1})	a_6	ε_V^0
21500	3070	$0,2$	$0,1$	12	$\frac{2}{3}$	$0,25$ ou $1,5$	$\frac{1}{2}$	$4,65.10^{-4}$

Paramètres d'écrouissage					
X_0 (MPa)	X_m (MPa)	R_0 (MPa)	R_m (MPa)	b_1	b_2
$5,16$	$5,17$	$0,5$	$11,5$	200	10000

Paramètres de dilatance					
c_0	c_1	c_2 (MPa^{-1})	c_3 (MPa^{-1})	c_4	c_5
0	$-0,18$	$5,6$	$0,0195$	$0,36$	280

Table 4.2 – Paramètres du modèle VDT avec endommagement anisotrope, effet unilatéral et plasticité pour le matériau agrégataire M1.

4.2 Intégration de la loi de comportement dans le code Abaqus

Les travaux de V.D. Le ont notamment permis d'intégrer la loi de comportement isotrope dans le code aux éléments finis Abaqus/Standard. La routine utilisateur UMAT reprise ici et modifiée pour tenir compte de la formulation microplan pour l'élasticité avec endommagement anisotrope. La plasticité est modifiée et intère la contrainte effective.

Les variables d'endommagement et d'effectivité sont des fonctions des déformations élastiques. Ceci devrait conduire à calculer l'endommagement et l'effectivité avec la plasticité dans un schéma implicite. Par souci de simplification, l'endommgement est calculé connaissant la déformation élastique au début du pas de temps. Ceci permet de simplifier les calculs et l'intégration en découplant l'endommagement et la plasticité. L'une des conséquences est que pour l'utilisation de cette programmation dans Abaqus, il faut s'assurer que les incréments de déformations ne sont pas trop importants entre deux instant successifs. Une autre conséquence est qu'il nous a fallu réévaluer le paramètre a_3, qui passe ainsi de 12 MPa^{-1} à 13 MPa^{-1}. Enfin, pour assurer une cohérrence vis-à-vis de cette hypothèse, le calcul de la jacobienne élastoplastique ne prend pas en considération la sensibilité de la contrainte ni vis-à-vis de l'endommagement ni vis-à-vis de l'effectivité.

Pour calculer la contrainte effective utilisé pour le calcul de la plasticité, la démarche s'appuie sur le principe d'équivalence en contrainte. Dans un premier temps, la contrainte globale est projetée sur les micro-plans.

$$\begin{aligned}
\sigma_V^i &= \boldsymbol{V}^i : \boldsymbol{\sigma} \\
\sigma_D^i &= \boldsymbol{D^i} : \boldsymbol{\sigma} \\
\boldsymbol{\sigma}_T^i &= \boldsymbol{T}^i \cdot \boldsymbol{\sigma}
\end{aligned}$$

où l'exposant i représente l'indice du microplan. En appliquant le principe d'équivalence en contrainte dans le microplan, les contraintes effectives sont :

$$\begin{aligned}
\widetilde{\sigma}_D^i &= \frac{1}{1-\alpha_D^i d_D^i}\sigma_D^i = \frac{1}{1-\alpha_D^i d_D^i}\boldsymbol{D}^i : \boldsymbol{\sigma} \\
\widetilde{\boldsymbol{\sigma}}_T^i &= \frac{1}{1-d_T^i}\boldsymbol{\sigma}_T^i = \frac{1}{1-d_T^i}\boldsymbol{T}^i \cdot \boldsymbol{\sigma}
\end{aligned}$$

Le tenseur des contraintes effectives globales est construit en sommant la contribution de chaque microplan :

$$\begin{aligned}
\widetilde{\boldsymbol{\sigma}} &= \sum_{i=1}^{N} 3\omega_i \left[\sigma_V^i \cdot \boldsymbol{V^i} + \widetilde{\sigma}_D^i \cdot \boldsymbol{D^i} + \widetilde{\boldsymbol{\sigma}}_T^i \cdot \boldsymbol{T}^i\right] \\
&= \sum_{i=1}^{N} 3\omega_i \left[\boldsymbol{V}^i \otimes \boldsymbol{V}^i + \frac{1}{1-\alpha_D^i d_D^i}\boldsymbol{D}^i \otimes \boldsymbol{D}^i + \frac{1}{1-d_T^i}\boldsymbol{T}^{iT} \cdot \boldsymbol{T}^i\right] : \boldsymbol{\sigma}
\end{aligned}$$

Cette expression permet par identification avec l'équation de la section 2.1.2 de déterminer :

$$(\mathbb{I}-\mathbb{D})^{-1} = \sum_{i=1}^{N} 3\omega_i \left[\boldsymbol{V}^i \otimes \boldsymbol{V}^i + \frac{1}{1-\alpha_D^i d_D^i}\boldsymbol{D}^i \otimes \boldsymbol{D}^i + \frac{1}{1-d_T^i}\boldsymbol{T}^{iT} \cdot \boldsymbol{T}^i\right]$$

C'est ce tenseur d'ordre quatre qui est utilisé dans l'algorithme présenté sur la figure 4.8.

