

Étude et modélisation du comportement à l'enfoncement des sols de surface : influence sur leur traficabilité

O. BENOIT
P. GOTTELAND

LIRIGM
Université Joseph-Fourier
Maison des Géosciences
BP 53
38041 Grenoble Cedex 9
Olivier.Benoit@ujf-grenoble.fr
Philippe.Gotteland@ujf-
grenoble.fr

Résumé

Cet article présente les résultats marquants d'un programme de recherches relatif à la traficabilité des sols de surface et à leur déstructuration par des véhicules munis d'outils de scarification. Dans ce cadre, un dispositif expérimental prototype, transportable et modulable, a permis d'effectuer deux types d'essais à vitesse rapide en laboratoire ou *in situ* : des essais d'enfoncement et des essais de cisaillement en translation. Plusieurs sols types ont été testés incluant des comportements frottant, cohérent et cohérent-frottant. Des essais en vraie grandeur ont été réalisés pour visualiser les mécanismes mis en jeu et pour valider certains résultats. L'exploitation des essais permet d'évaluer les grandeurs nécessaires à la spécification opérationnelle de la mobilité d'un véhicule, l'effort de traction et la résistance à l'avancement. C'est dans le cadre de l'étude plus approfondie de cette dernière que l'exploitation spécifique des essais d'enfoncement a permis le développement d'un nouveau modèle global de comportement des sols de surface lors de l'enfoncement d'une plaque. L'influence du remaniement du sol a également été étudiée afin de prendre en compte l'enfoncement supplémentaire que subit un engin dans ces conditions.

Mots-clés : sols de surface, sol remanié, expérimentations multi-échelles, essai d'enfoncement, traficabilité, modèle de mobilité.

Study and modeling of surface soils sinkage test behaviour : influence on the trafficability

Abstract

This article aims at the main results of a research program relating to the surface soils trafficability and their mechanical rehandling induce by vehicles equipped with scarification tools. Within this framework, a prototype transportable and multifunctional experimental device makes it possible to carry out two types of tests at fast speed in laboratory or *in situ* : sinkage tests and translational shear tests. Several soil types were tested including sand (frictional behaviour), silt (coherent behaviour) and silty sand (frictional-coherent behaviour). Full-scale tests were carried out with instrumented vehicle to study the mechanisms and validate some results. The exploitation of the tests makes it possible to evaluate data necessary to the operational specification of the vehicle mobility : the tractive effort and the motion resistance. It is to specifically study this latter that a new global model of behaviour of the surface soils during the sinkage of a plate was developed. The influence of the mechanical rehandling of the soil was also studied in order to take into account the additional sinkage undergoes by a vehicle under these conditions.

Key words : surface soils, rehandled soil, multi-scale experiment, sinkage test, trafficability, mobility model.

NDLR : Les discussions sur cet article sont acceptées jusqu'au 1^{er} décembre 2006.

NOMENCLATURE

Symbole	Unité SI	Description
H	kN	Effort de traction
τ	kPa	Contrainte de cisaillement
K, K_r, K_w, e		Paramètres de Wong et Janosi
j_{max}	m	Déplacement maximal
DP	kN	Capacité de traction
i	%	Glissement
V_j	m.s ⁻¹	Vitesse de glissement
V_j^t	m.s ⁻¹	Vitesse théorique
V_r	m.s ⁻¹	Vitesse réelle
L	m	Longueur de plaque, longueur de brin
R	kN	Résistance à l'avancement
R_c	kN	Résistance au compactage
B	m	Diamètre de plaque, largeur de brin
n, k_c, k_ϕ		Paramètres du modèle de Bekker
z	m	Enfoncement
p	kPa	Pression
m, C_m, s_m, s_0		Paramètres du modèle N2M
ϕ	degré	Angle de frottement
c	kPa	Cohésion
γ	kN.m ⁻³	Poids volumique
w	%	Teneur en eau
IP	%	Indice de plasticité
E	MPa	Module d'Young
ν		Coefficient de Poisson
C_f		Coefficient de forme
N_c, N_g, N_q		Facteurs de capacité portante
$\lambda_c, \lambda_\gamma, \lambda_q$		Coefficients de forme
z_c	m	Profondeur critique
h	m	Profondeur de scarification

1

Introduction

Dans le contexte actuel de gestion de crise et conflit, la mobilité opérationnelle et, en particulier, l'ouverture d'itinéraires dans un théâtre d'opération doivent s'effectuer de manière sûre et rapide. Dans cette optique, la volonté de moderniser les moyens de déminage mécanique opérationnel s'est traduite, en 1998, par la mise en place par la Délégation générale pour l'armement (DGA) d'un Plan d'étude amont (PEA). Le travail a porté sur un ensemble (engin pousseur + outil de scarification (Fig. 1)) permettant un déminage mécanique (Grima et

al., 2000). Le principe de ce type de déminage est la scarification du sol sur une profondeur de 0,3 m. Pour appréhender les phénoménologies impliquées, un groupement scientifique a été formé incluant des travaux expérimentaux sur l'outil de scarification (LGC Clermont-Ferrand et le CER Rouen) ainsi que leurs pendants numériques (CEMEF Sophia-Antipolis, LMGC Montpellier, LTDS Écully) et des travaux expérimentaux et de modélisation sur la mobilité de l'engin pousseur (LIRIGM Grenoble). Des expérimentations multi-échelles (Benoit, 2002) ainsi que des modélisations (Nouguier, 2000; Renon et al., 2000; Benoit et al., 2002) ont ainsi été réalisées visant à combiner compréhension théorique et méthodologie opérationnelle.

L'objectif de cet article est de synthétiser les travaux réalisés sur la thématique de la mobilité dans le cadre de cette étude. Après une présentation de la thématique, sont décrits les moyens expérimentaux développés et mis en place. Dans le cadre de l'étude spécifique des essais d'enfoncement, un nouveau modèle de détermination de l'enfoncement est exposé ainsi qu'une méthode de prise en compte du remaniement mécanique du sol.

2

Traficabilité des sols de surface Mobilité des véhicules

2.1

Définitions

Dans la littérature, la nuance entre la traficabilité et la mobilité est floue. Cependant, une définition acceptable est de parler de mobilité lorsque la prise en compte des caractéristiques du train de roulement du véhicule est explicite et de traficabilité lorsque l'étude s'arrête à la définition d'une portance pour un type de sol. L'étude de la mobilité des véhicules passe donc par l'étude complexe du comportement mécanique des sols de surface. D'une épaisseur de quelques dizaines de centimètres, les sols de surface sont considérés comme très hétérogènes. Leur composition, leur exposition aux conditions climatiques changent considérablement leur comportement mécanique en fonction du lieu et du temps. Les conséquences sont importantes pour la mobilité tout terrain des véhicules et concernent directement des domaines comme l'agriculture, le génie civil ou le génie militaire.

A la complexité du matériau sol s'ajoute la complexité des sollicitations envisagées. Les interactions entre le train de roulement d'un véhicule et le sol jouent



FIG. 1 Caterpillar D9 (à gauche) et AMX30B2-DT (à droite) avec leurs charrues de scarification.

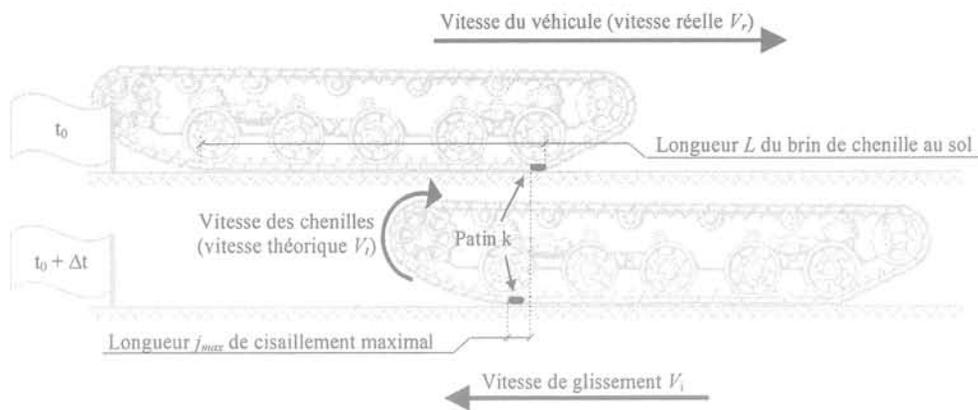


FIG. 2 Cisaillement sous un patin de chenille pour un véhicule en mouvement à vitesse constante.

un rôle fondamental sur la capacité de déplacement du véhicule. Ces interactions provoquent deux types d'efforts : des efforts moteurs permettant au véhicule d'avancer et des efforts résistants limitant le mouvement.

