



Journal of Materials and Engineering Structures

Research Paper

Contribution à la Proposition d'une Nouvelle Approche de Calcul Sismique des Structures en Interaction avec le Sol (N2-ISS)

Contribution to the Proposition of a New Approach to Seismic Computation of Structures in Interaction with Soil (N2-SSI)

Mohammed Mekki^{a,*}, **Sidi Mohammed Elachachi**^b

^a Laboratoire LM2SC, Faculté d'Architecture et de Génie Civil, Université des sciences et de la technologie d'Oran Mohamed Boudiaf, 1505 El M'NAOUER 31000 Oran, Algérie

^b Université de Bordeaux, I2M/dépt. GCE, UMR CNRS 5295, bat. B18, Av des Facultés, 33405 Talence, France

ARTICLE INFO

Historique de l'article :

Recu : 2 mars 2019

Révisé : 22 mars 2020

Accépté : 25 mars 2020

Mots clés:

Performance sismique

Interaction sol-structure

Demande sismique

Capacité de la structure

Keywords :

Seismic performance

Sol-structure interaction

Seismic demand

Capacity of the structure

RESUME

L'objectif de cet article est de contribuer à l'étude du comportement sismique des structures en interaction avec le sol et d'offrir de nouveaux outils pour le traitement de problèmes pertinents, orientés vers la nouvelle philosophie de conception parasismique des structures : la conception basée sur la performance (performance-based design). La problématique s'inscrit dans le cadre de proposition de modèles simplifiés afin d'aborder un problème compliqué tel que l'interaction sol-structure (ISS). Le comportement non linéaire de la structure est déterminé par une approche capacitive basée sur la performance sismique telle que la méthode N2 proposée par P. Fajfar. Dans sa version originale, cette méthode considère que la structure est encastree à sa base, négligeant ainsi l'ISS. Notre contribution sera d'apporter quelques modifications à cette approche pour introduire l'effet du sol sur la réponse non linéaire.

ABSTRACT

The purpose of this article is to contribute to the study of the seismic behavior of structures interacting with the ground and to offer new tools for the treatment of relevant problems, oriented towards the new seismic design philosophy of structures: the design performance-based design. The issue is part of the proposal for simplified models to address a complicated problem such as soil-structure interaction (ISS). The nonlinear behavior of the structure is determined by a capacitive approach based on the seismic performance such as the N2 method proposed by Peter Fajfar. In its original version, this method considers that the structure is fixed at its base, neglecting the ISS. Our contribution will be to make some modifications to this approach to introduce the effect of the soil on the nonlinear response.

* Corresponding author. Tel.: +213 560916690.

E-mail address: mohammed.mekki@univ-usto.dz

1 Introduction

Les déformations de la structure au cours de secousses sismiques sont affectées par les interactions entre les trois systèmes liés : la structure, la fondation et les milieux géologiques sous-jacents et entourant les fondations. L'analyse sismique de l'ISS évalue la réponse de l'ensemble par rapport à un mouvement du sol spécifié en champ libre [1]. En effet, dans le cas d'une base flexible, l'interaction mutuelle entre la structure et le sol adjacent induit des modifications dans la réponse dynamique [2]. Néanmoins, l'effet de l'ISS peut être différent selon que les systèmes sont élastiques ou inélastiques. Ainsi, les méthodes actuelles d'interaction basées sur l'étude de réponse élastique pourraient ne pas être directement applicables à des structures qui devraient se comporter inélastiquement au cours de violents séismes. Par conséquent, ignorer les caractéristiques non linéaires du phénomène de l'ISS pourrait conduire à des prédictions erronées des dommages structurels.

Pour les systèmes élastiques, les premières études de l'ISS ont été menées par Veletsos et Meek [3] ; Veletsos et Nair [4]. Dans ces travaux, les effets de l'ISS inertielle sont résumés par un système équivalent à un seul DDL caractérisant la flexibilité du sol support et l'amortissement de la fondation. L'effet de la flexibilité du sol est inclus en modifiant la période fondamentale d'une structure à base fixe. L'amortissement de la fondation associé à l'amortissement radiatif et matériel du sol est introduit en définissant un amortissement effectif du système superstructure-fondation en tant que la somme d'un terme proportionnel à l'amortissement visqueux de la structure et l'amortissement visqueux équivalent de la fondation. L'augmentation de la période naturelle et de l'amortissement ajouté de la fondation a été largement étudiée par plusieurs auteurs (par exemple : Luco [5] ; Aviles et Perez-Rocha [6]). Néanmoins, cette approche de l'oscillateur équivalent n'est strictement valable que pour des systèmes élastiques superstructure-fondation, ce qui constitue une limitation importante en génie parasismique, quand le comportement de la superstructure est fortement inélastique. En dépit de ces limites, cette approche a été incluse dans plusieurs dispositions de conception parasismique (par exemple : ASCE 41-06 [7] ; ATC-40 [8] ; FEMA 750 [9]).

Les effets de l'ISS sur la structure à la limite élastique n'ont pas été étudiés. Les recherches théoriques menées par Priestley et Park [10] pour les piles de ponts élastoplastiques ont montré que la flexibilité de la fondation réduit la capacité de ductilité du système. Plus récemment, plusieurs autres études utilisant la technique de l'oscillateur équivalent [11-12-13], ont été menées afin d'éclaircir l'effet de l'ISS sur la ductilité maximale requise. De même, Ghannad et Jahankhah (2007) [14] ont effectué des études paramétriques et ont révélé l'importance de l'ISS sur le comportement inélastique structurel. Les auteurs ont indiqué que le facteur de réduction de la résistance de la structure diffère significativement selon que l'on suppose la base fixe ou que l'on inclut la flexibilité de sa fondation. Khoshnoudian et Behmanesh (2010) [15] ont évalué l'amortissement défini dans la FEMA-440 [16] afin d'inclure l'effet de l'ISS.