4.3 Simulations

L'objectif de cette partie est de comparer les résultats des simulations par la méthode des élements finis avec les mesures expérimentales. Dans un premier temps, des simulations de sollicitations monotones sont comparées aux points expérimentaux repésentant l'enveloppe des essais cyclés. Il s'en suit des simulations cyclées comparées aux données expérimentales dont la partie visqueuse est retirée. Enfin, ce sont des simulations de sollicitations alternant traction puis compression permettant d'activé l'effectivité qui sont réalisées.

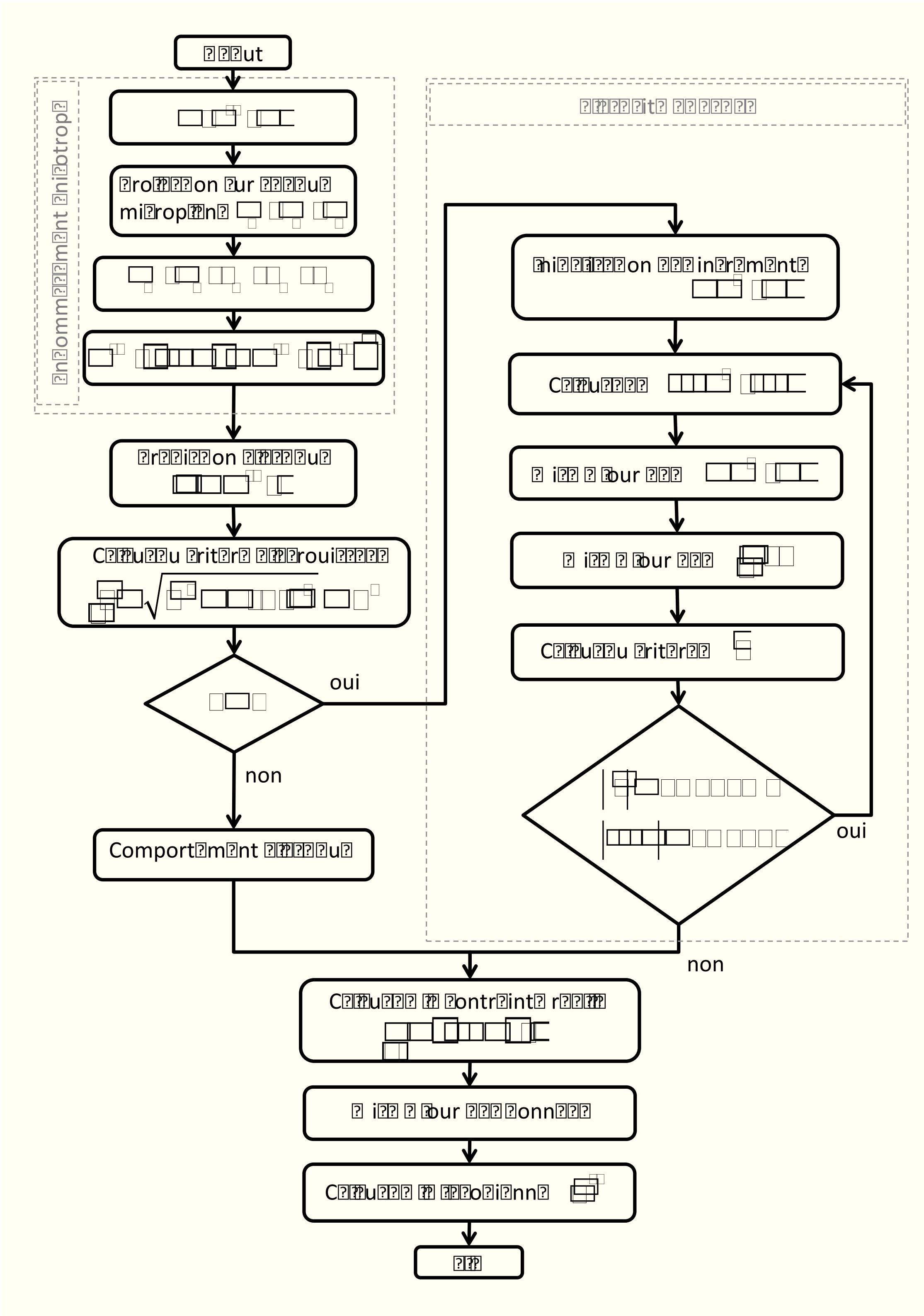

FIGURE 4.8 – Algorithme utilisé pour l'intégration de la loi de comportement dans le code de calcul Abaqus/Standard.

