

Journal of Materials and Engineering Structures

Research Paper

Effets de la caractérisation probabiliste des paramètres du sol et de l'ISS sur la vulnérabilité sismique d'une structure en béton armé

Effects of probabilistic characterization of soil parameters and SSI on the seismic vulnerability of a reinforced concrete structure

Fodil Henni ^{a,*}, Meriem Zoutat ^a, Mohammed Mekki ^a, Miloud Hemsas ^b, Mohammed Hentri ^b

^a LM2SC Laboratory, University of Sciences and Technology Mohamed Boudiaf, Oran, Algeria

^b LSTE Laboratory, University of Mascara, Mascara, Algeria

ARTICLE INFO

Historique de l'article :

Recu : 25 Janvier 2023

Révisé : 14 Septembre 2023

Accepté : 28 Septembre 2023

Mots clés:

Intercation sol-structure

Vitesse d'onde de cisaillement

Incertitudes

Variabilité

Keywords :

Soil-structure interaction

Shear wave velocity

Uncertainties

Variability

RESUME

Cet article cible deux objectifs : à identifier les sources d'incertitudes les plus influentes en analysant les effets de la caractérisation probabiliste de deux paramètres du sol sur le système interaction sol-structure. Le deuxième est de déterminer les courbes de fragilité sismique d'une structure en considérant l'incertitude épistémique due à la corrélation entre V_s et ξ_g . Pour atteindre ces objectifs, une structure en béton armé de 9 étages a été étudiée en considérant différents types de sols. L'analyse des résultats a montré que l'influence du coefficient de corrélation et du coefficient de variation ne sont pas les mêmes pour tous les types de sols. En effet, ces coefficients jouent un rôle majeur dans l'estimation de la réponse structurelle pour les sols très meubles, ce qui est moins vrai pour les sols meubles, durs et rocheux. Il a également été démontré que l'incertitude épistémique joue le rôle le plus important dans l'évaluation des dommages.

ABSTRACT

This article targets two objectives: to identify the most influential sources of uncertainty by analyzing the effects of the probabilistic characterization of two soil parameters on the soil-structure interaction system. The second is to determine the seismic fragility curves of a structure by considering the epistemic uncertainty due to the correlation between V_s and ξ_g . To achieve these objectives, a 9-story reinforced concrete structure was studied considering different soil types. The analysis of the results showed that the influence of the correlation coefficient and the coefficient of variation are not the same for all soil types. Indeed, these coefficients play a major role in estimating the structural response for very soft soils, which is less true for soft, hard and rocky soils. It has also been shown that epistemic uncertainty plays the most important role in damage assessment.

* Corresponding author. Tel.: +213 770895979.

E-mail address: fodil.henni@univ-usto.dz

1 Introduction

Un sol de fondation doit transmettre les sollicitations sismiques à l'ouvrage sur lequel est construit, donc il est indispensable de connaître le fonctionnement de l'ensemble du système sol structure en cas d'un séisme. En effet, il y a une réciprocité de l'influence entre le sol et la structure, non seulement la nature du sol peut intervenir dans le comportement des structures mais aussi mêmes ces structures lors du mouvement sismique induisent des charges additionnelles dans les sols modifiant ainsi les composantes des sollicitations, ce qui est connu par le terme interaction sol structure (ISS).

Vu la complexité du phénomène de l'ISS [1-7], L'étude d'une structure sous chargement sismique nécessite tout d'abord la détermination de la réponse dynamique en champ libre car le mouvement en surface est influencé par la composition géologique du sol sous-jacent.

La majorité des travaux de recherches antérieurs menés sur l'ISS supposaient que le sol et la structure avaient simultanément un comportement linéaire [8-14]. Cette hypothèse a été adoptée sur la conviction que l'ISS engendre une diminution dans les efforts agissant sur la structure. Cependant les observations post sismiques ont montré que l'ISS pouvait être préjudiciable pour certaines constructions et les dommages provoqués sont à la base de la prise de conscience de ce phénomène. Plusieurs méthodes basées sur le concept de la performance sismique n'introduisent pas l'effet du sol sur le comportement non linéaire de la structure.

L'analyse du comportement des systèmes ISS avec une précision acceptable nécessite un choix judicieux des variables d'entrées ayant une influence remarquable sur la réponse de ces systèmes surtout lorsque ces variables interagissent entre elles. Cela est dû aux incertitudes entachées aux propriétés matérielles et géométriques, à la fluctuation du chargement, aux conditions aux limites ainsi qu'aux hypothèses simplificatrices supposées lors de l'élaboration du modèle. Les paramètres clés auxquels on s'intéresse dans cette étude sont la vitesse des ondes de cisaillement et le coefficient d'amortissement du sol parce qu'ils peuvent avoir un impact considérable sur la réponse dynamique des systèmes ISS [15-17].

D'après la recherche bibliographique effectuée dans ce contexte, il a été constaté que peu d'études considèrent l'effet de la variabilité des propriétés du sol. Cette variabilité est difficile à déterminer puisqu'elle provient de nombreuses sources d'incertitudes telles épistémiques et aléatoire. D'autres sources d'incertitude, plus difficiles à quantifier et à propager elles portent sur la caractérisation probabiliste des variables aléatoires (moyenne, coefficient de variation, coefficient de corrélation, type de distribution...) ou sur certains paramètres du modèle.

La représentation des incertitudes en géotechnique s'effectue par la génération de variables aléatoires. Cette approche peut être étendue à la théorie des champs aléatoires pour la représentation dans l'espace et dans le temps de la variabilité des propriétés du sol. En effet, la génération d'un champ aléatoire doit respecter une certaine structure de corrélation spatiale qui fait qu'une valeur prise en un point peut être dépendante des valeurs prises en d'autres points pour certains types de sol. Des travaux de recherches ont été menés pour étudier les effets de la variabilité spatiale sur le sol (par exemple : [18-33]).

Dans les études géotechniques, il est souvent négliger lors de l'analyse des incertitudes la corrélation entre les données du modèle. Cette négligence peut influencer sur la détermination des courbes de fragilité et par conséquent sur la réponse du système. Parmi ces données, la vitesse d'onde de cisaillement V_s et l'amortissement du sol ξ_g constituent des paramètres clés pour l'étude des systèmes ISS. L'analyse de la variabilité de la vitesse V_s et de la variabilité de l'amortissement du sol ξ_g présentée dans les travaux réalisés par Mekki et al. [16] dans lesquels ils ont considéré l'indépendance des paramètres des variables d'entrée du modèle. Du fait de l'aspect aléatoire des caractéristiques du sol, l'hypothèse d'indépendance des variables d'entrée peut s'avérer ne pas être réaliste. Dans ce contexte, nous nous sommes penchés sur l'influence de la corrélation entre les variables aléatoires du modèle. Cette éventuelle relation a un impact sur la probabilité de défaillance simulée ainsi que sur l'analyse de sensibilité.

L'étude proposée dans cet article, consiste :

- D'une part, à examiner l'effet de la variabilité des paramètres du sol tels que la vitesse d'onde de cisaillement et l'amortissement du sol sur le comportement non linéaire des systèmes ISS dans le cadre de la performance sismique. La méthode non linéaire N2-ISS proposée par Mekki et al. [15, 16] sera utilisée dans cette étude. Ces paramètres seront corrélés sur la base d'une distribution log-normale. La méthode d'échantillonnage par hypercube latin (Latin hyper cube Sampling, LHS) est utilisée pour générer les variables aléatoires. Selon notre

recherche bibliographique, aucune étude n'a été effectuée sur l'évaluation des effets de la caractérisation probabiliste des paramètres du sol sur le système ISS dans le cadre de la conception parasismique basée sur la performance (PBEE).

- D'autre part, à effectuer une analyse paramétrique pour quantifier l'effet des incertitudes sur les performances de la structure. Cette analyse a pour but d'identifier les sources d'incertitudes des paramètres du sol les plus influentes sur le comportement des structures en interaction avec le sol. Le but de cette analyse paramétrique est de montrer comment la caractérisation probabiliste (coefficient de variation, coefficient de corrélation) des paramètres du sol (vitesse des ondes de cisaillement et amortissement du sol) affecte les réponses statistiques des structures en matière d'amortissement et de déplacements. Une structure en béton armé de 9 étages est étudiée en considérant 4 types de sol (rocheux, ferme, meuble et très meuble).

Le second objectif de cet article s'articule sur l'effet des différents types d'incertitudes sur les courbes de fragilité. La question qui se pose pour faire convenablement cette étude de vulnérabilité, Est-ce que c'est le manque de connaissance et la négligence de la corrélation entre V_s et ξ_g peut influencer sur la détermination des dommages de la structure et par conséquent constituer un facteur de risque ? La réponse à cette question sera traitée dans le présent article.

2 Caractérisation probabiliste des propriétés du sol

Les données statistiques de la littérature décrivant la variabilité des paramètres géotechniques du sol doivent être utilisées avec beaucoup de prudence, car elles résultent des incertitudes propres au site et du contexte de leur détermination. Dans cette étude, les valeurs de référence pour la vitesse des ondes de cisaillement et l'amortissement du sol sont celles données par le règlement parasismique algérien [34] et l'Eurocode 8 [35]. Cependant, leurs paramètres statistiques, leurs degrés de corrélation et leurs coefficients de variation sont considérés comme incertains. La plage de variation des paramètres statistiques utilisés dans cette étude est illustrée dans les exemples discutés plus loin. Pour estimer la réponse dynamique du système ISS, nous décrivons la méthode N2-ISS dans la section (§3).