La plupart des travaux de recherche réalisés dans le passé, ont abordé le problème de l'ISS en partant de l'hypothèse que le sol et la structure sont simultanément linéaires, en utilisant l'analogie de l'oscillateur équivalent à base fixe. Ce n'est que durant cette dernière décennie, que certaines études se sont focalisées sur l'impact du sol sur la réponse non linéaire de la structure, en introduisant un oscillateur non linéaire équivalent caractérisé par une ductilité effective avec une période et un amortissement effectifs correspondant au système à l'état élastique. La comparaison entre les résultats en termes de ductilité et en déplacement obtenus par ce modèle simplifié et ceux obtenus par des méthodes exactes ont prouvé l'efficacité et la fiabilité du modèle. Ces études soulignent que l'ISS a un effet considérable sur la demande en ductilité des structures.

Il est difficile de savoir a priori si l'ISS a une influence positive ou négative sur le comportement de la structure. Elle peut théoriquement, selon les cas, contribuer à amplifier ou à diminuer les déplacements à l'intérieur de la structure. Dans le cadre d'une conception basée sur l'atteinte d'objectifs de performance (Performance Based Design, PBD), dans laquelle la détermination du déplacement de la structure est un élément clé, la question devient essentielle de savoir comment l'interaction entre le sol et la structure à comportement non linéaire peut modifier la demande sismique et la capacité de la superstructure?. C'est cette exigence qui justifie la prise en compte de l'ISS dans le cadre d'une approche capacitive pour l'estimation de la réponse.

La problématique autour de laquelle s'articule cet article, s'inscrit dans le cadre de proposition d'un modèle simplifié afin d'aborder un problème compliqué tel que l'ISS non linéaire. Le comportement non linéaire de la structure est déterminé par une approche capacitive basée sur la performance sismique telle que la méthode N2. Cette méthode considère dans sa version originale que la structure est encastrée à sa base, négligeant ainsi l'ISS. Notre contribution sera d'apporter quelques modifications à cette approche pour introduire l'effet du sol sur la réponse non linéaire. L'approche proposée, malgré sa

simplicité, montrera son efficacité à travers les résultats pertinents obtenus, qui sont presque confondus avec les résultats obtenus par les méthodes exactes. Dans cette étude, nous analyserons l'influence du sol (caractérisé par sa vitesse d'ondes de cisaillement) sur plusieurs paramètres clés de la réponse de la structure tels que le facteur de réduction de la force et le déplacement maximal de la structure.

2 Méthodologie proposée pour l'analyse non linéaire d'un système sol-structure : l'approche N2-ISS

L'approche consistera dans un premier temps, à déterminer la réponse non linéaire par la méthode N2 pour le système sans tenir compte de l'ISS puis, à introduire dans un second temps l'effet de l'ISS [17]. Cette méthode a été proposée initialement par Peter Fajfar [18].

Le choix de la méthode N2 est dû à sa simplicité et à sa capacité à déterminer le déplacement de la structure avec un effort de calcul "gérable" et une précision raisonnable. Cependant, comme toute méthode approchée, la méthode N2 est soumise à plusieurs limitations. L'approche N2-ISS est illustrée à la figure 1 et est organisée selon les étapes suivantes :

- A. Détermination de la courbe Pushover d'une structure à plusieurs DDL considérée initialement fixée à sa base. Cette courbe est représentée en termes d'effort tranchant à la base en fonction du déplacement au sommet et est construite en appliquant des forces horizontales monotones croissantes à la structure (analyse Pushover, figure 1.A).
- B. Évaluation de la demande sismique. L'évaluation de la performance structurelle est déterminée par la méthode N2 pour un système à base fixe (figure 1.B). La demande sismique est calculée à partir des spectres de réponse dans le format accélération-déplacement. La courbe Pushover (effort tranchant à la base V -déplacement au sommet u_n) est convertie en une courbe de capacité (accélération (S_a)- déplacement spectral (S_d), figure 1.B).

$$S_a = \frac{V}{M_1^*} \quad S_d = \frac{u_n}{\Gamma_1 \phi_{N,1}} \quad (1)$$

$$M_1^* = \frac{(\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j,1})^2}{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j,1}^2} = \frac{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j,1}}{\sum_{j=1}^N m_j \phi_{j,1}^2} \quad (2)$$

M_1^* est la masse modale effective de la construction, correspondant au premier mode de vibration et aux masses m_j des différents niveaux, $\phi_{j,1}$ est l'amplitude du déplacement au niveau j correspondant au premier mode de vibration et Γ_1 est le facteur de participation modale correspondant au premier mode de vibration.

La demande sismique est exprimée par un spectre de réponse élastique.

$$S_{de}(T, \xi) = \frac{T^2}{4\pi^2} S_{ae}(T, \xi) \quad (3)$$

où $S_{ae}(T, \xi)$ et $S_{de}(T, \xi)$ sont les valeurs d'accélération et de déplacement dans le spectre élastique correspondant aux périodes T et à une valeur d'amortissement visqueux ξ fixée à 5%.

Le spectre inélastique pour un système à un seul degré de liberté est déduit à partir du spectre élastique en appliquant les expressions suivantes :

$$S_a(T, \xi) = \frac{S_{ae}(T, \xi)}{R_\mu} \quad (4)$$

$$S_d(T, \xi) = \frac{\mu}{R_\mu} S_{de}(T, \xi) = \frac{\mu}{R_\mu} \frac{T^2}{4\pi^2} S_{ae}(T, \xi) = \mu \frac{T^2}{4\pi^2} S_a(T, \xi) \quad (5)$$

où $S_a(T, \xi)$: accélération inélastique, $S_d(T, \xi)$: déplacement inélastique, μ : facteur de ductilité, R_μ : facteur de réduction.

Plusieurs propositions se trouvent dans la littérature pour déterminer le facteur de réduction R_μ . Un exemple de la

relation bilinéaire ($R_\mu - \mu - T$) présenté dans Vidic et al (1994) est [19] :

$$\begin{cases} R_\mu = (\mu - 1) \frac{T}{T_c} + 1 & T < T_c \\ R_\mu = \mu & T > T_c \end{cases} \quad (6)$$

où T_c est la période caractéristique du sol. C'est la période de transition où le segment des accélérations constantes du spectre de réponse (la gamme des courtes périodes) passe au segment des vitesses constantes du spectre (la gamme des moyennes périodes).