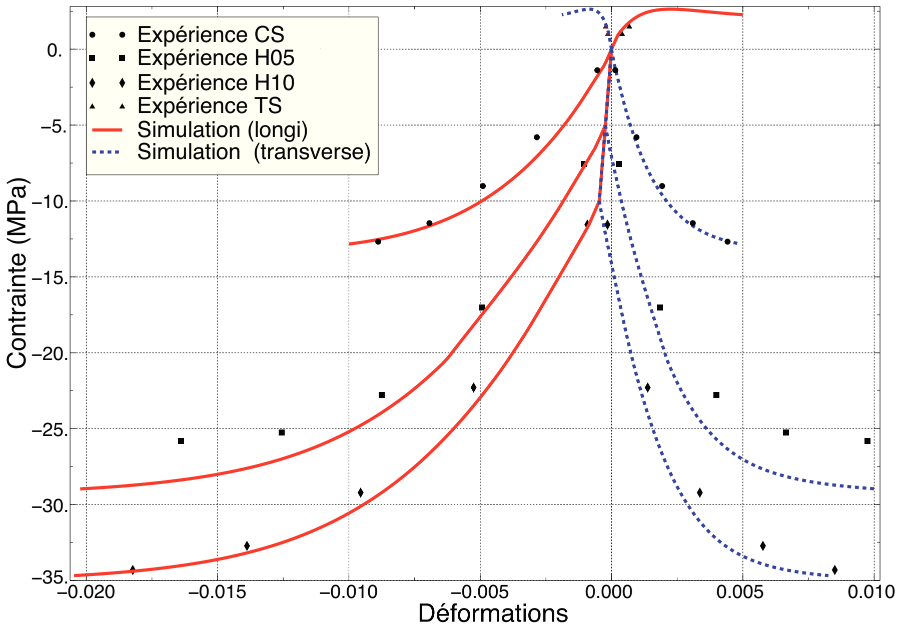

FIGURE 4.9 – Comparaisons entre courbes expérimentales (points) et numériques (traits pleins) obtenues pour les quatre chargements monotones.

4.3.1 Sollicitations monotones

La figure 4.9 permet de comparer les réponses expérimentales et numériques pour différentes sollicitations. Ces dernières sont arrêtées arbitrairement un peu après le dernier point expérimental. Les réponses expérimentales sont mieux reproduites en traction simple et compression simple qu'en compression consolidées. Il est observé une raideur surestimée pour les compressions, en particulier pour un confinement de 5 MPa.

Pour mettre en évidence l'effet anisotrope du dommage, on trace l'évolution des variables d'endommagement d_D et d_T, suivant leur orientation, en fonction de la déformation longitudinale. On note que les 21 directions de la discrétisation de l'espace angulaire se divisent en 5 familles par rapport à l'axe de sollicitation $\mathbf{e}_1$; les familles de direction sont respectivement à 0°, $33,26°$, 45°, 67° et 90° par rapport à $\mathbf{e}_1$. Les figures 4.10 et 4.11 représentent l'évolution de l'endommagement déviatorique et tangentiel en fonction de la déformation longitudinale pour un essai de compression simple (fig. 4.10) et un essai de compression triaxiale avec 10 MPa de confinement (fig. 4.11). On remarque qu'en compression avec confinement de 10 MPa, au même niveau de dommage, la déformation longitudinale est deux fois plus grande que celle en compression simple. L'endommagement à 0° et 90° est prépondérant devant celui à $33,26°$, 45° et 67°. L'endommagement qui évolue le moins est celui à 45°. Par contre, l'endommagement d_T suivant cette famille de 45° par rapport à la direction de sollicitation évolue plus rapidement que toutes les autres directions. L'endomma-

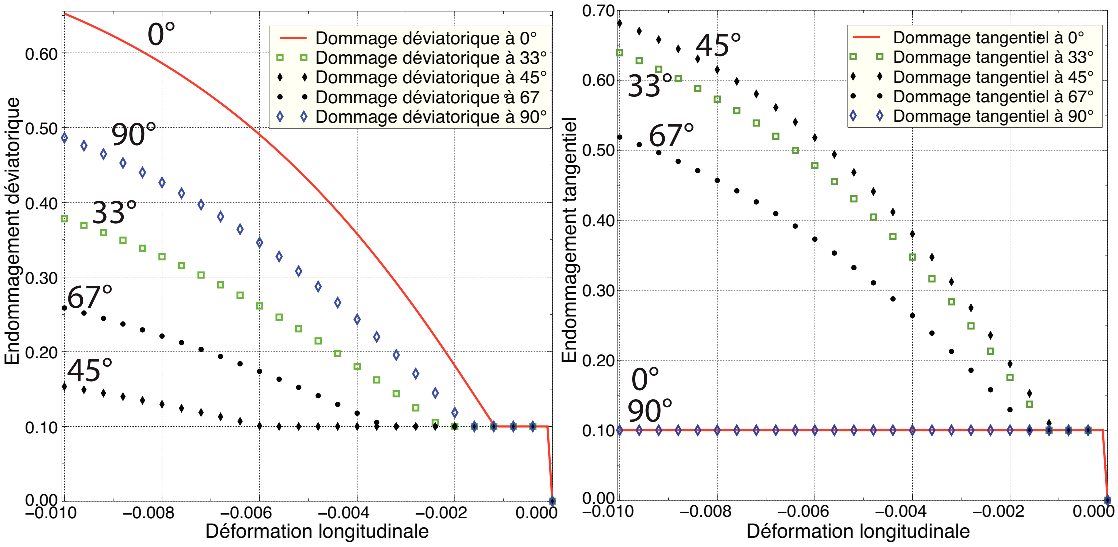

FIGURE 4.10 – Évolution de la variable de l'endommagement déviatorique d_D et tangentielle d_T en fonction de la déformation longitudinale pour un essai de compression simple.

gement d_T des directions à 0° et 90° par rapport à $\mathbf{e}_1$ n'évolue pas car il ne voit pas de déformation tangentielle.