3 Méthodologie

La nouvelle philosophie du calcul sismique des structures se base sur le concept de la performance. Dans laquelle, le dimensionnement ou la vérification d'un ouvrage vise directement à atteindre ou à contrôler des déplacements dans la structure et non plus à équilibrer des forces. L'action sismique peut naturellement être représentée par un déplacement et non plus par une force ou une simple accélération comme il était le cas dans les méthodes traditionnelles de calcul. La prise en compte de l'ISS dans cette conception permet d'étudier le comportement non linéaire de ce système. Dans ce contexte, Mekki et al. [2, 16] ont proposé l'approche N2-ISS pour introduire d'une manière simple et efficace l'effet du sol dans la conception basée sur la performance.

L'approche N2-ISS est une extension de la méthode N2 [36] qui détermine les réponses d'une structure supposée fixe à sa base (sans ISS). Par le biais de la méthode N2-ISS, Mekki et al. [16] ont modifié cette méthode en introduisant l'effet du sol caractérisé par sa vitesse d'onde de cisaillement dans le calcul d'un système à base flexible (avec ISS).

La réponse sismique d'une structure en interaction avec le sol déterminé par la méthode N2-ISS, peut être estimée selon la procédure suivante :

- Application de l'analyse Pushover sur la structure avec une distribution de forces latérales croissantes jusqu'à ce qu'on atteigne le déplacement maximum. Ensuite déterminer l'effort tranchant à la base V en fonction du déplacement au sommet de la structure u_t .
- La performance de la structure est d'abord déterminée par la méthode N2 appliquée pour les systèmes à base fixe. La demande sismique est calculée à partir du spectre de réponse élastique transformé du format accélération-périodes (S_a, T) au format accélération-déplacements (S_a, S_d).

- La courbe Pushover ($V^* - u_t^*$) pour un système à plusieurs degrés de liberté PDDL équivalent est transformée en une courbe de capacité (accélération spectral S_a - déplacement spectral S_d) pour un système à un seul degré de liberté SDDL.
- La demande sismique est représentée par le spectre inélastique obtenu en réduisant le spectre élastique de calcul par le coefficient de réduction afin de tenir compte de la capacité de dissipation d'énergie de la structure.

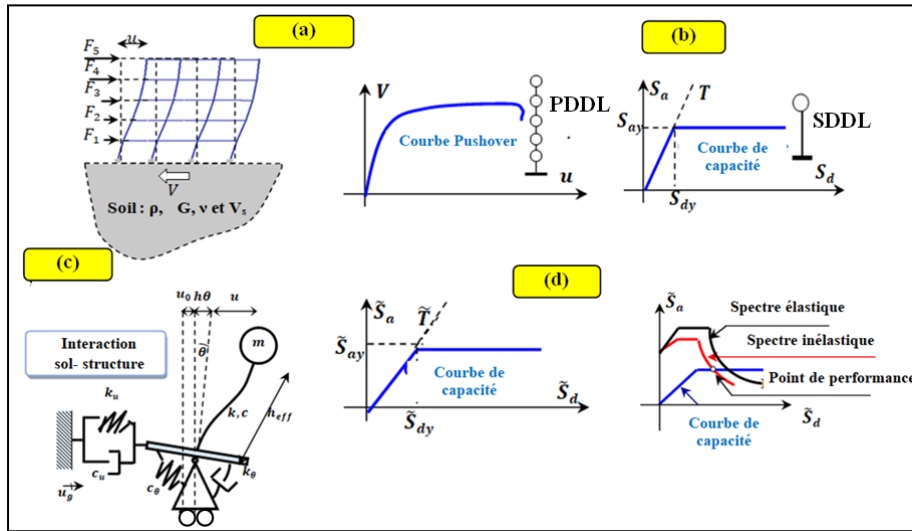


Fig. 1 – Méthodologie de la méthode N2-ISS [2, 16]

- Introduction de l'ISS à travers les fonctions d'impédance. Ces fonctions décrivent les propriétés de rigidité (K_u , K_θ) et d'amortissement (C_u , C_θ) de l'interaction fondation-sol (Fig. 1. c) (Equation 1 et 2, [37]). Le système peut se transformer en un système équivalent, dans lequel le sol est représenté par une combinaison de ressorts linéaires et d'amortisseurs compte-tenu de la flexibilité du sol et de la dissipation de l'énergie de vibration.

$$K_u = \frac{8}{2-\nu} G r_u, = \frac{4.6}{2-\nu} \rho V_s r_u^2 \quad (1)$$

$$K_\theta = \frac{8}{3(1-\nu)} G r_\theta, = \frac{0.4}{1-\nu} \rho V_s r_\theta^2 \quad (2)$$

Le sol est caractérisé par le coefficient de Poisson ν , le module de cisaillement G et la densité ρ . La vitesse d'onde de cisaillement $V_s = \sqrt{G/\rho}$, $r_u = \sqrt{A_f/\pi}$ et $r_\theta = \sqrt[4]{4 I_f/\pi}$ sont les rayons équivalents de la fondation calculés pour les modes de déformation translationnel et rotationnel, A_f et I_f sont respectivement l'aire et le moment d'inertie de la fondation.

Le spectre de demande et le spectre de capacité sont modifiés pour tenir compte de l'allongement de la période et l'augmentation de l'amortissement de la structure (Fig. 1 (d)). L'ISS est introduite par l'oscillateur équivalent dont la période effective $\tilde{T}$ et le facteur d'amortissement effectif $\tilde{\xi}$ sont donnés par les équations 3 et 4 [37].

$$\tilde{T} = T \sqrt{1 + k \left[\frac{1}{k_u} + \frac{h_{eff}^2}{k_\theta} \right]} \quad (3)$$

$$\tilde{\xi} = \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \xi + \left[1 - \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \right] \xi_g + \left[\frac{T_u^2}{\tilde{T}^2} \xi_u + \frac{T_\theta^2}{\tilde{T}^2} \xi_\theta \right] \quad (4)$$

- La relation force-déplacement de la structure réelle et de l'oscillateur équivalent sont considérées élasto-plastique. Le facteur de ductilité (Equation 5) est obtenu par l'équivalence des énergies dissipées entre une structure à base flexible et une autre à base fixe [38].

$$\tilde{\mu} = 1 + (\mu - 1) \frac{T^2}{\tilde{T}^2} \quad (5)$$

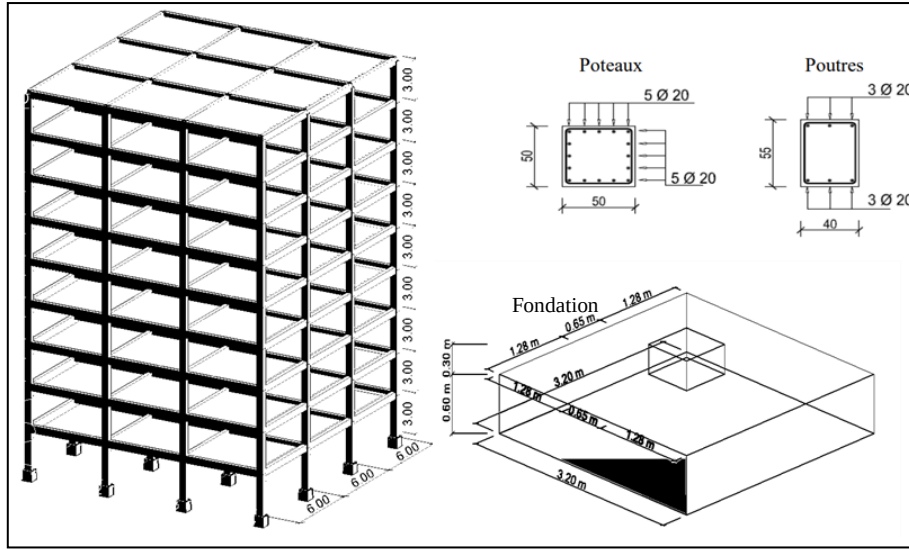


Fig. 2 – Caractéristiques géométriques et matérielles des éléments de la structure

Béton confine	$f'_c = 25 \text{ MPa}$	Acier	$E_s = 2.1 \times 10^5 \text{ MPa}$
	$\varepsilon_{c0} = 0.002$		$f_{sy} = 400 \text{ MPa}$
Béton non confine	$\varepsilon_{cu} = 0.006$		$\alpha = 0.03\%$
	$f'_c = 30 \text{ MPa}$		$\varepsilon_{su} = 0.0143$
	$\varepsilon_{c0} = 0.002$		
	$\varepsilon_{cu} = 0.012$		

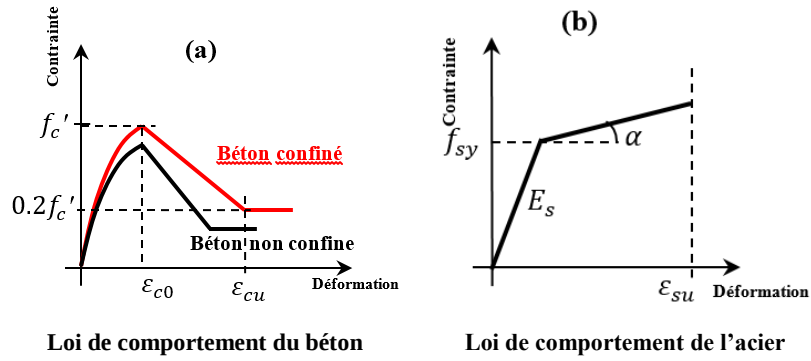


Fig. 3 – Lois de comportement des matériaux : (a) Béton ; (b) Acier.