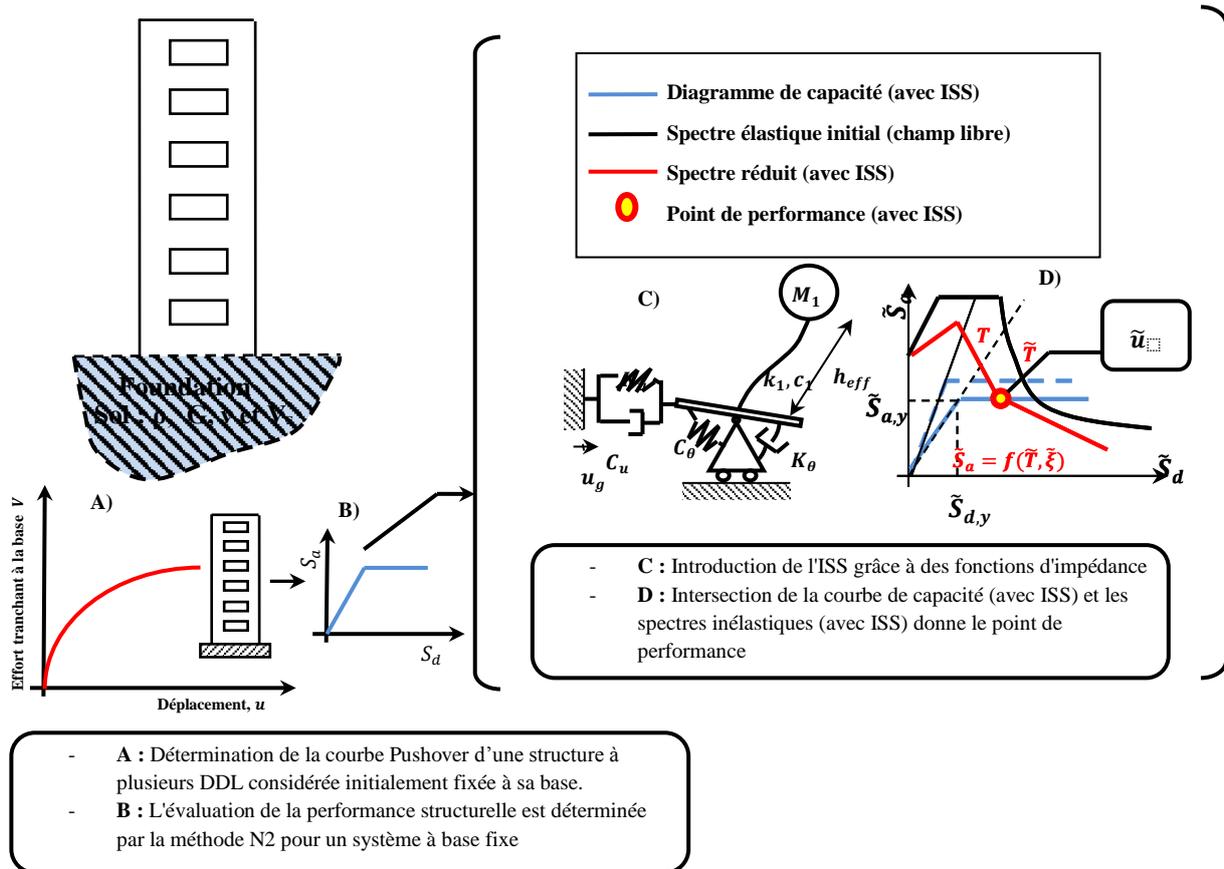


Fig. 1 – Méthode proposée N2-ISS

C. Introduction de l'ISS grâce à des fonctions d'impédance. Ces fonctions décrivent les caractéristiques de rigidité et d'amortissement de l'interaction fondation-sol. Il faut tenir compte de la stratigraphie du sol, de la raideur et de la géométrie de la fondation (figure 1.C).

Veletsos et Meek (1974) ont proposé les expressions suivantes pour déterminer la période fondamentale et l'amortissement d'une structure en considérant la flexibilité de la fondation :

$$\tilde{T} = T \sqrt{1 + K \left[\frac{1}{K_u} + \frac{h_{eff}^2}{K_\theta} \right]} \quad (7)$$

$$\tilde{\xi} = \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \xi + \left[1 - \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \right] \xi_g + \left[\frac{T_u^2}{\tilde{T}^2} \xi_u + \frac{T_\theta^2}{\tilde{T}^2} \xi_\theta \right] \quad (8)$$

d'où

\tilde{T} : période fondamentale de la structure en considérant l'ISS ;

T : période fondamentale de la structure encastrée à sa base ;

K_u et K_θ : rigidités de translation et de rotation de la fondation ;

h_{ef} et K : hauteur et rigidité à la flexion de la structure ;

$\xi = \frac{c}{2m\omega}$: coefficient d'amortissement de la structure ;

$\xi_u = \frac{C_u}{2m\omega_u}$ coefficient d'amortissement de translation de la fondation ;

$\xi_\theta = \frac{C_\theta}{2mh^2\omega_\theta}$ coefficient d'amortissement de rotation de la fondation ;

Les expressions (9) et (10) donnent les rigidités translationnelle et rotationnelle [11] :

$$K_u = \frac{8}{2-\nu} Gr_u \quad (9)$$

$$K_\theta = \frac{8}{3(1-\nu)} Gr_\theta^3 \quad (10)$$

où r_u et r_θ sont les rayons équivalents de la fondation, ρ la masse volumique du semi espace, G le module de cisaillement du sol, ν le coefficient de Poisson du sol. Il est à noter que la vitesse de cisaillement des ondes, paramètre utilisé par la suite est reliée aux deux précédents paramètres par $V_s = G.\rho$.

$$r_u = \sqrt{A_f/\pi}, \quad r_\theta = \sqrt[4]{4I_f/\pi} \quad (11)$$

Les coefficients d'amortissement C_u et C_θ d'une fondation isolée sont définis par l'expression (12) (Datta, 2010):

$$C_u = \frac{4,6}{2-\nu} \rho V_s r^2, \quad C_\theta = \frac{0,4}{1-\nu} \rho V_s r^4 \quad (12)$$

- D. La courbe de capacité du système sur base flexible (avec ISS) est obtenue en apportant des modifications majeures à la courbe de la capacité initiale construite pour la structure à base fixe. L'intersection de la courbe de capacité (avec ISS) et les spectres inélastiques (avec ISS) donne le point de performance (figure 1.D).