Pour mettre en évidence l'effectivité du dommage, on s'intéresse plutôt à la distribution du dommage à une valeur de déformation longitudinale fixe (ici 1%) dans un plan contenant la direction de sollicitation $\mathbf{e}_1$ (fig. 4.12 A,B). On remarque que dans la direction de sollicitation, le dommage déviatorique effectif (petit cercle noir) est la moitié de celui calculé. Ceci montre que le modèle rend compte de l'effectivité du dommage. Au même niveau de déformation (ici 1%), on remarque que l'endommagement sous compression confinée évolue moins que celui en compression simple. Donc on peut dire que l'effet de la pression de confinement est bien prise en compte.

Pour vérifier l'effet de la pression de confinement en cisaillement, on propose de simuler des essais de cisaillement pure avec et sans confinement. Dans le chapitre précèdent, on a vu l'effet de la pression de confinement et de l'effectivité du dommage sur l'évolution de ce dernier. On s'intéresse ici à l'effet de l'écrouissage sur la réponse du matériau. Il n'existe aucun essai expérimental qui permet de valider quantitativement cette prédiction du comportement. Il est cependant possible de constater la similitude avec les essais de Pequeur. La figure 4.13 représente une simulation d'un essai de cisaillement pure sans confinement et avec un confinement de 10 MPa. En cisaillement pure, pour une déformation de $0,8\%$, le niveau de contrainte (2,26 MPa) est plus faible que dans la simulation sans plasticité (2,6 MPa). L'effet de l'écrouissage a baissé le niveau de contrainte. L'allure de la courbe est similaire à celle de la simulation sans plasticité (fig. 3.27).

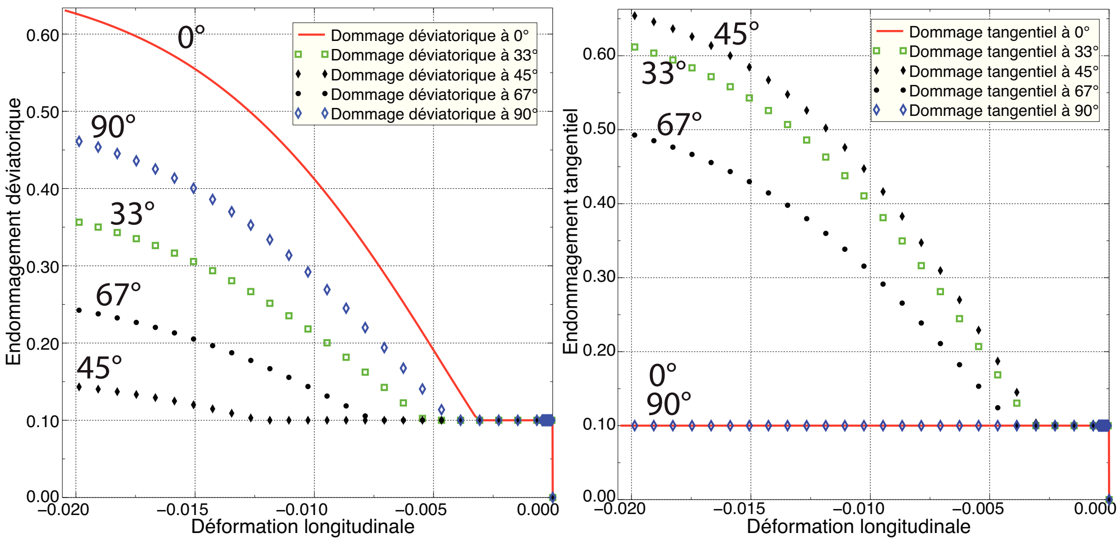

FIGURE 4.11 – Évolution de la variable du dommage déviatorique d_D et tangentielle d_T en fonction de la déformation longitudinale pour un compression avec 10 MPa de confinement.

