

# ETUDE DE L'ÉVOLUTION DU MODULE DE CISAILLEMENT D'UN SOL RÉSIDUEL TROPICAL COMPACTÉ

## STUDY OF THE SHEAR MODULUS EVOLUTION FOR A COMPACTED TROPICAL RESIDUAL SOIL

Lila MOUALI<sup>1</sup>, Guillaume VEYLON<sup>2</sup>, Daniel DIAS<sup>1</sup>, Eric ANTOINET<sup>1</sup>, Laurent PEYRAS<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Antea Group, Orléans, France

<sup>2</sup> INRAe, Aix en Provence, France

**RÉSUMÉ** – Une caractérisation en laboratoire de l'évolution du module de cisaillement à petites déformations ( $G_{max}$ ) d'un sol résiduel tropical compacté a été réalisée. Le  $G_{max}$  a été évalué par rapport à l'indice des vides initial ( $e$ ), au taux de surconsolidation (OCR) et à la pression effective moyenne ( $p'$ ) à l'aide d'une colonne résonnante. Une équation prédictive est développée en fonction de  $e$  et de  $p'$  pour ce type de sol.

**ABSTRACT** – A laboratory study of the shear modulus evolution at small strains ( $G_{max}$ ) of a compacted tropical residual soil was carried out. The  $G_{max}$  was evaluated with respect to the initial void ratio ( $e$ ), the overconsolidation rate (OCR) and the confining pressure ( $p'$ ) using a resonant column. A predictive equation is developed as a function of  $e$  and  $p'$  for this soil type.

### 1. Introduction

L'utilisation des sol résiduels tropicaux comme matériaux de remblai pour la construction de barrages en terre est un enjeu important (Marulanda, 2017). Les sols résiduels sont les produits d'altérations physico-chimiques in-situ des roches ignées, sédimentaires et métamorphiques. La spécificité des sols résiduels réside dans la déformabilité des agrégats, leur potentielle cimentation et l'anisotropie de leur microstructure. La déformabilité des matériaux et leur résistance limitée confère aux sols résiduels une compressibilité importante. L'anisotropie de la microstructure trouve son origine dans le processus d'altération différencié au sein de la roche mère. La cimentation provient de la formation d'oxydes de fer en présence d'écoulements d'eau. Lors de la déshydratation, elle favorise l'apparition de macropores au sein du matériau (Blight et al, 2017).

Les projets de barrages dans les régions tropicales sont souvent soumis au risque sismique. Le comportement dynamique d'un barrage en terre dépend des propriétés dynamiques du remblai constitué de sols résiduels compactés, saturés lors du remplissage du réservoir. Afin d'obtenir des dimensionnements fiables de ces ouvrages, il existe donc un fort besoin de déterminer les propriétés dynamiques des sols résiduels tropicaux compactés et saturés, dont notamment le module de cisaillement à petites déformations,  $G_{max}$ .

Dans le présent article, une étude expérimentale portant sur  $G_{max}$  pour un sol résiduel tropical aux Antilles françaises est présentée.  $G_{max}$  a été mesuré à l'aide de tests à la colonne résonnante pour des indices des vides  $e$  compris entre 1.00 et 1.50, des rapports de surconsolidation OCR entre 1,0 et 7,5 (liés aux effets du compactage) et des pressions effectives moyennes  $p'$  comprises entre 50 et 300 kPa.

De nombreuses équations empiriques ont été développées pour prédire le module de cisaillement à très petites déformations. Des comparaisons ont été réalisées entre les  $G_{max}$  mesurés à la colonne résonnante et les  $G_{max}$  issus des formules empiriques.

## 2. Caractérisation des matériaux

Les sols résiduels tropicaux prélevés pour les essais présentés dans cette étude proviennent d'une zone d'emprunt d'un barrage en Guadeloupe. Les matériaux ont été prélevés par une pelle mécanique et placés dans des sacs hermétiquement fermés. Les sols résiduels sont extrêmement hétérogènes. Ainsi, une procédure d'homogénéisation a été mise en oeuvre. Le matériau a été mélangé avec une pelle manuelle et tamisé avec un tamis de 20 mm. Un quartage a été effectué pour homogénéiser et améliorer la reproductibilité des résultats des tests de laboratoire.