- L'équation (6) donne respectivement l'accélération $\tilde{S}_{ay}(\tilde{T}, \tilde{\xi})$ et le déplacement spectraux $\tilde{S}_{dy}(\tilde{T}, \tilde{\xi})$ du système à base flexible [2, 16] :

$$\tilde{S}_{ay}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{S}_{ae}(\tilde{T}, \tilde{\xi})}{\tilde{R}_\mu(\tilde{T})} ; \tilde{S}_{dy}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) = \frac{\tilde{T}^2}{4\pi^2} \tilde{S}_{ay}(\tilde{T}, \tilde{\xi}) \quad (6)$$

- Le facteur de réduction de la résistance proposé par Vidic, Fajfar [36] pour le système à base fixe a été ajusté pour un système à base flexible (équation 7) pour évaluer la résistance non linéaire de l'ISS [2, 16].

$$\tilde{R}_\mu = (\tilde{\mu} - 1) \frac{\tilde{T}}{T_c} + 1 \quad \tilde{T} < T_c \quad (7a)$$

$$\tilde{R}_\mu = \tilde{\mu} \quad \tilde{T} \geq T_c \quad (7b)$$

- Déplacement latéral $\tilde{u}_t$ système PDDL est définie par (équations 8) :

$$\tilde{u}_t = \Gamma \tilde{\mu} \tilde{S}_d \quad (8)$$

4 Présentation du cas d'étude

Le cas étudié est celui d'une structure en béton armé à 9 niveaux calculé selon la méthode N2-ISS pour analyser l'impact de la caractérisation probabiliste des paramètres du sol sur le système ISS. Les dimensions de la structure et de ses éléments sont indiquées à la figure 2. Les spectres de réponse utilisés sont ceux du Règlement Parasismique Algérien. L'accélération du sol est de 0,4 g pour obtenir un comportement inélastique de la structure lors d'un séisme.

Le modèle de Kent et Park [39] (Fig. 3(a)) a été choisi pour simuler le comportement du béton confiné et non confiné. Ce modèle comprend : la contrainte de compression du béton f'_c , la déformation maximale ε_{c0} correspondant à la contrainte de compression du béton et la déformation ultime ε_{cu} .

L'acier est modélisé par une loi élasto-plastique avec écrouissage cinématique [40] (Fig. 3(b)). Ce modèle est composé de plusieurs paramètres qui sont : le module d'élasticité de l'acier E_s , la limite d'élasticité de l'acier f_{sy} , le facteur d'écrouissage α , et la déformation ultime ε_{su} .

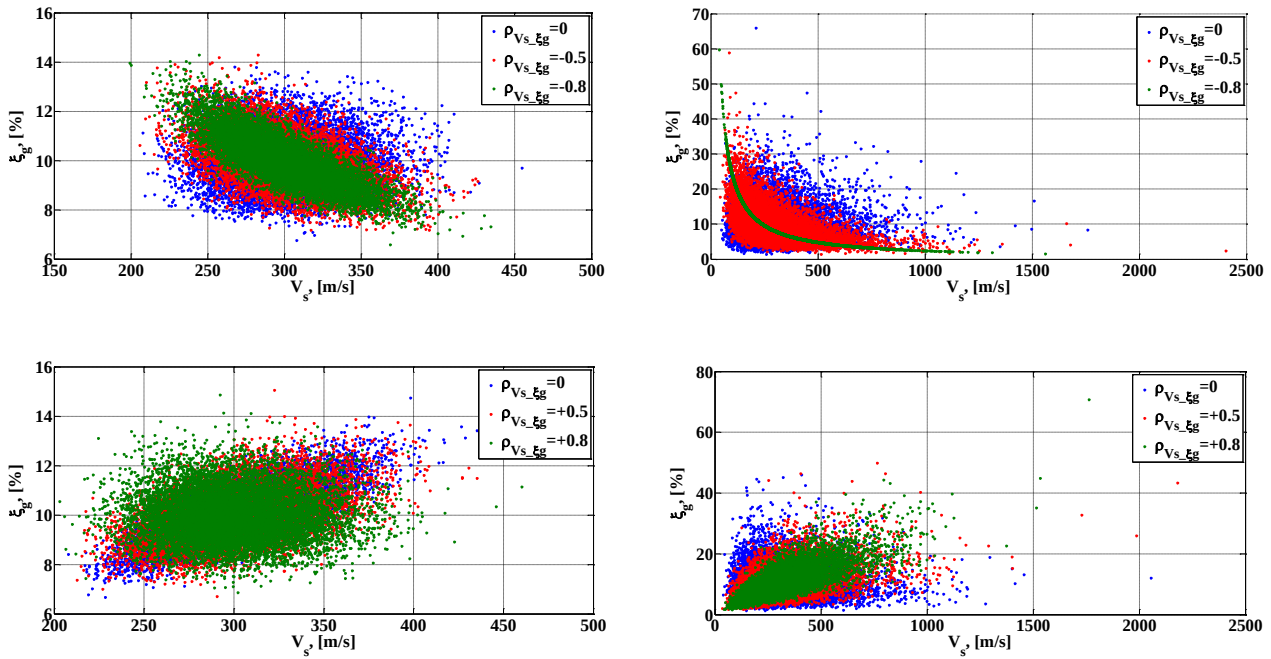


Fig. 4 – Nuages de points (V_s et ξ_g) associés aux valeurs négatives et valeurs positives des coefficients de corrélation $\rho(V_s, \xi_g)$ pour deux cas différents : (a) $CoV(V_s) = 0.1$, $CoV(\xi_g) = 0.1$ et (b) $CoV(V_s) = 0.5$, $CoV(\xi_g) = 0.5$

4.1 Effets de l'incertitude liée au coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g

Un fait souvent négligé dans de nombreuses analyses d'incertitude géotechnique est que les données d'entrée du modèle peuvent être corrélées. D'autre part, en raison de la nature aléatoire des propriétés du sol, l'hypothèse selon laquelle les variables d'entrée sont indépendantes peut s'avérer irréaliste. Dans cette partie, nous étudions comment la corrélation entre la vitesse des ondes de cisaillement et l'amortissement du sol, ainsi que les incertitudes associées, affectent à la fois l'estimation de l'amortissement et le déplacement maximal de la structure.

Aucune corrélation entre V_s et ξ_g n'a été trouvée dans la littérature. Pour cette raison, nous avons tenté d'étudier son influence entre ces deux variables avec 5 valeurs de coefficients de corrélation ($\rho(V_s, \xi_g) = -0.8, -0.5, 0, +0.5$ et $+0.8$).

Dans cette étude, seuls les paramètres V_s et ξ_g sont représentés par des variables aléatoires corrélées dont les informations statistiques sont données dans le tableau 2. Les autres paramètres sont supposés déterministes (Tableau 1). Les coefficients de corrélation utilisés dans cette étude reposent sur une distribution log-normale. La méthode d'échantillonnage par hypercube latin LHS est utilisée pour générer les variables aléatoires pour V_s et ξ_g . 10000 réalisations d'une variable aléatoire de V_s et de même pour ξ_g ont été utilisées pour 5 valeurs de $\rho(V_s, \xi_g)$ et pour 4 types du sol.

Tableau 1 - Paramètres statistiques des variables aléatoires

Configuration	Paramètres	Valeurs moyennes	CoV, [%]	$\rho(V_s, \xi_g)$
1	ξ_g , [%]	10	10	-0.8, -0.5, 0, +0.5, +0.8
	V_s , [m/s]	125, 300, 600, 1350	10	
2	ξ_g , [%]	10	50	-0.8, -0.5, 0, +0.5, +0.8
	V_s , [m/s]	125, 300, 600, 1350	50	

La figure 4 illustre un exemple de nuages de points associés aux valeurs négatives et positives des coefficients de corrélation $\rho(V_s, \xi_g)$ pour deux cas différents de coefficients de variation des variables (V_s et ξ_g).

Le modèle de distribution statistique retenu pour représenter les fonctions de probabilité est un modèle de type Log-normal. Cette répartition est conditionnée par deux paramètres : la valeur moyenne $\bar{V}_s$ et son écart type β_{V_s} . Sa densité de probabilité cumulée s'exprime par la relation suivante :

$$P[A] = \frac{1}{2} \left[1 + \operatorname{erf} \left(\frac{\ln(V_s) - \ln(\bar{V}_s)}{\sqrt{2}\beta_{V_s}} \right) \right] \quad (9)$$

La figure 5 représente les densités de probabilité de la vitesse d'onde de cisaillement relatives à chaque type du sol.

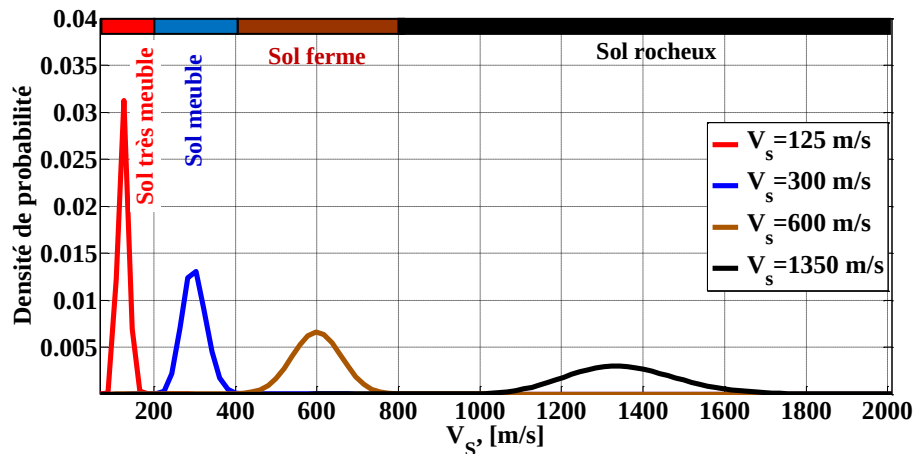


Fig. 5 – Les densités de probabilité de la vitesse d'onde de cisaillement relatives à chaque type du sol.