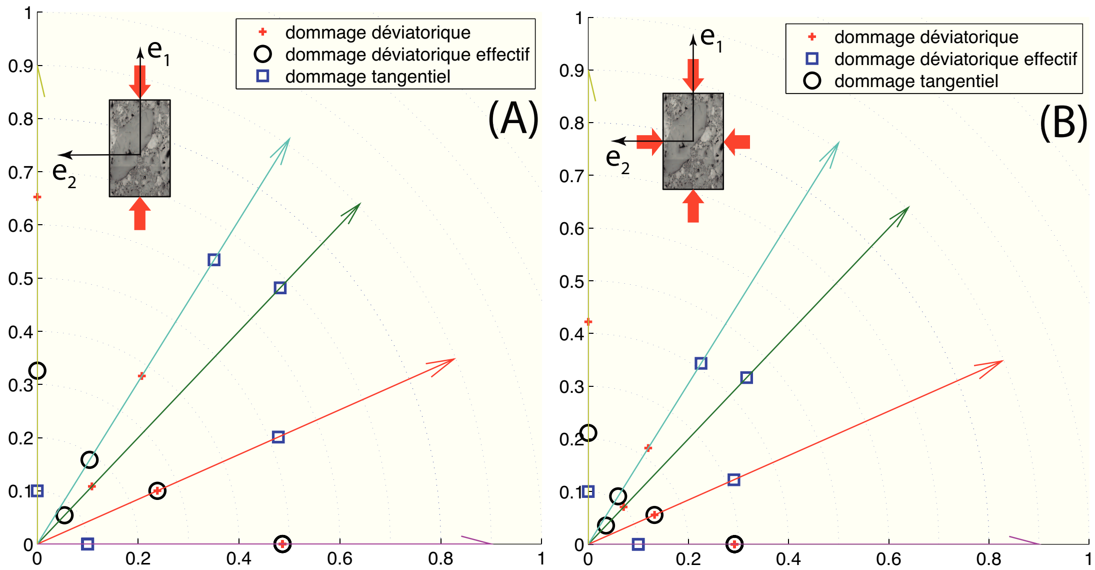

FIGURE 4.12 – Rosette de dommage à 1% de déformation longitudinale dans un essai de compression simple (A) et de compression triaxiale avec 10 MPa de confinement (B). $\mathbf{e}_1$ est la direction de chargement.

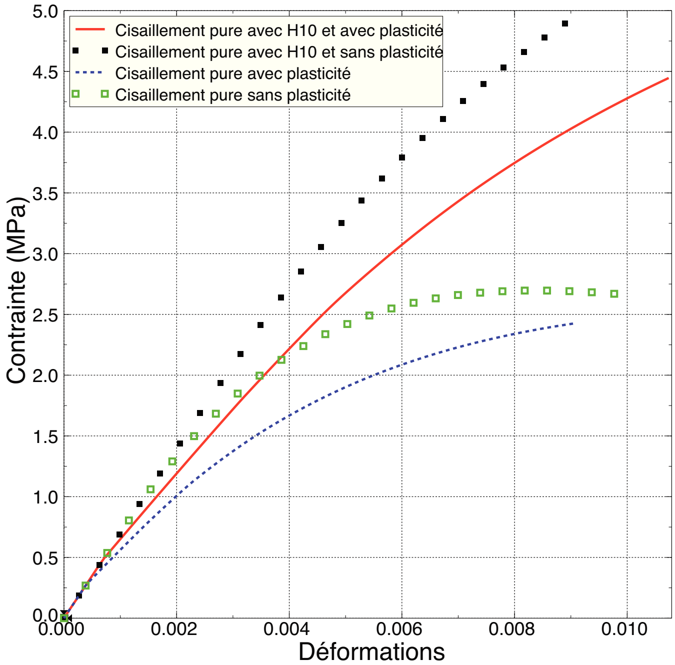

FIGURE 4.13 – Simulation d'un essai de cisaillement pure et avec un confinement de 10 MPa pour un matériau agrégataire M1

4.3.2 Sollicitations avec cyclage

Les figures 4.14 à 4.16 montrent les déformations résiduelles obtenues pour un chargement de traction, de compression et de compression avec confinement de 10 MPa. Les points rapportés le long des axes des abscisses (ou bien pour une contrainte de -10 MPa) correspondent aux déformations résiduelles. Sur les figures 4.14 et 4.15 les déformations résiduelles du modèle (les intersections des décharges avec l'axe des abscisses) sont supérieures à celles de l'expérience. Au dernier cycle on remarque une différence des déformations irréversibles longitudinales de $3,7 \times 10^{-5}$ avec une erreur de 29% par rapport à l'expérience en traction simple. En compression simple, on prédit 30% de plus de déformation irréversible. On conclut que le niveau d'écrouissage prédit par le modèle est fort par rapport à l'expérience. Toute fois, dans la figure 4.16, cette différence est moindre en compression triaxiale avec 10 MPa de confinement le modèle prédit moins de déformations irréversibles (5% en moins). Ce qui peut être dû à l'effet de la pression de confinement sur l'évolution de l'écrouissage. On rappelle que le but n'est pas de coller aux courbes mais plutôt de sentir les mécanismes influençant la réponse globale pour un éventuel calage futur plus précis.