Les hypothèses de conditions de champ libre en ce qui concerne le spectre de la demande et les conditions de base fixe relatives à la courbe de la capacité de la méthode N2 sont valables pour une structure avec une période T et un amortissement visqueux ξ , alors que la méthode N2-SSI prend en compte l'allongement de la période \tilde{T} et l'augmentation de l'amortissement $\tilde{\xi}$ du système ISS.

Le spectre inélastique de l'oscillateur équivalent est caractérisé par les expressions suivantes :

$$\tilde{S}_d(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{\mu}}{\tilde{R}_\mu} \tilde{S}_{de}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{\mu}}{\tilde{R}_\mu} \frac{\tilde{T}^2}{4\pi^2} \tilde{S}_{ae}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \tilde{\mu} \frac{\tilde{T}^2}{4\pi^2} \tilde{S}_a(\tilde{T}, \tilde{\xi}) \quad (13)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tilde{R}_\mu = (\tilde{\mu} - 1) \frac{\tilde{T}}{T_c} + 1 \quad \tilde{T} < T_c \\ \tilde{R}_\mu = \tilde{\mu} \quad \tilde{T} > T_c \end{array} \right. \quad (14)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \tilde{R}_\mu = (\tilde{\mu} - 1) \frac{\tilde{T}}{T_c} + 1 \quad \tilde{T} < T_c \\ \tilde{R}_\mu = \tilde{\mu} \quad \tilde{T} > T_c \end{array} \right. \quad (15)$$

Pour caractériser complètement cet oscillateur non linéaire et pour tenir compte des effets d'interaction inélastique, un facteur de ductilité équivalente est défini [13], équation (16) :

$$\tilde{\mu} = 1 + (\mu - 1) \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \quad (16)$$

$$\text{et } \tilde{u}_t = \Gamma \tilde{S}_d \quad (17)$$

Le spectre de capacité du système ISS est tracé à travers des expressions suivantes qui donnent l'accélération et le déplacement respectivement à la limite élastique du système correspondant à la période effective \tilde{T} et l'amortissement global $\tilde{\xi}$:

$$\tilde{S}_{ay}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{S}_{ae}(\tilde{T}, \tilde{\xi})}{\tilde{R}_\mu(\tilde{T})} ; \tilde{S}_{dy}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{T}^2}{4\pi^2} \tilde{S}_{ay}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) \tag{18}$$

3 Application à une structure courante en béton armé

Les déformations de la structure au cours de secousses sismiques sont affectées par les interactions entre les trois systèmes liés : la structure, la fondation et les milieux géologiques sous-jacents et entourant les fondations. L'analyse sismique de l'ISS évalue la réponse de l'ensemble par rapport à un mouvement du sol spécifié en champ libre [1].

Nous allons appliquer l'approche à un cas d'étude, celui d'une structure en béton armé dont les caractéristiques géométriques et matérielles sont montrées dans la figure 2 (portique représentatif). Pour modéliser les lois de comportement du béton et de l'acier, respectivement, le modèle Kent et Park (Kent et Park, 1971) et le modèle élasto-plastique avec écrouissage ont été utilisés.

La distribution des forces latérales dépend de la forme du premier mode (privilegié). On considère que la structure oscille en prédominance dans le premier mode et que ses composantes sont normalisées de telle façon que le déplacement au sommet soit égal à 1. $\{\phi\} = [0.33 \ 0.67 \ 1.00]$.

