

# Du pénétromètre dynamique au battage des pieux

**H. GONIN**

SIMECSOL

8, avenue Newton,  
92350 Le Plessis-Robinson

## Résumé

L'auteur poursuit dans cet article une analyse dont il avait rendu compte dans le n° 9 de la *RFG* en 1979 concernant le battage des pieux.

Il s'attache, après avoir décrit de quelle manière se transmet et s'amortit dans le sol l'énergie d'un choc d'une masse cylindrique sur une tige, à définir un modèle simple adapté aux pénétromètres dynamiques et ne faisant intervenir que deux paramètres pour définir le sol.

La prise en compte d'une succession de couches de sol peut se faire à l'aide d'un tableur et est donc à la portée de tout technicien sans nécessité de faire appel à un logiciel de prévision de battage. Un exemple schématique est donné.

Enfin, à la lumière de cette analyse, une critique constructive est faite des formules de battage des pieux et une amorce de méthodologie est donnée pour des observations sur chantier permettant d'apprécier la résistance dynamique au battage si l'on connaît le rendement du mouton et quand on ne dispose pas de mesures directes de l'onde de choc dans le pieu.

## Dynamic penetration test and pile driving analysis

## Abstract

In this paper, the author follows up an analysis made in an earlier paper on pile driving by the use of a hammer (*RFG* n° 9, 1979).

After discussing the transmission and damping of the stress-wave induced by the impact, a simple model is proposed with only two parameters for describing the soil. This model is adapted to dynamic penetration.

Successive layers of soil are modelled using a spreadsheet, enabling technicians to work without using a driving program. A schematic example is given. At last, in the light of the analysis of dynamic penetration, driving formulae are discussed.

Further, a methodology is suggested for the analysis of the dynamic resistance on site when knowing the hammer output and under the condition that the stress wave is not available by direct measurements.

Dans le domaine de la géotechnique, comme dans d'autres, le conformisme, le poids des habitudes, ou, au contraire, le modernisme érigé en système de pensée, sont à l'origine de querelles d'écoles dans lesquelles les idées toutes faites prévalent trop souvent sur l'observation et la logique cartésienne. Or l'ingénieur se heurte aux réalités concrètes, et il a le plus grand besoin de concepts clairs et d'idées justes sur lesquels baser un raisonnement pour vérifier la validité d'une démarche ou comprendre le fondement des disparités entre prévisions et observations. Il lui faut aussi disposer, pour son analyse, de modèles simples, débarrassés des paramètres inutiles et représentant correctement les phénomènes essentiels. C'est lorsqu'il possède de tels outils qu'il peut, l'expérience aidant, acquérir un précieux savoir-faire, qui s'appuie sur des études paramétriques bien choisies.

On propose, dans ce qui suit, un modèle élémentaire pour les pénétromètres dynamiques, appareils improprement décriés lorsque l'on confond l'outil et la mauvaise utilisation qui peut en être faite. Le modèle vaut pour le battage des pieux. Cette étude prolonge des travaux antérieurs publiés dans les *Annales de l'ITBTP* (Gonin, 1978) et dans la *Revue Française de Géotechnique* (Gonin, 1979).

1

## Trois questions simples

Pour le pénétromètre statique, le fonçage vertical d'une pointe à vitesse constante engendre dans le sol une réaction complexe qui intéresse le comportement non linéaire du milieu, jusqu'à atteindre le domaine des écoulements plastiques. L'interprétation de cet essai est donc basée sur des observations directes et des corrélations, plus que sur des considérations théoriques, abordées récemment seulement par les recherches.

Pour le pénétromètre dynamique, il ne s'agit plus d'un effort de fonçage appliqué à vitesse contrôlée, mais d'une énergie connue (choc d'une masse frappante) communiquée à une tige, dont une part est dissipée dans le sol et une autre utilisée pour l'enfoncement. Bien que la sollicitation soit tout aussi complexe que pour le fonçage quasi statique, trois questions simples viennent à l'esprit :

- comment se transmet l'énergie de la masse frappante à la tige ?
- comment cette énergie se dissipe-t-elle dans le sol ?
- comment est-elle utilisée pour l'enfoncement ?

1.1

### Transfert de l'énergie

Prenons le cas le plus simple : la masse frappante et la tige sont des cylindres élastiques de même section ; on ne quitte pas le domaine élastique et les ondes engendrées par le choc sont des ondes de compression planes. Les notations sont explicitées sur la figure 1 ; indiquons seulement que la célérité des ondes est notée  $c$ , alors que les vitesses particulières de la matière sont indiquées  $V$  ou  $V_p$ .

La figure 1 illustre la situation :

1. avant le choc, masse frappante immobile ;

2. à l'instant origine, lorsque la masse frappante arrive au contact de la tige avec une vitesse  $V_M = (2gH)^{1/2}$  ;

3. au temps  $t = dt$  après le premier contact ( $dt < h/c$ ) ;

4. au temps  $t = t$  ( $t > 2h/c$ ).

Au temps  $t = dt$ , le déplacement au sommet de la masse frappante depuis l'origine est  $\Delta l = V_M dt$ , puisque le front de l'onde ne l'a pas atteint ; les portions de tige et de masse frappante parcourues par l'onde de compression ont la même longueur  $cdt$ , soit une partie comprimée de longueur  $2cdt$  ; donc :

- le déplacement du sommet de la tige, seule section mise en mouvement depuis l'origine du choc, est égal à  $(V_M/2) dt$ , puisque  $c$  est le milieu de la partie comprimée élastiquement dont l'extrémité basse a eu un déplacement nul et l'extrémité haute un déplacement égal à  $V_M dt$  ;

- les fronts d'onde se déplaçant à vitesse constante [ $c = (E/\rho)^{1/2}$ ], la vitesse particulière dans toute la partie comprimée est égale à  $V_M/2$  ; la contrainte (intensité de l'onde) est telle que :

$$2 cdt (\sigma/E) = V_M dt = 2V_p dt$$

$$\text{soit :} \quad (c/E) \sigma = V_p$$

ou encore :  $\sigma = V_p \frac{E}{c} = \rho c V_p$ , formule générale de l'équilibre local.