4.1.1 Le déplacement du système ISS

Le déplacement maximal de la structure étudiée ainsi que l'amortissement du système sol structure sont calculés en fonction du type de sol caractérisé par sa vitesse d'onde de cisaillement (sol très meuble ($V_s = 125\text{m/s}$), sol meuble ($V_s = 300\text{m/s}$), sol ferme ($V_s = 600\text{m/s}$) et sol rocheux ($V_s = 1350\text{m/s}$)).

La figure 6 montre les fonctions de distribution associées à cinq valeurs de coefficients de corrélation ($\rho = -0.8, -0.5, 0, +0.5$ et $+0.8$) pour quatre types de sol. Ces courbes montrent clairement que l'effet des coefficients de corrélation n'est pas le même pour tous les types de sol. En effet, ce facteur semble jouer un rôle majeur dans l'évaluation du rapport $\tilde{u}/u_t$ pour les sols très meubles, alors que cela est moins vrai pour les sols meuble, ferme et rocheux.

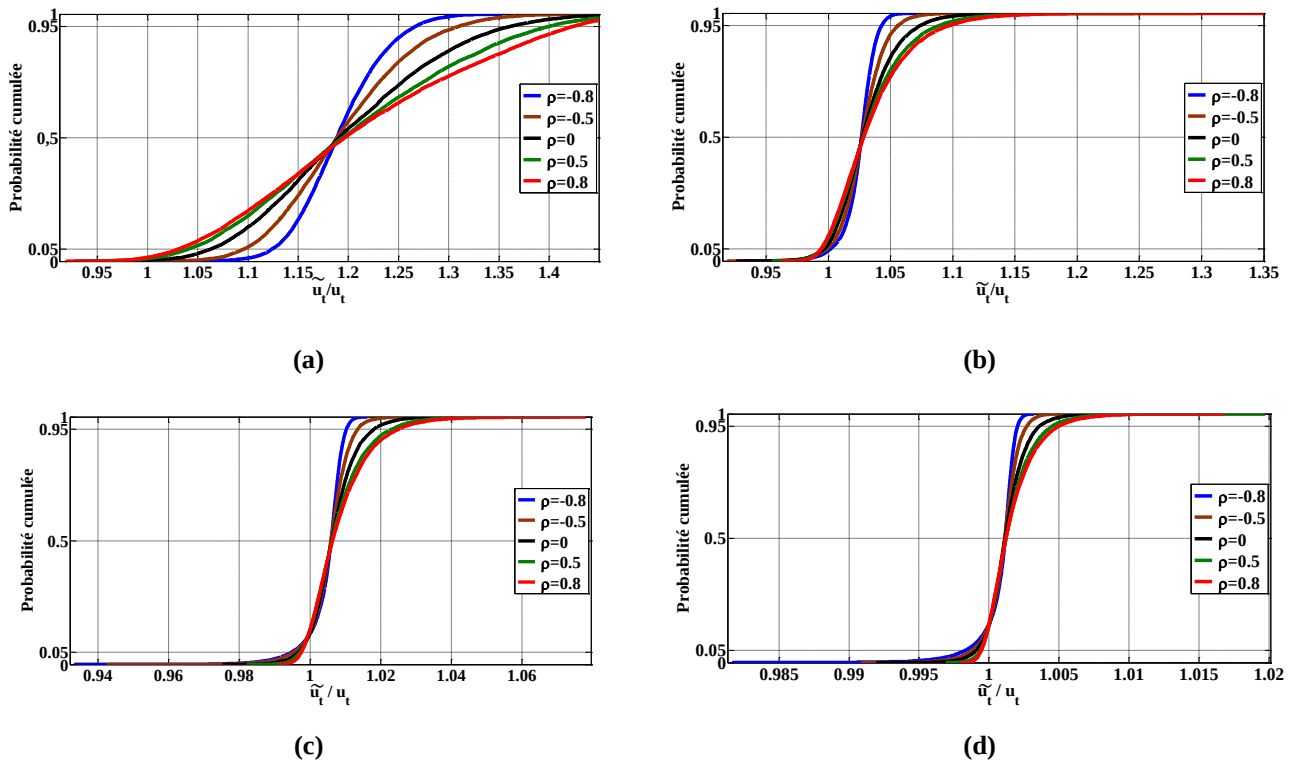


Fig. 6 –Fonctions de répartition des rapports $\tilde{u}_t/u_t$ en fonction des coefficients de corrélation pour chaque type du sol : (a) sol très meuble, (b) sol meuble, (c) sol ferme et (d) sol rocheux ($CoV(\xi_g)=20\%$, $CoV(V_s)=20\%$)

Lorsque la valeur du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g s'approche de -0,8, la dispersion des points autour de la courbe de régression des nuages diminue. Cela conduit à une variabilité réduite de V_s et ξ_g pour tous les types de sol.

Notez également que la distribution du rapport $\tilde{u}_t/u_t$ diminue lorsque le coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g tend vers -0.8. La distribution des valeurs élevées de $\tilde{u}_t/u_t$ du côté droit est plus large que celle du côté gauche, de sorte que la valeur moyenne de $\tilde{u}_t/u_t$ est plus sensible à ses fluctuations. La valeur moyenne de $\tilde{u}_t/u_t$ s'affaiblit à mesure que la probabilité d'atteindre des valeurs extrêmement élevées de $\tilde{u}_t/u_t$ diminue. Ceci explique la légère diminution des valeurs moyennes de $\tilde{u}_t/u_t$ (pour les quatre types de sol) observée sur la figure lorsque la corrélation entre les deux paramètres est négative.

Sur la même figure, et pour la 50^{ième} centile, on observe que le déplacement de la structure augmente en allant d'une grande valeur de V_s (cas d, $V_s = 1350m/s$) vers une faible valeur de V_s (cas a, $V_s = 125m/s$). L'augmentation de ce déplacement est due à la réduction de la rigidité globale résultant des mouvements induits par les fondations.

Pour les sols meuble, ferme et rocheux, le rapport de déplacement structural dû aux séismes est proche de 1 pour tous les coefficients de corrélation, ce qui explique qu'il n'est pas affecté par l'ISS. Cependant, lorsque l'ouvrage repose sur un support flexible (cas (a), $V_s=125 m/s$), la réponse dynamique de l'ouvrage est influencée par le sol du fait de l'ISS.

La variabilité du rapport de déplacement varie selon le sol, avec des courbes de probabilité cumulées allant des sols rocheux aux sols très meubles. Pour un même type de sol, cette variabilité passe de valeurs positives plus importantes à des valeurs négatives plus importantes. Par exemple, si le sol est très meuble et que le coefficient de corrélation est de -0.8, de très faibles variations du rapport de déplacement entre 1.05 et 1.3 sont observées. Cette variabilité commence à s'amplifier pour un même type de sol lorsque le coefficient de corrélation est égal à +0,8. Le rapport de déplacement est variable entre 0.95 et 1.5. Ignorer l'incertitude de perception due à cette corrélation peut être un facteur de risque lorsque le sol considéré est très meuble, car cette corrélation influence la réponse du système.

4.1.2 Amortissement du système en interaction avec le sol

La figure 7 montre l'effet du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g de quatre types de sol (très meuble, meuble, ferme et rocheux) sur la fonction de distribution du rapport $\tilde{\xi}/\xi$. Nous constatons que la modification des coefficients de corrélation pour tous les types de sol affecte de manière significative la distribution de probabilité de ce rapport, augmentant le risque d'atteindre des valeurs supérieures à la médiane. Par conséquent, déterminer avec précision la corrélation entre les paramètres V_s et ξ_g est très important pour obtenir des résultats significatifs.

A 10% d'amortissement du sol, pour toutes les valeurs du coefficient de corrélation $\rho(V_s, \xi_g)$, l'amortissement du système ISS augmente d'un facteur 1,5 par rapport à l'amortissement structural du sol très meuble. Il en va de même pour les sols meuble et ferme et rocheux.

Les mêmes observations faites avec les courbes de la figure 6 ont été faites avec les courbes représentées sur la figure 7. Autrement dit, l'influence du coefficient de corrélation sur la détermination de la fonction de distribution du rapport $\tilde{\xi}/\xi$ n'est pas la même pour les types de sol. En effet, pour une même classe de sol, cette variabilité commence à croître lorsque $\rho(V_s, \xi_g)$ augmente vers des valeurs positives (-0.8 à +0.8). Cette variabilité de l'amortissement des systèmes en interaction est indéniable pour les sols très meubles avec des valeurs de coefficient de corrélation égales à +0.8. Par exemple, pour le cas du sol est très meuble, la variabilité du rapport $\tilde{\xi}/\xi$ varie entre 1.08 à 1.8 pour un coefficient de corrélation de -0.8 et entre 1.04 à 2.5 pour un coefficient de corrélation de +0.8.

La prise en compte de l'incertitude associée au coefficient de corrélation des deux paramètres V_s et ξ_g pour le sol très meuble influence fortement la distribution des courbes de probabilité de déplacement et d'amortissement du système ISS. À l'inverse, la variabilité des paramètres du sol et leurs corrélations dans les sols meuble, ferme et rocheux n'ont pas d'impact significatif. Le graphique présenté à la figure 7 confirme cette observation. En conséquence, les incertitudes sur les paramètres du sol tels que V_s et ξ_g pour les sols rocheux sont négligeables par rapport à celles des sols très meubles.