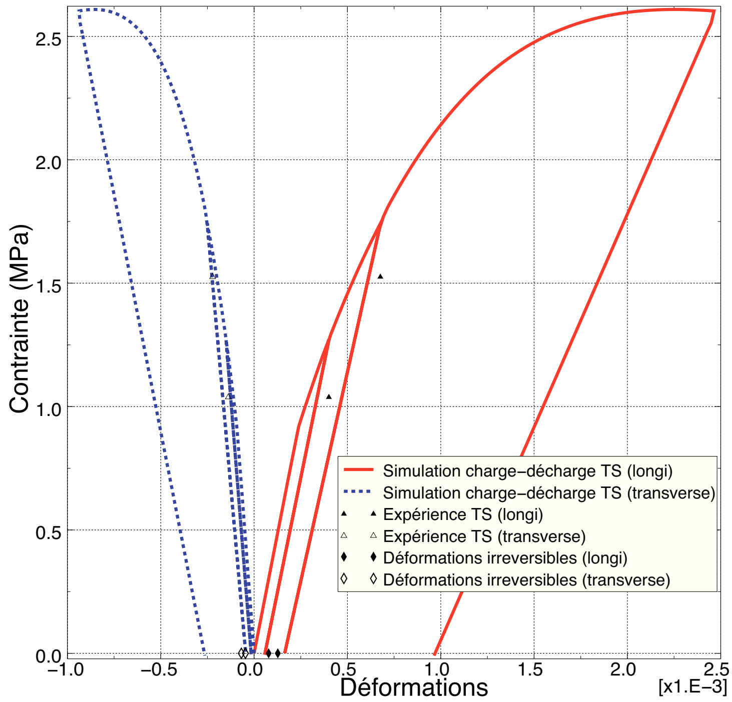

FIGURE 4.14 – Simulation d'un essai de traction simple avec plusieurs cycles de charge-décharge pour un matériau agrégataire M1

4.3.3 Sollicitations alternées

Les deux essais alternant des tractions et des compressions, mentionnés dans le premier chapitre, sont simulés sur les figures 4.17 et 4.18. Sur ces courbes, les croix vertes indiquent les changements de raideur. Les mesures effectuées lors des essais de traction et de compression monotones sont reportées pour donner une référence. Les niveaux des contraintes au pic correspondent aux niveaux observés expérimentalement quels que soient le type de chargement.

Sur la figure 4.17, il existe deux points d'activation de l'effectivité. Un point (A) lors du passage en compression simple et le deuxième point (B) lors du passage en traction simple. Au point (A) le module sécant de décharge en traction est 2792 MPa et le module au passage en compression simple est 2995 MPa. Ce qui donne une reprise de module de l'ordre de 7%. Au point (B), lors de la décharge de la compression simple, le module sécant est 2222 MPa et au début de la traction simple le module est de l'ordre de 2087 MPa. Ce qui signifie qu'on a une réduction de module de l'ordre de 6 %.

La figure 4.18 représente une simulation d'un chargement de compression simple suivi de traction simple. Au point d'activation de l'effectivité (la croix verte), le module sécant en décharge est 2287 MPa au début du chargement en traction le module sécant est 2149 MPa. Ce qui signifie une réduction de module de 6 %.

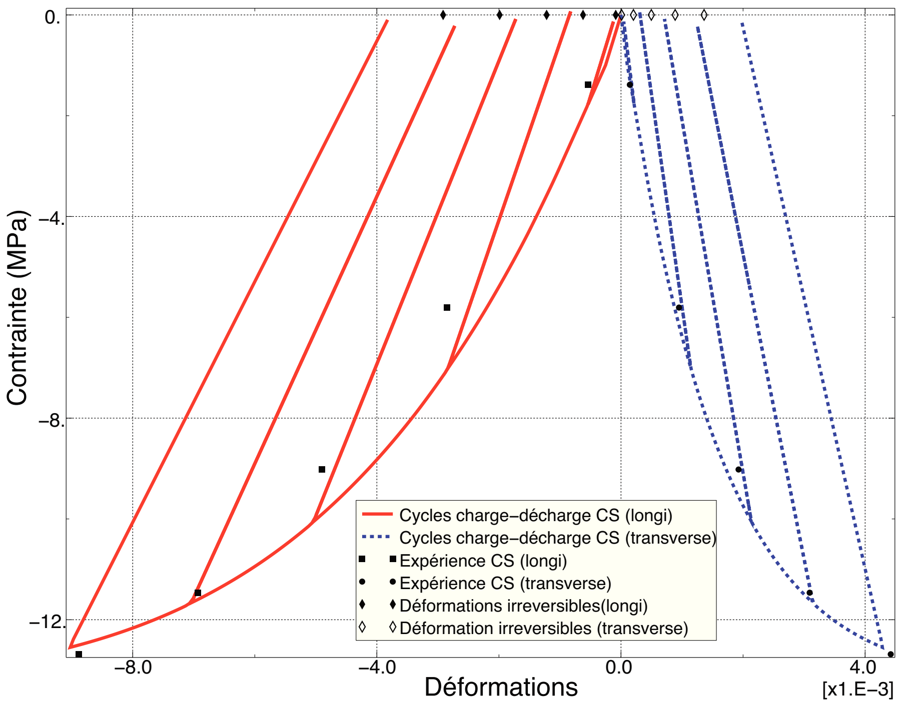

FIGURE 4.15 – Simulation d'un essai de compression simple à plusieurs cycles de charge-décharge pour un matériau agrégataire M1