Les efforts moteurs, regroupés sous le terme générique d'effort de traction H , ont pour origine le cisaillement du sol qui fournit une réaction permettant l'appui des éléments de motricité, pneumatiques ou patins de chenille (Fig. 2). L'effort de traction est obtenu par intégration du cisaillement τ le long du brin de chenille en contact avec le sol (éq. 1). Ce cisaillement est décrit par des équations globales permettant sa modélisation sur l'ensemble du domaine des déplacements. Deux types d'équations sont utilisés actuellement dans la littérature suivant que le cisaillement montre un pic de contraintes (éq. 2) (Wong et Preston-Thomas, 1983) ou non (éq. 3) (Janosi et Hanamoto, 1961). Les constantes K , K_r , K_w et e décrivent, chacune dans leur relation, l'évolution des contraintes τ en fonction du déplacement j et sont déterminées par l'analyse d'essais de cisaillement réalisés sur le sol étudié.

$$H = \int_0^L \tau dx \quad (1)$$

$$\frac{\tau}{\tau_{pic}} = K_r \left[1 + \left[\frac{1}{K_r (1 - 1/e)} - 1 \right] \exp\left(1 - \frac{j}{K_w}\right) \right] \times \left[1 - \exp\left(1 - \frac{j}{K_w}\right) \right] \quad (2)$$

$$\frac{\tau}{\tau_{palier}} = 1 - \exp\left[\frac{-j}{K}\right] \quad (3)$$

En considérant la chenille comme inextensible, le cisaillement provoque un déplacement du patin k (Fig. 2) en sens opposé à la marche, atteignant son maximum j_{max} lorsque l'arrière du véhicule passe sur le patin considéré. En décomposant ce déplacement, il apparaît une grandeur appelée glissement i (éq. 4), qui est fonction de la vitesse du véhicule, appelée vitesse réelle V_r , et de la vitesse du train de roulement, appelée vitesse théorique V_t .

$$j_{max} = V_i \Delta t = (V_t - V_r) \frac{L}{V_t} \quad \text{avec} \quad i = \frac{V_t - V_r}{V_t} \quad (4)$$

Les efforts résistants, regroupés sous le terme générique de résistance à l'avancement R (Bekker, 1956; Reece, 1965), peuvent avoir des origines multiples. Il

existe des résistances externes comme la résistance de compactage due à l'énergie dissipée lors du compactage du sol par le véhicule, la résistance au bulldozing due à l'effet de lame des chenilles sur sol peu porteur, la résistance d'allure due à l'angle pris par le véhicule lors de tout mouvement et qui est fonction du centre de gravité, et des résistances internes dues aux frottements au niveau du train de roulement. L'une des plus importantes et la plus étudiée est la résistance au compactage R_c définie par Bekker en 1956 (éq. 5). Les paramètres k_c , k_ϕ et n sont déterminés à l'aide d'essais d'enfoncement de plaque sur le sol étudié permettant l'obtention d'une courbe reliant la pression à l'enfoncement z .

$$R_c = \left[\frac{k_c + Bk_\phi}{n+1} \right] z^{n+1} \quad (5)$$

L'étude de ces interactions entre le train de roulement et le sol permet de modéliser la mobilité d'un véhicule comme la différence entre l'effort de traction global H et la somme des résistances à l'avancement R . Cette différence est appelée capacité de traction DP (Drawbar Pull):

$$DP = H - R \quad (6)$$

2.2

Remaniement des sols de surface

Le remaniement des sols de surface provoque une perte de caractéristique mécanique. Le sol est dit remanié lorsqu'il se retrouve dans un état différent de son état initial du fait d'une sollicitation mécanique, physique, biologique ou chimique (Dexter, 1997). Cette étude s'est intéressée à la modification mécanique de la structure du sol c'est-à-dire au remaniement du sol provoqué par un outil composé de dents surmontées d'une lame. Les dents déstructurent le sol avec pour objectif de faire remonter de gros éléments que la lame évacue avec une partie du sol. La scarification du sol par les dents a été étudiée pour les sables (Rajaman et Oïda, 1992), pour les sols agricoles (Godwin et Spoor, 1977) et pour les sols argileux (Stafford, 1981). Plus spécifiquement, le comportement de gros éléments dans le sol a été abordé lors d'études sur la ségrégation des sols agricoles (Oostwoud Wijdenes et Poesen, 1999). Dans le domaine du génie militaire, ayant pour objectif le déminage, la scarification se fait à l'avant du véhicule.

Elle provoque une augmentation de la résistance à l'avancement du véhicule pousseur qui doit évoluer sur un sol bicouche « sol remanié-sol non remanié » (Fig. 3). La plupart des travaux existants sur la détermination de la capacité portante sur sol bicouche propose des schémas de rupture montrant l'influence prépondérante de l'épaisseur de la première couche (Hanna et Meyerhof, 1980; Okamura *et al.*, 1998). Ces travaux ont été réalisés sur des bicouches composés de deux couches de sols de différente nature, sable sur argile le plus souvent. La prise en compte de la création d'un sol bicouche par scarification, de l'effet cinétique du cisaillement sur ce type de sol et de l'influence sur ses caractéristiques mécaniques n'ont fait l'objet d'aucune étude. Cependant, l'évaluation avant opération de l'influence de la scarification sur la perte potentielle de puissance motrice de l'engin est importante. Sa quantification doit être possible à partir du comportement du sol initial en place, c'est-à-dire des paramètres du sol non remanié, et de la profondeur de remaniement.

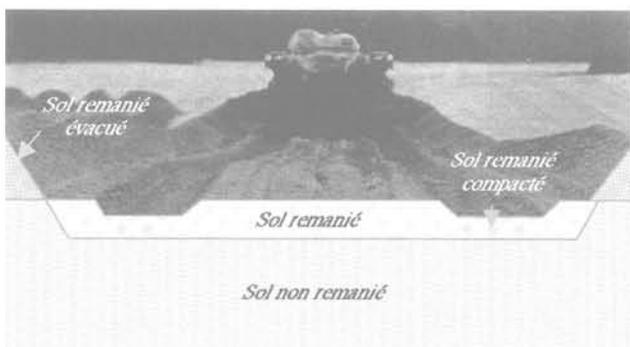


FIG. 3 Coupe transversale d'un sol lors d'une opération de déminage mécanique.

3

Développements expérimentaux

3.1

Dispositif DECART

La mobilité d'un véhicule est liée à deux mécanismes prépondérants : le cisaillement du sol par le train de rou-

lement, qui offre un effort de traction permettant un mouvement, et l'enfoncement du train de roulement sous le poids de l'engin, qui provoque une résistance à l'avancement du fait du compactage du sol porteur. Afin de reproduire ces mécanismes, un dispositif prototype DECART (Dispositif Expérimental de CARactérisation de la Traficabilité) a été développé au LIRIGM de Grenoble (Benoît et Gotteland, 2002). Il permet la réalisation de deux types d'essais : un essai d'enfoncement de plaque et un essai de cisaillement par translation de plaque. L'essai d'enfoncement (Fig. 4) consiste à faire pénétrer sur 200 à 300 mm au moyen d'un vérin hydraulique (25 kN max) une plaque circulaire (50, 100 ou 150 mm de diamètre) dans le sol à vitesse constante lente (45 mm/min) ou rapide (28 mm/s). L'enfoncement de la plaque et l'effort appliqué sur la plaque sont mesurés respectivement par un capteur de déplacement LVDT et par un capteur de force. L'essai de cisaillement est réalisé en translatant sur environ 400 mm, à une vitesse constante lente (~ 23 mm/min) ou rapide (~ 14 mm/s), une tête instrumentée (Fig. 4) chargée verticalement (50, 100 ou 150 kPa). La plaque horizontale de cisaillement (340 mm x 240 mm) peut être à interface lisse afin de représenter une configuration de frottement sol/métal, à interface alvéolée afin de confiner le sol et de reproduire un frottement sol/sol, et une interface à barrettes afin d'étudier l'influence d'une géométrie réelle. La translation et le chargement sont assurés par deux vérins hydrauliques (25 kN max). Les mesures de déplacements horizontal et vertical sont assurées par des capteurs LVDT. Les efforts mesurés au niveau de la tête instrumentée par des capteurs de force sont au nombre de trois : l'effort horizontal global, l'effort dit de bulldozing sur une plaque verticale placée à l'avant de la tête, et l'effort vertical. L'effort de cisaillement est obtenu par la différence entre l'effort global et l'effort de bulldozing.

Les essais ont été réalisés sur trois types de sols choisis par l'ensemble des laboratoires participants au PEA pour être représentatifs des sols les plus courants sur la planète et pour être représentatifs des grands comportements mécaniques : un sable propre de classification GTR D1 (sol frottant), un limon de classification GTR A1 (sol cohérent) et un sable limoneux de classification GTR B5 (sol cohérent frottant). En laboratoire, les essais ont été réalisés en cuve (hauteur 0,8 m, largeur 1 m, longueur 1,3 m), sur le sable D1 et le sable limoneux B5 avec la teneur en eau et la densité contrôlées. Le limon et le sable limoneux ont été testés

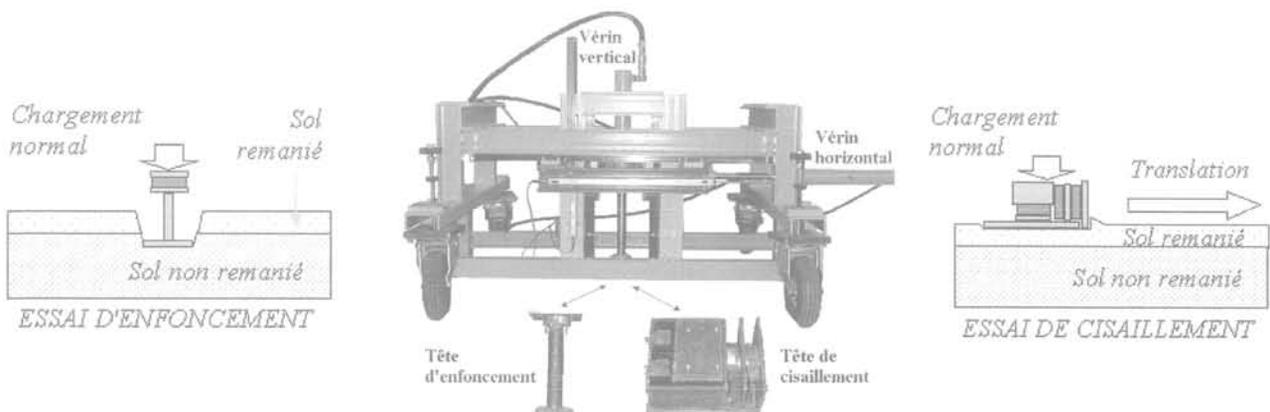


FIG. 4 Schéma de principe de l'essai d'enfoncement (à gauche), dispositif DECART avec ses têtes d'enfoncement et de cisaillement (au centre), schéma de principe de l'essai de cisaillement (à droite).