L'énergie de l'onde est la somme de l'énergie de compression et de l'énergie cinétique, qui sont égales :

$$\xi = 1/2 (2 a cdt \sigma^2/E) + 1/2 (2 \rho cdt V_p^2) = 1/2 \rho a cdt V_M^2$$

Cette énergie devient égale à celle de la masse frappante à l'instant origine lorsque  $dt = h/c$  ; la longueur de l'onde est alors  $2h = 2L$  ( $L$  correspond à la longueur de tige de même masse que la masse frappante, paramètre qui nous sera utile par la suite). Le temps du transfert d'énergie dans la tige dure donc  $2h/c = 2L/c$ . Après ce temps, l'énergie est véhiculée dans la tige sous forme d'une onde « créneau » de compression de longueur  $2L = 2h$ , d'intensité  $\sigma = (E/c) (V_M/2)$ , se déplaçant vers le bas avec une célérité  $c = (E/\rho)^{1/2}$ . Le raccourcissement  $\Delta L$  dû à cette onde est égal à  $V_M (L/c)$  ; la vitesse particulière de la tige au passage de l'onde est  $V_M/2$ . Si l'on fait intervenir l'impédance de la tige  $Z = \rho c$  prise comme unité, le raccourcissement de l'onde  $\Delta L$  mesure la quantité de mouvement :

$$\Delta L = (L/c)V_M = \rho a V_M / \rho c = M V_M / Z$$

Somme toute, la réponse à la première question pourrait être :

*Le transfert d'énergie se fait sous forme d'une onde de compression de célérité  $c = (E/\rho)^{1/2}$  dont l'énergie de compression et l'énergie cinétique sont égales. Le raccourcissement au passage de l'onde mesure la quantité de mouvement avec comme unité l'impédance de la tige.*

1.2

### Dissipation de l'énergie dans le sol : amortissement

Que devient cette onde lorsque la tige est au contact du sol ? Elle perd une part de son énergie (amortissement). Elle perd de l'intensité et donc de la vitesse particulière, mais sans modification de la célérité, qui ne dépend que de la matière de la tige. C'est la mobilisation de la résistance au cisaillement entre le sol et la tige

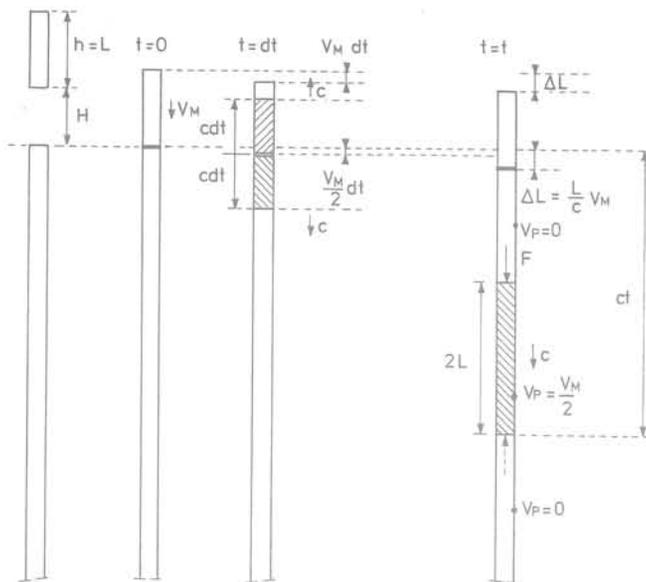


FIG. 1 Onde créneau.  
Rectangular stress wave.

qui est responsable de cette perte. Mais on est loin d'une vitesse de cisaillement de 2 cm/s comme dans le pénétromètre statique; l'ordre de grandeur des vitesses particulières de la tige au passage de l'onde est plutôt de 1 à 6 m/s, c'est-à-dire une à plusieurs centaines de fois plus élevée.

Une hypothèse simple est que la contrainte de cisaillement mobilisée est proportionnelle à la vitesse de déplacement de la tige par rapport au sol (vitesse de cisaillement); on a alors, pour une longueur  $\Delta z$  de tige, en écrivant que les forces résistantes sont proportionnelles à la surface en contact avec le sol et à la vitesse particulière de la tige :

$$-K \cdot p \cdot \Delta z (c/E) \sigma = \Delta \sigma \cdot a$$

$p$  = périmètre frottant ;

$K$  = facteur constant, ayant les dimensions d'une contrainte par unité de vitesse.

La diminution de la contrainte (intensité) de l'onde en fonction de la fiche dans un sol homogène est alors exponentielle :

$$\sigma(z) = \sigma_0 \exp[-K(p/a) (c/E)z] = \sigma_0 \exp[-Kpz/Z]$$

$Z$  = impédance de la tige =  $Ea/c = apc$ .

L'hypothèse de base diffère de celle du frottement de Coulomb; c'est pourquoi on peut en discuter le bien-fondé dans certains cas; il importe donc de bien comprendre quelle en est la signification physique.

Physiquement, cela revient à supposer que dans le domaine des vitesses de cisaillement concerné, une fois rompue les liaisons initiales du contact tige-sol, la résistance au cisaillement mobilisée au contact tige-sol est proportionnelle à cette vitesse; sur le diagramme de la figure 2, supposé se rapporter à une argile saturée, on aurait par exemple :

- pour une vitesse nulle :  $\tau_1 = C_u$ ;
- pour une vitesse de 2 cm/s (pénétromètre statique) :  $\tau_1 = C$  résiduel;
- pour une vitesse plus importante, non précisée :  $\tau_1 = C$  remanié;
- pour notre plage de vitesse (1 à 6 m/s) :  $\tau_1$  proportionnel à  $V$ .

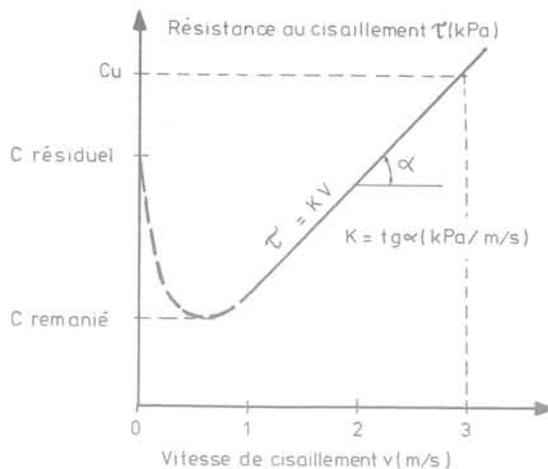


FIG. 2 Facteur d'amortissement  $K$ .  
Dynamic factor  $K$ .

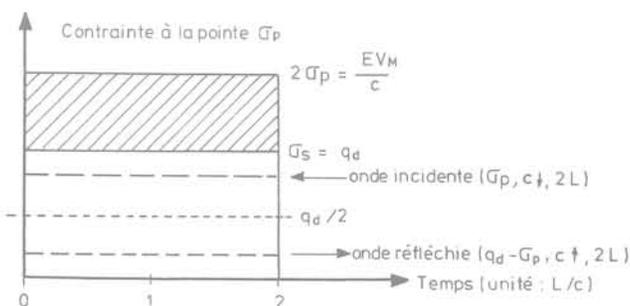


FIG. 3 Enfoncement à la pointe.  
Tip penetration.

Si notre hypothèse représente valablement le phénomène prépondérant, nous pourrions caractériser le sol par un seul paramètre,  $K$ . Notre deuxième question trouve là une réponse sous condition de vérification : *L'amortissement de l'onde dans le sol est proportionnel à la vitesse particulière (ou à l'intensité = contrainte de compression de l'onde).*

### 1.3

## Enfoncement dans le sol

Abordons la troisième question. Reprenons notre onde créneau; elle arrive à l'extrémité basse de la tige. Si cette tige est dans le vide, l'onde se réfléchit en onde d'intensité et de célérité opposées à celles de l'onde incidente : à l'extrémité, la contrainte est nulle, et la vitesse particulière est donc doublée. Cela dure le temps nécessaire à l'onde incidente pour parcourir cette extrémité, soit  $2L/c$ .