Une partie de la fraction argileuse a été utilisée pour des analyses de la minéralogie et de la chimie par diffraction aux rayons X (DRX) et Plasma à couplage inductif (ICP). Les analyses DRX montrent que la phase la plus abondante est constituée de kaolinite (environ 44 %). La goethite et la gibbsite, qui sont des oxydes de fer et d'aluminium hydratés, représentent pour leur part environ 20 et 10% du poids. Les résultats des analyses ICP montrent que les constituants oxydés représentent environ 45% de la fraction argileuse. Cela suggère un niveau modéré d'altération du sol.

Pour le moulage des éprouvettes, la méthode utilisée est le compactage direct (compactage statique). Cette méthode consiste à verser le matériau dans un cylindre à la teneur en eau cible, puis à placer délicatement quatre couches à l'aide d'une petite cuillère et d'un entonnoir. Chaque couche est ensuite compactée à l'aide d'un poussoir enfoncé sous une contrainte de 400 kPa.

Deux tests Proctor préliminaires ont été réalisés (AFNOR, 2014). Une densité comprise entre 1,24 et 1,29 g/cm<sup>3</sup> a été trouvée pour une teneur en eau optimale ( $w_{OPN}$ ) comprise entre 35,5 et 36,6% ce qui correspond à un indice des vides compris entre 1,05 et 1,14. Afin d'obtenir différentes densités sèches, le compactage a été effectué pour trois teneurs en eau différentes : 34,5 %, 37,5 % et 40 %, correspondant à 96%, 104% et 110% de  $w_{OPN}$ .

## 3. Module de cisaillement à petites déformations ( $G_{max}$ )

Afin d'étudier le comportement hydromécanique du sol tropical sous sollicitations cycliques, des essais à la colonne résonnante ont été réalisés. Après saturation et consolidation de l'éprouvette à une contrainte donnée, des essais de torsion ont été réalisés sur plusieurs éprouvettes. Les indices des vides testés sont compris entre 0,97 et 1,48 et les pressions de confinement effectives sont comprises entre 50 et 300 kPa. La procédure expérimentale utilisée par Fedrizzi F. (2015) a été mis en œuvre dans ces essais. Des chargements et déchargements ont été réalisés afin de déterminer l'impact de l'histoire du chargement. Le Tableau 1 résume les caractéristiques des éprouvettes testées.

Tableau 1 : Caractéristiques des éprouvettes lors des essais à la colonne résonnante

Echantillons	$\sigma'_c$ (kPa)	W (%)	$\rho_d$ (g/cm <sup>3</sup> )	e
RC- Epr1	100, 200, 300	34,7	1,36	0,97 – 1,01
RC – Epr2	100, 200, 300	35,4	1,35	0,99 – 1,01
RC – Epr3	100, 200	35,1	1,35	0,94 – 1,03
RC – Epr4	100, 200, 300	36,6	1,33	1,02 – 1,07
RC – Epr5	100, 200	37,2	1,31	1,03 – 10,8
RC – Epr6	100, 200, 300	37,7	1,31	1,08 – 1,13
RC – Epr7	50, 75, 100, 150, 200, 250, 300	38,8	1,10	1,26 - 1,45
RC – Epr8	50, 75, 100, 150, 200, 250, 300	39,5	1,09	1,26 - 1,47
RC – Epr9	50, 75, 100, 150, 200, 250, 300	40,1	1,08	1,23 - 1,48

#### 4. Résultats du module de cisaillement à petites déformations ( $G_{max}$ )

Les modules de cisaillement à petites déformations ont été mesurés pour différentes pressions de confinement effectives (50 – 300kPa) et différents indices des vides. La Figure 1 et Figure 2 représentent les résultats obtenus. Le module de cisaillement maximal augmente avec la contrainte de consolidation et avec la diminution de l'indice des vides (Figure 1). L'écart de  $G_{max}$  entre un indice des vides de 0,94 à 1,49 est d'environ 80 MPa.

