

Evaluation du risque de liquéfaction dans un bassin sédimentaire par la confrontation des paramètres pressiométriques, SPT, CPT et dynamiques

Sihem LOUATI^{1,2}, Nesrine BABA², and Nejla BOUDEN ROMDHANE¹

¹ENIT, Laboratoire d'ingénierie Géotechnique et Géorisques ; LIGG, BP 37, Le Belvédère 1002 Tunis, Tunisie

²ISTEUB, Département Bâtiment, 2 Rue de l'Artisanat Charguia 2 - 2035 Tunis, Tunisie

#sihem.louati@gmail.com

ABSTRACT

Earthquakes are one of the most devastating natural phenomena. Structures are not the only ones to undergo deformation; soils are also affected by these vibrations. Seismic stresses create induced effects such as liquefaction and site effects. These effects can be very serious in the presence of non-resistant sedimentary layers.

In this context, we conducted these studies to estimate the liquefaction potential using direct (geotechnical) and indirect (geophysical) methods.

The liquefaction vulnerability of the study area of South Lake Tunis is assessed using the direct results of geotechnical tests on site. The determination of mechanical parameters through SPT-PMT and CPT-PMT correlations made it possible to compare the results of the quantitative estimation of liquefaction potential using several approaches. A seismic ambient noise measurement campaign led to an assessment of the amplification and resonance frequency of the soil in question and subsequently a mapping of the liquefiable zones. Comparisons between the different results were developed and schematized to result in a major contribution to the interpretation of the estimation of the induced "liquefaction" effects.

RESUME

Le séisme est l'un des phénomènes naturels le plus dévastateur, les structures ne sont pas les seuls à subir des déformations, les sols aussi sont affectés par ces vibrations. Les sollicitations sismiques créent des effets induits comme la liquéfaction et l'effet de site. Ces effets peuvent être très graves dans la présence des couches sédimentaires non résistantes.

Dans ce contexte, nous avons menés ces études afin d'estimer le potentiel de la liquéfaction par le biais des méthodes directes (géotechnique) et indirectes (géophysique).

La vulnérabilité de la liquéfaction de la zone des berges du Lac Sud de Tunis est évaluée en utilisant les résultats directs des essais géotechniques in situ. La détermination des paramètres mécaniques par le biais des corrélations SPT-PMT et CPT-PMT a permis de comparer les résultats d'estimation quantitative du potentiel de liquéfaction avec plusieurs approches. Une campagne de mesure de bruit de fond sismique a conduit à évaluer l'amplification et la fréquence de résonance du sol en question et par la suite une cartographie des zones liquéfiables. Des confrontations entre les différents résultats ont été élaborés et schématisés pour aboutir à un grand apport pour l'interprétation d'estimation des effets induits « liquéfaction ».

Keywords: CPT, SPT, PMT, Ambient noise, liquefaction hazard.

1. INTRODUCTION

Ces travaux de recherche s'inscrivent dans le cadre général des études menées pour l'évaluation du risque sismique de la ville de Tunis, on se focalise notamment sur l'évaluation du risque de liquéfaction en Tunisie zone Lac Sud sur deux volets géotechnique et géophysique.

L'estimation quantitative du potentiel de liquéfaction des sols est évaluée généralement à partir des essais in situ, principalement les essais SPT et CPT.

Des nouvelles recherches ont mis en valeur l'importance de l'essai pressiométrique aussi dans l'évaluation du risque de liquéfaction.

L'estimation du potentiel de ce phénomène par le biais des paramètres géotechniques sont basées sur la comparaison entre le rapport cyclique uniforme de contrainte équivalent (CSR_{eq}) (Seed, H. B., & Idriss, I.M. (1971) et Bouassida, M. (2021)); et le rapport de la

résistance cisaillement cyclique (CRR) exprimée en fonction des caractéristiques mécaniques des sols déterminés à partir des essais in situ.

Sur le volet géotechnique, l'évaluation du potentiel de liquéfaction est basée sur des approches obtenues par les essais in-situ SPT, CPT et PMT. Ces approches nécessitent la détermination de la contrainte de cisaillement développé par la sollicitation sismique (CSR) et de la résistance au cisaillement cyclique non drainée (CRR) (Seed, H. B., & Idriss, I.M. (1971) et Bouassida, M. (2021), Dixit, J., Dewaikar, D.M., & Jangid, R. S. (2012), Stark, T. D., & Olson, S. M. (1995), Robertson, P. K., & Wride, C. E. (1998), Kayabasi, A., & Gokceoglu, C. (2018), Moayed, R. Z., Kordnaeij, A., & Mola-Abasi, H. (2018), Cheshomi, A., & Ghodrati, M. (2015), Kayen, R. E., Mitchell, J. K., Seed, R. B., Lodge, A., Nishio, S. Y., & Coutinho, R. (1992).

Sur le volet géophysique, différentes techniques peuvent être appliquées pour l'évaluation du risque de

liquéfaction, citons les méthodes de prospection géophysique comme la sismique réfraction ou réflexion, les méthodes expérimentales basées sur l'analyse des enregistrements de séisme au site et les comparer avec un site de référence et finalement les méthodes des enregistrements de bruit de fond sismique (rapport H/V).