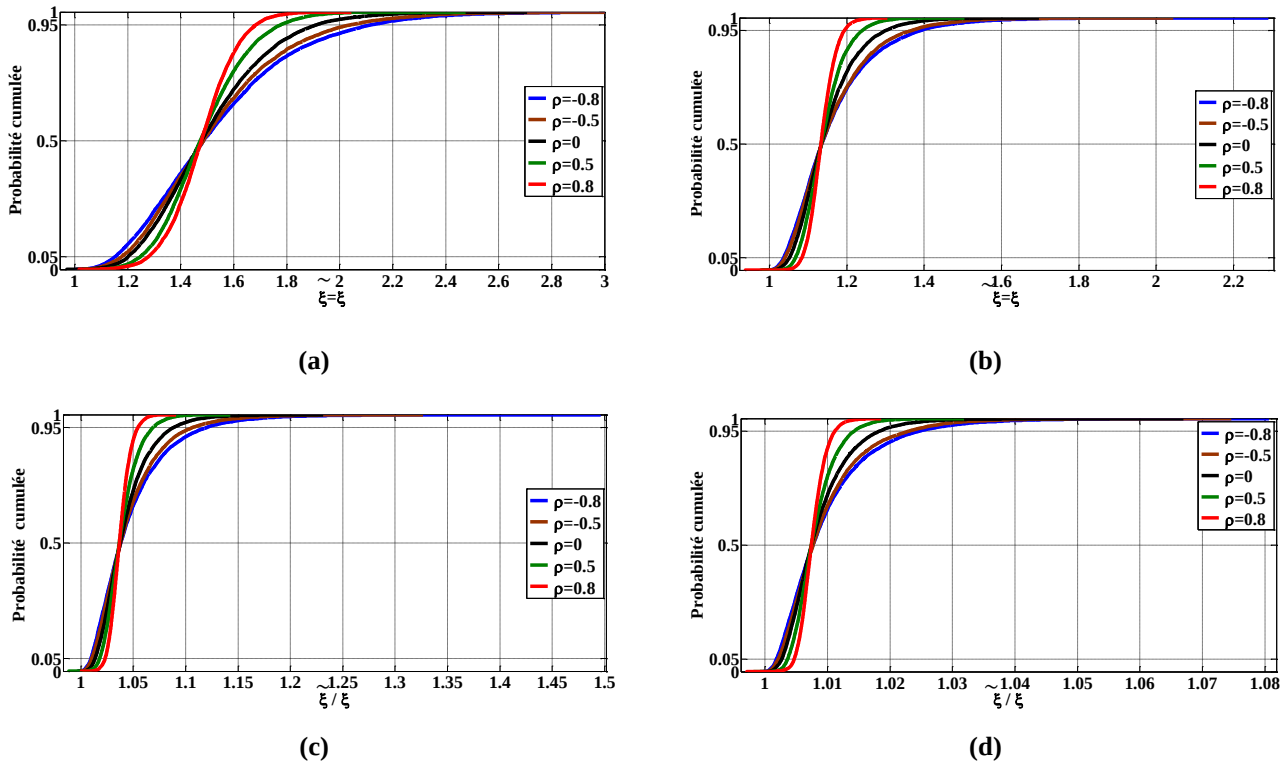


Fig. 7 – Fonctions de répartition des rapports $\tilde{\xi}/\xi$ en fonction des coefficients de corrélation pour chaque type du sol : (a) sol très meuble, (b) sol meuble, (c) sol ferme et (d) sol rocheux ($CoV(\xi_g)=20\%$ and $CoV(V_s)=20\%$)

4.2 Effets de l'incertitude liée au coefficient de variation des deux paramètres corrélés V_s et ξ_g sur le rapport $\tilde{u}_t/u_t$

Pour effectuer une analyse de la variabilité des deux paramètres corrélés (V_s et ξ_g), une loi log-normale a été attachée à chacun, et des simulations numériques ont été réalisées pour étudier l'effet du coefficient de variation de ces deux paramètres sur le rapport $\tilde{u}_t/u_t$. Deux coefficients de variation ont été utilisés selon les deux configurations présentées dans le tableau 1.

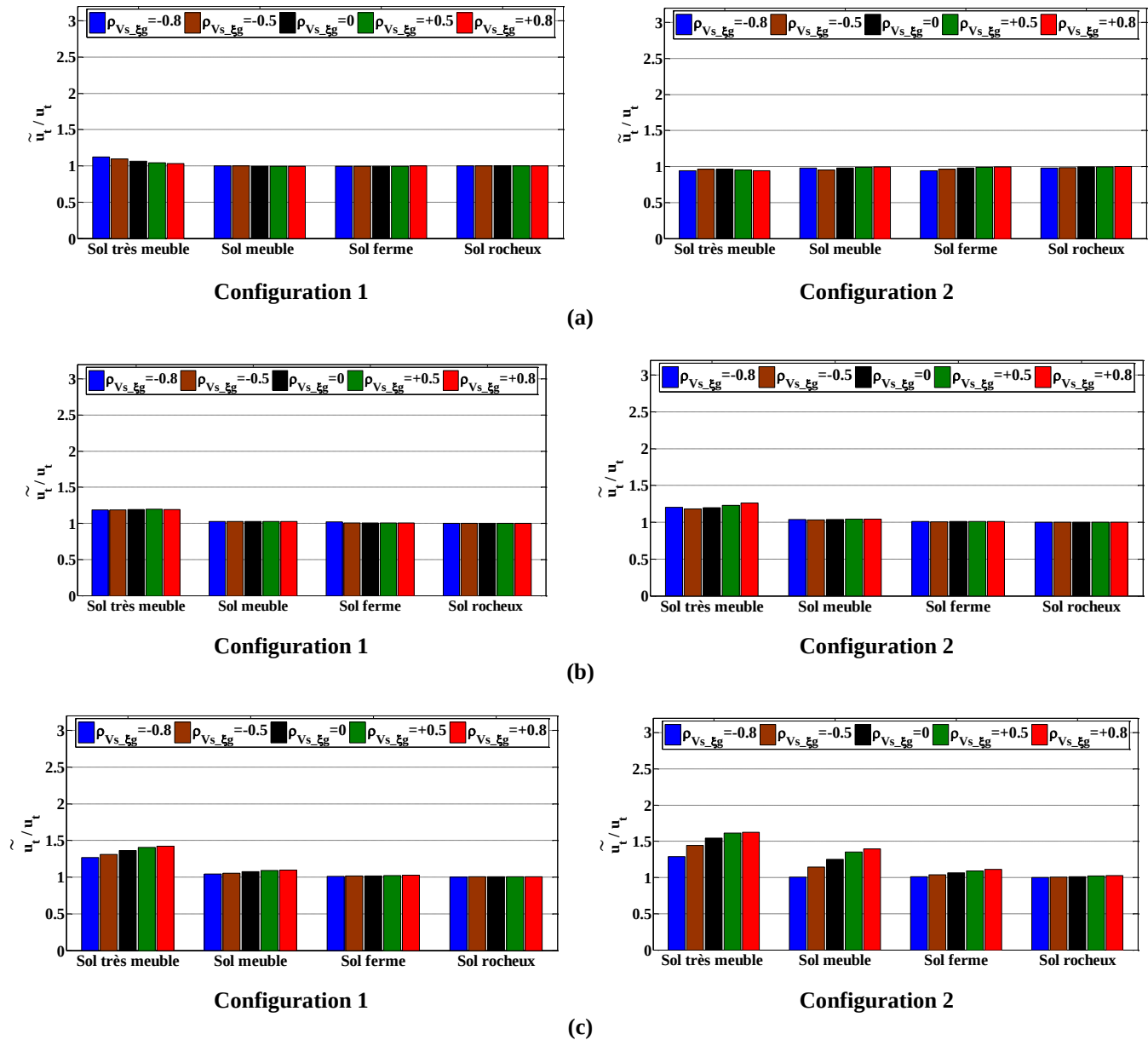


Fig. 8 – Effets couplés de V_s et ξ_g sur le rapport $\tilde{u}_t/u_t$ pour les deux configurations 1 et 2 : (a) 5^{ème} centile, (b) 50^{ème} centile et (c) 95^{ème} centile

Pour chaque type de sol, l'analyse de la variabilité combinée de V_s et ξ_g corrélée s'effectue pour 10000 simulations pour chaque degré de corrélation et pour chaque coefficient de variation.

La fonction de répartition a été déterminée à partir de la base de données statistique pour pouvoir déduire les 5^{ème}, 50^{ème} et 95^{ème} centiles. Les résultats de l'évolution des centiles du rapport $\tilde{u}_t/u_t$ sont présentés dans la Figure 8 pour les deux coefficients de variation. Cette figure présente ce rapport pour différentes valeurs du coefficient de variation et du coefficient de corrélation.

Les courbes obtenues à la figure 8 montrent clairement que les effets des coefficients de corrélation et des coefficients de variation ne sont pas les mêmes pour tous les types de sols. En effet, ces coefficients semblent jouer un rôle prépondérant dans l'évaluation du rapport $\tilde{u}_t/u_t$ dans le sol très meuble. Dans ce type de sol, la variabilité des propriétés du sol telles que V_s et ξ_g affecte la distribution des paramètres de réponse sismique des systèmes ISS. Une variable peut apparaître significative non seulement par son coefficient de variation, mais aussi par sa corrélation avec une autre variable importante. En effet, des études paramétriques montrent que lorsque le coefficient de variation est faible, le rapport $\tilde{u}_t/u_t$ varie entre 1,05 et 1,4 aux 5^{ième} et 95^{ième} centiles respectivement. Cependant, si les coefficients de variation des paramètres V_s et ξ_g sont relativement grands, cette variabilité commence à croître. Le rapport $\tilde{u}_t/u_t$ varie entre 0,8 et 1,6 aux 5^{ième} et 95^{ième} centiles.

Inversement, la variation du coefficient de variation de V_s et ξ_g dans l'intervalle des valeurs de coefficient de variation considérées tend à refléter linéairement et également la moyenne (50^{ième} centile) du rapport $\tilde{u}_t/u_t$ de tous les sols.