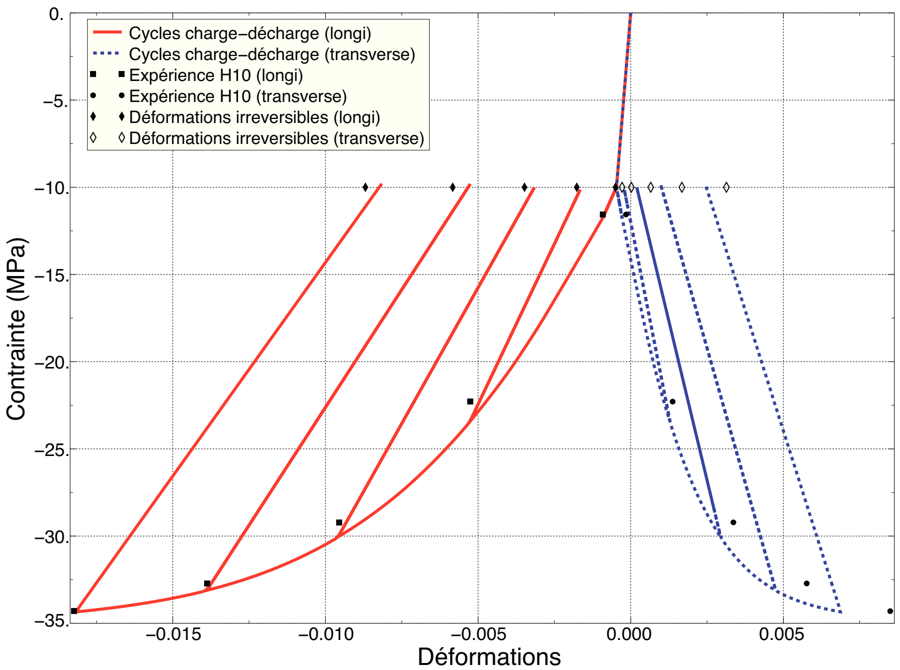

FIGURE 4.16 – Simulation d'un essai de compression triaxiale à 10 MPa de confinement à plusieurs cycles de charge-décharge pour un matériau agrégataire M1

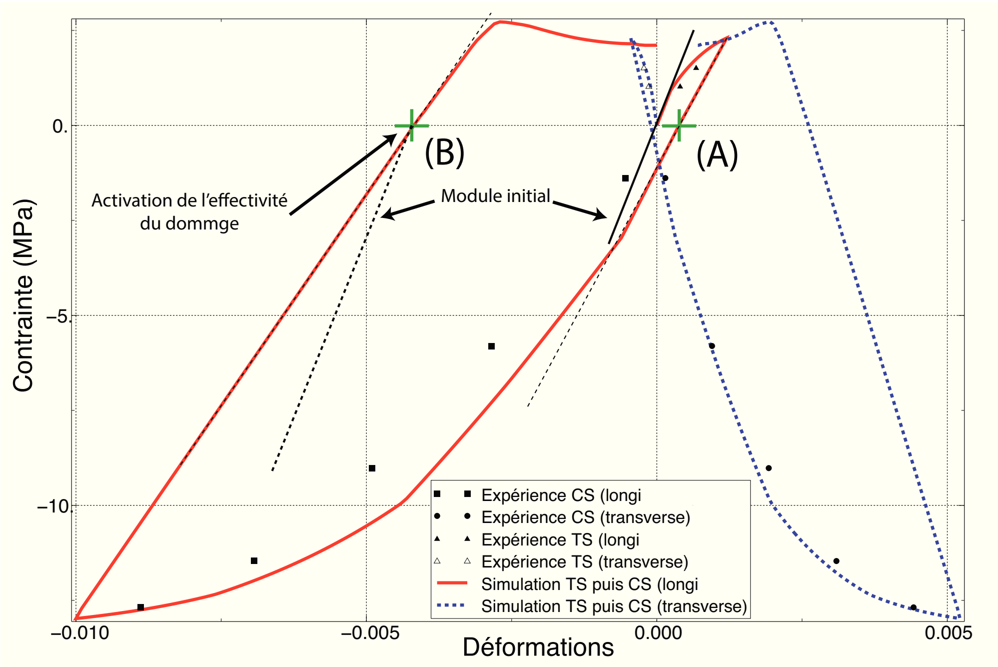

FIGURE 4.17 – Simulation d'un essai de traction suivi d'une compression simple pour un matériau agrégataire M1