La vitesse particulière étant  $(V_M/2) \cdot 2 = V_M$ , le déplacement sera  $2L \cdot (V_M/c)$ , le double de la compression  $\Delta L$  de la tige au passage de l'onde. Il y a détente du ressort comprimé, qui se met en traction.

Si la tige repose sur un milieu totalement incompressible, la vitesse particulière doit être nulle à l'extrémité. C'est donc la contrainte de compression qui est

doublée :  $\sigma_p = (E/c)V_M$ . L'onde est réfléchiée en onde de compression égale à l'onde incidente et de sens inverse.

Dans ces deux cas, l'énergie de l'onde est totalement réfléchiée, ce qui ne doit pas nous étonner, l'énergie de l'onde ne dépendant pas du signe de son intensité, et aucune énergie n'étant perdue en pointe (dans un cas, force nulle ; dans l'autre, déplacement nul).

Si la tige s'enfoncé à son extrémité basse, une hypothèse simple est que la réaction du sol est rigide plastique : l'onde est réfléchiée en onde de compression jusqu'à un certain seuil, en onde de décompression au-delà. Si ce seuil correspond à une contrainte  $\sigma_s = q_d$ , en supposant que  $q_d$  est inférieur à  $2\sigma_p = (E/c)V_M$ , la vitesse particulière à l'extrémité sera proportionnelle à  $2\sigma_p - q_d$  :

$$V_p = \frac{c}{E}(2\sigma_p - q_d) = \frac{c}{E}\left(\frac{EV_M}{c} - q_d\right)$$

L'enfoncement ayant une durée égale à  $2L/c$ , il sera égal à :  $s = \frac{2L}{E}\left(\frac{EV_M}{c} - q_d\right)$

Autrement dit, sur la figure 3, ce sera au facteur  $c/E$  près, l'aire hachurée correspondant à un « écrêtement » du double de l'onde incidente.

Voilà une réponse à notre troisième question, réponse sous condition également.

*La réaction du sol en pointe est rigide plastique. Un seul paramètre suffit à la définir, la résistance dynamique en pointe  $q_p$ . L'énergie utilisée pour la pénétration est égale à la différence entre l'énergie de l'onde incidente et celle de l'onde réfléchiée :*

$$aq_d s = \frac{2aLq_d}{E}(2\sigma_p - q_d) = \frac{2aL\sigma_p^2}{E} - \frac{2aL}{E}(q_d - \sigma_p)^2 = \xi_i - \xi_r$$

## 2

### Trois questions de plus

Tout ce que nous avons vu pour une onde créneau peut être généralisé pour une onde de forme quelconque, dont l'intensité n'est pas constante pendant son passage. Mais nous ne pouvons pas aller plus loin sans examiner trois nouveaux problèmes :

- que se passe-t-il si la masse frappante est un cylindre de section  $A$  différente de celle de la tige :  $A = rA$  ?
- que se passe-t-il lorsqu'une onde créneau parcourant une tige rencontre un changement de section ?
- que se passe-t-il si on interpose entre la masse frappante et la tige une enclume (également cylindrique, et d'une autre section droite) ?

En effet, si l'on revient au pénétromètre dynamique qui nous occupe, ces trois questions se posent (voir Fig. 4).

## 2.1

### Choc d'un mouton cylindrique de section différente de la tige

La réponse à la première question a été donnée par Barre de Saint-Venant dans un mémoire célèbre (Saint-Venant, 1867). Comment est-il possible que nous l'ayons oublié pendant des décennies, au point de privilégier un raisonnement (formule des Hollandais) qui n'a aucun fondement physique valable ?

Si l'on admet que les ondes générées sont planes, ce qui est une approximation, le choc de la masse sur la tige induit dans celle-ci une succession d'ondes-crêteaux ayant toutes une longueur égale à deux fois la hauteur de la masse frappante, dont les intensités forment une série géométrique décroissante de raison  $(r-1)/(r+1)$ , la valeur initiale étant  $(E/c)V_M r/(1+r)$  (Fig. 5). On voit que pour  $r=1$ ,  $\sigma_1 = (E/c)(V_M/2)$  et toutes celles de rang supérieur à un sont nulles, la raison de la série étant nulle.

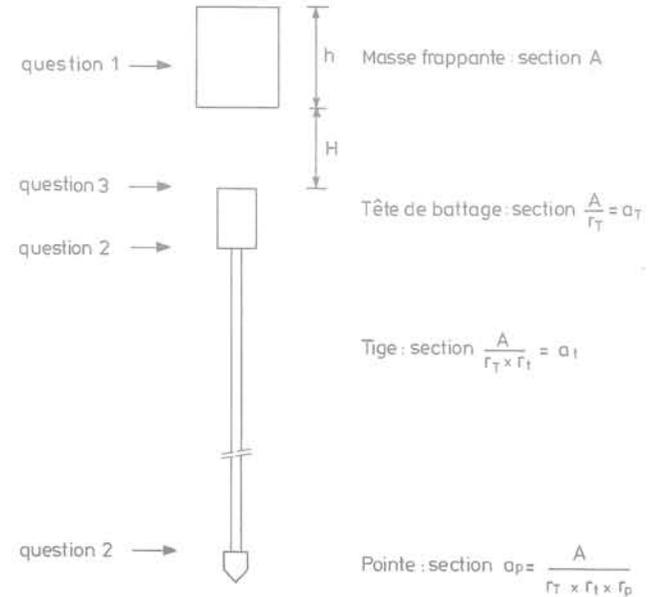


FIG. 4 Pénétromètre dynamique. Dynamic penetrometer.

Lorsque  $r$  tend vers zéro, l'intensité de l'onde tend vers une fonction exponentielle décroissante du temps écoulé depuis l'origine du choc :

$$\sigma_0 \exp(-ct/L) = (E/c)V_M \exp(-ct/L)$$

$L$  étant la longueur de tige ayant la même masse que la masse frappante ; rappelons que dans notre cas simple de la première partie, cette longueur est aussi celle de la masse frappante.