En premier lieu, on présente l'étude de la vulnérabilité de la zone des berges du Lac Sud de Tunis en utilisant les approches géotechniques de calcul directe à partir des essais in-situ tout en faisant la confrontation des résultats directs avec les paramètres corrélés SPT-PMT et CPT-PMT (Baguelin et al. (1978), Briaud et al. (1992), Hamidi et al. (2015), B. Tarawneh et al. (2018), Wieringen (1982), Zia ur- Rehman (2010)) qui sera d'un grand apport pour l'interprétation des résultats de l'estimation du risque de liquéfaction.

En deuxième lieu, l'étude de la vulnérabilité sismique aux alentours du lac Sud de la ville de Tunis en utilisant les enregistrements de bruit de fond sismique (Nakamura, Y. (1997)),

Une comparaison des différents résultats obtenus permet de synthétiser l'apport de chaque approche pour l'évaluation du potentiel de liquéfaction dans le bassin sédimentaire d'étude.

2. Zone d'étude et méthodologie

2.1. Zone et données d'étude

La présente étude est basée sur une diversité de données résultantes des campagnes géotechniques réalisés sur le site en Tunis, incluant :

- 72 sondages pressiométriques
- 48 SPT
- 11 CPT
- 184 sondages carottés

Les données collectées sont localisées par coordonnées géoréférencées comme présenté dans la figure 1.

Une diversité stratigraphique et lithologique est constatée au niveau du site de la ville de Tunis notamment la zone d'étude du Lac Sud.

Pour mieux identifier cette diversité, on a classé la zone en trois secteurs (entrée sud Tunis, Megrine, frontière du Lac) selon la lithologie constatée au niveau des sondages collectés.

La répartition de coupes lithologiques réalisés est illustrée par la figure 1 aussi.

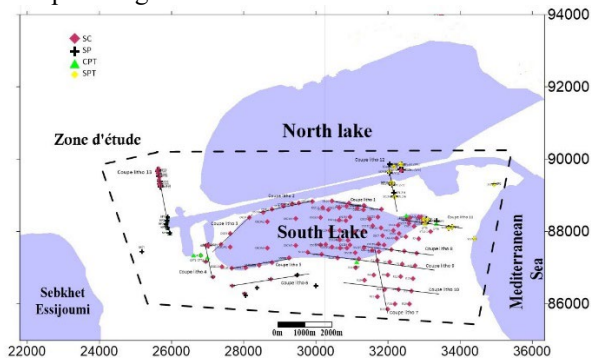


Figure 1: Données collectées et répartition des coupes lithologiques dans la zone d'étude

Par répartition des zones et après une étude lithologique issues des différents sondages, on constate la présence d'une première couche superficielle importante du vase allant d'une épaisseur de 0.5 à 25m du côté Megrine, de 3.7 jusqu'à 9.3m sur les frontières du Lac Sud, de 12.5 jusqu'à 25 coté la Goulette et qui atteint jusqu'à 30m de profondeur en rapprochant de la sortie Sud coté Tunis centre.

La présence d'une alternance des couches de sable et d'argile apparaisse par zone en profondeur, une couche d'argile qui est remarquable en épaisseur qui atteint 37m et plus coté Med V sortie Tunis et qui diminue de 31m coté la goulette jusqu'à 2 m sur les frontières et disparue en intercalation minimale coté Megrine.

Une couche de sable d'une épaisseur moyenne de 4m qui se manifeste aux alentours du Lac sud et disparue en se rapprochant plus du centre de Tunis.

2.2. Méthodologie géotechnique

2.2.1. Le rapport de contrainte cyclique (CSR)

Pour estimer le rapport de contrainte cyclique, la méthode adoptée est celle de Seed et d'Idriss (1971) en fonction de la profondeur dans la couche critique du sol montré par la formule Eq. (1),

$$CSR_{eq} = 0.65 \left(\frac{a_{max}}{g} \right) \left(\frac{\sigma_v}{\sigma'_v} \right) \cdot r_d \quad \text{Eq. (1) ; [3]}$$

a_{max} : L'accélération horizontale maximale à la surface du sol

g : L'accélération de la pesanteur,

σ_v : La contrainte verticale totale,

σ'_v : La contrainte verticale effective,

r_d : Le facteur non linéaire de l'atténuation de la contrainte avec la profondeur en fonction de la rigidité du sol déterminé par les équations Eq. (2.1) et Eq. (2.2),

$$r_d = \exp(\alpha(Z) + \beta(Z) \cdot M) \quad \text{Eq. (2.1) ; [13]}$$

$\alpha(Z)$ et $\beta(Z)$: Sont donnés par les équations Eq. (2.1.a) et Eq. (2.1.b) d'après Idriss et Boulanger (2004)

Pour $Z \leq 34m$;

$$\alpha(Z) = -1.012 - 1.126 \sin\left(\frac{Z}{11.73} + 5.133\right) \quad \text{Eq. (2.1.a) ; [13]}$$

$$\beta(Z) = 0.106 - 0.118 \sin\left(\frac{Z}{11.28} + 5.142\right) \quad \text{Eq. (2.1.b) ; [13]}$$

Pour $Z > 34m$;

$$r_d = 0.12 \exp(0.22 \cdot M) \quad \text{Eq. (2.2) ; [13]}$$

2.2.2. Le rapport de résistance cyclique (CRR)

- **Évaluation de la liquéfaction par la méthode de l'essai SPT :**

L'essai SPT, développé en 1927, est réalisé durant l'avancement du forage dans le sol pour obtenir des

mesures approximatives de la résistance dynamique du sol.