Notons également que la variabilité des paramètres du sol n'a pas d'effet statistiquement significatif sur la détermination des 5^{ième}, 50^{ième} et 95^{ième} centiles du rapport $\tilde{u}_t/u_t$ pour les ouvrages construits sur un sol ferme ou rocheux. Par conséquent, les incertitudes sur les paramètres du sol peuvent être ignorées lors du calcul des structures interagissant avec ces types de sol. Pour les sols très meubles, la méconnaissance des coefficients de variation des paramètres et de leurs relations apparaît comme un facteur de risque. Cela signifie également que la détermination précise des incertitudes dans V_s et ξ_g est très importante pour obtenir des résultats stochastiques plus fiables. Comme on peut le voir sur la même figure, le rapport $\tilde{u}_t/u_t$ entre les 5^{ième} et 50^{ième} centiles pour différents types de sol est moins sensible aux variations du coefficient de corrélation $\rho(V_s, \xi_g)$. Cela signifie que la détermination de la réponse de la structure peut être déterminée sans se soucier des dépendances variables ou de l'indépendance entre elles, en essayant simplement d'estimer la réponse médiane.

Les conclusions que l'on peut tirer de ces résultats sont les suivantes : Considérant l'ISS, le modèle statique non linéaire utilisé dans cette étude est fortement affecté par les variations des paramètres du sol V_s et ξ_g . Ils doivent ensuite être pris en compte pour évaluer la sensibilité de la réponse du modèle aux variations de différents paramètres. Sans connaître le degré de corrélation entre ces deux paramètres, supposer une forte corrélation surestimerait le déplacement des structures en interaction avec le sol.

4.3 Effets de l'incertitude liée au coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g sur les courbes de fragilité

La prise en compte des incertitudes dès la conception est essentielle pour mieux gérer les risques et mieux estimer les vulnérabilités structurelles. La section précédente a montré que les coefficients de corrélation entre V_s et ξ_g , et les effets d'incertitude associés à leurs coefficients de variation, ont un impact important sur la variance de la réponse de la structure en termes de déplacement et d'amortissement du système ISS. Nous allons montrer dans ce qui suit si l'incertitude de cette corrélation peut également influencer la détermination de la courbe de vulnérabilité.

Le déplacement maximal qu'une structure peut atteindre lorsqu'elle est soumise à une excitation sismique est un paramètre important pour déterminer les dommages, et donc la vulnérabilité, à une structure. Ce paramètre est obtenu à partir du point de performance qui est déterminé par l'intersection de la courbe de capacité et de la courbe de demande représentée par le spectre inélastique.

L'indice de dommages de Park & Ang [41] sans la composante d'hystérésis (Equation 10, [41]) est utilisé pour déterminer les dommages structurels. Cet indice est une mesure quantitative qui permet de classer numériquement l'état structural évalué en cinq états d'endommagement (Tableau 2).

$$ID = \frac{u_t - u_y}{u_u - u_y} \quad (10)$$

où u_t est le déplacement maximal subi par la structure (point de performance) ; u_u est le déplacement ultime (effondrement total) et u_y est le déplacement à la limite élastique.

Le modèle de distribution statistique retenu pour représenter les fonctions de fragilité de la structure est un modèle de type Log-normal. Ce modèle est contrôlé par deux paramètres : la valeur moyenne S_d et son écart type β_{S_d} . Sa densité de probabilité cumulée s'exprime par la relation suivante :

$$P[d_s|S_d] = \Phi \left[\frac{1}{\beta_{ds}} \ln \left(\frac{S_d}{\bar{S}_{d,ds}} \right) \right] \quad (11)$$

où :

$\bar{S}_{d,ds}$ est la valeur médiane du déplacement spectral pour laquelle la structure atteint le seuil de l'état de dommages ds ;

β_{ds} est l'écart type du déplacement spectral pour l'état de dommages ds ,

Et Φ est la fonction de répartition de la loi normale centrée réduite.

$P[d_s|S_d]$ est la probabilité d'obtenir un niveau de dommages donné d_s pour un déplacement spectral S_d ,

Tableau 2 – Equivalence entre niveau d'endommagement et indice d'endommagement donné par Park et Ang. [41]

Degrés de dégâts (ID)	Définition	Indice d'endommagement
0	Aucun dégât	<0,10
1	Faible endommagement	0,10-0,25
2	Endommagement modéré	0,25-0,40
3	Dégâts importants	0,40-1,00
4	Effondrement	>1,00

La structure considérée dans cette application est la même que celle analysée au §4. Le tableau 3 présente les variables aléatoires considérées dans cette étude pour représenter les courbes de fragilité sismique d'une structure. Ce tableau montre également les fonctions de distribution de probabilités sélectionnées.

Tableau 3 – Caractéristiques des variables aléatoires

Matériel	Paramètre	Distribution	Valeur moyenne	Ecart-type	ρ
Béton confiné	$f'_c(MPa)$	Log-normal	25	3	
	ε_{c0}	Normal	0.002	0.0003	
	ε_{cu}	Normal	0.006	0.0009	
	$f'_{cu}(MPa)$		$0.2f'_c$		
Béton non confiné	$f'_c(MPa)$	Log-normal	30	5	
	ε_{c0}	Normal	0.002	0.0003	
	ε_{cu}	Normal	0.012	0.0018	
	$f'_{cu}(MPa)$		$0.2f'_c$		
	$E_s(MPa)$	Normal	2.1×10^5	0.105×10^5	
Acier	$f_{sy}(MPa)$	Log-normal	400	10	
	$\alpha(\%)$		0.03		
	ε_{su}		0.0143		
Séisme	PGA (g)	Uniforme	0.5	0.26g	
	ξ_g	Log-normal	10%	0.4%	
Sol	$V_s, [m/s]$	Rocheux	1350	550	
		Ferme	600	200	-0.8, 0 et +0.8
		Meuble	300	100	
		Très meuble	150	75	

L'endommagement de la structure est identifié pour chaque simulation au moyen de l'indice de dommage défini selon Park & Ang (Equation 10, Tableau 2).

L'histogramme 9 présente la répartition des dommages obtenue pour chaque classe de dommages associée à chaque type de sol pour trois valeurs de $\rho(V_s, \xi_g)$. Ces histogrammes fournissent une lecture détaillée de la distribution statistique des dommages pour les échantillons utilisés. Les résultats obtenus dans diverses conditions de dommages montrent des distributions nettement différentes dans les quatre types de sol. L'analyse des résultats confirme que les conditions de terrain ont un impact significatif sur l'étendue des dommages sismiques aux ouvrages, et que les ouvrages bâtis sur roc sont moins vulnérables que ceux bâtis sur sol très meuble. On remarque aussi que pour les trois valeurs du coefficient de corrélation, les distributions des dommages sont les mêmes pour les sols meuble, ferme et rocheux, avec de légères différences pour le sol très meuble.

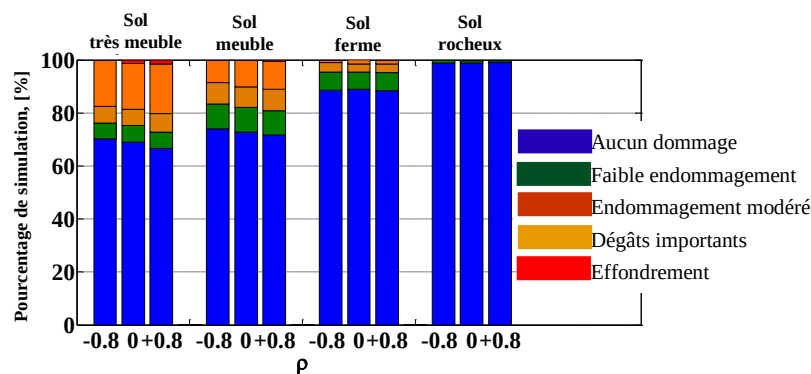


Fig. 9 – La répartition des dommages relative à chaque type de sol pour les trois valeurs de $\rho(V_s, \xi_g)$

La Figure 10 présente l'effet de l'incertitude liée au coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g sur les courbes de fragilité sismique d'une structure à chaque état limite de dommage pour 4 types du sol. Dans cette figure, une comparaison est faite entre trois valeurs du coefficient de corrélation -0.8, 0 et +0.8.

Les résultats présentés ici démontrent que les incertitudes susceptibles de fausser les valeurs du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g peuvent avoir un impact non négligeable sur l'évaluation statistique du déplacement spectral de la structure. Surtout pour les conditions de dommages les plus sévères (dommages importants et effondrement). D'autre part, les résultats montrent la faible sensibilité des variables de corrélation incertaines entre V_s et ξ_g sur les courbes de vulnérabilité sismique des structures sans dommage et à faible niveau de dommage. Cela indique un faible effet sur les réponses structurelles.

Nous constatons que la modification du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g dans le sol très meuble a un impact important sur la distribution de probabilité du déplacement spectral pour tous les états de dommages (de « aucun dommage » à « effondrement structurel total »). Par exemple, pour l'état d'effondrement total de la structure, la variabilité du déplacement spectral varie entre 0.54 et 0.55 avec un coefficient de corrélation de -0.8, et entre 0.5 à 0.88 avec un coefficient de corrélation de +0.8 (Fig. 10 (a)). La détermination précise de l'incertitude de corrélation entre V_s et ξ_g est donc très importante pour obtenir des résultats fiables pour ce type de sol.

Par ailleurs, les résultats obtenus sur la figure 10 montrent que différentes valeurs du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g permettent d'estimer différentes valeurs de probabilité pour une même valeur du déplacement spectral. Par exemple, pour un déplacement spectral de 0.6 m, la corrélation entre V_s et ξ_g est de -0.8 (sol très meuble, Fig. 10(a)), puisque 100 % de probabilité représente un état de dommage « effondrement total », par contre si la corrélation est de +0.8, la probabilité est de seulement 18 %. Cette analyse montre qu'une incertitude assez grande sur le coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g fausse énormément les résultats du déplacement maximal de la structure compte tenu de l'ISS, provoquant une sous-estimation sévère des dommages.