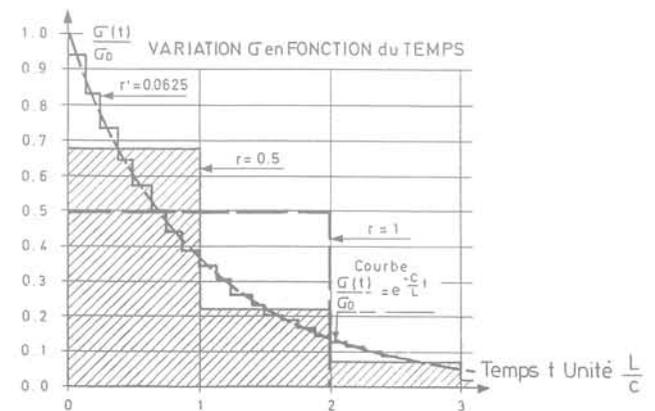
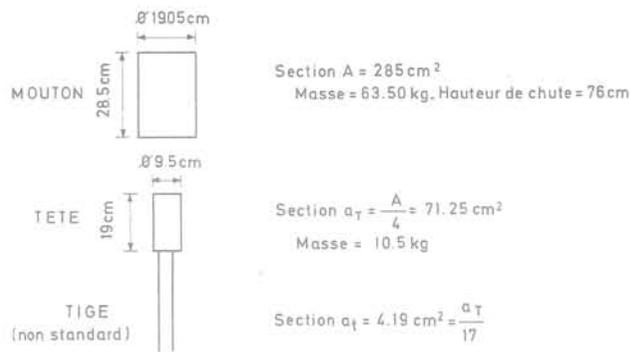


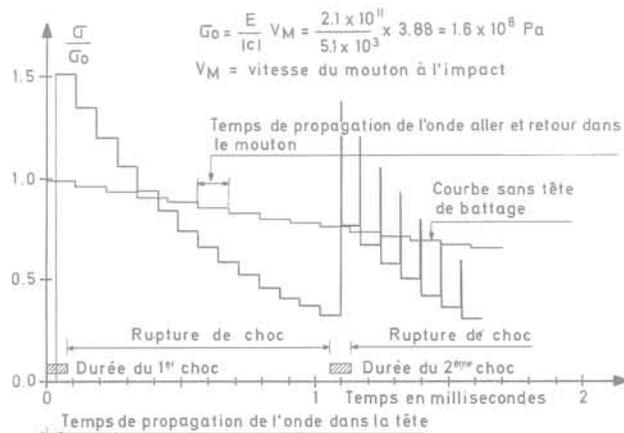
FIG. 5 Choc d'une masse sur une tige. Mass impact on a drill string.



tous les millièmes de seconde ! On peut voir que dans le cas étudié, la contrainte de pic initiale dans la tige est multipliée par 1,5 par la tête de battage (voir Fig. 8 et 9).

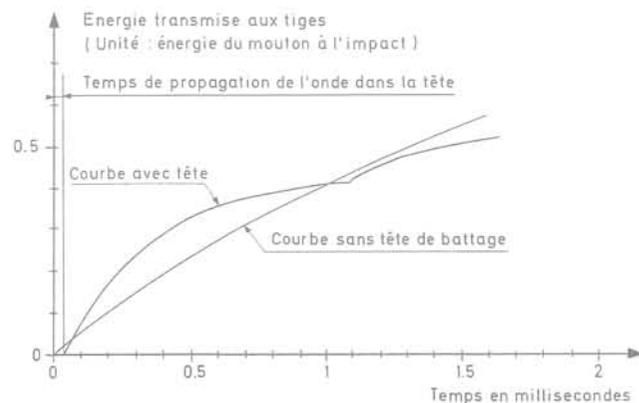


**FIG. 8** Données prises en compte pour l'étude de l'influence d'une tête.  
Data taken into account for the influence of the cap.



**FIG. 9** Onde de contrainte au sommet de la tige munie d'une tête.  
Stress wave at the top of the drill string.

De ce fait, le transfert d'énergie est plus intense au début, pour se trouver au contraire retardé après un millième de seconde (ce qui correspond, dans ce cas, à L/3) (voir Fig. 10). Il est indiscutable que la présence de la tête, en allongeant la « queue » de l'onde, augmente un peu la part qui ne sera plus utilisable pour l'enfoncement, parce que trop peu intense et amortie par les multiples réflexions qu'elle aura subies dans son trajet. Par contre, l'intensité initiale est augmentée.



**FIG. 10** Énergie transmise aux tiges.  
Energy induced into the drill string.

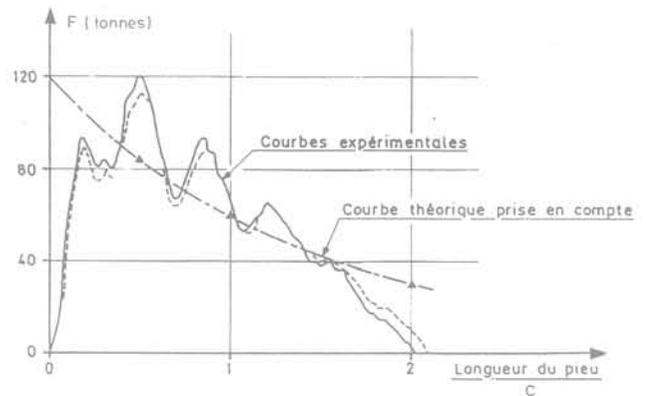
La réponse à la troisième question peut donc se formuler ainsi :

*Une tête de battage modifie notablement l'intensité de l'onde de choc et peu la répartition dans le temps du transfert d'énergie ; la part d'énergie perdue pour la pénétration est en principe augmentée.*

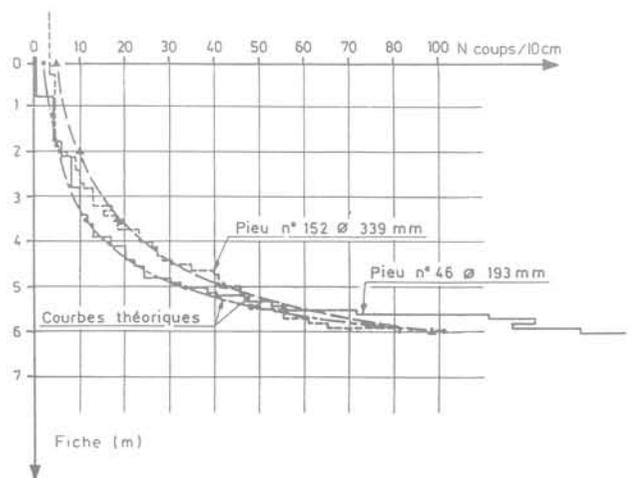
Nous arrivons au terme de la deuxième partie ; on peut constater sur un exemple que nous n'avons pas raisonné dans le vide. Sur les figures 11a et 11b, on peut voir :

– l'enregistrement de deux courbes de forces transmises lors du battage d'un pieu métallique ; l'influence du casque est tout à fait visible et rappelle singulièrement notre exemple théorique sur l'étude de l'influence d'une tête de battage ;

– les courbes de battages réelles, et celles qui ont été calculées avec des paramètres K et q<sub>d</sub> uniques et ajustés pour le sol, la courbe d'intensité réelle de l'onde étant remplacée par une courbe théorique indiquée sur la figure 11a ; la concordance est trop parfaite pour qu'il s'agisse d'une simple coïncidence !