Sur la Figure 2, l'influence de l'histoire de chargement sur le module de cisaillement maximal (Eprouvette 9) est présentée. Pour une même pression de confinement effective, le module de cisaillement maximal augmente après avoir subi un cycle de chargement/déchargement.

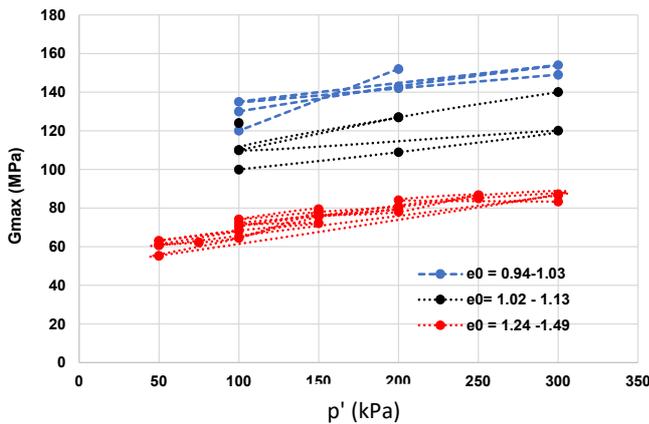


Figure 1 :  $G_{max}$  en fonction de la contrainte de consolidation pour différents indices des vides

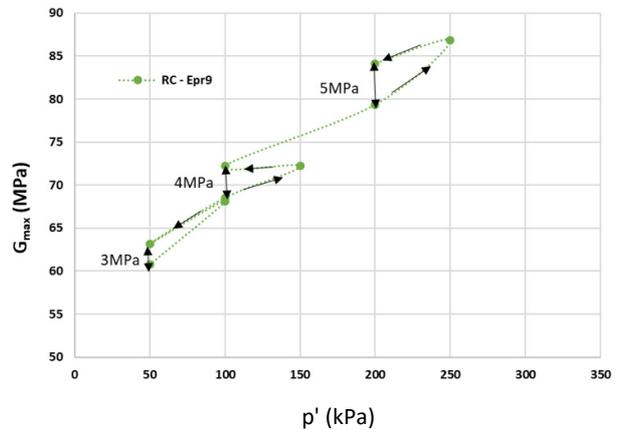


Figure 2 :  $G_{max}$  en fonction de la contrainte de consolidation – Epr 9

##### 4.1. Confrontation à des modèles empiriques

Des comparaisons avec quelques formulations empiriques existantes ont été faites sur le sol résiduel tropical étudié. Le choix s'est porté sur les équations les plus utilisées dans le domaine des argiles : Hardin, 1968 (eq.1) ; Viggiani, 1995 (eq. 2) et Shibuya, 1997 (eq. 3).

Barros J. (1997) a réalisé des essais à la colonne résonnante (CR) sur différents sols résiduels brésiliens. L'auteur a proposé une formule empirique (eq. 4). Une comparaison a été faite entre les résultats expérimentaux obtenus de  $G_{max}$  et la formule proposée par Barros J. (1997).

$$G_{max} = A \frac{(2.973-e)^2}{(1+e)} p^{0,5} \quad (1) \quad G_{max} = A \left(\frac{p'p}{P_r}\right)^{0,25} \left(\frac{p'}{P_r}\right)^{0,51} \quad (2)$$

$$G_{max} = A (1 + e)^{-2,4} p'^{0,5} \quad (3) \quad G_{max} = A e^{-0.949} p'^{0,515} P_a^{0,485} \quad (4)$$

La Figure 3 présente la comparaison entre le module de cisaillement maximal obtenu par les équations empiriques et celui mesuré par les essais à la colonne résonnante.

Pour un  $G_{max}$  inférieur à 100 MPa, les formules de Hardin, 1968 ; Viggiani, 1995 ; Shibuya, 1997 ont tendance à sous-estimer  $G_{max}$ . Pour des valeurs plus grandes de  $G_{max}$ , aucune tendance ne se dessine. La dispersion de  $G_{max}$  est de l'ordre de 50% autour de la valeur mesurée. Les valeurs de  $G_{max}$  calculées par la formule empirique de Viggiani (1995) sont déterminées à l'origine pour une distorsion de  $10^{-3}$  %. Par conséquent, il était

attendu que le module de cisaillement mesuré par la colonne résonante soit plus grand que celui trouvé par cette relation empirique. Il convient de mentionner que la plupart de ces formulations empiriques ont été établies pour des sols sédimentaires trouvés dans les zones tempérées.