Essais en vraie grandeur

en fosse (longueur 20 m, largeur 8 m, profondeur 0,6 m). Chacun des sols a été étudié dans une configuration compactée (densité unique) et une configuration scarifiée (bicouche de densités différentes). Dans les cuves, ces états sont obtenus par un protocole de mise en place et de compaction. Dans la fosse, l'état scarifié est obtenu par le passage d'une charrue utilisée également pour les essais en vraie grandeur (Fig. 5).

Les données expérimentales obtenues montrent des courbes d'une grande répétabilité dans les sols homogènes permettant un approfondissement des modèles aussi bien pour les essais d'enfoncement que pour les essais de cisaillement (Fig. 6). Ces résultats et les modèles existants de mobilité (Wong, 1989) ont permis de remonter à la résistance à l'avancement d'un véhicule par les essais d'enfoncement et de calculer l'effort de traction qu'un véhicule est susceptible de transmettre au sol par l'intermédiaire des essais de cisaillement. Des essais en vraie grandeur ont validé les résultats.

Dans le cadre du PEA, deux types d'essais en vraie grandeur de traficabilité ont été réalisés avec pour objectif l'identification des phénoménologies associées aux problématiques de la mobilité et la validation des modèles existants et en développement. Ils permettent la mesure de la résistance à l'avancement et la mesure de la capacité de traction d'un véhicule, respectivement R et DP (éq. 6). La résistance à l'avancement R est obtenue en mesurant l'effort nécessaire à la traction du véhicule test chenilles débrayées (Fig. 7a). La capacité de traction est obtenue en mesurant l'effort fourni par le véhicule test pour tracter un autre engin freinant progressivement depuis une vitesse constante jusqu'à l'arrêt complet du système (Fig. 7b). En plus des efforts mesurés par des capteurs de force, la vitesse linéaire



FIG. 5 De gauche à droite, essai de capacité de traction sur sable, charrue expérimentale de scarification, fosse d'expérimentation avec sol A1 à gauche et B5 à droite.

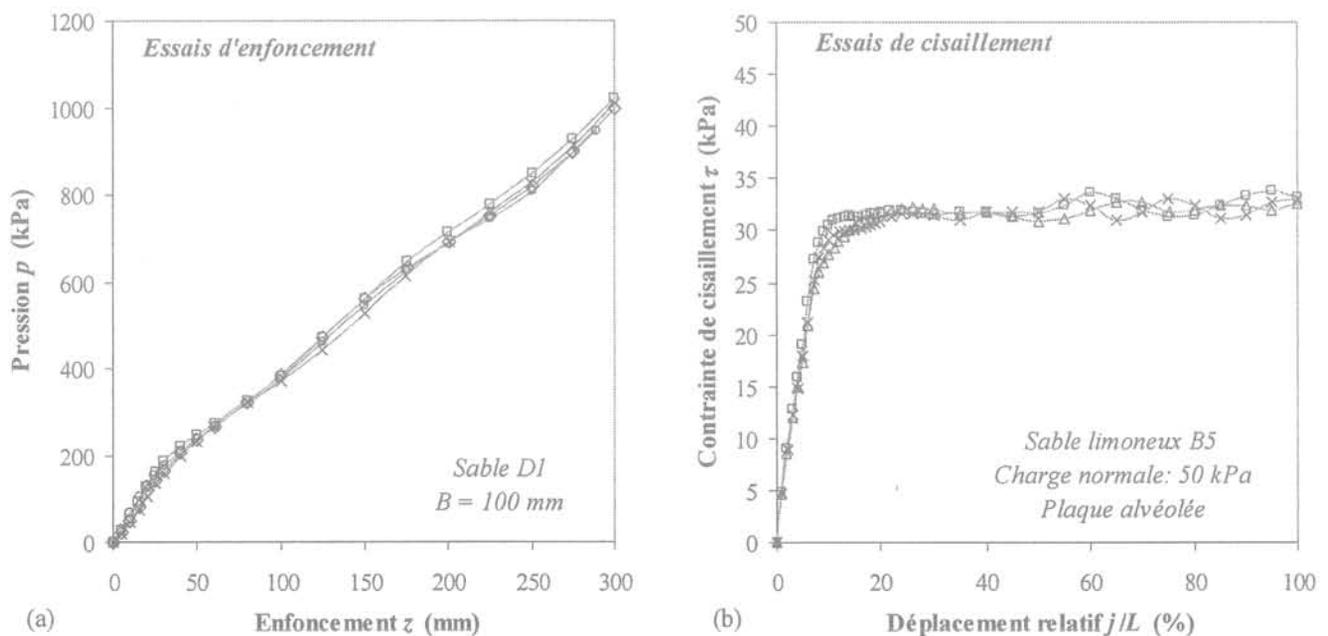


FIG. 6 Exemple de répétabilité de courbes expérimentales obtenues par DECART : (a) essais d'enfoncement sur sable D1, (b) essais de cisaillement sur sable limoneux B5.

Théorie

Dans le domaine de la mobilité, les essais d'enfoncement peuvent être reliés à la résistance à l'avancement d'un véhicule. L'exploitation des essais d'enfoncement à pour origine les travaux de Bekker (1956) donnant une relation (éq. 7) liant la pression p appliquée sur une plaque de diamètre B et l'enfoncement z de celle-ci par l'intermédiaire de trois paramètres k_c , k_ϕ et n couramment appelée paramètres de Bekker. Ces paramètres sont déterminés à l'aide d'un jeu d'au moins deux essais d'enfoncement avec des plaques de diamètre différent en utilisant la forme logarithmique de l'Equation 7 et la méthode des moindres carrés (Wong, 1989). Le modèle de Bekker avec ses dérivés (Reece 1965) est un modèle phénoménologique global décrivant l'allure de la courbe pression-enfoncement mais dont les paramètres se relient difficilement à la description traditionnelle du comportement mécanique des sols.

de l'engin (vitesse réelle V_r) est mesurée par une roue codeuse ainsi que la vitesse de rotation des chenilles (vitesse théorique V_t) par un capteur de proximité. Ces deux vitesses permettent de calculer le glissement du véhicule (éq. 4). Le véhicule test est un engin de chantier chenillé Caterpillar D6D de 17 tonnes en état de marche (Fig. 6). Les différents essais sont effectués dans une fosse d'expérimentation de 32 m de longueur et de 8 m de largeur sur quatre types de sol : les trois sols utilisés pour les essais DECART et un tout-venant de classification GTR C1B4 (sol grossier). Chaque sol mis en place sur 0,6 m d'épaisseur a été testé en configuration compacté et scarifié. La scarification sur une profondeur de 0,25 m a été assurée par une charrue, identique à celle utilisée pour les essais DECART en fosse.

A partir des différents résultats obtenus lors de ces campagnes d'essais en vraie grandeur, une analyse opérationnelle de la traficabilité sur sol scarifié a été développée (Benoit *et al.*, 2003). La détermination de la capacité de traction maximale DP_{max} , correspondant à un glissement i de 80 % (Fig. 7c), et de la capacité de traction opérationnelle DP_{ops} , correspondant à un glissement i de 20 % (Fig. 7c), a permis l'obtention d'abaque de performance par rapport aux caractéristiques du véhicule et du sol (Fig. 7d). La vitesse maximale V_{max} des engins peut ainsi être déterminée.