**FIG. 11a** Ondes de contrainte en tête de pieux.  
Stress wave on the pile head.



**FIG. 11b** Courbes de battage mesurées et calculées.  
Measured and calculated curves of driving advance.

## Exemple de modélisation

Nous sommes maintenant en mesure de bâtir notre modèle de pénétromètre dynamique et de le tester sur une coupe de terrain. Pour se ramener au cas d'une masse frappante sur une tige, sans tête de battage ni pointe élargie, on se propose de caractériser l'onde de choc par ses deux paramètres principaux seulement : la contrainte de pic ou intensité maximale, et l'énergie totale ; cela revient à supposer que le transfert d'énergie en fonction du temps n'est guère modifié par la présence de la tête, ce que nous avons vérifié pour le cas qui nous occupe.

À la pointe, nous admettons que la réaction du sol est proportionnelle à la surface de poinçonnement, mais que l'intensité de l'onde est modifiée suivant les règles établies pour un changement de section, ce qui est conforme à ce que nous avons vu plus avant.

Dans ces conditions, en prenant le pénétromètre dynamique type A de la norme AFNOR NF P 94-114, nous pouvons prendre en compte les caractéristiques suivantes :

- masse frappante : masse  $M = 64$  kg : section  $A = 0,0285$  m<sup>2</sup>, hauteur  $h = 0,2879$  m
- enclume : masse  $m = 15$  kg : section  $a_T = A/4 = 0,007125$  m<sup>2</sup>, hauteur  $= 0,27$  m
- tige : masse au ml : 4,63 kg : section acier :  $a_t = a_T/12$ , périmètre :  $0,0425 \times 3,14 = 0,13345$  m, diamètre extérieur : 0,0425 m
- pointe : section :  $a_p = 5a_t = 0,003$  m<sup>2</sup>

En prenant une hauteur de chute  $H = 0,75$  m, nous aurons :

$$V_M = \sqrt{2gH} = 3,836 \text{ m/s}$$

$$\frac{E}{c} V_M = \frac{2,1 \times 10^{11} \times 3,836}{5,1 \times 10^3} = 158 \text{ MPa}$$

La contrainte de pic dans les tiges,  $\sigma_{ot}$ , sera donnée par :

$$\frac{E}{c} V_M \times \frac{4}{5} \times \frac{2 \times 12}{1 + 12} = 233,35 \text{ MPa}$$

La contrainte de pic dans la pointe sera :

$$\sigma_{op} = 233,35 \times \frac{0,2 \times 2}{1,2} = 77,78 \text{ MPa}$$

La masse frappante et la vitesse d'impact équivalentes, qui donneraient la même énergie et la même contrainte de pic dans les tiges, sont données par :

$$V_M = \frac{c}{E} \sigma_{ot} = \frac{5,1 \times 10^3 \times 233,35 \times 10^6}{2,1 \times 10^{11}} = 5,67 \text{ m/s}$$

$$0,5 \times M \times (5,67)^2 = 64 \times 9,81 \times 0,75$$

$$M = 29,3 \text{ kg}$$

Les paramètres nécessaires pour le calcul sont donc les suivants :

$M = 29,3$  kg

$V_M = 5,67$  m/s ( $H = 1,64$  m)

$L = 6,33$  m (longueur de tige ayant une masse de 29,3 kg)

$p = 0,13345$  m (périmètre frottant des tiges)

$a = 0,59375 \times 10^{-3}$  m<sup>2</sup> (section d'acier des tiges)

Pour le calcul de l'enfoncement, tout se passera comme si la valeur de  $q_d$  du sol était multipliée par 3 par rapport à une pointe de même section que la tige, ou, ce qui revient au même, comme si la contrainte incidente dans la tige était divisée par 3.

Le calcul se fait par tranches successives de profondeur (pas de 1 m ou 0,5 m) :

- calcul de la contrainte amortie, en fonction de la profondeur de fiche et du paramètre  $K$  pour le sol ;
- calcul de l'enfoncement pour la première onde incidente, en fonction du paramètre  $q_d$  pour le sol.

À chaque changement de couche, on calcule deux valeurs de l'enfoncement, ou plutôt de la courbe de battage (nombre de coups pour 10 cm d'enfoncement).

Reste à fixer un profil de sol. Nous prendrons quatre couches :

- de 0 à 5 m de profondeur : sable moyennement dense :  $q_d = 12$  MPa,  $K = 2$  kPa/m/s ;
- de 5 à 10 m de profondeur : argile molle :  $q_d = 0,4$  MPa,  $K = 8$  kPa/m/s ;
- de 10 à 14 m de profondeur : sable dense :  $q_d = 25$  MPa,  $K = 5$  kPa/m/s ;
- de 14 à 20 m de profondeur : argile raide :  $q_d = 2,5$  MPa,  $K = 40$  kPa/m/s.

En ce qui concerne le sable, on a pris un coefficient d'amortissement faible, n'ayant pas de résultats expérimentaux pour nous étalonner ; par contre, pour les argiles, nous avons utilisé une corrélation qui a toujours bien fonctionné :  $K = C_u/3$  m x s<sup>-1</sup> ; ainsi, pour la couche d'argile molle,  $C_u = 24$  kPa est cohérent avec  $q_d = 0,4$  MPa et  $K = 8$  kPa/m/s (dans cet exemple, nous avons admis que l'incidence sur l'amortissement de la pointe élargie par rapport à la tige était négligeable).

Les résultats sont présentés sur la tableau I et les figures 12 et 13. Sur la figure 13, on a rassemblé :

- la courbe de  $q_d$  en fonction de la profondeur : on peut penser qu'elle est peu différente de la courbe de pénétration statique ( $q_s \neq q_d$ ) ;
- la courbe de la contrainte pic de l'onde incidente  $\sigma_a$  ; l'enfoncement n'est possible que si  $\frac{2\sigma_a}{3} > q_d$  ; on peut suivre, en fonction de la profondeur, l'effet de l'amortissement ;
- enfin, la courbe de  $q_d$  calculée d'après la formule des Hollandais, en prenant les enfoncements calculés : autrement dit, la courbe de présentation de l'essai suivant la norme du pénétromètre dynamique type A.

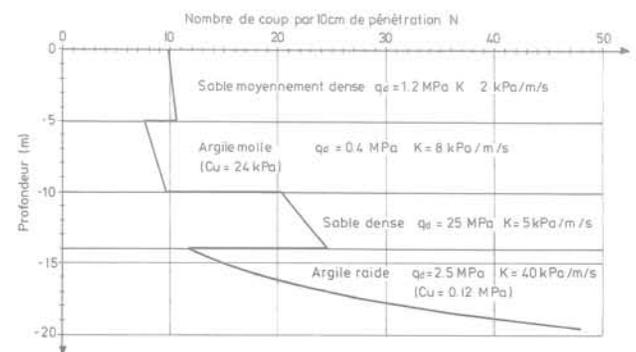


FIG. 12 Courbe de battage calculée.  
Calculated curves of driving advance.