La seule équation connue pour  $G_{max}$  et développée pour les sols latéritiques compactés du Brésil a été proposée par Barros (1997). Cependant, cette équation a également tendance à surestimer la valeur de  $G_{max}$  (60% d'erreur). On peut conclure qu'aucune équation publiée n'est capable de prédire  $G_{max}$  avec une précision acceptable pour le sol résiduel considéré dans cette étude. La raison réside probablement dans ses spécificités en termes de degré d'altération, de minéralogie des argiles, de distribution granulométrique et de cimentation. Il est donc nécessaire de développer une nouvelle équation spécifique pour la prédiction de  $G_{max}$  pour le sol résiduel étudié.

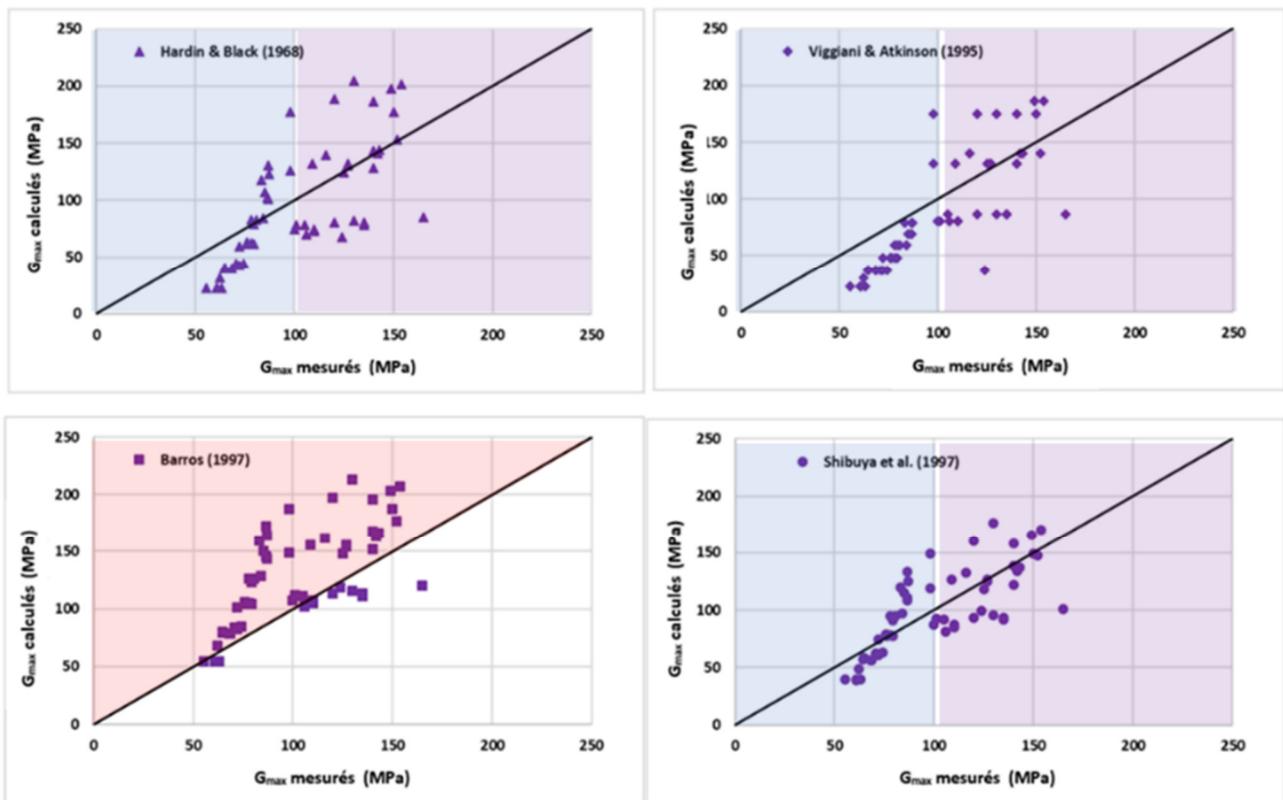


Figure 3 : Comparaison des valeurs de  $G_{max}$  mesurées et calculées pour les équations proposées dans la littérature.