De même, la différence entre les courbes de vulnérabilité augmente avec l'augmentation de la limite de dommages et avec l'intensité sismique jusqu'à ce que la structure atteigne un état d'effondrement.

Les résultats obtenus de la figure 10 (c) et la figure 10 (d) montrent clairement que les classes de dommages « dégâts importants » et « effondrement » n'apparaissent pas dans le cas d'un sol ferme et rocheux. Cependant, dans le cas d'un sol très meuble, toutes les classes de dommages sont clairement distinguées.

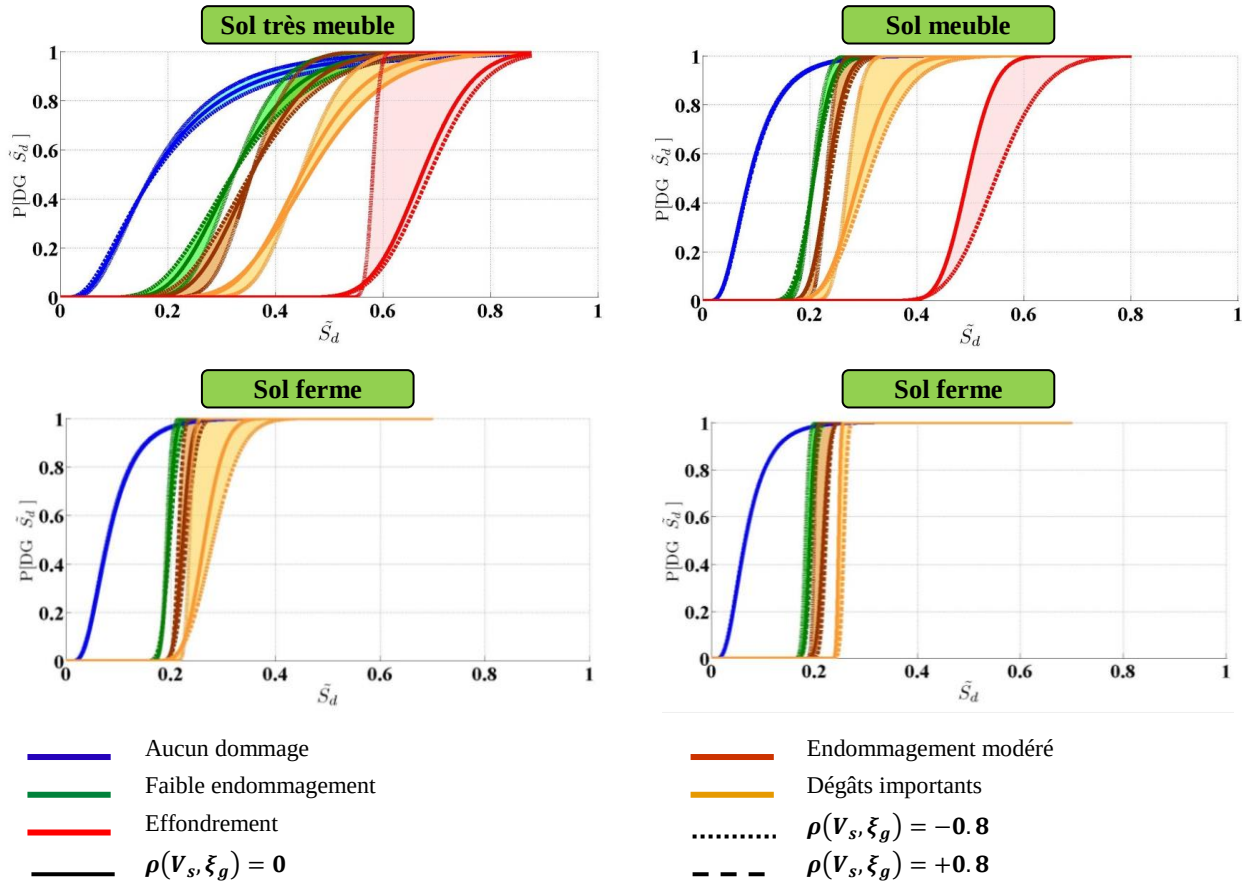


Fig. 10 – Les courbes de fragilité pour différentes valeurs de $\rho(V_s, \xi_g)$: (a) sol très meuble, (b) sol meuble, (c) sol ferme et (d) sol rocheux.

L'application de différentes valeurs du coefficient de corrélation (positive, négative ou nulle) présente une incertitude épistémique importante et pose la question du choix de la valeur la plus appropriée du coefficient de corrélation. La valeur du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g n'a été validée ou invalidée pour aucun type de sol, donc en attendant que de nouvelles informations soient disponibles, la moyenne des dommages calculée à partir du coefficient de corrélation pour estimer le dommage nous semble une bonne voie.

En réponse à la question posée au début, il est très important de déterminer la valeur exacte de la corrélation entre V_s et ξ_g lorsque la structure atteint un état de dommage plus élevé compte tenu de l'ISS (sol souple). Ceci afin d'éviter de compromettre la sécurité structurelle.

5 Conclusion

Cet article se concentre sur deux objectifs principaux. Il s'agit, d'une part, d'analyser l'impact de la caractérisation probabiliste des paramètres du sol sur les systèmes d'ISS et, d'autre part, de déterminer des courbes de fragilité sismique d'une structure en considérant l'incertitude épistémique due à la corrélation entre V_s et ξ_g .

Les valeurs moyennes de V_s et ξ_g se situent dans la fourchette des valeurs trouvées dans le code sismique algérien et l'Eurocode 8. Les fonctions de distribution de ces paramètres ont été déterminées pour chaque type de sol et la réponse du système ISS a été déterminée par des modèles probabilistes. Nous avons quantifié l'influence de deux paramètres statistiques (coefficient de variation et coefficient de corrélation) décrivant la variabilité des propriétés du sol (V_s et ξ_g).

Les effets conjoints de la variabilité de la vitesse d'onde de cisaillement V_s et de l'amortissement du sol ξ_g sur l'évaluation statistique des deux rapports $\tilde{u}_t/u_t$ et $\tilde{\xi}/\xi$ ont été étudiés pour quatre types de sols caractérisés par leur vitesse d'onde de cisaillement. Nous constatons que les effets relatifs de V_s et ξ_g sur le déplacement et l'amortissement dépendent de l'interaction complexe entre (a) les valeurs moyennes de V_s et ξ_g , (b) leurs coefficients de variation, et (c) le degré de corrélation considéré entre ces deux propriétés.

Pour mieux comprendre le rôle de ces paramètres statistiques sur la variabilité, nous avons généré des nuages de points dans l'intervalle V_s et ξ_g par la méthode d'échantillonnage de l'hypercube latin. En général, une corrélation positive de +0,8 considérée entre V_s et ξ_g améliore ces deux rapports. Leurs considérations semblent être moins conservatrices que les approches traditionnelles qui ne tiennent pas compte des corrélations.

Les résultats obtenus montrent clairement les différents effets des coefficients de corrélation et des coefficients de variation pour tous les types de sol. En fait, ces coefficients semblent jouer un rôle prépondérant dans l'estimation des rapports $\tilde{u}_t/u_t$ et $\tilde{\xi}/\xi$ pour le sol très meuble. En revanche, la variabilité des paramètres du sol n'est pas importante pour la réponse des ouvrages construits sur un sol ferme ou rocheux. Par conséquent, les incertitudes sur les paramètres du sol peuvent être ignorées lors du calcul des structures interagissant avec ces types de sol.

Pour le sol très meuble, la méconnaissance des coefficients de variation des paramètres et de leurs corrélations peut être considérée comme un facteur de risque. Par conséquent, une détermination précise des incertitudes en V_s et ξ_g s'avère souhaitable pour aboutir à des résultats probabilistes plus fiables.

Le changement dans les valeurs du coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g affecte significativement l'évaluation statistique du déplacement spectral de la structure fondée sur un sol très meuble et cela pour tous les états de dommage.

On a pu également montrer qu'à travers différents coefficient de corrélation entre V_s et ξ_g on peut obtenir différentes valeurs de probabilité pour une même valeur du déplacement spectral.

De grandes variations des coefficients de corrélation dans le sol très meuble peuvent conduire à une mauvaise évaluation de la courbe de fragilité d'une structure. En revanche, lorsque le sol est rocheux, l'influence du coefficient de corrélation est faible.

L'incertitude épistémique causée par l'application de différentes valeurs du coefficient de corrélation pose le problème du choix de la bonne valeur de ce coefficient.