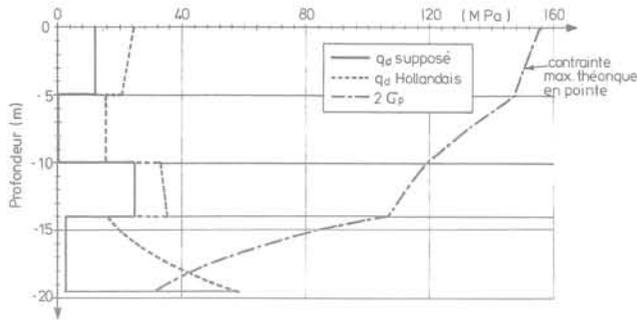


FIG. 13 Profils de  $q_d$  et de la contrainte maximum en pointe.  
 $q_d$  and maximum toe-stress versus depth.

On peut remarquer que l'incidence, dans la formule des Hollandais, de la prise en compte de la masse totale des tiges, injustifiable au point de vue théorique, est analogue à l'amortissement; mais cette incidence est soit exagérée, soit insuffisante. Par ailleurs, comme une part seulement de l'énergie est réellement utilisée pour la pénétration, la prise en compte de la formule des Hollandais conduit à majorer la résistance  $q_d$ , du moins tant que l'influence de la masse des tiges ne devient pas prépondérante.

Remarquons encore que ce modèle peut facilement être adapté si plusieurs enfoncements successifs résultent des allers et retours d'une même onde.

En effet, la contrainte de pic de l'onde réfléchie est  $q_d - \sigma_a$ ; si cette contrainte est négative et suffisamment grande en valeur absolue, il y aura un deuxième enfoncement au retour de l'onde. Pour un pas de calcul, il suffit donc de faire le test :

$$2(\sigma_a - q_d) \left( \frac{\sigma_a}{\sigma_c} \right)^2 > q_d$$

Si cette inégalité est vérifiée, il y aura un deuxième enfoncement avec une contrainte  $\sigma_{aj} = (\sigma_a - q_d) (\sigma_a / \sigma_c)^2$ , et ainsi de suite, jusqu'à ce que l'inégalité ne soit plus vérifiée; on a donc un calcul itératif simple pour les faibles valeurs de  $q_d$ . Dans l'exemple présenté, si l'on corrige de cette façon la valeur initiale, le premier enfoncement est de 32,45 mm au lieu de 10,2, et le nombre de coups N pour 10 cm d'enfoncement de 3 au lieu de 10; pour cette valeur initiale, il n'y a pas d'amortissement, et le calcul donne six allers et retours de l'onde provoquant des enfoncements successifs décroissants. Cette correction n'a pas été faite pour les résultats présentés ici.

Etude de battage d'un tube métallique (voir articles H.GONIN)													
Matériau				Constantes Calculées									
célérité	cé = 5100 m/s			contrainte d'impact pieu						sig0 = 2.33E+08 Pa			
densité	rho = 7800 kg/m3			section nette d'acier (= D*b)						Ao = 0.00059385 m²			
Module d'Young	E = 2.10E+11 Pa			L_tige même masse mouton						Lo = 6.32549372 m			
Tige				facteur de réduction de la contrainte en pied r = 0.3333									
Périmètre	D = 0.13345 m			SOL		épais		N_div		K		q_d	
épaisseur	b = 0.00445 m			[m]		[m]				[Pa-s/m]		Pa	
Mouton				1		5		5		2000		1.200E+07	
masse apparente	M = 29.3 Kg			2		5		5		8000		4.000E+05	
vitesse d'impact	vm = 5.67 m/s			3		5		10		5000		2.500E+07	
Note				4		4.5				40000		2.500E+06	
cé = (E/rho)^0.5				5188.745 m/s									
SOL	épais	z	-z	K	q d	sig-a (z)	sig-pied (z)	set/coup	N_coup/m	N_coup/10cm	m'	qd (Hol)	2* sig-pied(z)
[m]	[m]	[m]	[m]	[Pa-s/m]	Pa	Pa	Pa	m			[Kg]	Pa	Pa
1	0	0.0	0.0	2000	1.200E+07	2.33E+08	7.78E+07	0.01020	98	10	24.00	2.447E+07	1.56E+08
1	1	1.0	-1.0	2000	1.200E+07	2.31E+08	7.70E+07	0.01006	99	10	28.63	2.357E+07	1.54E+08
1	1	2.0	-2.0	2000	1.200E+07	2.28E+08	7.61E+07	0.00992	101	10	33.26	2.276E+07	1.52E+08
1	1	3.0	-3.0	2000	1.200E+07	2.26E+08	7.53E+07	0.00978	102	10	37.89	2.203E+07	1.51E+08
1	1	4.0	-4.0	2000	1.200E+07	2.23E+08	7.45E+07	0.00965	104	10	42.52	2.137E+07	1.49E+08
1	1	5.0	-5.0	2000	1.200E+07	2.21E+08	7.37E+07	0.00951	105	11	47.15	2.077E+07	1.47E+08
2	0	5.0	-5.0	8000	4.000E+05	2.21E+08	7.37E+07	0.01307	77	8	47.15	1.512E+07	1.47E+08
2	1	6.0	-6.0	8000	4.000E+05	2.12E+08	7.05E+07	0.01260	80	8	51.78	1.518E+07	1.41E+08
2	1	7.0	-7.0	8000	4.000E+05	2.03E+08	6.75E+07	0.01196	84	8	56.41	1.526E+07	1.35E+08
2	1	8.0	-8.0	8000	4.000E+05	1.94E+08	6.46E+07	0.01144	87	9	61.04	1.536E+07	1.29E+08
2	1	9.0	-9.0	8000	4.000E+05	1.86E+08	6.19E+07	0.01094	91	9	65.67	1.548E+07	1.24E+08
2	1	10.0	-10.0	8000	4.000E+05	1.78E+08	5.92E+07	0.01046	96	10	70.30	1.563E+07	1.18E+08
3	0	10.0	-10.0	5000	2.500E+07	1.78E+08	5.92E+07	0.00493	203	20	70.30	3.316E+07	1.18E+08
3	0.5	10.5	-10.5	5000	2.500E+07	1.75E+08	5.84E+07	0.00482	208	21	72.62	3.338E+07	1.17E+08
3	0.5	11.0	-11.0	5000	2.500E+07	1.73E+08	5.76E+07	0.00471	213	21	74.93	3.360E+07	1.15E+08
3	0.5	11.5	-11.5	5000	2.500E+07	1.71E+08	5.69E+07	0.00459	218	22	77.25	3.385E+07	1.14E+08
3	0.5	12.0	-12.0	5000	2.500E+07	1.68E+08	5.61E+07	0.00449	223	22	79.56	3.410E+07	1.12E+08
3	0.5	12.5	-12.5	5000	2.500E+07	1.66E+08	5.53E+07	0.00438	228	23	81.88	3.438E+07	1.11E+08
3	0.5	13.0	-13.0	5000	2.500E+07	1.64E+08	5.46E+07	0.00428	234	23	84.19	3.467E+07	1.09E+08
3	0.5	13.5	-13.5	5000	2.500E+07	1.62E+08	5.38E+07	0.00417	240	24	86.51	3.498E+07	1.08E+08
3	0.5	14.0	-14.0	5000	2.500E+07	1.59E+08	5.31E+07	0.00407	246	25	88.82	3.530E+07	1.06E+08
4	0	14.0	-14.0	40000	2.500E+06	1.59E+08	5.31E+07	0.00853	117	12	88.82	1.686E+07	1.06E+08
4	0.5	14.5	-14.5	40000	2.500E+06	1.43E+08	4.76E+07	0.00756	132	13	91.14	1.873E+07	9.52E+07
4	0.5	15.0	-15.0	40000	2.500E+06	1.28E+08	4.27E+07	0.00669	149	15	93.45	2.084E+07	8.54E+07
4	0.5	15.5	-15.5	40000	2.500E+06	1.15E+08	3.83E+07	0.00592	169	17	95.77	2.323E+07	7.66E+07
4	0.5	16.0	-16.0	40000	2.500E+06	1.03E+08	3.43E+07	0.00523	191	19	98.08	2.592E+07	6.86E+07
4	0.5	16.5	-16.5	40000	2.500E+06	9.23E+07	3.08E+07	0.00461	217	22	100.40	2.897E+07	6.15E+07
4	0.5	17.0	-17.0	40000	2.500E+06	8.28E+07	2.76E+07	0.00406	246	25	102.71	3.244E+07	5.52E+07
4	0.5	17.5	-17.5	40000	2.500E+06	7.42E+07	2.47E+07	0.00357	280	28	105.03	3.640E+07	4.95E+07
4	0.5	18.0	-18.0	40000	2.500E+06	6.65E+07	2.22E+07	0.00313	319	32	107.34	4.092E+07	4.44E+07
4	0.5	18.5	-18.5	40000	2.500E+06	5.97E+07	1.99E+07	0.00274	365	36	109.66	4.611E+07	3.98E+07
4	0.5	19.0	-19.0	40000	2.500E+06	5.35E+07	1.78E+07	0.00240	417	42	111.97	5.210E+07	3.57E+07
4	0.5	19.5	-19.5	40000	2.500E+06	4.80E+07	1.60E+07	0.00209	479	48	114.29	5.902E+07	3.20E+07