#### 4.2. Proposition d'une formule empirique

A partir des différents paramètres qui influencent l'évolution du module de cisaillement à petites déformations, différents auteurs se sont basés sur des résultats expérimentaux afin de développer des formules empiriques (Hardin, 1968 ; Viggiani, 1995 ; Shibuya, 1997 ; Vardanega, 2013). Dans des conditions de contraintes isotropes, les expressions existantes font intervenir généralement la contrainte effective moyenne, l'indice des vides et le degré de surconsolidation (Hardin B., 1968). Les formules peuvent être écrites sous la forme générique suivante :

$$G_{max} = S f(e) R^k \left(\frac{p'}{p_r}\right)^n \quad (5)$$

R représente le rapport de surconsolidation. Le paramètre S a la même unité que  $G_{max}$ ,  $f(e)$  est une fonction analytique de  $e$ ,  $k$  est un exposant dépendant de l'indice de plasticité, le paramètre  $n$  est un exposant dépendant de la géométrie des contacts entre

particules et  $P_r$  est une pression de référence prise généralement égale à 1kPa. Le paramètre  $S$  dépend du type de sol. Le rapport de surconsolidation,  $R$ , permet de tenir compte de l'histoire des contraintes subies par le sol. Le taux de surconsolidation est exprimé par  $R = p_e/p'$  par Rampello (1997) (Figure 4). L'avantage de cette dernière approche est que  $R$  est obtenu directement à partir de la ligne de compression initiale, limitant ainsi les incertitudes liées à la détermination de la pression de préconsolidation et du coefficient de gonflement. La plupart des formules existantes considèrent  $n=1/2$  (Hardin, 1968 ; Vardanega, 2013). L'effet de la plasticité est généralement introduit via l'exposant  $k$  en considérant des sols standards, Vucetic et al (1987). Ces valeurs n'ont toutefois pas été validées pour des sols résiduels. L'équation générale pour la détermination du module de cisaillement en petites déformations peut être simplifiée comme suit :

$$G_{max} = A \left(\frac{p_e}{p'}\right)^k \left(\frac{p'}{P_r}\right)^n \quad (6)$$

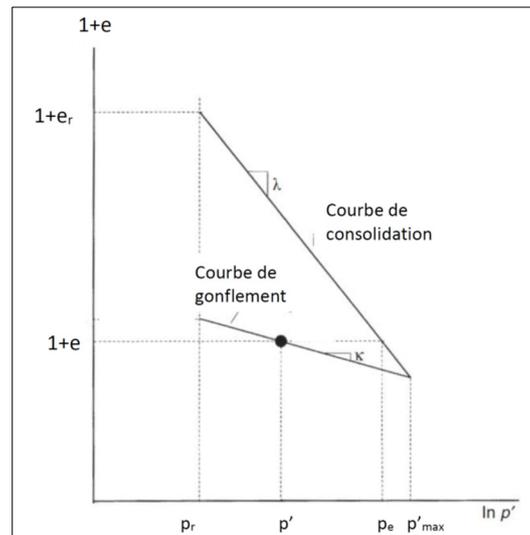


Figure 4 : Les différents termes utilisés par Rampello S. (1997)

Butterfield R. (1979) a montré que la droite de compression peut être représentée sur les axes  $\log(1 + e) - \log(p')$ . Par conséquent, en notant  $\lambda$  l'indice de compression, il est possible d'écrire :

$$\frac{1+e}{1+e_r} = \left(\frac{p_e}{P_r}\right)^{-\lambda} \quad (7)$$

où  $e_r$  est l'indice des vides correspondant à une pression de confinement  $P_r=1$  kPa.