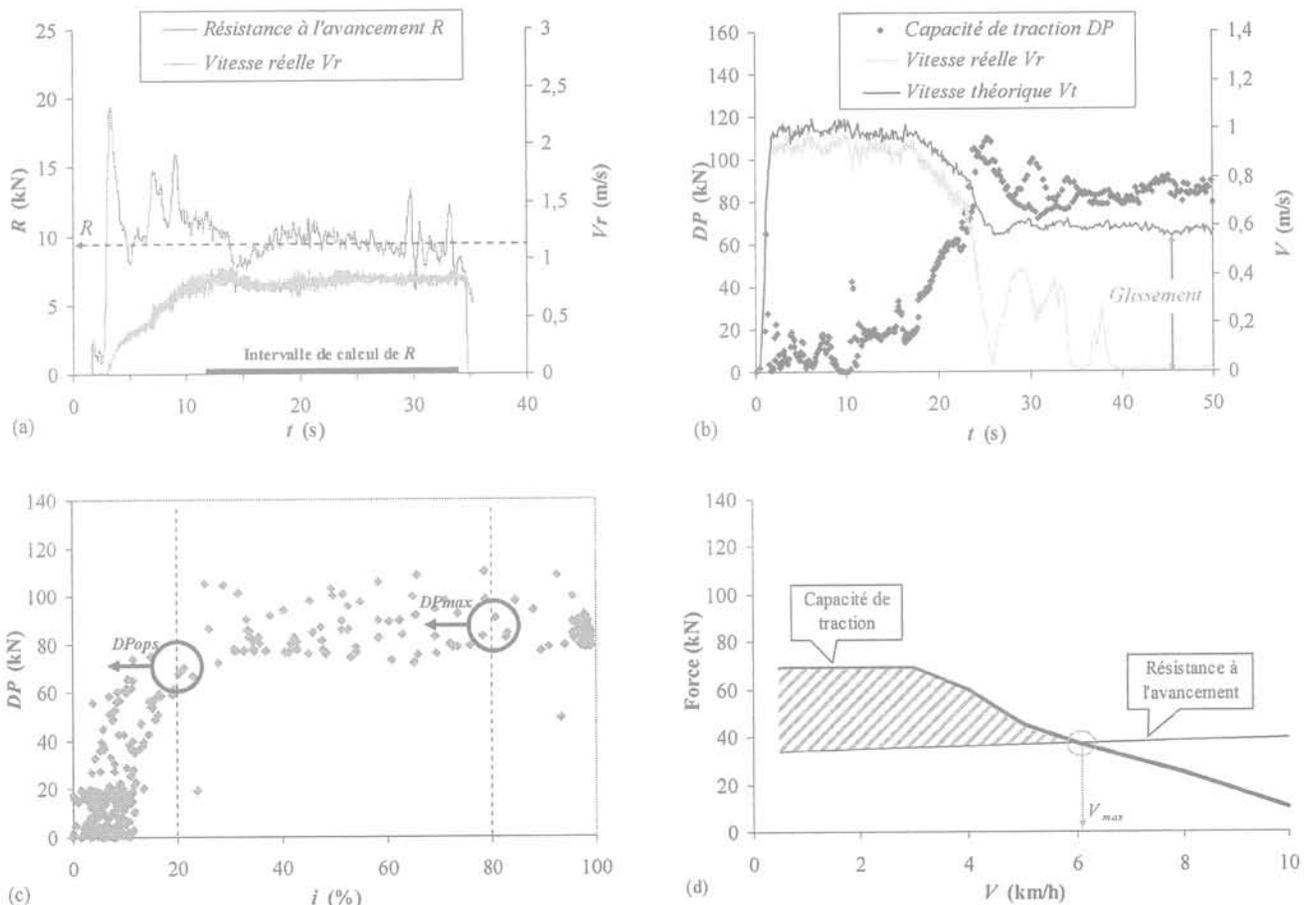


FIG. 7 Résultats types des essais en vraie grandeur sur sable D1 (a) essai de résistance à l'avancement R, (b) essai de capacité de traction DP, (c) détermination des capacités de traction maximale DP_{max} et opérationnelle DP_{ops} , (d) abaques de performances du véhicule D6D.

$$p = \left(\frac{k_c}{B} + k_p \right) z^n \quad (7)$$

Afin de pallier ce problème, les essais d'enfoncement ont été utilisés pour mettre en évidence une différence de comportement des sols types. Les résultats montrent une phase initiale et une phase finale linéaires (Fig. 8) pouvant être assimilées respectivement à la phase linéaire de l'élasticité et à l'état critique de la phase plastique caractérisant le comportement élastoplastique d'un sol. La zone de transition caractérise le passage non linéaire d'un comportement à l'autre.

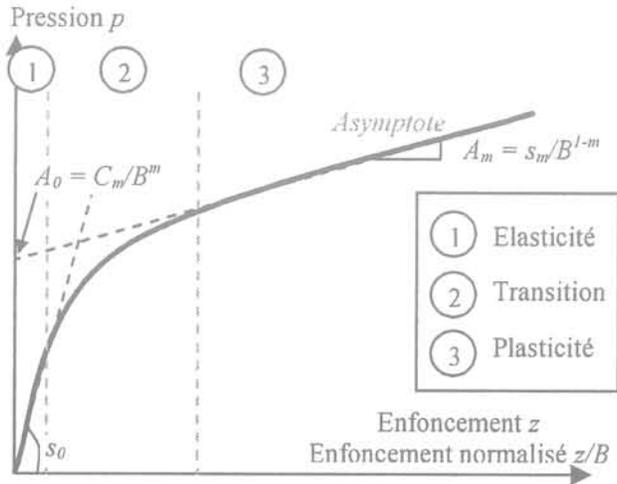


FIG. 8 Courbe caractéristique d'un essai d'enfoncement de plaque.

Suivant le sol étudié, une typologie apparaît fonction de la dépendance de la pression d'enfoncement au diamètre de la plaque. Pour les sols frottants, la relation pression-enfoncement est du type $p(z)$ où la pression est linéairement dépendante du déplacement vertical quel que soit le diamètre de la plaque. Pour les sols cohérents, la relation est du type $p(z/B)$ où la pression est dépendante du déplacement vertical et du diamètre de la plaque. Pour les sols cohérents frottants, la relation est du type $p(z/B^m)$ où la pression est dépendante du déplacement vertical et du diamètre de la plaque mais de façon non linéaire. A partir de ces considérations et des travaux de Gouvenot (1971), le modèle N2M (New Model of Mobility) a été développé (Gotteland et Benoit, 2005), basé sur 4 paramètres m , C_m , s_m et s_0 (éq. 8).

$$p = \left(\frac{C_m}{B^m} + \frac{s_m}{B^{1-m}} z \right) \left(1 - e^{-\frac{s_0}{C_m} \frac{z}{B^{1-m}}} \right) \quad (8)$$

Cette relation lie le comportement en petits déplacements avec le comportement en grands déplacements par une fonction exponentielle. Le paramètre m variant entre 0 et 1 caractérise le sol : pour $m = 0$ et $m = 1$, la relation correspond respectivement au comportement enregistré des sols frottants et des sols cohérents. Les valeurs intermédiaires de m caractérisent les sols cohérents frottants. Le paramètre s_0 caractérise la phase élastique du sol, en petits déplacements : pour un enfoncement très petit, $z \ll B$, le comportement est modélisé par une droite de pente s_0/B (éq. 9). Les paramètres C_m , s_m caractérisent la phase plastique du sol, en grands déplacements : pour

un enfoncement important, $z \gg B$, le comportement redevient linéaire (éq. 10) avec une équation de l'asymptote (Fig. 8) définie par sa pente s_m/B^{1-m} et son ordonnée à l'origine C_m/B^m .

$$\frac{dp}{dz} = \frac{s_m}{B^{1-m}} \left(1 - e^{-\frac{s_0}{C_m} \frac{z}{B^{1-m}}} \right) + \frac{s_0}{C_m B^{1-m}} \left(\frac{C_m}{B^m} + \frac{s_m}{B^{1-m}} z \right) e^{-\frac{s_0}{C_m} \frac{z}{B^{1-m}}} \quad (9)$$

$$p \xrightarrow{z \gg B} \frac{C_m}{B^m} + \frac{s_m}{B^{1-m}} z \quad (10)$$

Les quatre paramètres m , C_m , s_m et s_0 du modèle N2M sont déterminés par le principe d'identification (Gotteland et Benoit 2003) à l'aide d'au moins deux essais d'enfoncement avec des plaques de diamètres différents B_1 et B_2 . Le paramètre s_0 est déterminé directement à l'aide de la représentation des résultats dans le repère $(p, z/B)$ (Fig. 8) comme la pente de la tangente à l'origine de la courbe. Le paramètre m est déterminé à l'aide de la représentation des résultats dans le repère (p, z) (Fig. 8). L'ordonnée à l'origine de l'asymptote de la courbe d'enfoncement est A_0 et sa pente A_m . Un couple de ces valeurs $[A_0(B_1), A_0(B_2)]$ ou $[A_m(B_1), A_m(B_2)]$ permet d'obtenir m respectivement par les relations 11 et 12. Les paramètres s_m et C_m sont calculés par identification de A_0 (éq. 13) et A_m (éq. 14) aux coefficients de l'équation de l'asymptote (éq. 10). Les dimensions des paramètres de N2M sont : m sans dimension, s_0 en kPa, C_m en kPa.m^m, s_m en kPa.m^{-m}.

$$m = \frac{\ln A_0(B_2) - \ln A_0(B_1)}{\ln B_1 - \ln B_2} \quad (11)$$

$$m = \frac{\ln B_1 A_m(B_1) - \ln B_2 A_m(B_2)}{\ln B_1 - \ln B_2} \quad (12)$$

$$A_0 = \frac{C_m}{B^m} \Leftrightarrow C_m = B^m A_0 \quad (13)$$

$$A_m = \frac{s_m}{B^{1-m}} \Leftrightarrow s_m = B^{1-m} A_m \quad (14)$$

4.2

Validation

Les essais d'enfoncement ont été réalisés sur les trois sols types (Tableau I). Les quatre paramètres m , C_m , s_m et s_0 du modèle N2M ont été déterminés (Tableau II). Chaque paramètre est indépendant du diamètre de la plaque et est constant pour un type de sol dans un état donné (teneur en eau et poids volumique). La comparaison des résultats expérimentaux avec les courbes obtenues par le modèle N2M montre une très bonne correspondance (Fig. 9). Les courbes expérimentales pour les diamètres 100 et 150 mm dans le limon A1 et le sable limoneux B5 cessent pour un enfoncement inférieur au 300 mm du protocole du fait de la limitation à 25 kN du vérin horizontal, insuffisant dans des sols compactés. Pour le sable D1, représentant les sols frottants, le modèle donne une droite qui rend bien compte des courbes expérimentales pour chaque diamètre de plaque et qui se superpose dans le repère (z, p) quel que soit le diamètre de la plaque. De même, pour le limon A1 représentant les sols cohérents, la courbe du modèle corréle bien les résultats expérimentaux et se

superpose dans le repère $(z/b, p)$ avec les autres courbes quel que soit le diamètre de la plaque. Pour le sable limoneux B5, les résultats montrent également une bonne corrélation même si les superpositions sont moins nettes. Pour un diamètre de plaque de 50 mm, le modèle semble légèrement surestimer la valeur de la

pression pour un enfoncement important, alors que pour le diamètre 100 mm il la sous-estime. Les écarts restent cependant inférieurs à 10 %.