TABLEAU I Calculs.  
Calculations.

## Le battage des pieux : encore trois questions !

Le modèle simple proposé pour le pénétromètre dynamique ne permet pas de caractériser de manière univoque les sols testés, mais plutôt, en ramenant à l'essentiel, de tenir des raisonnements valides sur l'amortissement et la résistance à la pénétration dynamique dans les terrains traversés.

Il en est de même pour le battage des pieux, pour lequel il est indispensable de bien maîtriser l'énergie du choc et la manière dont elle est transmise au pieu. Sans parler des moyens de mesure et d'interprétation sophistiqués qui existent maintenant et qui sont surtout utilisés de manière courante en *off-shore*, nous abordons dans cette quatrième partie, en utilisant ce qui précède, trois nouvelles questions :

- quelle est la validité des formules de battage ?
- comment définir simplement une « résistance au battage »,  $Q_b$  ?
- cette « résistance au battage » est-elle reliée de manière systématique à la résistance statique du pieu ?

### 4.1

#### Formules de battage

Il est clair, et cela ne mérite pas la littérature qui y a été consacrée, que les formules de battage dérivées de la formule des Hollandais, quelles que soient les corrections apportées, n'ont aucun fondement physique, et qu'elles doivent donc être éliminées, y compris, malgré les habitudes, pour le pénétromètre dynamique !

Mais parmi les rares formules basées sur la théorie des ondes, nous analysons, ci-après, la formule de Kummel (1984), proposée par Delmag et assez couramment utilisée.

Nous rappelons cette formule, avec les notations utilisées ici :

$$s = \Delta L \frac{(F_{\max} - Q_b)^3}{2F_{\max}^2 \cdot Q_b} \quad \Delta L = MV_M / Z = V_M(L/c)$$

$s$  = refus mesuré ; pour un mouton de référence, d'après ce qui précède, on a  $F_{\max} = (E/c)V_M = \rho c V_M$ . Kummel suppose une forme triangulaire de l'onde de choc (voir Fig. 14) :

L'énergie d'une onde triangulaire de force maximale  $F_{\max}$  est :  $\xi = \frac{F_{\max}^2 L}{3EA}$ , à comparer à celle de l'onde de référence :  $\frac{F_{\max}^2 L}{2EA}$  ( $A$  = section du pieu).

La compression de cette onde triangulaire (reliée, comme nous l'avons vu, à la quantité de mouvement) est :  $\frac{F_{\max}}{2EA} \cdot L$ , soit  $\frac{\Delta L}{2}$  ( $\Delta L$  pour l'onde de référence).

Il semble que la formule utilisée pour la pénétration corresponde à l'énergie de l'onde hachurée sur la figure 14 :

$$s \cdot Q_b = \frac{(F_{\max} - Q_b)^2}{3EA} \cdot L \quad I = \left( \frac{F_{\max} - Q_b}{F_{\max}} \right) \cdot L$$

d'où :

$$s = \frac{(F_{\max} - Q_b)^3}{3EA F_{\max} \cdot Q_b} \cdot L = \Delta L \frac{(F_{\max} - Q_b)^3}{3F_{\max}^2 Q_b}$$

C'est la formule de Kummel, à un facteur près (3 au lieu de 2 au dénominateur, sans explication rationnelle).

Mais le raisonnement n'est pas juste : la différence entre l'énergie de l'onde triangulaire et l'onde tronquée à  $Q_d$  n'est pas égale à celle de l'onde hachurée ; l'expression en est :

$$\frac{F_{\max}^2 L}{3EA} - \frac{Q_b^2}{EA} \cdot \frac{(F_{\max} - Q_b)}{F_{\max}} \cdot L - \frac{Q_b^2}{3EA} \cdot \frac{Q_b}{F_{\max}} \cdot L$$

qui n'est pas égal à  $\frac{(F_{\max} - Q_b)^3 L}{3EA \cdot F_{\max}}$ .

Par ailleurs, pour tenir compte de la présence d'un casque et de martyrs, Kummel suppose que l'on applique à  $F_{\max}$  un facteur de réduction, mais en gardant le produit  $F_{\max} \cdot L$  constant ; or, pour que l'énergie soit conservée, c'est le facteur  $F_{\max}^2 \cdot L$  qui doit être constant. C'est peut-être une manière de tenir compte d'une perte d'énergie du fait de la présence du casque et des garnitures, mais il faut alors en souligner l'arbitraire !

Pour critiquable qu'elle soit, cette formule a cependant le mérite de donner une valeur plafonnée pour la résistance dynamique à la pénétration, assimilée à la force portante ; ce n'est pas toujours le cas des autres formules !