Enfin, une expression alternative pour  $G_{max}$  est :

$$G_{max} = A \left(\frac{1+e_r}{1+e}\right)^{k/\lambda} \left(\frac{p'}{P_r}\right)^{n-k} \quad (8)$$

Les équations (6) et (8) sont rigoureusement équivalentes. Comme  $k$  apparaît dans les deux exposants de l'équation (8) , il est plus pratique de dériver l'équation (8).

Lors de la réalisation de l'éprouvette, le matériau a été versé sans être compacté. De ce fait, les éprouvettes sont supposées être normalement consolidées.

En utilisant les points expérimentaux des échantillons RC-8 et RC-9 correspondant à des échantillons normalement consolidés. La Figure 5 montre que, comme suggéré par Butterfield R. (1979), la ligne de compression peut être approchée par une fonction de type puissance dans les axes  $(1 + e) - p'/P_r$ . Une régression suggère qu'une bonne approximation de la relation est donnée par

$$\frac{1 + e}{1 + e_r} = \left(\frac{P_e}{P_r}\right)^{-\lambda} \quad (9)$$

avec  $e_r=2,82$ ,  $\lambda=0,095$  et un coefficient de corrélation  $R^2=0,97$ . Pour la plupart des auteurs,  $n=1/2$  est admis. En traçant les courbes dans l'espace  $G_{max}/(p'/Pr)^{1/2}$  en fonction de  $Pe/p'$  en échelle logarithmique, les points expérimentaux semblent suivre des droites (Figure 6) qui ont toutes la même pente égale à  $k=0,32$ . La valeur optimale de A est égale à 5,95 ( $R^2=0,88$ ) et tous les résultats expérimentaux se situent dans la plage d'incertitude de  $\pm 20 \%$ .

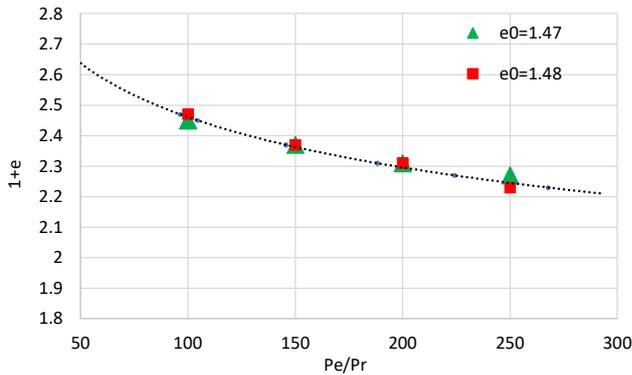


Figure 5 : Relation entre  $p'/Pr$  et  $e$  le long de la ligne de compression vierge - RC-8 et RC-9 ( $p'=Pe$ )

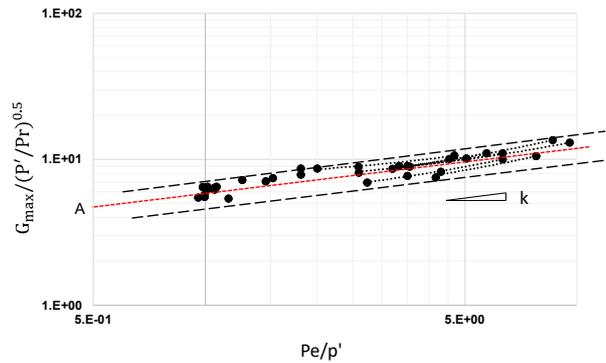


Figure 6 : Normalisation en fonction du taux de surconsolidation  $R = Pe/p'$

Les valeurs de  $n$  et  $k$  ne sont pas indépendantes. Il existe plusieurs couples de valeurs théoriquement admissibles. Pour les données présentées dans cette étude, les valeurs optimales déduites d'une régression sur l'ensemble des données conduisent à  $n = 0,40$  et  $k = 0,30$ . Cependant, si l'on considère les tests effectués après déchargement (échantillons RC-8 et RC-9) et pour lesquels l'indice des vides  $e$  ne varie pas,  $G_{max}$  devrait théoriquement être proportionnel à  $(p'/Pr)^{n-k}$ . La Figure 8 montre que c'est le cas et que la pente des courbes est proche de  $k=0,18$  ce qui a été obtenu en postulant  $n=0,5$ . Cependant, la valeur  $k=0,10$  obtenue des valeurs de régression n'est pas pertinente. Ceci confirme donc le choix de retenir la valeur  $n = 0,5$ , qui est une valeur communément admise et qui résulte de nombreux travaux sur une grande variété de sols.