REFERENCES

- [1]- K. Nabil, D. Nedjar, T. Tamine, M. Hamane, Contribution to probabilistic modeling of soil geo-mechanical properties for structural reliability analysis of buried pipes and foundations. *Journal of Materials and Engineering Structures «JMES»*, 6(2) (2019) 249-258.
- [2]- M. Mekki, S.M. Elachachi, Contribution à la Proposition d'une Nouvelle Approche de Calcul Sismique des Structures en Interaction avec le Sol (N2-ISS). *Journal of Materials and Engineering Structures «JMES»*, 7(1) (2020) 141–151.
- [3]- M. Zoutat, M. Mekki, S.M. Elachachi, Proposition de la méthode N2-ISS Multi-modale pour étudier l'effet des modes supérieurs sur la réponse non linéaire d'un système ISS. *Journal of Materials and Engineering Structures «JMES»*, 7(2) 185–202.
- [4]- M. Kamal, M. Inel, Correlation between Ground Motion Parameters and Displacement Demands of Mid-Rise RC Buildings on Soft Soils Considering Soil-Structure-Interaction. *Buildings*, 11(3) (2021) 125. doi:10.3390/buildings11030125.
- [5]- A. Kaveh, S. Rezazadeh Ardebili, A Comparative Study of the Optimum Tuned Mass Damper for High-rise Structures Considering Soil-structure Interaction. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 65(4) (2021) 1036-1049. doi:10.3311/PPci.18386.
- [6]- M. Mekki, M. Zoutat, S.M. Elachachi, M. Hemsas, Sensitivity Analysis of Uncertain Material RC Structure and Soil Parameters on Seismic Response of Soil-Structure Interaction Systems. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 66(3) (2022) 739-751. doi:10.3311/ppci.20113.
- [7]- H.D. Nguyen, M. Shin, Effects of soil–structure interaction on seismic performance of a low-rise R/C moment

- frame considering material uncertainties. *Journal of Building Engineering*, 44 (2021) 102713. doi:10.1016/j.jobbe.2021.102713.
- [8]- A. Kaveh, S. Rezazadeh Ardebili, Equivalent damping ratio for mixed structures including the soil-structure interaction. *Structures*, 41 (2022) 29-35. doi:10.1016/j.istruc.2022.04.090.
- [9]- A. Kaveh, A.D. Eslamlou, R. Sheikhi, Seismic performance of steel structures retrofitted with optimal slack cable collapse prevention system. *Journal of Building Engineering*, 31 (2020) 101392. doi:10.1016/j.jobbe.2020.101392.
- [10]- A. Namdar, M.K. Pelko, Numerical analysis of soil bearing capacity by changing soil characteristics. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 3(10) (2013) pages 38-42. doi:10.3221/IGF-ESIS.10.05.
- [11]- B. Chen, P. Zhi, Y. Li, Fatigue Strength Analysis of Bogie Frame In Consideration of Parameter Uncertainty. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 13(48) (2019) 385-399. doi:10.3221/IGF-ESIS.48.37.
- [12]- R.B.P. Nonato, Bi-level Hybrid Uncertainty Quantification in Fatigue Analysis: S-N Curve Approach. *Frattura ed Integrità Strutturale*, 14(54) (2020) 88-103. doi:10.3221/IGF-ESIS.54.06.
- [13]- H. Shrestha, D. Dizhur, R. Prajapati, M. Giarretton, I. Giongo, R. Guragain, P. Jacquin, J. Bothara, J. Ingham, Seismic Vulnerability Assessment of Two Nepalese Rana Palaces. *Earthquake Spectra*, 33(1_suppl) (2017) 345-362. doi:10.1193/010517eqs004m.
- [14]- S. Elachachi, M. Mekki, D. Breyse. Effects of soil-structure interaction and soil variability on RC structures within a performance-based earthquake engineering framework. in 11th International Conference on Structural Safety and Reliability (ICOSSAR 2013), New York, NY, USA. (2013), 1755-1761.
- [15]- M. Mekki, S.M. Elachachi, D. Breyse, D. Nedjar, M. Zoutat, Soil-structure interaction effects on RC structures within a performance-based earthquake engineering framework. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 18(8) (2014) 945-962. doi:10.1080/19648189.2014.917056.
- [16]- M. Mekki, S.M. Elachachi, D. Breyse, M. Zoutat, Seismic behavior of R.C. structures including soil-structure interaction and soil variability effects. *Engineering Structures*, 126 (2016) 15-26. doi:10.1016/j.engstruct.2016.07.034.
- [17]- M. Zoutat, S.M. Elachachi, M. Mekki, M. Hamane, Global sensitivity analysis of soil structure interaction system using N2-SSI method. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 22(2) (2018) 192-211. doi:10.1080/19648189.2016.1185970.
- [18]- A. Kaveh, R.A. Izadifard, L. Mottaghi, Optimal design of planar RC frames considering CO2 emissions using ECBO, EVPS and PSO metaheuristic algorithms. *Journal of Building Engineering*, 28 (2020) 101014. doi:10.1016/j.jobbe.2019.101014.
- [19]- B. Porcar, S. Soutullo, R. Enríquez, M.J. Jiménez, Quantification of the uncertainties produced in the construction process of a building through simulation tools: A case study. *Journal of Building Engineering*, 20 (2018) 377-386. doi:10.1016/j.jobbe.2018.08.008.
- [20]- G.A. Fenton, D.V. Griffiths, M.B. Williams, Reliability of traditional retaining wall design. *Géotechnique*, 55(1) (2005) 55-62. doi:10.1680/geot.2005.55.1.55.
- [21]- H.F. Schweiger, G. Peschl, Basic Concepts and Applications of Random Sets in Geotechnical Engineering, in *Probabilistic Methods in Geotechnical Engineering*, D.V. Griffiths, G.A. Fenton, Editors. Springer Vienna: Vienna. (2007), 113-126. doi:10.1007/978-3-211-73366-0_4.
- [22]- H.-J. Park, T.R. West, I. Woo, Probabilistic analysis of rock slope stability and random properties of discontinuity parameters, Interstate Highway 40, Western North Carolina, USA. *Engineering Geology*, 79(3) (2005) 230-250. doi:10.1016/j.enggeo.2005.02.001.
- [23]- M. Beer, O. Kosheleva, V. Kreinovich. Uncertainty: Ideas Behind Neural Networks Lead Us Beyond KL-Decomposition and Interval Fields. in *IEEE Symposium Series on Computational Intelligence (SSCI)*. (2021), 1-7. doi:10.1109/SSCI50451.2021.9660145.
- [24]- M. Bourges, J.L. Mari, N. Jeannée, A practical review of geostatistical processing applied to geophysical data: methods and applications. *Geophysical Prospecting*, 60(3) (2012) 400-412. doi:10.1111/j.1365-2478.2011.00992.x.
- [25]- M.H. Faber, M.G. Stewart, Risk assessment for civil engineering facilities: critical overview and discussion. *Reliability Engineering & System Safety*, 80(2) (2003) 173-184. doi:10.1016/S0951-8320(03)00027-9.
- [26]- M.H. Faber, On the Treatment of Uncertainties and Probabilities in Engineering Decision Analysis. *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, 127(3) (2005) 243-248. doi:10.1115/1.1951776.
- [27]- M. Mekki, M. Hemsas, M. Zoutat, M. Elachachi Sidi, Effects of soil-structure interaction and variability of soil

- properties on seismic performance of reinforced concrete structures. *Earthquakes and Structures*, 22(3) (2022) 219-230. doi:10.12989/EAS.2022.22.3.219.
- [28]- M.S.E. Nasab, Y.-Q. Guo, J. Kim, Seismic retrofit of a soft first-story building using viscoelastic dampers considering inherent uncertainties. *Journal of Building Engineering*, 47 (2022) 103866. doi:10.1016/j.jobbe.2021.103866.
- [29]- S. Dastmalchi, H.V. Burton, Effect of modeling uncertainty on multi-limit state performance of controlled rocking steel braced frames. *Journal of Building Engineering*, 39 (2021) 102308. doi:10.1016/j.jobbe.2021.102308.
- [30]- S.M. Elachachi, D. Breyse, A. Denis, The effects of soil spatial variability on the reliability of rigid buried pipes. *Computers and Geotechnics*, 43 (2012) 61-71. doi:10.1016/j.compgeo.2012.02.008.
- [31]- S.M. Elachachi, D. Breyse, H. Benzeguir, Soil Spatial Variability and Structural Reliability of Buried Networks Subjected to Earthquakes, in *Computational Methods in Stochastic Dynamics*, M. Papadrakakis, G. Stefanou, V. Papadopoulos, Editors. Springer Netherlands: Dordrecht. (2011), 111-127. doi:10.1007/978-90-481-9987-7_6.
- [32]- S.M. Elachachi, D. Breyse, L. Houy, Longitudinal variability of soils and structural response of sewer networks. *Computers and Geotechnics*, 31(8) (2004) 625-641. doi:10.1016/j.compgeo.2004.10.003.
- [33]- W. Belazi, S.-E. Ouldboukhite, A. Chateaneuf, A. Bouchair, Uncertainty analysis of occupant behavior and building envelope materials in office building performance simulation. *Journal of Building Engineering*, 19 (2018) 434-448. doi:10.1016/j.jobbe.2018.06.005.
- [34]- B. DTR, Règles Parasismiques Algériennes, RPA99/Version 2003. Centre National Recherche Appliquée En Génie Parasismique (CGS), Algérie, (2003).
- [35]- P. Code, Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance-part 1: general rules, seismic actions and rules for buildings. Brussels: European Committee for Standardization, (2005).
- [36]- P. Fajfar, A Nonlinear Analysis Method for Performance-Based Seismic Design. *Earthquake Spectra*, 16(3) (2000) 573-592. doi:10.1193/1.1586128.
- [37]- J. Wolf, Dynamic soil-structure-interaction Englewood Cliffs. Inc., Prentice-Hall, New Jersey, (1985).
- [38]- J. Avilés, L.E. Pérez-Rocha, Soil-structure interaction in yielding systems. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 32(11) (2003) 1749-1771. doi:10.1002/eqe.300.
- [39]- D.C. Kent, R. Park, Flexural Members with Confined Concrete. *Journal of the Structural Division*, 97(7) (1971) 1969-1990. doi:10.1061/JSDEAG.0002957.
- [40]- M. Menegotto, Method of Analysis for Cyclically Loaded R. C. Plane Frames Including Changes in Geometry and Non-Elastic Behavior of Elements under Combined Normal Force and Bending. *Proc. of IABSE Symposium on Resistance and Ultimate Deformability of Structures Acted on by Well Defined Repeated Loads*, 1973, (1973).
- [41]- Y.J. Park, A.H.S. Ang, Y.K. Wen, Seismic Damage Analysis of Reinforced Concrete Buildings. *Journal of Structural Engineering*, 111(4) (1985) 740-757. doi:10.1061/(ASCE)0733-9445(1985)111:4(740).