La formule d'évaluation la plus acceptée est celle proposée par Seed et al (1984, 1985). C'est la formule « déterministe » qui se base principalement sur la comparaison entre les valeurs de N (Nombre des coups mesurés lors du SPT), corrigées pour la contrainte effective, l'énergie, les facteurs de l'équipement et de la procédure affectant le SPT et l'intensité du chargement cyclique, exprimée comme étant le rapport cyclique uniforme de contrainte équivalent (CSR_{eq}).

Selon Seed et al. (1985), la valeur corrélée (N_1)_{60cs} est calculé par la relation Eq. (3) :

$$(N_1)_{60cs} = \frac{E_r}{60} C_N \lambda N_1 \quad \text{Eq. (3)}$$

E_r : Rapport énergétique du diapositif du test

N_1 : nombre des coups mesurés lors du SPT

C_N : Coefficient de corrélation pour la contrainte verticale

λ : Coefficient de corrélation utilisateur

D'après Blake (2001),

$$(N_1)_{60cs} = \alpha + [\beta \times (N_1)] \quad \text{Eq. (4)} ;$$

α et β : Dépend de la valeur de teneur en fines (FC).

$$\alpha = 0 \quad \text{pour FC} < 5\% \quad \text{Eq. (5.a)} ;$$

$$\alpha = \exp[1.76 - (\frac{190}{FC^2})] \quad \text{pour } 5\% < \text{FC} < 35\% \quad \text{Eq. (5.b)} ;$$

$$\alpha = 5 \quad \text{pour FC} > 35\% \quad \text{Eq. (5.c)} ;$$

$$\beta = 1 \quad \text{pour FC} < 5\% \quad \text{Eq. (6.a)} ;$$

$$\beta = \exp[0.99 + (\frac{FC^{1.5}}{1000})] \quad \text{pour } 5\% < \text{FC} < 35\% \quad \text{Eq. (6.b)} ;$$

$$\beta = 1.2 \quad \text{pour FC} > 35\% \quad \text{Eq. (6.c)} ;$$

Le N_{60} calculé par la formule (3) est utilisée dans l'estimation du rapport de résistance cyclique, selon Youd et al. (2001) le rapport CRR est estimé par la formule Eq. (7) pour un séisme de magnitude

$M = 7.5$;

$$CRR_{7.5} = \frac{1}{34 - (N_1)_{60cs}} + \frac{(N_1)_{60cs}}{135} + \frac{50}{[10 \times (N_1)_{60cs} + 45]^2} - \frac{1}{200} \quad \text{Eq. (7)} ;$$

Pour un séisme de magnitude $M \neq 7.5$, CRR est calculé par la relation Eq. (8),

$$CRR = CRR_{7.5} \times M_{sf} \quad \text{Eq. (8)} ;$$

M_{sf} : Facteur de correction appliqué pour un séisme de magnitude différente de 7.5 déterminés par la formule Eq. (9),

$$M_{sf} = (\frac{M}{7.5})^{-2.56} \quad \text{Eq. (9)} ;$$

Idriss et Boulanger (2006) ont déterminé la valeur de CRR par l'équation Eq. (10) pour un sol sans cohésion avec n'importe quelle teneur en fines en tenant compte de la valeur de (N_1)_{60cs} calculé par la formule Eq. (11),

$$CRR_{7.5} = \exp \left\{ \frac{(N_1)_{60cs}}{14.1} + \left(\frac{(N_1)_{60cs}}{126} \right)^2 - \left(\frac{(N_1)_{60cs}}{23.6} \right)^3 + \left(\frac{(N_1)_{60cs}}{25.4} \right)^4 - 2.8 \right\} \quad \text{Eq. (10)} ;$$

$$(N_1)_{60cs} = N_1 + \Delta(N_1) \quad \text{Eq. (11)} ;$$

$$\Delta(N_1) = \exp \left(1.63 + \frac{9.7}{FC+0.1} - \left(\frac{15.7}{FC+0.1} \right)^2 \right) \quad \text{Eq. (12)} ;$$

$\Delta(N_1)$: Correction de la teneur en fines en pourcentage (FC) présente dans le sol déterminé par la formule Eq. (12).

Pour un séisme de magnitude différente de 7.5, Idriss et Boulanger ont proposé une correction de CRR par les facteurs M_{sf} et K_σ calculés à partir des formules Eq. (9) et Eq. (13) respectivement ;

$$K_\sigma = 1 - C_\sigma \ln \left(\frac{\sigma'_v}{P_a} \right) \leq 1 \quad \text{Eq. (13)} ;$$

K_σ : Facteur de correction de la contrainte des terrains

P_a : Pression atmosphérique

C_σ : Coefficient dépendant des mesures in situ de N_1 , déterminé par la formule Eq. (14)

$$C_\sigma = \frac{1}{18.9 - 2.55 \sqrt{(N_1)_{60cs}}} \leq 0.3 \quad \text{Eq. (14)} ;$$

➤ Évaluation de la liquéfaction par la méthode de l'essai CPT :

L'essai CPT, rapide à exécuter et économique, procure un profil continu de la géo stratigraphie et de l'évaluation des propriétés du sol en mesurant la résistance en pointe q_c , en fonction de σ'_v , $I_d K_0, \dots$, et le frottement latéral f_s , au cours du fonçage.

Bien que le nombre des essais réalisés sur le site d'étude soit encore moins important que pour le SPT, cet essai est plus fiable que celui réalisé par le SPT.