La valeur calibrée de  $k$  diffère significativement de celle proposée par Vucetic (1991) considérant une valeur moyenne de l'indice de plasticité  $PI= 19$  ( $k=0,16$ ). Ceci confirme la spécificité du sol résiduel étudié et la nécessité de réaliser des essais en laboratoire pour comprendre le comportement de ce type de matériau.

La comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de  $G_{max}$  est illustrée sur la Figure 9. La différence observée entre les valeurs mesurées et prédites est inférieure à 20 %, ce qui est satisfaisant d'un point de vue pratique et se situe dans la plage des incertitudes obtenues par d'autres études publiées. Par exemple, Viggiani (1995) a obtenu une erreur maximale proche de 15 %, Jamiolkowski (1994) entre 12 % et 22 % et Vardanega (2013) autour de 25 %. Ces résultats suggèrent que l'un des modèles proposés peut être utilisé pour prédire avec précision les valeurs de  $G_{max}$ .

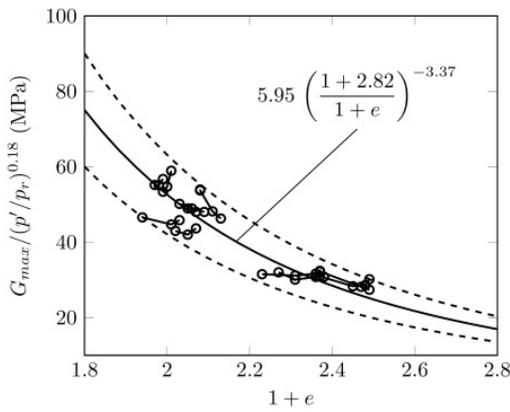


Figure 7 :  $G_{max}/(p'/Pr)^{0.18}$  en fonction de  $e$ . Les lignes pointillées représentent la droite de régression  $\pm 20\%$ .

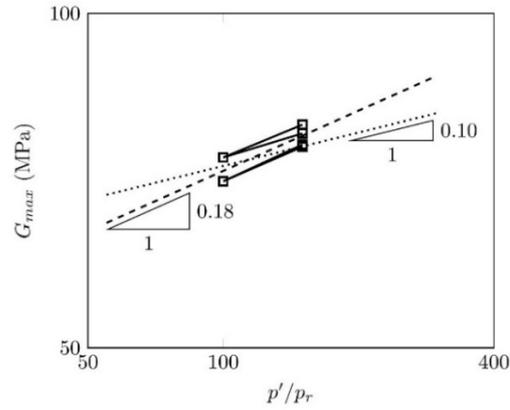


Figure 8 :  $G_{max}$  en fonction de  $p'/Pr$ . Les lignes pointillées correspondent à la droite de régression  $\pm 20\%$ .

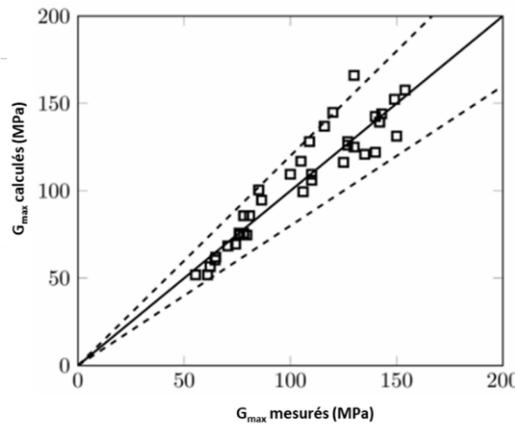


Figure 9 :  $G_{max}$  calculés en fonction de  $G_{max}$  mesurés

## 5. Conclusions et discussions

L'étude expérimentale mise en œuvre a permis de montrer que le module de cisaillement à très faibles déformations dépend principalement de l'indice des vides et du taux de sur consolidation, et dans une moindre mesure, de la pression de confinement. Ces résultats expérimentaux ont été comparés aux modèles existants pour la détermination du module de cisaillement à petites déformations. Les modèles existants ne sont pas adaptés au sol considéré. La raison réside essentiellement dans ses spécificités en termes de degré d'altération, de minéralogie de l'argile, de distribution granulométrique et de cimentation.