L'intérêt le plus évident du modèle N2M est une liaison possible de ses paramètres avec les paramètres de la mécanique des sols. Par identification, quand z tend

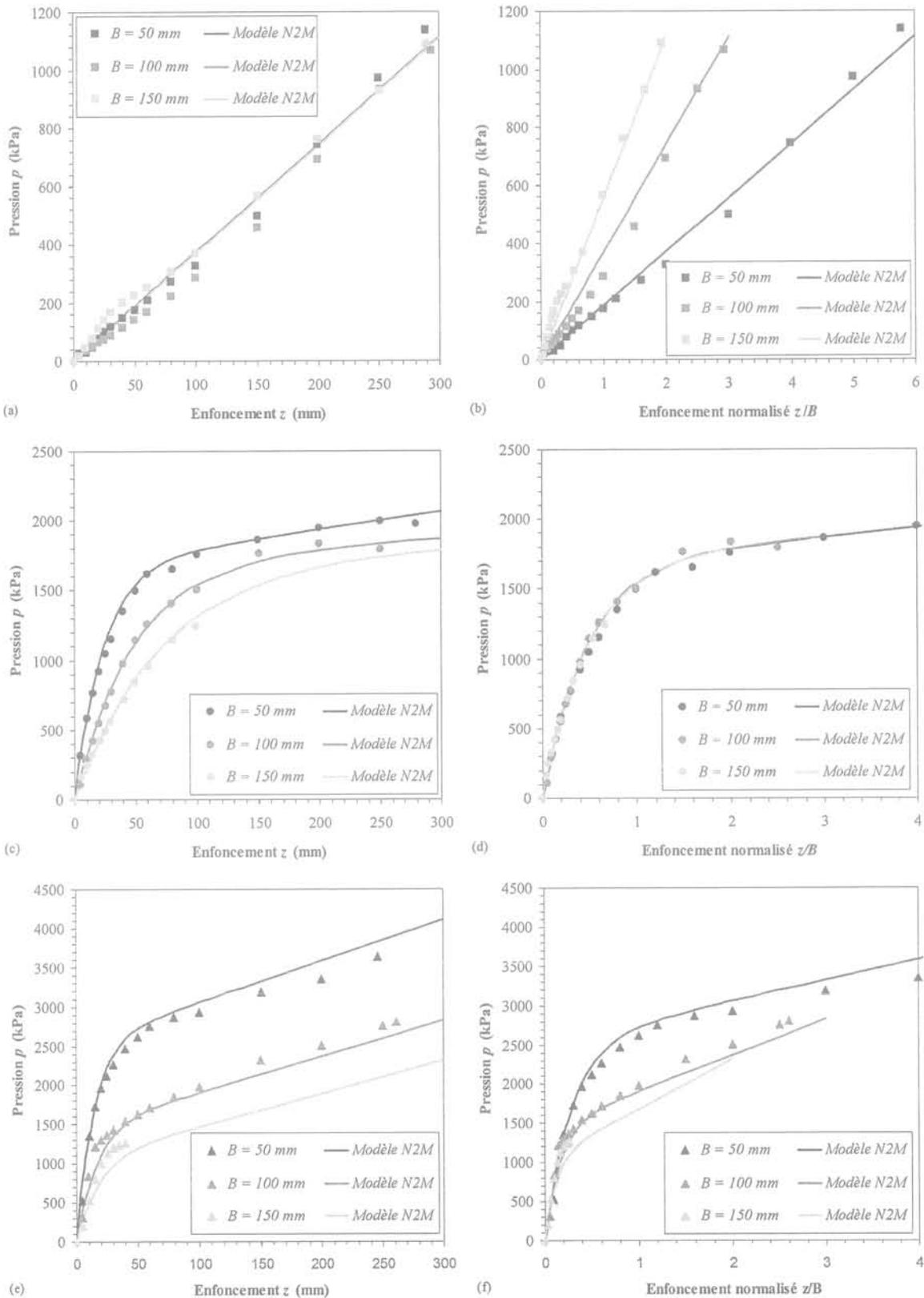


FIG. 9 Comparaison entre les résultats expérimentaux et le modèle N2M (a) et (b) pour le sable D1, (c) et (d) pour le limon A1, (e) et (f) pour le sable limoneux B5.

TABEAU I Caractéristiques des sols testés.

Soils type	GTR	Caractéristiques	Fosse	Cuve
Sable	D1	$\gamma_{OPN} = 17 \text{ kN.m}^{-3}$ $W_{OPN} = 4 \%$	-	$\gamma = 16 \text{ kN.m}^{-3}$ $w = < 1 \%$
Limon	A1	$\gamma_{OPN} = 18,6 \text{ kN.m}^{-3}$ $W_{OPN} = 13,5 \%$ $w_p = 22,9 \%$ $w_L = 27,9 \%$ $IP = 5 \%$	$\gamma = 21 \text{ kN.m}^{-3}$ $w = 15,1 \%$	-
Sable limoneux	B5	$\gamma_{OPN} = 18,0 \text{ kN.m}^{-3}$ $W_{OPN} = 14,9 \%$	$\gamma = 18,8 \text{ kN.m}^{-3}$ $w = 13 \%$	$\gamma = 15,5 \text{ kN.m}^{-3}$ $w = 6,5 \%$

vers 0 dans la relation 8, le paramètre s_0 peut être associé aux paramètres élastiques, module d'Young E et coefficient de Poisson ν (éq. 15), par l'intermédiaire de la relation de Boussinesq. De même, lorsque z tend vers les grands déplacements ($z \gg B$), les paramètres C_m et s_m peuvent être mis en relation avec les facteurs de capacité portante N_c, N_q, N_γ (éq. 16) par l'intermédiaire de la relation de Terzaghi. Une première analyse montre la concordance des ordres de grandeur et des évolutions de ces paramètres mais une étude beaucoup plus spécifique est nécessaire pour valider cette approche.

$$s_0 = \frac{2}{C_r} \frac{E}{1-\nu^2} \quad (15)$$

$$\begin{cases} C_m = cN_c \lambda_c B^m + \frac{B^{m+1}}{2} \gamma N_\gamma \lambda_\gamma \\ s_m = \gamma N_q \lambda_q B^{1-m} \end{cases} \quad (16)$$

La comparaison avec le modèle de Bekker (éq. 7) montre une amélioration des résultats notamment dans la détermination des petits enfoncements (Fig. 10). Ainsi, une modélisation plus fine de la résistance à l'avancement dans le domaine des enfoncements faibles peut être effectuée.

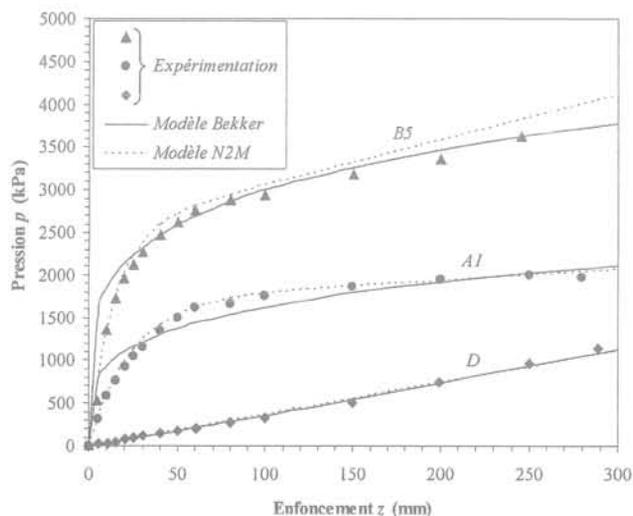


FIG. 10 Comparaison entre les modèles de Bekker et N2M pour les 3 sols types.

TABEAU II Paramètres S_0, C_m, s_m et m pour les sols testés.

Soils type	S_0 kPa	C_m kPa.mm	s_m kPa.m ^{-m}	m
Sable	-	0,1	3 700	1
Limon	3 600	1 680	64	0
Sable limoneux	9 200	230	2 900	0,8

5

Prise en compte du remaniement

5.1

Théorie

La scarification du sol crée un sol bicouche composé d'une couche de sol remanié surmontant une couche de sol non remanié. Le comportement représentatif d'un sol bicouche montre une courbe pression-enfoncement en trois parties (Fig. 11). La partie 1 de la courbe correspond au comportement du sol remanié, la partie 3 correspond au comportement du sol non remanié. Entre les deux, la zone de transition (partie 2) est caractérisée par un changement de pente. La profondeur critique z_c est définie comme l'intersection entre les tangentes à la courbe des parties 1 et 3. Elle représente le changement de comportement entre la couche supérieure remaniée et lâche et la couche inférieure non remaniée et dense.