Plusieurs chercheurs ont fait recours à cet essai pour étudier le risque de liquéfaction. Parmi eux, on cite Stark et Olson (1995) qui ont proposé dans leur approche une normalisation de la résistance du cône par rapport à la pression effective des pressions effectives des morts-terrains présenté par la formule Eq. (15),

$$q_{c1} = C_q \times q_c \quad \text{Eq. (15)} ;$$

C_q : facteur de correction de la contrainte effective des terrains

Seed et al. (1983) ont élaboré une correction pour cette contrainte qui a été confirmé plus tard par Mitchell et Tseng (1990) en utilisant la théorie de l'expansion des cavités.

Kayen et al. (1992) ont proposé la formule Eq. (16) de correction de la contrainte effective des terrains proposé par seed et al. (1983).

$$C_q = \left(\frac{1.8}{0.8 + \frac{\sigma'_{p0}}{\sigma'_{ref}}} \right) \quad \text{Eq. (16)} ;$$

σ'_{ref} : Contrainte de référence égale à 1 atmosphère (environ 100 kPa).

D'après Robertson et al. (1998), La normalisation de la résistance de pointe q_c s'exprime par la formule Eq. (17) en tenant compte de la correction exprimé par la formule Eq. (18),

$$q_{c1} = C_q \times \left[\frac{q_c}{P_{a1}} \right] \quad \text{Eq. (17) ; [8]}$$

$$C_q = \left[\frac{P_{a2}}{\sigma'_v} \right]^n \quad \text{Eq. (18) ; [8]}$$

P_{a1} : Pression de référence égale à 100 KPa si σ'_v est exprimée en KPa

P_{a2} : Pression de référence égale à 0.1 MPa q_c est exprimée en MPa

n : l'exposant des contraintes variant de 0,5 pour un sable propre jusqu'à 1 pour un sol argileux

Robertson et al. (2000) ont utilisé la relation Eq. (16) dans la détermination du valeur CRR exprimé par les équations Eq. (19) et Eq. (20) dans le but de l'évaluation du potentiel de liquéfaction ;

Pour $q_{c1} < 50$; $CRR_{7.5} = 0.833 \times \left(\frac{q_{c1}}{1000} \right) + 0.05$
Eq. (19) ;

Pour $50 < q_{c1} < 160$; $CRR_{7.5} = 93 \times \left(\frac{q_{c1}}{1000} \right)^3 + 0.08$
Eq. (20) ;

➤ Évaluation de la liquéfaction par la méthode de l'essai PMT :

L'essai pressiométrique, inventé par [Louis Ménard](#) en 1954, est un essai de chargement qui permet d'obtenir les caractéristiques mécaniques du sol (E_M ; P_l ; P_f) et d'effectuer les calculs de fondation.

Agan et algin (2014) ont déterminé le module pressiométrique du PMT par la relation Eq. (21)

$$E_{PMT} = \frac{2(1+\mu)(V_0+V_m)\Delta P}{\Delta V} \quad \text{Eq. (21) ;}$$

μ : Coefficient du poisson (généralement pris égale à 0.33)

V_0 : Le volume initial de la sonde

V_m : Le volume moyen de la sonde sur la plage de contraintes considérée

$\frac{\Delta P}{\Delta V}$: La pente de la partie linéaire de la contrainte en fonction du volume de la sonde.

D'autres chercheurs ont maintenu la possibilité de créer des corrélations entre la pression limite et le module pressiométrique.

Bozbey and Togrol (2010) ont proposé une corrélation pour les sols argileux montrée par l'équation empirique Eq. (22),

$$P_l = 0.2(E_m)^{0.76} \quad \text{Eq. (22) ;}$$

Cheshomi and Ghodrati (2014) ont recommandé la même corrélation pour les sables silteuses Eq. (23.a) et pour les argiles silteuses Eq. (23.b),

$$P_l = 0.08 E_m - 0.026 \quad \text{Eq. (23.a) ;}$$

$$P_l = 0.046 E_m - 0.067 \quad \text{Eq. (23.b) ;}$$

Dans l'objectif de l'évaluation du phénomène de liquéfaction, plusieurs recherches ont utilisés les résultats issus du PMT. Briaud (2013) a proposé une correction pour la pression limite nette montrée par l'équation Eq. (24) ;

$$Pl_c = Pl^* \times \left(\frac{P_a}{\sigma'_{ov}} \right)^{0.5} \quad \text{Eq. (24) ;}$$

Pl^* : La pression limite nette mesurée de la PMT,

P_a : La pression atmosphérique

σ'_{ov} : La contrainte verticale effective à la profondeur de l'essai PMT.

Kayabasi et al. (2018) ont recommandé la relation Eq. (25) dans le but de l'évaluation du risque de liquéfaction en se référant à la formule Eq. (7) proposé par Youd et al. (2001),

$$CRR_{7.5} = \frac{1}{34-0.2Pl_c} + \frac{0.2Pl_c}{135} + \frac{50}{[2Pl_c+45]^2} - \frac{1}{200} \quad \text{Eq. (25) ;}$$

2.2.3. Le facteur de sécurité FS

Le facteur de sécurité FS représente le rapport entre la contrainte cyclique et la résistance de cisaillement cyclique. Il sert à l'identification des sols liquéfiables.

$$FS = \frac{CRR}{CSR} \quad \text{Eq. (26) ;}$$

Selon l'Eurocode 7;

Pour un coefficient de sécurité $FS \leq 1$ le sol est liquéfiable ;

Pour un coefficient de sécurité $FS > 1$ le sol est non liquéfiable ;

2.3. Méthodologie géophysique

Les méthodes indirectes, bruit de fond en particulier, sont basées sur les mesures en réseaux et les mesures en une seule station. Dans l'intérêt de l'évaluation du phénomène de liquéfaction sans avoir besoin de connaître la vitesse des ondes de cisaillement, la technique H/V est utilisé dans ce travail. Cette technique se base sur les mesures expérimentales et sur l'analyse du rapport spectral entre le spectre d'amplitude de Fourier des composantes horizontale (H) et verticale (V) des signaux enregistrés. Cette méthode est devenue plus populaire grâce à ses possibilités de collecte de données et d'application dans tous les domaines.