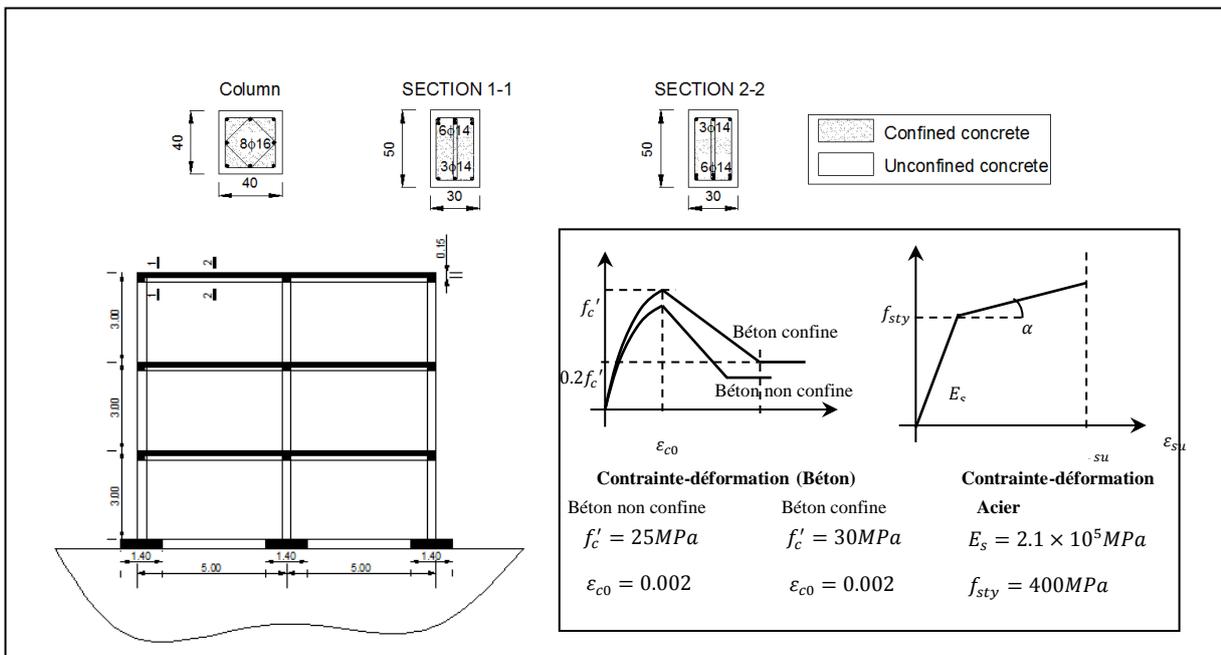


Fig. 2 – Caractéristiques géométrique et matérielle de la structure et du sol

3.1 Effet de la vitesse d'onde de cisaillement sur la période et l'amortissement effectifs du système sol-structure

Pour étudier la variation de \tilde{T}/T en fonction de la vitesse d'ondes de cisaillement V_s , quatre types de sol sont considérés : très meuble, meuble, ferme et rocheux avec les seuils respectifs de vitesses d'onde de cisaillement de 125, 300, 600 et 1350m/s.

Tableau 1 - \tilde{T}/T , $\tilde{\xi}$ pour V_s et ξ_g .

$V_s, [m/s]$	125	300	600	1350	
\tilde{T}/T	1.58	1.12	1.03	1.00	
$\tilde{\xi}$ (%)	$\xi_g = 5\%$	8.10	6.10	5.30	5.10
	$\xi_g = 10\%$	14.10	8.10	5.90	5.20

Les résultats résumés dans le tableau (1) montrent :

- une diminution de la période effective \tilde{T} lorsque les valeurs de V_s augmentent, due à la diminution de la flexibilité de la fondation et en comparaison avec la structure sur base rigide (le ratio \tilde{T}/T s'élève à 3,3 pour $V_s = 50m/s$ et à 1,3 pour $V_s = 200m/s$, pour les sols meubles). Ceci s'accompagne par la dissipation d'une quantité considérable de l'énergie de vibration en raison de l'amortissement du sol.

L'amortissement effectif $\tilde{\xi}$ du système est considérablement différent de l'amortissement de la structure seule dans la plupart des cas. Le facteur d'amortissement de structure ξ est pris égal à 5%. On peut en déduire que, lorsque le facteur d'amortissement du sol ξ_g , est égal au facteur d'amortissement structurel ξ , un amortissement équivalent constant $\tilde{\xi}$ égal à ξ est obtenu, et lorsque ξ_g est plus grand que ξ , l'amortissement effectif $\tilde{\xi}$ va augmenter lorsque V_s diminue.

3.2 Effet de la vitesse des ondes de cisaillement sur le point de performance

La courbe de capacité du système en interaction (base flexible) est déduite en utilisant les expressions citées dans le paragraphe 2. Ces expressions nécessitent la connaissance de la période et l'amortissement effectifs \tilde{T} et $\tilde{\xi}$ respectivement. L'intersection de la courbe de capacité (avec ISS) et les spectres inélastiques (avec ISS) donne le point de performance.

La demande sismique est représentée par un spectre de réponse relatif au type de sol. Dans la méthode N2, le spectre de réponse est utilisé non pas dans sa forme traditionnelle accélération-période (figure 3), mais dans un nouveau format accélération-déplacement (Figure 4). Chaque catégorie de sol est caractérisée par son propre spectre.

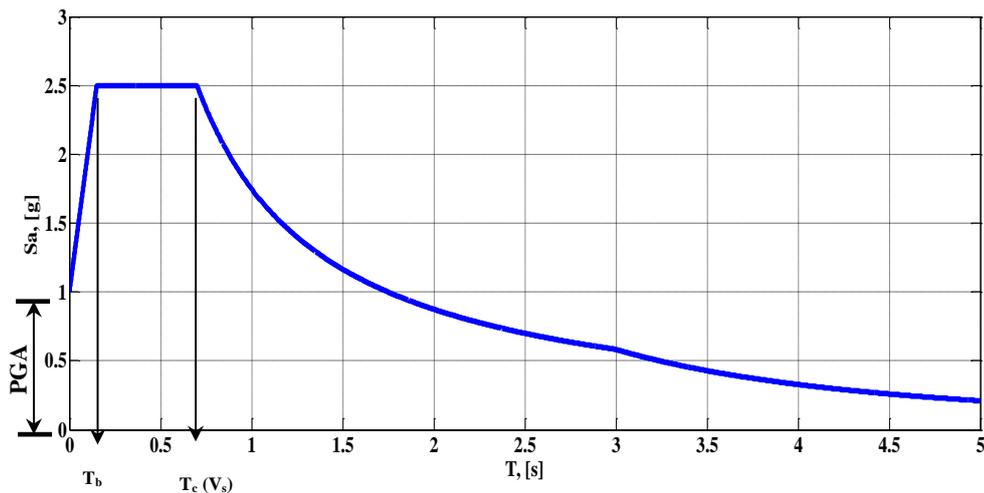


Fig. 3 – Spectre de réponse élastique du RPA 99 dans le format traditionnel

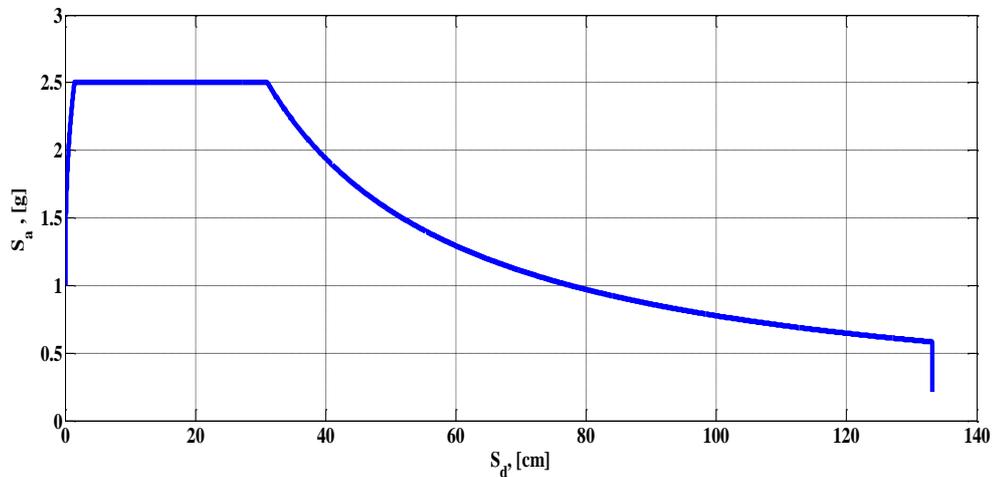


Fig. 4 – Spectre élastique dans le format spectres accélération-déplacement

Les règlements parasismiques prennent en considération les effets de sites par la définition des types de sols sous forme de classes. Chaque sol est défini par une période caractéristique T_c (Figure 5) qui représente la période de transition entre le segment des accélérations constantes et le segment des vitesses constantes.