Une nouvelle formulation spécifique a donc été développée pour la prédiction de  $G_{max}$  pour ce sol résiduel tropical. Pour cela, deux équations ont été proposées, l'une basée sur  $R$  et  $p'$  et l'autre sur  $e$  et  $p'$ . L'étalonnage des deux modèles nécessite la détermination des paramètres de la ligne de compression initiale afin de mettre en relation l'indice des vides  $e$  et la pression de consolidation équivalente  $P_e$ . L'établissement d'un modèle prédictif fiable pour  $G_{max}$  nécessite d'avoir des essais de compression pour pouvoir déterminer les paramètres de la ligne de compression vierge  $e_r$  et  $\lambda$ . Il est également conseillé d'effectuer des essais après déchargement (variation de la pression effective moyenne sous un indice de vide constant) afin de déterminer les paramètres  $k$  et  $n$  compatibles avec le comportement observé du matériau. Cet aspect est crucial pour l'établissement d'un modèle représentatif du comportement du matériau soumis à des cycles de chargement-déchargement, et n'est pas accessible par une simple régression statistique.

## 6. Bibliographie

- AFNOR. (2014). Sols : reconnaissance et essais - Détermination des références de compactage d'un matériau - Essai Proctor Normal - Essai Proctor modifié. *Groupe AFNOR. La Plaine Saint-Denis, FR.*
- AFNOR. (1992). NF P94-057-Sols : reconnaissance et essais - Analyse granulométrique des sols - Méthode par sédimentation. *Groupe AFNOR. La Plaine Saint-Denis, FR.*
- AFNOR. (1995). XP P94-041-Sols : reconnaissance et essais. Identification granulométrique. Méthode de tamisage par voie humide. *Groupe AFNOR. La Plaine Saint-Denis, FR.*
- Barros J. (1997). *Dynamic Shear modulus of tropical soils.* . Ph.D. thesis. Sao Polo, BR. .
- Blight G.E. & Leong E.C. (2017). *Mechanics of Residual Soils.* New York: Taylor et Francis Group.
- Butterfield R. (1979 ). A natural compression law for soils (an advance on  $e$ -log  $p'$ ). *Géotechnique, volume 29*, 469-480.
- Fedrizzi F. (2015). Resonant column and cyclic torsional shear experiments on soils of the Trentino valleys (NE Italy). in: Publishing, I. (Ed.), Proceedings of the 16th ECSMGE Geotechnical Engineering for Infrastructure and Development, 3437–3442.
- Hardin B., B. W. (1968). Vibration modulus of normally consolidated clays. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division 94.*
- Jamiolkowski M. (1994). Remarks on the stiffness at small strains of six italian clays,. In S. Shibuya, T.M., Miura, S. (Eds.) , *Prefailure behavior of geomaterials. Balkema, Rotterdam, The Netherlands. volume 2*, 817–854.
- Marulanda A., R. V. (2017). Bulletin 151 - Tropical residual soils as dam foundation and fill material. *Technical Report. ICOLD.*
- Rampello S., V. G. (1997). Small strain stiffness of reconstituted clay compressed along constant triaxial effective stress ratio paths. *Géotechnique 47*, 475–489.
- Shibuya S. (1997). Elastic shear modulus of soft clays from shear wave velocity measurement . *Géotechnique 47*, 593-601.
- Vardanega P. (2013). Stiffness of clays and silts: Normalizing shear modulus and shear strain. . *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering 139*, 575-1589.
- Viggiani G. (1995). Stiffness of fine grained Stiffness of fine grained. *Géotechnique 45*, 249–265.
- Vucetic M. (1991). Effect of Soil Plasticity on Cyclic Response. *ASCE, Journal of Geotechnical Engineering, Vol. 117*, 89-107.