Aucune formule de battage ne trouvant grâce à nos yeux, il nous reste donc à faire une proposition pour les remplacer !

### 4.2

#### Définition d'une « résistance au battage » $Q_b$

Supposant les paramètres de l'onde de référence,  $F_{\max}$  et  $L$ , connus. A l'extrémité basse, l'onde amortie a pour paramètre  $F_a = \lambda F_{\max}$ ,  $\lambda$  étant l'amortissement global à la profondeur considérée. La résistance à la pénétration dynamique est  $Q_d = a q_d$ . Nous proposons de définir simplement la résistance au battage  $Q_b$  :

$$Q_b = F_{\max} (1 - \lambda) + Q_d \text{ avec } Q_d < 2\lambda F_{\max}$$

Dans ces conditions, une mesure du refus élastique et du refus en fin de battage permettent de déterminer facilement  $\lambda$  et  $Q_d$ . En effet, comme nous l'avons remarqué plus haut, on a, pour l'onde de référence, les deux formules :

$$s = 2\lambda \frac{F_{\max} \cdot L}{EA} \left[ 1 + \frac{Q_d}{2\lambda F_{\max}} \left( \ln \frac{Q_d}{2\lambda F_{\max}} - 1 \right) \right]$$

$$s_e = \frac{Q_d \cdot L}{EA} \left( 1 - \ln \frac{Q_d}{2\lambda F_{\max}} \right)$$

$\lambda$  est donné par :  $s + s_e = 2\lambda \frac{F_{\max} \cdot L}{EA}$

$Q_d$  est déterminé par la fonction  $s_e$  de  $Q_d$ .

Pour un battage d'essai, ces mesures peuvent être faites avec différentes fiches dans la couche portante et

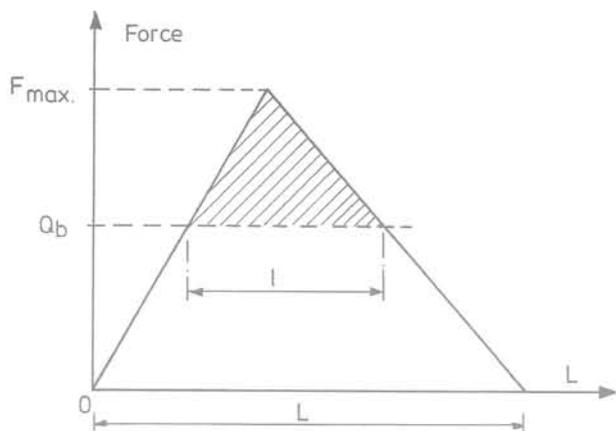


FIG. 14 Onde triangulaire.  
Triangular stress-wave.

différentes énergies de battage; à remarquer que le facteur  $\lambda$  peut varier dans le temps pour une même fiche, par exemple entre la fin d'un battage et sa reprise le lendemain. Le suivi et l'interprétation des battages d'essai devraient, de cette façon, apporter d'utiles renseignements sur le comportement des pieux et des terrains au battage dans un site donné, et les critères de refus à respecter en fonction du site et de la portance demandée.

#### 4.3

### Relation entre résistance au battage et résistance statique

Il n'y a pas lieu d'être optimiste, en effet:  
 – l'amortissement de l'onde dépend largement du remaniement du sol autour du pieu, phénomène essentiellement transitoire et même aléatoire (liquéfaction partielle ou non, surpressions ou dépressions interstitielles générées dans les sols saturés);  
 – cet amortissement correspond à un phénomène physique complètement différent de la mobilisation d'une résistance au cisaillement avant rupture; il n'affecte pas

non plus les mêmes surfaces: pour l'amortissement, la longueur d'onde intervient;  
 – en ce qui concerne la résistance dynamique en pointe, le phénomène est sans doute dépendant de la vitesse de pénétration; on ne peut même pas dire si, lorsque cette vitesse tend vers zéro, la résistance  $Q_d$  tend vers  $Q_s$ , car vitesse et résistance à la pénétration sont reliées en dynamique.

Malgré ces remarques décourageantes, il ne faut certainement pas abandonner l'idée d'apprécier une «résistance au battage», au contraire! Mais tirons-en des conclusions sur la manière d'utiliser l'information ainsi recueillie; n'oublions pas, en particulier, qu'il ne s'agit pas de déterminer des caractéristiques intrinsèques des sols traversés mais des paramètres reliés à la sollicitation particulière due à l'enfoncement par battage. Encore faut-il, pour établir des corrélations valides, choisir de bons paramètres, simples, peu nombreux, et ayant une réelle signification physique.

#### 5

### Conclusion

Cette étude est un plaidoyer pour introduire à la fois rationalité et pragmatisme dans un domaine où il semble qu'on n'ait le choix, à l'heure actuelle, qu'entre les mesures et analyses sophistiquées et une aveugle confiance dans le savoir-faire sur le chantier. Pour commencer, une exploitation plus rationnelle des résultats des essais de pénétration dynamique ne pourrait qu'améliorer les choses; la mesure systématique du refus élastique en cours de battage et celle de la vitesse à l'impact de la masse frappante au moment du choc constitueraient un progrès appréciable: on doit, par exemple, souligner la tentative pleine de succès du PANDA, dont l'étude rationnelle devrait, nous semble-t-il, être approfondie. Pour le battage des pieux, l'enregistrement des paramètres essentiels (vitesse de la masse frappante à l'impact, refus et refus élastique par coup, cadence) devrait être la norme. Ce qui est proposé ici, c'est une méthode d'analyse simple et rapide, basée sur des mesures faciles à réaliser sans équipement sophistiqué, à la portée de tout technicien s'étant intéressé à la question.

### Bibliographie

- Bustamante M. *et al.* – Vérification expérimentale des formules de battage, Symposium International sur la pénétrabilité et le fonçage des pieux, San Francisco, août 1985, vol. 1, 1985.
- Fischer H.C. – Stress wave theory for pile driving applications, 2nd International Conference on the application of stress wave theory on piles Stockholm, Suède, 1984.
- Gonin H. – Étude théorique du battage des corps élastiques élancés, *Annales ITBTP* – Série sols et fondations, n° 155, 1978.
- Gonin H. – Réflexions sur le battage de pieux, *Revue française de géotechnique*, n° 9, 1979.
- Gonin H. – Rapport général sur la pénétrabilité et le fonçage des pieux, comptes rendus du Symposium International sur la pénétrabilité et le fonçage des pieux, San Francisco, août 1985, vol. 1, 1985.
- Heritier B, Paquet J. – Détermination de la capacité portante des pieux par les méthodes dynamiques, id. San Francisco, août 1985, vol. 1, 1985.
- Kümmel F. – The Kümmel method for calculation of impact forces in piles, 2nd Int. Conf. on the application of stress-wave theory on piles, Stockholm, Suède, 1984.
- De Saint-Venant – Mémoire sur le choc longitudinal de deux barres élastiques, *J. de mathématiques*, 2 ser. XII, 1867, p. 237-376.