Le rapport H/V assure la détermination de la fréquence prédominante (F_p) et le facteur d'amplification (A_p) du site. Nakamura (1997) a discuté cette méthode et également proposé l'indice de vulnérabilité K_g introduit par la relation Eq. (27) comme un moyen d'évaluation le phénomène de la liquéfaction.

$$K_g = \frac{A_p^2}{F_p} \quad \text{Eq. (27) ;}$$

3. Confrontation des résultats d'estimation du potentiel de liquéfaction selon CPT SPT PMT

La simplicité et le faible coût de l'essai pressiométrique (PMT) ont toujours été les principaux avantages de ce test par rapport aux autres tests de terrain. Bien que d'autres essais de terrain (par exemple SPT, CPT, DMT) soient censés fournir des résultats plus fiables, ils sont toujours coûteux et ne sont pas réalisables dans tous les projets.

Les sondages PMT sont les plus utilisés en Tunisie, et vu le nombre des essais PMT collectés une estimation du potentiel de liquéfaction selon l'approche PMT est faite.

L'identification du risque de liquéfaction selon les essais PMT se base sur la formule de Kayabasi et al. (2018) en faisant la correction de la valeur de la pression limite totale proposé par Briaud (2013).

Le calcul du rapport CRR a été effectué pour les sondages PMT à chaque mètre de la surface allant jusqu'à 115m de profondeur dans certains sondages.

L'estimation du risque de liquéfaction à partir des PMT a montré plus de sécurité que celles à partir de CPT et SPT. Les zones non liquéfiables selon les PMT se manifeste dans toutes type du sol (vase, sable et argile) avec différence de grandeur de facteur de sécurité qui est plus important en Argile qu'en vase et sable.

Abordons dans cette partie la confrontation des résultats obtenus dans le traitement géotechnique réalisé dans la partie précédente de l'estimation du risque de liquéfaction. On se focalise notamment sur la coupe lithologique 11 qui regroupe des sondages SPT, CPT et PMT.

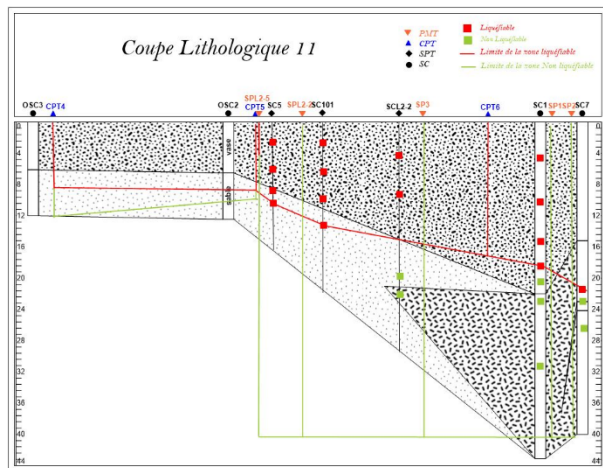


Figure 2: Confrontation des SPT, CPT et PMT sur la coupe lithologique 11

Les résultats issus des sondages PMT ont montré une non-conformité avec les CPT et les SPT au niveau de la première couche du sol, mais conformément aux interprétations des résultats précédentes le risque de liquéfaction est plus important et majoritaire dans le sol de nature vaseuse.

Cette couche de vase est donc peut être affectée par la propagation des vibrations jusqu'à une profondeur d'une vingtaine de mètres, un risque à prendre en considération.

Le risque de liquéfaction est moins important dans la couche du sable mais à ne pas négliger que ce type du sol perd de résistance en présence de ce phénomène du cisaillement du sol.

Les sols argileux selon les résultats trouvés sont moins susceptibles à être affecter par la liquéfaction et prouve une certaine stabilité sous sollicitation dynamique en comparant avec les vases et les sables.

Donc on peut dire qu'un sol lâche est beaucoup plus sensible à la liquéfaction, contrairement à un sol dense qui résiste plus.

4. Corrélation PMT-SPT; PMT-CPT et confrontation des résultats d'estimation du potentiel de liquéfaction

Suite aux résultats non conformes présentés dans le paragraphe précédent, on a pensé à utiliser des corrélations entre les résultats du PMT et les résultats d'autres tests de terrain (SPT et CPT dans cette étude).

Grâce au corrélations proposées par Baguelin et al. (1978), Briaud et al. (1992), Hamidi et al.(2015), B. Tarawneh et al. (2018), Wieringen (1982), Zia ur-Rehman (2010)), nous avons pu estimer des paramètres des essais directes SPT et CPT et par la suite refaire les calculs du facteur de sécurité par le biais de calcul de CRR et CSR issus des paramètres SPT et CPT corrélés.