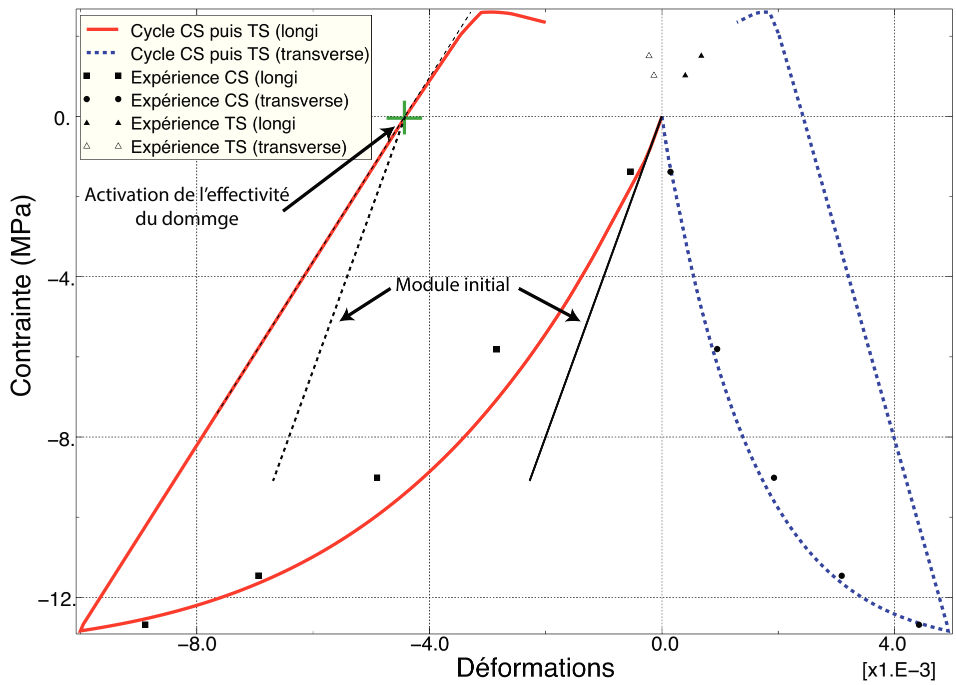

FIGURE 4.18 – Simulation d'un essai de compression suivi d'une traction simple pour un matériau agrégataire M1

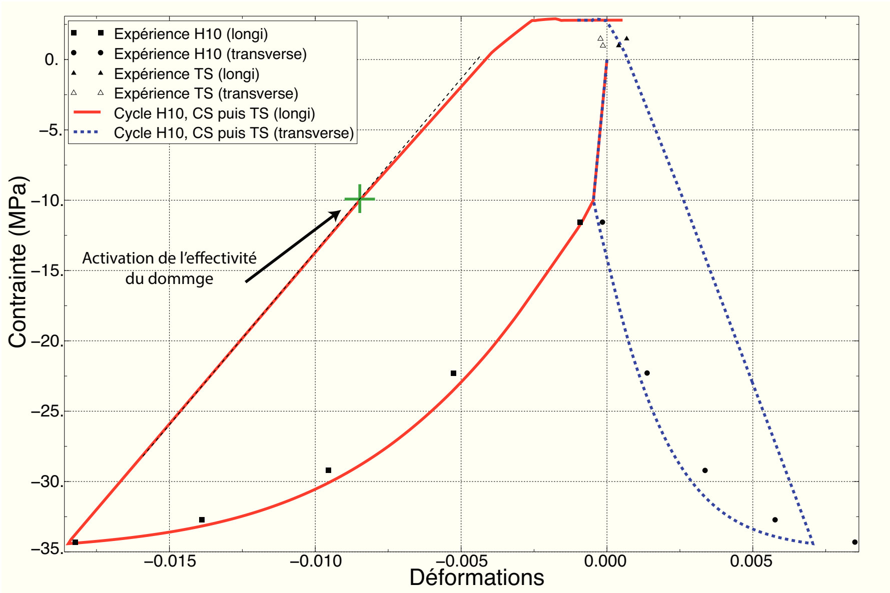

FIGURE 4.19 – Simulation d'un essai de compression suivi de traction avec un confinement de 10 MPa pour un matériau agrégataire M1

La figure 4.19 représente la simulation d'un essai composé de 3 phases : mise en pression jusqu'à 10 MPa à laquelle on superpose une compression simple suivi d'une décharge qui se prolonge en traction. Le confinement est maintenu tout au long de la simulation. Le module de décharge de la compression est de l'ordre de 2436 MPa jusqu'à ce que la pression de confinement initiale soit atteinte, en deça le module sécant à une valeur de 2321 MPa. Ce qui donne une réduction de l'ordre de 5 %. Ces simulations nous ont permis de quantifier les effets unilatéraux sur les raideurs. Cet effet reste faible (6 à 7 %). Néanmoins, on sait que la diminution du paramètre a_6 (lié à la fonction d'effectivité déviatorique) permettra de donner plus de poids à cette effectivité. En contrepartie, cette diminution de l'effectivité déviatorique cachera l'effet du dommage associé lors de la compression.

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre, le comportement plastique a été ajouté au modèle élastique endommageable présenté dans le chapitre précédent. Une bonne partie du modèle de V.D. Le a été repris. Ce modèle a été modifié pour prendre en compte un découplage entre plasticité et endommagement grâce à une écriture en contraintes effectives. Les dépouillements ont été adaptés et les paramètres redéterminés. Les comparaisons entre calculs et expériences montrent un accord satisfaisant même si une optimisation finale des paramètres serait nécessaire pour augmenter encore celui-ci. Le modèle détaillé en annexe de cette thèse est une première esquisse d'une approche où le frottement entre les lèvres des microfissures est la cause des déformations résiduelles. Nous suggérons d'en poursuivre l'identification.