Le spectre de réponse élastique utilisé dans cette application est celui du règlement parasismique Algérien (RPA) [20]. Ce code parasismique ressemble à l'Eurocode 8 [21] : tous deux supposent que T_c est constante pour chaque type de sol (très meuble, meuble, ferme et rocheux). Cependant, il semble plus cohérent d'associer la valeur de T_c non pas au type de sol mais plutôt à ses propriétés comme par exemple V_s . Il semble plus approprié d'envisager une variation continue de T_c au lieu d'une évolution discrète (Figure 5). L'équation 19 a été identifiée sur les valeurs centrales prévues par le règlement RPA-99 pour chaque classe, et permet ainsi de relier la période caractéristique des sols à la vitesse de l'onde de cisaillement du sol. (coefficient de détermination : $R^2 = 0.99$) entre les périodes T_c et les valeurs moyennes de la vitesse d'onde de cisaillement proposées dans le RPA-99 (Figure 5).

$$T_c = 3.92V_s^{-0.3582} \quad (19)$$

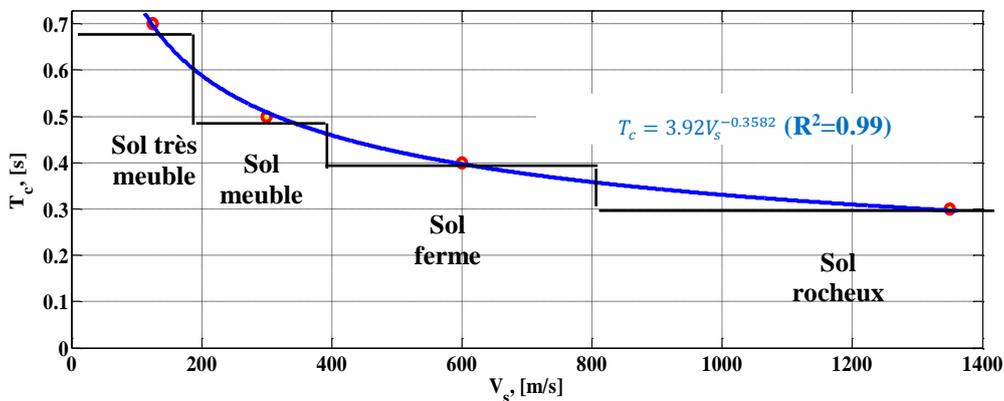


Fig. 5 – Relation entre la période caractéristique du sol T_c et la vitesse d'onde de cisaillement V_s (courbe continue : modèle retenu, diagramme en créneaux : code RPA)

Afin d'évaluer l'influence du comportement non linéaire de la structure et de la flexibilité de sa fondation sur la réponse non linéaire du système sol-structure, la réponse est comparée à celle d'une structure sur base fixe.

Le spectre élastique, le spectre inélastique et les courbes de capacité pour deux valeurs différentes de vitesse d'onde de cisaillement du sol (sol très meuble (avec une vitesse d'onde de cisaillement de 125 m/s) et sol rocheux ($V_s=1350$ m/s)) sont représentées sur la figure 6, tous les autres paramètres restent identiques. Le facteur d'amortissement de la structure ξ est égal à 5% et le facteur d'amortissement du sol ξ_g est pris égal à 10%. La figure 6 montre les résultats de la structure étudiée pour différents cas :

- avec des conditions sur base fixe (figures 6a, b) et pour deux types de sol.
- avec prise en compte de l'ISS (figures 6c, d) et pour deux types de sol.

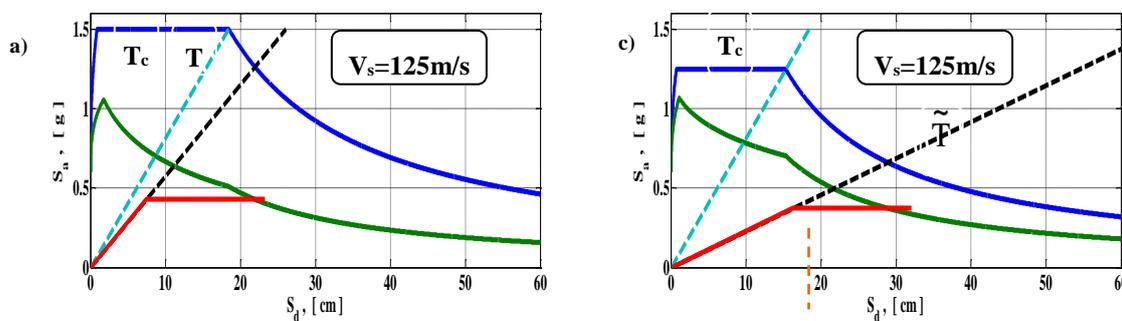
On peut noter que les vitesses des ondes de cisaillement du sol V_s ont une influence importante tant sur l'accélération spectrale inélastique que sur le déplacement inélastique. On remarque, aucun changement graphique en comparant les graphes relatifs aux systèmes sans et avec ISS dans le cas d'un sol rocheux. Par contre, pour le sol très meuble on observe une modification des courbes (spectre élastique, spectre inélastique et courbe de capacité) dans le cas du système avec ISS par rapport à celui sans ISS. Cela est dû à l'allongement de la période \tilde{T} et l'augmentation de l'amortissement du système ISS.