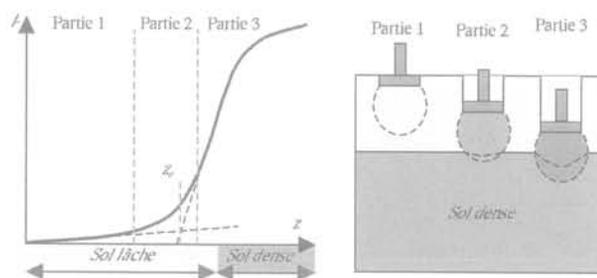


FIG. 11 Comportement des sols bicouches lors d'essais d'enfoncement.

Afin de déterminer cette profondeur critique, la phénoménologie des déformations sous la plaque de chargement a été divisée en trois phases pour un sol homogène (Benoit et Gotteland, 2005) (Fig. 12): compaction du sol jusqu'à une densité critique (phase I), formation d'une couche de sol à la densité critique en parallèle de la formation du cône (phase II), enfoncement du cône (phase III). Durant la phase I, la zone perturbée sous la plaque a une géométrie cylindrique (Earl et Alexandrou, 2001) avec une profondeur d'influence égale à un diamètre B de plaque. La distribution du poids volumique du sol sous la plaque est considérée comme linéaire entre un poids volumique critique γ_c immédiatement sous la plaque et le poids volumique γ_1 de la couche supérieure à une profondeur B .

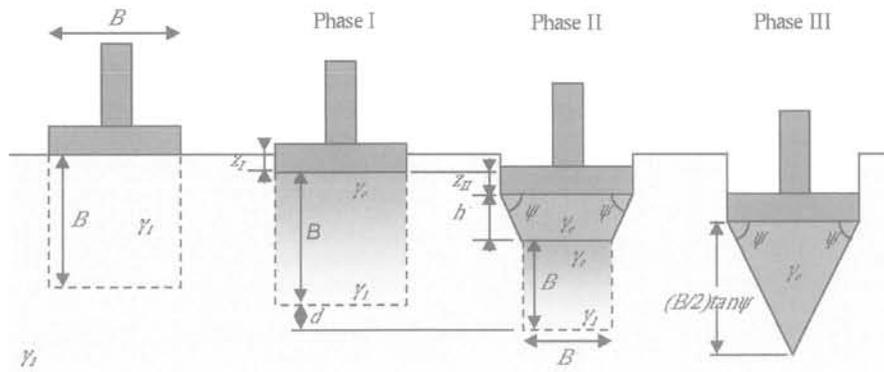


FIG. 12 Déformations sous la plaque.

En postulant la conservation de la masse de sol, l'enfoncement z_I au cours de la phase I est fonction du diamètre de la plaque B et des poids volumiques γ_1 et γ_c (éq. 17). La phase II est la phase de transition correspondant à la constitution du cône sous la plaque. La couche de sol immédiatement sous la plaque avec un poids volumique critique γ_c augmente avec l'enfoncement. La surface de glissement initiant la géométrie du cône apparaît alors autour de cette couche faisant un angle ψ avec la surface de la plaque. Cet angle, défini par Prandtl, généralement donné en fonction de l'angle de frottement ϕ du sol, permet le calcul de la hauteur finale du cône (éq. 18). La naissance de cette surface de glissement provoque la diminution du diamètre et de la profondeur de la zone d'influence qui devient B' (Fig. 12). La formation complète du cône, marquant la fin de la phase II, nécessite un enfoncement z_{II} fonction du diamètre de la plaque B , des poids volumiques γ_1 et γ_c , de l'angle de frottement ϕ du sol (éq. 19). Le mécanisme entre alors en phase III avec l'enfoncement du cône.

$$z_I = \frac{B}{2} \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_1} - 1 \right) \quad (17)$$

$$\frac{B}{2} \tan \psi = \frac{B}{2} \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (18)$$

$$z_{II} = \frac{B}{2} \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_1} - 1 \right) (\tan \psi - 1) \quad (19)$$

L'extension de ce processus à un milieu bicouche utilise la profondeur critique z_c . Cette profondeur critique est définie comme l'enfoncement de la plaque lorsque la limite basse L_c du sol au poids volumique critique γ_c atteint la limite $L_{1/2}$ entre les deux couches de sols. Deux cas peuvent être envisagés. La limite $L_{1/2}$ entre les deux couches est atteinte soit par le cône déjà formé (Fig. 13), soit par le cône en formation (Fig. 14). Dans le premier cas, la profondeur critique (éq. 20) est fonction du diamètre de la plaque B , de la profondeur de scarification h et de l'angle de frottement ϕ . Dans le second cas, la profondeur critique z_c (éq. 21) est la somme des enfoncements z_I et z_{II} respectivement issus des phases I et II du mécanisme de déformation sous la plaque. L'enfoncement z_I (éq. 22) se décompose en deux enfoncements z_I' et z_I'' . L'enfoncement z_I' correspond à l'enfoncement nécessaire pour que la distribution linéaire du poids volumique soit bornée par le poids volumique critique γ_c au niveau de la plaque et le poids volumique de la couche inférieure γ_2 au niveau de l'interface $L_{1/2}$. L'enfoncement z_I'' correspond à l'enfoncement ensuite nécessaire à l'homogénéisation globale de la distribution des poids volumiques sous la plaque sur toute l'épaisseur B . L'enfoncement z_{II} (éq. 23) correspond à l'enfoncement de la plaque lorsque la limite L_c est confondue avec la limite $L_{1/2}$. La profondeur critique z_c est fonction du diamètre de la plaque B , de la profondeur de scarification h et de l'angle ψ de la surface de glissement ainsi que des poids volumiques des couches γ_1 , γ_2 et du poids volumique critique γ_c .

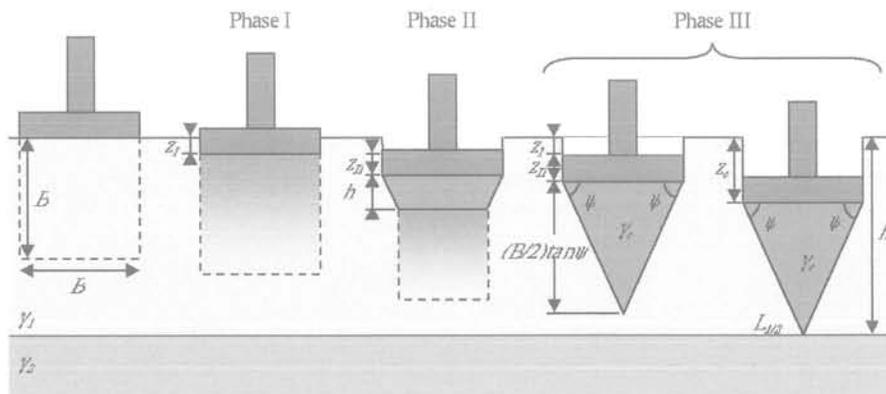


FIG. 13 Cas du sol bicouche : le cône atteint la limite $L_{1/2}$ après sa formation.

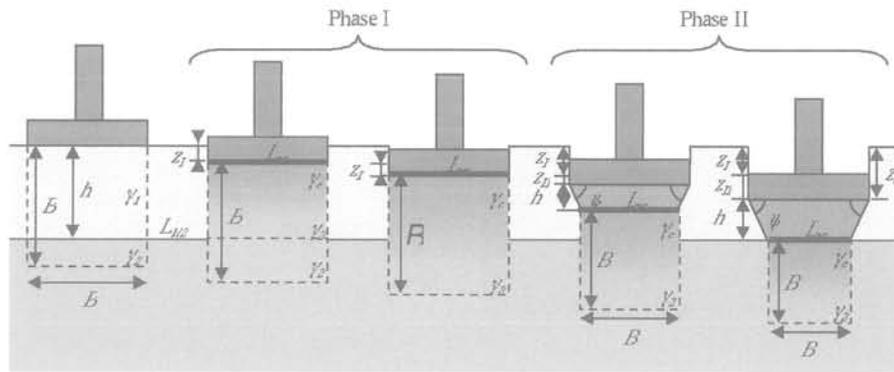


FIG. 14 Cas du sol bicouche : le cône atteint la limite $L_{1/2}$ au cours de sa formation.

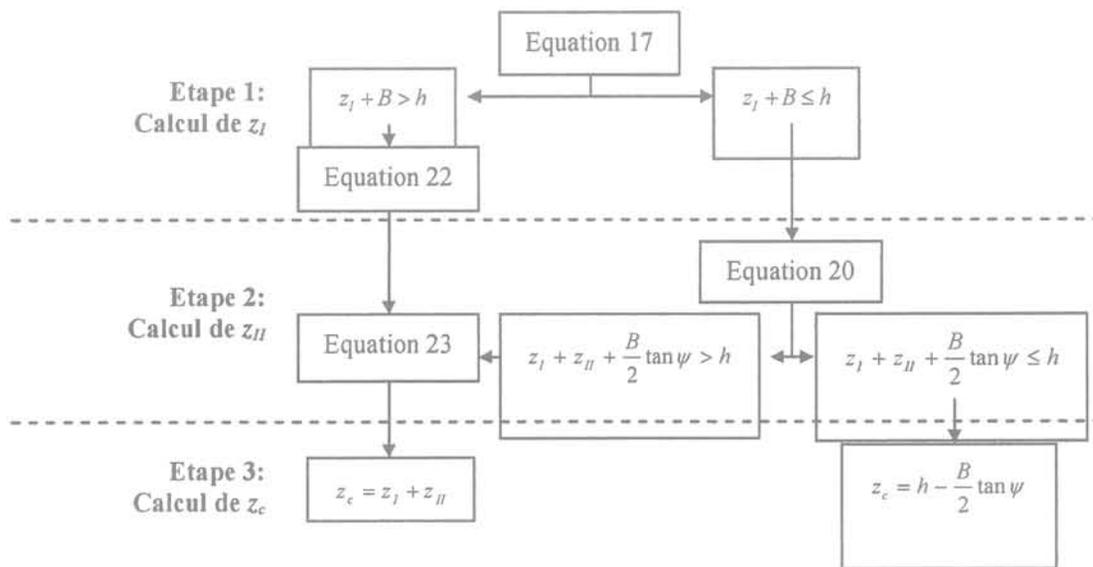


FIG. 15 Méthodologie de calcul de la profondeur critique z_c .