En premier lieu, pour la corrélation SPT-PMT, on a adaptée la formule de Bozbey et Togrol (2010) pour la détermination de la valeur N_{60} en fonction du module E_m et tout en appliquant le calcul, on a obtenu des valeurs de N_{60} du PMT corrélés qui sont très proches des valeurs N_{60} des essais SPT réelles.

En se référant aux nouvelles valeurs de N_{60} , le calcul du rapport CRR (détaillé précédemment) a été calculé par la même formule de Youd et al (2001) comme appliqué dans l'évaluation du risque selon les SPT directement.

Le calcul par corrélation SPT-PMT a donné comme résultat un facteur de sécurité inférieur à 1 en toute profondeur par mètre de chaque sondage signifiant que le risque de liquéfaction est bien présent dans la zone contrairement aux résultats obtenus par calcul des formules directes pour l'évaluation à partir des PMT.

En deuxième lieu, pour la corrélation CPT-PMT, on a adaptée la formule de Tarawneh et al (2018) pour déterminer les valeurs de q_c corrélés selon lesquelles on a calculer le rapport CRR par application de la formule de Robertson et al (2000) comme fait dans l'évaluation selon les CPT directement.

Les résultats obtenus par corrélation CPT-PMT confirme celle résultante de la corrélation SPT-PMT. Toutefois, le facteur de risque F_s est inférieur à 1 en toute profondeur marquant un risque de liquéfaction en toute nature du sol dans la zone de Lac Sud coté El mallaha-Megrine.

En guise de conclusion, la coupe lithologique 11 est localisée dans une zone liquéfiable par conformité des résultats de corrélation SPT-PMT et CPT-PMT comme l'illustre la figure 3 ci-dessous.

Finalement, on a superposé les différents résultats obtenus par corrélation et les résultats obtenus par confrontation SPT, CPT et PMT comme résultante finale de l'évaluation du risque de liquéfaction comme le montre la figure 3 ci-dessous.

Admettant que N_{60} et q_c sont les paramètres directs pour l'identification des sols liquéfiables et qui sont plus fiables que les paramètres PI^* et E_m du PMT dans l'estimation de ce risque, on peut admettre que les résultats des corrélations sont plus conformes à la réalité que les résultats de calcul direct à partir des essais PMT.

De ce fait, on conclut que par conformité de toutes les résultats la zone de localisation de la coupe lithologique 11, le sol est liquéfiable à une profondeur qui varie entre 20 et 40m et que l'effet induit « liquéfaction » peut avoir lieu principalement au niveau de la couche du vase.

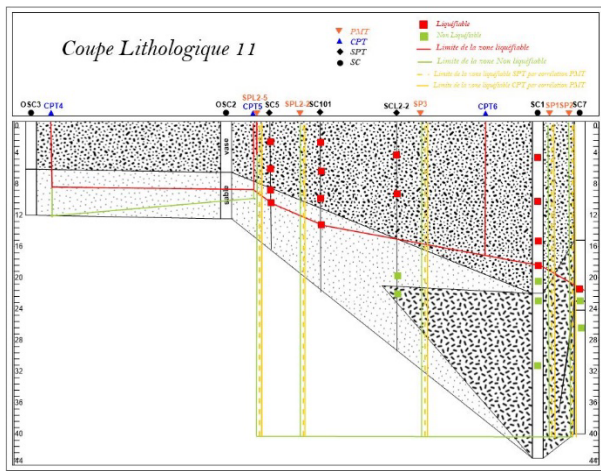


Figure 1: Résultante finale de l'évaluation du risque de liquéfaction au niveau de la coupe lithologique 11

5. Confrontation PMT-SPT- CPT-Bruit de fond sismique

Pour mieux localiser les zones à risques vis à vis le phénomène induit « liquéfaction », une campagne de mesures de bruit fond à une seule station a été réalisée en utilisant l'appareillage de mesure Guralp, le CMG 5TDE.

La méthode requise pour l'évaluation du risque de liquéfaction dans ce travail est basée sur la méthode indirecte de mesure de bruit de fond.

La technique H/V est une technique expérimentale basée sur l'analyse du rapport spectral entre le spectre d'amplitude de Fourier des composantes horizontale (H) et verticale (V) des micro-tremblements enregistrés comme décrit dans la partie qui précède.

Le rapport H/V assure la détermination de la fréquence prédominante (F_p) (figure 4) et le facteur d'amplification (A_p) (figure 5) du site qui aboutit au calcul de l'indice de vulnérabilité K_g (figure 6) par la formule proposée par Nakamura (1997).

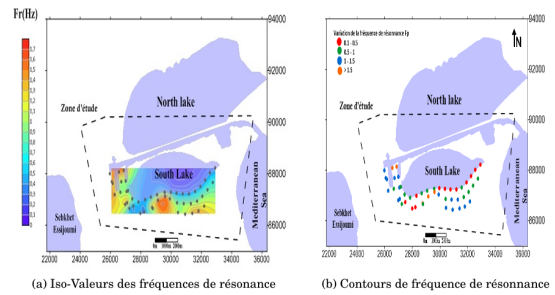


Figure 4: Fréquence prédominante (F_p)

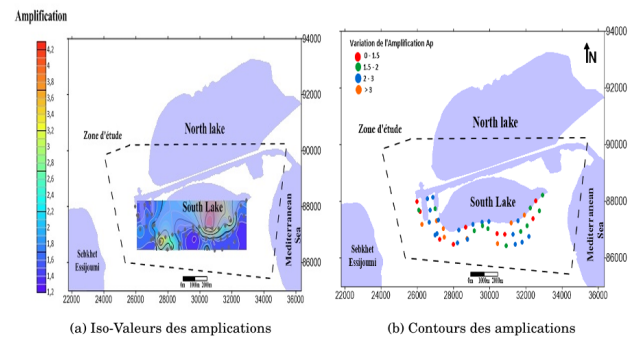


Figure 5: Amplification prédominante (A_p)