Les résultats illustrent la contribution significative de l'ISS dans la réduction de l'accélération spectrale. On peut voir que le point de performance se déplace vers la droite (augmentation du déplacement) lorsque la vitesse d'onde de cisaillement du sol diminue (trois fois plus élevé dans le cas d'un sol très meuble (Figure 6.c) que dans le cas du sol rocheux (figure 6.d)).

Pour le sol très meuble ($V_s = 125$ m/s), le déplacement de la structure induit par le tremblement de terre (point de performance) est proche de $\tilde{\delta}_{du}$ qui est égal à 32,2 cm. Cette structure va subir une ruine prématurée due à l'effet de site sur la structure. Les résultats montrent que l'action sismique dans un lieu donné dépend dans une large mesure de la nature du

sol. Une réduction de l'accélération spectrale S_a est observée lorsque le phénomène de l'ISS est inclus. En outre, il est montré que la structure construite sur un sol rocheux subit une accélération spectrale plus grande que celle sur un sol très meuble (1,2 fois plus importante dans le cas d'un sol rocheux que dans le cas d'un sol très meuble) et l'effort tranchant à la base est plus important.

Sol très meuble $V_s = 125\text{m/s}$



Sol rocheux ($V_s = 1350\text{m/s}$)

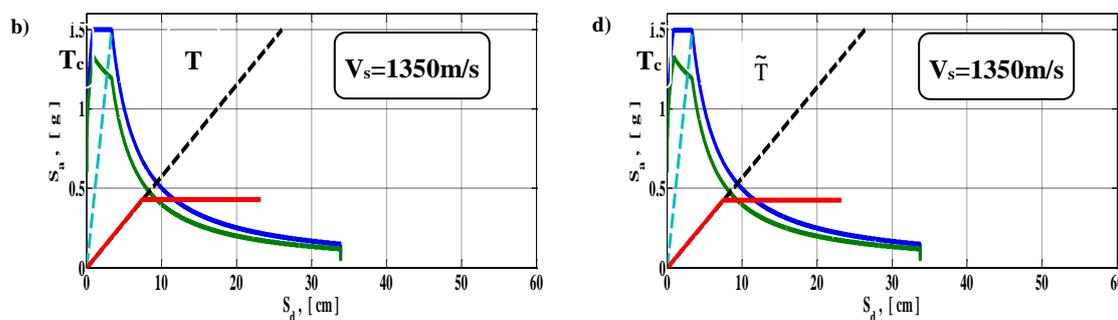


Fig. 6 – Spectre de capacité et demande pour différentes valeurs de V_s : sans ISS (à gauche) et avec ISS (à droite) (PGA = 0.6g).

Le tableau 2 résume les résultats en terme de déplacement inélastique donnés graphiquement par la figure 6 et en plus les résultats obtenus pour le sol meuble ($V_s=300\text{ m/s}$) et le sol ferme ($V_s=600\text{ m/s}$).

Tableau 2 - $\tilde{T}/T, \tilde{\xi}$ pour V_s et ξ_g .

$V_s, [m/s]$	125	300	600	1350	
$u_t^*, [cm]$	Sans ISS	23.50	16.50	13.80	9.95
	Avec ISS	30.50	17.00	13.90	9.95

Sur le Tableau 2, on observe que le déplacement S_d de la structure augmente quand les conditions à la base changent en allant d'une grande valeur de V_s ($V_s = 1350\text{m/s}$) vers une faible valeur de V_s ($V_s = 125\text{m/s}$). L'augmentation de ce déplacement est due à la réduction de la rigidité globale résultant des mouvements induits par les fondations. Cette tendance à la hausse de la demande de déplacement est également visible, en regardant les spectres de déplacement (figure 6.e, f, g, h).

On constate aussi que la différence dans la valeur du déplacement commence à diminuer jusqu'à devenir 0 pour les sols rocheux alors que pour les sols très meubles le déplacement est de 1.3 fois dans le cas du système avec ISS par rapport à celui sans ISS.

L'accélération spectrale \tilde{S}_a et le facteur de ductilité sont donnés dans le tableau 3. Le facteur d'amortissement du sol ($\xi_g = 10\%$) pour une accélération maximale du sol (0.1g et 0.6g) sont étudiés.

Le facteur de ductilité μ étant défini comme le rapport du déplacement maximal u_t au déplacement à l'état limite élastique u_y . Le facteur de ductilité équivalent $\tilde{\mu}$ constitue une limite inférieure de la ductilité de la structure sur base fixe.

Tableau 3 - \tilde{T}/T , $\tilde{\xi}$ pour V_s et ξ_g .

PGA (g)	V_s (m/s)	\tilde{S}_a (g)	$\tilde{\mu}$
0.3	125	0.293	1.000
	1350	0.413	1.000
0.6	125	0.343	1.944
	1350	0.414	1.273

Le tableau 3 montre l'impact de la variation de la vitesse d'onde de cisaillement sur le facteur de ductilité équivalent et l'accélération spectrale en tenant en compte l'ISS pour une valeur de l'amortissement du sol et deux valeurs de PGA.

La flexibilité de la fondation induit des déplacements latéraux et des rotations à la base de la structure qui peuvent affecter la demande de ductilité de la structure. L'analyse des résultats du Tableau 3, montre que la demande de ductilité est plus faible pour les mouvements de faible intensité, mais elle augmente pour les mouvements d'intensité plus élevée. Pour une faible valeur de PGA (PGA=0,1g), la structure reste dans le domaine élastique ($\mu=1$, Tableau 3). Cependant, on peut observer que l'effet de flexibilité de la fondation sur la demande de ductilité est toujours important pour les valeurs les plus basses de $V_s = 125\text{m/s}$.

Une réduction de l'accélération spectrale S_a est observée lorsque le phénomène de l'ISS est inclus. En outre, il est montré que la structure construite sur un sol rocheux subit une accélération spectrale plus grande que celle d'un sol très meuble. L'effet de flexibilité de la fondation diminue l'accélération spectrale S_a . Cet effet est plus marqué pour les valeurs inférieures de V_s (jusqu'à 71% pour $V_s = 125\text{m/s}$, $\xi_g = 10\%$ et PGA=0,1g). La réponse d'une structure à une action sismique dépend de la nature du sol.