5.2

Validation

Afin de valider cette approche, des essais d'enfoncement sur sols bicouches ont été réalisés en laboratoire avec des sols bicouches reconstitués (Fig. 16) et avec des sols scarifiés. Les sols bicouches reconstitués se caractérisent par leur mise en place en deux couches de densités différentes. Les sols scarifiés se caractérisent par leur mise en place en une seule couche de sol, qui est ensuite remanié en surface sur une profondeur définie par la charrue expérimentale (Fig. 6). Les trois sols types et un quatrième, un sable limoneux SL, étudié à l'université de Cranfield (UK) (Gotteland *et al.*, 2004), ont été testés. Le sable D1, le sable limoneux SL et le sable limoneux B5 (pour $h = 100$ et 200 mm) ont été testés en condition « sol bicouche reconstitué ». Le sable limoneux B5 (pour $h = 250$ mm) et le limon A1 ont été testés en condition « sol scarifié ».

La profondeur critique a été déterminée théoriquement et expérimentalement. Pour le sol SL, les mécanismes de déformation lors des essais d'enfoncement ont pu être visualisés (Fig. 16). Pour chaque sol testé (Tableau III), la profondeur critique a été calculée en fonction de la profondeur de scarification h , du dia-

$$z_c = h - \frac{B}{2} \tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) \quad (20)$$

$$z_c = z_I + z_{II} \quad (21)$$

$$z_I = h \left(1 - \frac{\gamma_1}{\gamma_2}\right) + \frac{B}{2} \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_2} - 1\right) \quad (22)$$

$$z_{II} = \frac{\left(\frac{\gamma_c}{\gamma_2} - 1\right) \left(1 - \frac{1}{\tan \psi}\right)}{1 + \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_2} - 1\right) \left(1 - \frac{1}{\tan \psi}\right)} (h - z_I) \quad (23)$$

L'ensemble de ces équations permet donc de déterminer la profondeur critique suivant une méthodologie prenant en compte tous les cas de figures (Fig. 15).



FIG. 16 Coupe transversale du sable limoneux SL bicouche (NSRI, UK) : visualisation des mécanismes de déformation lors des essais d'enfoncement.

mètre B de la plaque et des poids volumiques γ_1 et γ_2 du sol bicouche. Le poids volumique critique est défini comme le poids volumique maximal entre le poids volumique du sol non remanié γ_2 et le poids volumique Optimum Proctor Normal γ_{OPN} (éq. 24). Expérimentalement, la profondeur critique est définie comme l'intersection entre les tangentes à la courbe dans la partie 1 et la partie 3 (Fig. 11). Les résultats obtenus pour les quatre sols montrent une déviation moyenne entre les valeurs mesurées et les valeurs calculées de l'ordre de 15 % (Tableau III).

$$\gamma_c = \max(\gamma_{dOPN}; \gamma_2) \quad (24)$$

Le calcul de cette profondeur critique permet de déterminer la courbe pression-enfoncement du sol bicouche en utilisant la courbe du sol non remanié translaturée de la profondeur critique. La qualité des résultats de la modélisation varie suivant que le sol est testé en condition bicouche reconstitué (Fig. 17a-c-e) ou scarifié (Fig. 17b-d-f). Dans ce dernier cas, la scarifi-

cation du sol par la charrue expérimentale donne une couche supérieure très hétérogène. La détermination du poids volumique et le contrôle de la profondeur de scarification sont plus problématiques et peuvent faire varier les résultats des calculs de la profondeur critique. Cependant, les résultats obtenus montrent une bonne corrélation entre les courbes.

Conclusion

La mobilité d'un véhicule est un équilibre entre un effort de traction fourni par le train de roulement (chevilles et/ou pneumatiques) cisailant le sol et lui offrant une capacité à se déplacer, et une résistance à l'avancement provoquée principalement par des phénomènes d'enfoncement de l'engin dans le sol support freinant son déplacement.

Un dispositif expérimental prototype a été développé afin d'étudier les phénomènes mis en jeu. Il permet d'effectuer des essais d'enfoncement et de cisaillement à vitesse rapide proche de celles observées lors d'essais en vraie grandeur. Réalisés en parallèle, ces essais ont permis de cerner les problématiques, de visualiser les mécanismes de déformation et de mettre au point une analyse opérationnelle de prise en compte de la scarification. Cette dernière permet le calcul de la vitesse limite d'un véhicule sur un terrain scarifié par la mesure directe de la résistance à l'avancement et de la capacité de traction sur des engins instrumentés.

L'enfoncement du train de roulement d'un véhicule provoque une résistance à l'avancement variable suivant le type de sol pouvant influencer sa capacité de déplacement jusqu'à provoquer son immobilisation. La modélisation de cette résistance à l'avancement passe par la modélisation de l'enfoncement à l'échelle des

TABEAU III Comparaison des profondeurs critiques calculées et mesurées.

Données de calcul			Diamètre B (mm)	z_c mesurée (mm)	z_c calculée (mm)	Déviations D (%)
Sable D1	$h = 100$ mm $\phi = 32^\circ$	$\gamma_1 = 12,0$ kN.m ⁻³	50	55	54,9	0,2
		$\gamma_2 = 16,0$ kN.m ⁻³	100	34	31,8	6,4
		$\gamma_c = 17,3$ kN.m ⁻³	150	32	33,9	5,7
Limon A1	$h = 250$ mm $\phi = 20^\circ$	$\gamma_1 = 14,2$ kN.m ⁻³	50	197	214,3	8,1
		$\gamma_2 = 21,0$ kN.m ⁻³	100	169	178,6	5,4
		$\gamma_c = 21,0$ kN.m ⁻³	150	128	142,9	10,4
Sable limoneux B5	$h = 250$ mm $\phi = 30^\circ$	$\gamma_1 = 13,2$ kN.m ⁻³	50	216	206,7	4,3
		$\gamma_2 = 18,8$ kN.m ⁻³	100	186	163,4	12,2
		$\gamma_c = 18,8$ kN.m ⁻³	150	154	120,1	22,0
Sable limoneux B5	$h = 200$ mm $\phi = 30^\circ$	$\gamma_1 = 12,5$ kN.m ⁻³	50	150	156,7	4,3
		$\gamma_2 = 15,5$ kN.m ⁻³	100	121	113,4	1,2
		$\gamma_c = 18,0$ kN.m ⁻³	150	112	70,1	10,1
Sable limoneux B5	$h = 100$ mm $\phi = 30^\circ$	$\gamma_1 = 12,5$ kN.m ⁻³	50	48	56,7	15,3
		$\gamma_2 = 15,5$ kN.m ⁻³	75	29	35,0	17,3
		$\gamma_c = 18,0$ kN.m ⁻³	100	27	33,1	18,4
Sable limoneux SL	$h = 230$ mm $\phi = 38^\circ$	$\gamma_1 = 12,7$ kN.m ⁻³	50	156	178,7	12,7
		$\gamma_2 = 13,8$ kN.m ⁻³	100	119	127,5	6,7
		$\gamma_c = 18,0$ kN.m ⁻³	150	81	76,2	5,9
Sable limoneux SL	$h = 120$ mm $\phi = 38^\circ$	$\gamma_1 = 12,9$ kN.m ⁻³	50	65	68,7	5,4
		$\gamma_2 = 13,9$ kN.m ⁻³	100	36	42,1	14,5
		$\gamma_c = 18,0$ kN.m ⁻³	150	34	50,7	33,0