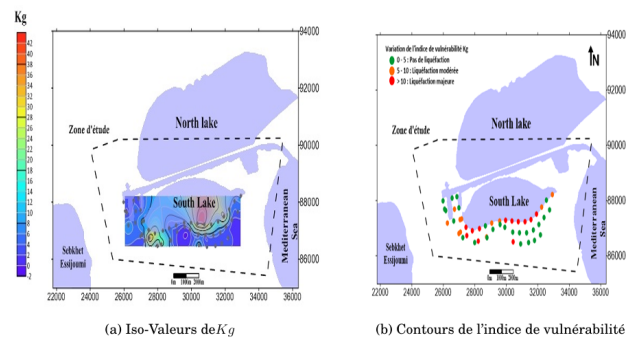


Figure 6: Facteur K_g (F_p)

Le calcul de l'indice de vulnérabilité sur les points de mesures de la campagne réalisée a donné des résultats qui varie entre 1 et 39.

Adaptant selon Nakamura qu'une valeur de K_g inférieur à 5 indique une stabilité de la zone et sa variation entre 5 et 10 montre un risque modéré de liquéfaction. Dépassant la valeur 10 du K_g le risque est majeur.

Selon la variation des résultats géophysique de la zone d'étude, on admet que le long de la digue le risque est modéré à majeur ainsi que la zone allant de l'entrée sud de Tunis jusqu'à Megrine qui est de nature vaseuse à une profondeur de 40m, alors que le terrain de la zone El Mallaha présente une stabilité remarquable vu que la profondeur de la couche du vase est moins importante.

Conformément aux résultats obtenus par l'évaluation géotechnique, les interprétations de l'estimation géophysique confirme le risque de liquéfaction dans les zones qui comporte une couche de vase plus profonde.

Au niveau des berges de Lac Sud, ce risque est présent essentiellement dans la couche de vase ; le comportement et la nature de la vase de Tunis est considéré comme un sol lâche non résistant.

6. Conclusions

Le travail de recherche présenté était pour objectif de l'évaluation du risque sismique de liquéfaction dans la zone d'étude des berges du Lac Sud de la ville de Tunis par application des différentes approches géotechniques et géophysiques.

Dans un premier stade, nous étions familiarisées au terrain d'étude sur un contexte géotechnique, géologique et sismotectonique en étudiant l'impact de propagation des sollicitations sismiques dans les sols saturés tout en détaillant les approches d'estimation du phénomène de liquéfaction dans la littérature.

La caractérisation géotechnique de la zone d'étude est établie à partir d'une collecte des campagnes géotechniques réalisées aux alentours du Lac Sud et une création des coupes lithologiques des terrains en question et par la suite une identification de la nature du sol qui comporte une couche superficielle de vase avec des alternances des couches du sable et d'argile en profondeur.

L'évaluation géotechnique du risque de liquéfaction est fait par calcul directe à partir des SPT, CPT, PMT et par corrélations SPT-PMT et CPT-PMT. Les résultats issus des calculs directs SPT, CPT et des calculs avec les paramètres corrélés SPT-PMT et CPT-PMT sont considérés plus fiables que ceux issus des calculs directs à partir du PMT vu que les paramètres de cet essai n'impactent pas directement la détermination du facteur du risque de liquéfaction.

La confrontation entre les résultats de calcul direct et par corrélation prouve que le terrain d'étude présente un risque de liquéfaction au niveau de la couche de vase principalement et que les sols argileux sont plus stables.

Dans un dernier stade, une évaluation du risque de liquéfaction par la méthode indirecte « mesures de bruit de fond sismique », tout en faisant une campagne de mesure de 49 stations, est établie. Le traitement des mesures par calcul des courbes H/V a été appliqué dans l'estimation de l'indice de vulnérabilité K_g donnant comme résultat le degré de risque dans la zone d'étude.

Les résultats géophysiques sont en conformité avec les résultats géotechniques. Le risque est modéré à majeur tout au long de la digue ainsi que dans la zone allant de l'entrée sud de Tunis jusqu'à Megrine, ce terrain est de nature vaseuse, et qui reflète une certaine stabilité dans la zone d'EL Mallaha et la zone de la coupe lithologique 13 de l'Echangeur Cyrus le Grand la présence des couches de nature argileuse en profondeur qui dépasse les 70m.

Le couplage entre l'ensemble des approches géotechniques et géophysiques a donné une validation et conformité entre les résultats obtenus par conséquence l'essai PMT peut servir pour évaluer les aléas sismiques d'une zone présente un bassin sédimentaire remarquable et là on parlera des phénomènes d'effet de site géologique.

Remerciements

On tient à remercier particulièrement la Société d'Etudes et de Promotion de Tunis Sud "SEPTS", qui sans leur collaboration ce travail de recherche n'aurait pas été accompli.