4 Conclusions

Dans le cadre d'un calcul sismique basée sur la performance, le déplacement maximal de la structure constitue un élément clé dans la conception surtout en introduisant l'effet du sol pour savoir comment l'interaction entre le sol et la structure à comportement non linéaire peut modifier la demande sismique et la capacité dans la superstructure. C'est selon ce formalisme que s'est articulé le travail de cet article qui traite la prise en compte de l'ISS dans le cadre d'une approche capacitive pour l'estimation de la réponse. La problématique de ce travail a été de proposer un modèle simplifié afin d'aborder un problème compliqué tel que l'ISS. Notre apport a été d'étudier une structure non linéaire en se basant sur la méthode N2, puis d'effectuer des modifications/extensions pour introduire l'effet du sol.

Les résultats obtenus à travers l'étude paramétrique ont montré que l'amortissement augmente quand l'effet de l'ISS est pris en considération, ce qui va engendrer une réduction de la demande sismique. Cela est lié à la dissipation d'énergie à travers le sol (amortissement radiatif) et à l'amortissement interne du sol qui se produit simultanément pendant le mouvement sismique.

L'effective interactivité qui existe entre la structure et le sol d'assise est dû à travers la sensible augmentation des périodes dans le modèle flexible comparativement au modèle rigide.

REFERENCES

- [1]- J.P. Stewart, R.B. Seed, G. L. Fenves, Empirical evaluation of inertial soil structure interaction effects. Pacific Earthquake Engineering Research Center, Research Report n° PEER-98/07, University of California, Berkeley, California 1998.
- [2]- L. Menglin, W. Huaifeng, C. Xi, Z. Yongmei, Structure–soil–structure interaction: Literature review. Soil Dyn. Earthq. Eng. 31(2011), 1724–1731. doi:10.1016/j.soildyn.2011.07.008.
- [3]- A. Veletsos, J. Meek, Dynamic behaviour of building-foundation systems. Earthq. Eng. Struct. D. 3(1974) 121–

138. doi:10.1002/eqe.4290030203
- [4]- A. Veletsos, V. Nair, Seismic interaction of structures on hysteretic foundations. *J. Struct. Div-ASCE* 101(1) (1975) 109–129.
- [5]- J. Luco, Soil-structure interaction and identification of structural models. In : *Proceedings of the ASCE Specially Conference in Civil Engineering and Nuclear Power*, Tennessee, TN. 1980.
- [6]- J. Avilés, L. Pérez-Rocha, Evaluation of interaction effects on the system period and the system damping due to foundation embedment and layer depth. *Soil Dyn. Earthq. Eng.* 15(1996) 11–21. doi:10.1016/0267-7261(95)00035-6
- [7]- ASCE 41-06, Seismic rehabilitation of existing buildings. Reston, VA: American Society of Civil Engineers. 2006.
- [8]- ATC 40, Seismic evaluation and retrofit of concrete buildings (Vols. 1 & 2). Redwood City, CA: Applied Technology Council, California. 1996.
- [9]- FEMA 368, Federal emergency management agency, building seismic safety council (BSSC), NEHRP recommended provisions for seismic regulations for new buildings and other structures. Washington, DC. 2009.
- [10]- M.J.N. Priestley, R. Park, Strength and Ductility of Concrete Bridge Columns Under Seismic Loading. *ACI Struct. J.* 84(1) (1987) 61-76. doi:10.14359/2800.
- [11]- M. Ciampoli, P. Pinto, Effects of soil-structure interaction on inelastic seismic response of bridge piers. *J. Struct. Eng.* 121(1995) 806–814. doi:10.1061/(asce)0733-9445(1995)121:5(806)
- [12]- M. Rodriguez, R. Montes, Seismic response and damage analysis of buildings supported on flexible soils. *Earthq. Eng. Struct. D.* 29 (2000), 647–665. doi:10.1002/(SICI)1096-9845(200005)29:5<647::AID-EQE929>3.0.CO;2-A
- [13]- J. Avilés, L. Pérez-Rocha, Soil-structure interaction in yielding systems. *Earthq. Eng. Struct. D.* 32(2003), 1749–1771. doi:10.1002/eqe.300
- [14]- M. Ghannad, H. Jahankhah, Site-dependent strength reduction factors for soil-structure systems. *Soil Dyn. Earthq. Eng.* 27(2007) 99–110. doi:10.1016/j.soildyn.2006.06.002
- [15]- F. Khoshnoudian, I. Behmanesh, Evaluation of FEMA-440 for including soil-structure interaction. *Earthq. Eng. Eng. Vib.* 9(2010) 397-408. doi:10.1007/s11803-010-0024-2
- [16]- FEMA 440, Federal emergency management agency, improvement of nonlinear static seismic procedures, ATC-55 draft. Washington, DC. 2005.
- [17]- M. Mekki, S. M. Elachachi, Prise en compte de l'interaction sol structure dans le cadre d'une approche capacitive d'estimation de la performance sismique de structures en B.A. *Rencontres de l'AUGC, Tlemcen, Algerie*, 29–31 Mai, 2011.
- [18]- P. Fajfar, A nonlinear analysis method for performance based seismic design. *Earthq. Spectra* 16(2000) 573–592. doi:10.1193/1.1586128
- [19]- T. Vidic, P. Fajfar, M. Fischinger, Consistent Inelastic Design Spectra: Strength and Displacement. *Earthq. Eng. Struct. D.* 23(1994) 507–521. doi:10.1002/eqe.4290230504
- [20]- CGS, Règles parasismiques Algériennes - RPA99/VERSION 2003. Centre National de Recherche Appliquée en Génie-Parasismique, Alger. 2003.
- [21]- Eurocode8, Eurocode 8 : Design of Structures for Earthquake Resistance. European Committee for Standardisation: Brussels, Belgium, The European Standard EN 1998-1: 2004.