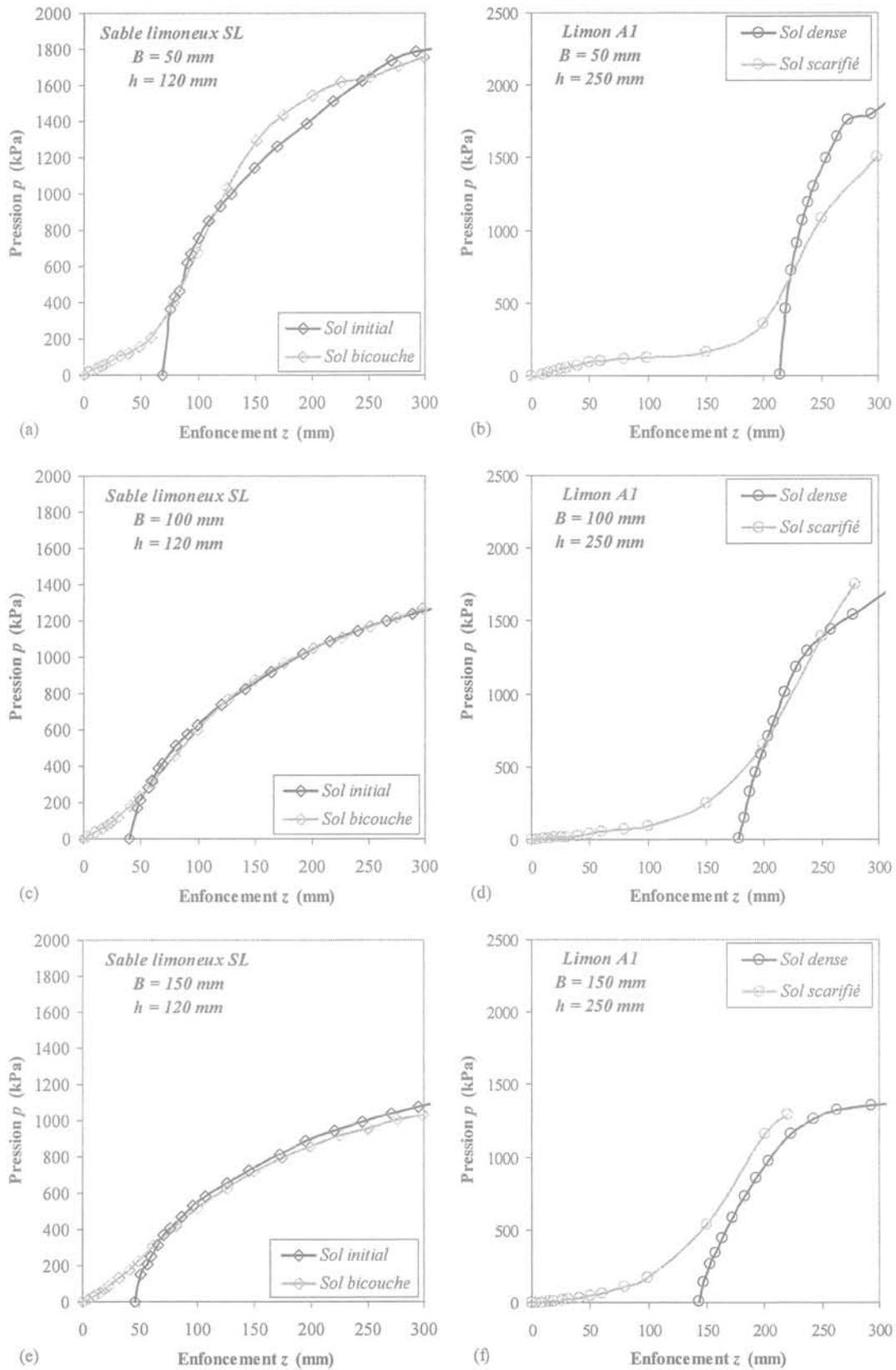


FIG. 17 Comparaison entre le comportement bicouche et le comportement du sol non remanié après translation de la profondeur critique z_c du sable limoneux SL (a-c-e) et du limon A1 (b-d-f).

chenilles ou des pneumatiques. La prise en compte de cet enfoncement nécessite une loi permettant de prendre en compte le comportement mécanique du sol. Cette étude plus spécifique des essais d'enfoncement a permis de construire le modèle N2M permettant de se relier aux caractéristiques mécaniques des sols. Ce modèle est plus précis que les modèles courants de la littérature dans la modélisation des gammes d'enfoncements faibles, ce qui est important pour pouvoir remonter à la résistance à l'avancement globale d'un véhicule.

La prise en compte du remaniement peut s'effectuer par le calcul de la profondeur critique qui marque le changement de comportement pour un sol bicouche entre le comportement de la couche remaniée et le comportement de la couche non remaniée. Un processus de déformation du sol sous la plaque a été présenté et permet par ses trois phases la mise en place d'une méthodologie de calcul. La détermination de la profondeur critique rend alors possible la reconstitution de la courbe pression-enfoncement d'un matériau scarifié avec les données du matériau initial. Cette modélisation permet de prendre en compte l'influence du remanie-

ment du sol en amont du problème, avant la scarification.

L'ensemble de cette étude a permis de faire avancer les connaissances dans un domaine très étudié dans le monde mais peu développé en France. Le risque inhérent à la traficabilité, qu'il soit d'ordre économique comme une perte de productivité en agriculture ou dans le Génie Civil, ou d'ordre humain comme l'immobilisation d'un véhicule sur un théâtre opérationnel reste un domaine de recherche ouvert.

REMERCIEMENTS

Le travail présenté a été réalisé dans le cadre d'un projet de recherche financé par la Délégation générale pour l'armement (ministère de la Défense). Nous tenons à remercier tout particulièrement, MM. Grima et De la Lance, de l'ETAS et de la DGA, en charge du pilotage du plan d'étude amont, MM. Froumentin et Quibel du CER de Rouen où de nombreuses expérimentations ont été réalisées, ainsi que tous les membres du groupement pour le travail et le savoir-faire apportés. Nous tenons également à remercier le Professeur Godwin et son laboratoire, le NSRI de l'Université de Cranfield (UK), pour leur collaboration dans le cadre de l'étude du remaniement.

Bibliographie

- Bekker M.G. – *Theory of land locomotion*. The university of Michigan press, Ann Arbor, 1956.
- Benoit O. – *Aptitude à la traficabilité des sols de surface remaniés aux engins chenillés: études expérimentales et modélisations phénoménologiques*. Thèse de doctorat, université Joseph-Fourier, Grenoble, 2002.
- Benoit O., Gotteland Ph. – DECART: Experimental device for trafficability characterization. Symposium International PARAM 2002, LCPC-Presses des Ponts, 2002, p. 251-258.
- Benoit O., Nougier C., Gotteland Ph., Grima M. – Experiments and numerical modelling of the behaviour of a plate on granular soil. 14th International ISTVS Conference, Vicksburg, USA, 2002.
- Benoit O., Gotteland Ph., Quibel A. – Prediction of trafficability for tracked vehicle on breached soil: real size tests. *Journal of Terramechanics* 40 (2), 2003, p. 135-160.
- Benoit O., Gotteland Ph. – Modelling of sinkage tests in tilled soils for mobility study. *Soil and Tillage Research* 80, 2005, p. 215-231.
- Boussinesq J. – *Application des potentiels à l'étude de l'équilibre et du mouvement des solides élastiques*. Gauthier-Villard, Paris, 1885.
- Dexter A.R. – Physical properties of tilled soils. *Soil and Tillage Research* 43, 1997, p. 41-63.
- Earl R., Alexandrou A. – Deformation processes below a plate sinkage test on sandy loam soil: theoretical approach. *Journal of Terramechanics* 38 (3), 2001, p. 163-183.
- Godwin R.J., Spoor G. – Soil failure with narrow tines. *Journal of Agricultural Engineering Research* 22 (3), 1977, p. 213-228.
- Gotteland Ph., Benoit O. – Sinkage Tests for Mobility Study, Modelling and Experimental Validation. *Journal of Terramechanics*, 2005.
- Gotteland Ph., Benoit O., Godwin R.J. – Approach of the behaviour of the tilled soils by sinkage tests. International Conference AGENG2004, Leuven, Belgique, 2004, 8 p.
- Gouvenot D. – *Un problème de mécanique des sols: la locomotion tous terrains sur véhicule à chenilles*. Thèse de doctorat, Faculté des Sciences de Grenoble, 1971.
- Grima M., Delalance A., Sidoroff F., Cambou B., Jean M., Bohatier C., Gotteland Ph. – Superficial soils: an attempt to model breaching. 8th European ISTVS Conference, Umea, Sweden, 2000, p. 17-24.
- Hanna A., Meyerhof G.G. – Design charts for ultimate bearing capacity of foundations on sand overlying soft clay. *Canadian Geotechnical Journal* 17, 1980, p. 300-303.
- Janosi Z., Hanamoto B. – The analytical determination of drawbar pull as a function of slip for tracked vehicles in deformable soils. 1st International Conference on the Mechanics of Soil-Vehicle Systems, Torino, Italy, 1961.
- Nougier C. – Numerical simulations of interaction between a tool and granular soils. 8th European ISTVS Conference, Umea, Sweden, 2000, p. 25-31.
- Okamura M., Takemura J., Kimura T. – Bearing capacity predictions of sand overlying clay based on limit equilibrium methods. *Soils and Foundations* 38 (1), 1998, p. 181-194.
- Oostwoud Wijdenes D.J., Poesen J. – The effect of soil moisture on the vertical movement of rock fragments by tillage. *Soil and Tillage Research* 49 (4), 1999, p. 301-312.
- Prandtl L. – *Über die Härte plastischer Körper, Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft des Wissenschaften zu Göttingen. Mathematisch-physikalische Klasse aus dem Jahre 1920*, Berlin, 1920.
- Rajaram G., Oida A. – Deformation of sand caused by tine implements. *Journal of Terramechanics* 29 (1), 1992, p. 149-159.
- Reece A.R. – The fundamental equation of earthmoving mechanics. Proceedings Institution of Mechanical Engineers, vol. 180 Part 2A, 1965, p. 125-131.
- Renon N., Montmitonnet P., Laborde P. – Numerical modelling of soil ploughing for military breaching. 8th European ISTVS Conference, Umea, Sweden, 2000, p. 39-46.
- Stafford J.V. – An application of critical state soil mechanics: the performance of rigid tines. *Journal of Agricultural Engineering Research* 26, 1981, p. 387-401.
- Terzaghi K. – *Theoretical soil mechanics*. John Wiley & Sons, Inc., New York, 1943.
- Wong J.Y., Preston-Thomas J. – On the characterization of the shear stress-displacement relationship of terrain. *Journal of Terramechanics* 19 (4), 1983, p. 107-127.
- Wong J.Y. – *Terramechanics and off-road vehicles*. Elsevier, Amsterdam, 1989, 251 p.