References

- A. Cheshomi, M. Ghodrati, Estimating Menard pressuremeter modulus and limit pressure from SPT in silty sand and silty clay soils. A case study in Mashhad, Iran. *Int. J. Geomech. Geoeng.* 10 (3) (2014) 194–202.
- Andrus, R. D., & Stokoe II, K. H. (2000). Liquefaction resistance of soils from shear-wave velocity. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 126(11), 1015-1025.
- Andrus, R. D., Stokoe, K. H., & Hsein Juang, C. (2004). Guide for shear-wave-based liquefaction potential evaluation. *Earthquake Spectra*, 20(2), 285-308.
- B. Hamidi, H. Nikraz, S. Varaksin, Correlation between PMT and CPT after dynamic compaction in reclaimed calcareous sand, *Aust. Geomech. J.* 50 (4) (2015) 51–58.
- B. Tarawneh et al. , Estimation of pressuremeter modulus and limit pressure from Cone Penetration Test for desert sands, 2018.
- Bouassida, M. (2021). Liquefaction Susceptibility of an Earth Dam Foundation: A Case Study.
- Boulanger, R. W., & Idriss, I. M. (2004). *Evaluating the potential for liquefaction or cyclic failure of silts and clays* (p. 131). Davis, California : Center for Geotechnical Modeling.
- Chang, W. J., Ni, S. H., Huang, A. B., Huang, Y. H., & Yang, Y. Z. (2011). Geotechnical reconnaissance and liquefaction analyses of a liquefaction site with silty fine sand in Southern Taiwan. *Engineering geology*, 123(3), 235-245.
- Cheshomi, A., & Ghodrati, M. (2015). Estimating Menard pressuremeter modulus and limit pressure from SPT in silty sand and silty clay soils. A case study in Mashhad, Iran. *Geomechanics and Geoengineering*, 10(3), 194-202.
- Cleary, P. W., Prakash, M., & Rothauge, K. (2010). Combining digital terrain and surface textures with large-scale particle-based computational models to predict dam collapse and landslide events. *International Journal of Image and Data Fusion*, 1(4), 337-357.
- Cubrinovski, M., Green, R., Allen, J., Ashford, S., Bowman, E., Bradley, B., ... & Wotherspoon, L. (2010). Geotechnical reconnaissance of the 2010 Darfield (New Zealand) earthquake.
- Dixit, J., Dewaikar, D. M., & Jangid, R. S. (2012). Assessment of liquefaction potential index for Mumbai city. *Natural Hazards and Earth System Sciences*, 12(9), 2759-2768.
- E. Kenmogne, J.R. Martin, S.A. Geofor, Correlation studies between SPT and Pressuremeter tests, in: *Proceedings of the 15th African Regional Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2011.
- F. Baguelin, J.F. Jezequel, D.H. Shields, *The Pressuremeter and Foundation Engineering*, Trans Tech Publications, 1978.
- I. Bozbey, E. Togrol, Correlation of standard penetration test and pressuremeter data a case study from Estunbol, Turkey, *Bull. Eng. Geol. Environ.* 69 (2010) 505–515.
- J.L. Briaud, *The Pressuremeter*, Balkema, Rotterdam, 1992, p. 322.
- Karoui, H., & Bouassida, M. Assessment of liquefaction risk by Standard Penetration Test (SPT): Foundation of Sidi El Barrak Dam (Tunisia).
- Kayabasi, A., & Gokceoglu, C. (2018). Liquefaction potential assessment of a region using different techniques (Tepebasi, Eskişehir, Turkey). *Engineering geology*, 246, 139-161.
- Kayen, R. E., Mitchell, J. K., Seed, R. B., Lodge, A., Nishio, S. Y., & Coutinho, R. (1992, May). Evaluation of SPT-, CPT-, and shear wave-based methods for liquefaction potential assessment using Loma Prieta data. In *Proceedings of the 4th Japan-US Workshop on Earthquake Resistant Design of*

Lifeline Facilities and Countermeasures for Soil Liquefaction, Hamada, M. and O'Rourke, TD, eds.

Marcuson, W. F., Hynes, M. E., & Franklin, A. G. (2007, June). Seismic design and analysis of embankment dams: the state of practice. In *Proceedings of the 4th Civil Engineering Conference in the Asian Region*.

Moayed, R. Z., Kordnaeij, A., & Mola-Abasi, H. (2018). Pressuremeter modulus and limit pressure of clayey soils using GMDH-type neural network and genetic algorithms. *Geotechnical and Geological Engineering*, 36(1), 165-178.

Mona B. Anwar (2018) Correlation between PMT and SPT results for calcareous soil, HBRC Journal, 14:1, 50-55,

Nakamura, Y. (1997, November). Seismic vulnerability indices for ground and structures using microtremor. In *World Congress on Railway Research in Florence, Italy*.

Robertson, P. K., & Wride, C. E. (1998). Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetration test. *Canadian geotechnical journal*, 35(3), 442-459.

S. Yagiz, E. Akyol, G. Sen, Relationship between the standard penetration test and the pressuremeter test on sandy silty clays : a case study from Denizli, Bull. Eng. Geol. Environ. 67(3) (2008) 405–410.

Seed, H. B., & Idriss, I. M. (1971). Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations division*, 97(9), 1249-1273.

Stark, T. D., & Olson, S. M. (1995). Liquefaction resistance using CPT and field case histories. *Journal of geotechnical engineering*, 121(12), 856-869.

Youd, T. L., & Idriss, I. M. (2001). Liquefaction resistance of soils: summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. *Journal of geotechnical and geoenvironmental engineering*, 127(4), 297-313.

Zhang, Y. (2019). Risk analysis of soil liquefaction in earthquake disasters. In *E3S Web of Conferences* (Vol. 118, p. 03037). EDP Sciences.