

THESE DE MAGISTER
Option : Matériaux et Structures

Présentée par

AOUALI RATIBA
Ingénieur d'Etat en Travaux Publics

Pour obtenir le titre de
MAGISTER
En Travaux Publics

Thème

**ANALYSE STATISTIQUE ET STOCHASTIQUE DE
LA REPONSE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET
DE SITE**

Soutenue le 21 juin 2008 devant le jury composé de

A. ZARZOUR	Directeur	E.N.T.P	Président
N. LAOUAMI	Directeur de Recherche	C.G.S.	Directeur de Thèse
H. AFRA	Directeur de Recherche	CNERIB	Examineur
M. HADID	Maître de conférences	E.N.T.P	Examineur
H. BECHTOULA	Maître de Recherche	C.G. S	Examineur

Résumé

L'effet de site est l'un des phénomènes de la variabilité spatiale du mouvement sismique, qui devrait être pris en considération, dans le cadre du calcul parasismique des structures.

Dans ce contexte, une formulation analytique de la fonction de transfert a été établie par Pecker et Afra, (1995) et par Hadid et Afra, (2000), respectivement pour une vitesse de l'onde de cisaillement nulle et non nulle en surface et ce, en considérant une variation continue du module de cisaillement en fonction de la profondeur à partir de la surface libre. Tenant compte de cette dernière et en considérant deux cas d'input sismique au substratum rocheux à savoir, le bruit blanc (B-B) et le modèle de Kanai-Tajimi (K-T) filtrés avec le modèle de Clough et Penzien, une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale à la surface du sol, donnée en termes de paramètres statistiques des accélérations (PGA) et des déplacements (PGD), a été menée.

En ce qui concerne l'analyse statistique, ces paramètres ont été obtenus à partir de la simulation numérique d'une collection d'excitations effectuée par la méthode de la représentation spectrale et en ce qui concerne l'analyse stochastique, ils ont été obtenus avec les trois modèles probabilistes : modèle de Vanmarcke, de Der Kiureghian et de Davenport. Afin de déduire le modèle le plus représentatif, une comparaison de ces derniers avec la simulation dans l'évaluation des PGA a été présentée.

Les résultats ont révélé que ces paramètres statistiques augmentent en fonction de l'inhomogénéité du sol, de l'impédance et de la rigidité du sol jusqu'à une certaine valeur limite, cette dernière est proche de la fréquence prédominante du modèle de K.T dans ce cas d'input. L'analyse stochastique a montré que le PGA moyen obtenu par les modèles probabilistes est sensiblement le même que celui évalué par la simulation et plus particulièrement pour les sols flexibles et moyens. Par contre, son écart type est beaucoup mieux estimé par les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian comparé au modèle de Davenport qui le surestime.

Enfin, une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale des structures sous l'effet de site sur les spectres élastiques du déplacement relatif SDR, de la pseudo accélération PSA et de l'effort tranchant à la base est également effectuée. La structure étudiée est un oscillateur simple à un seul degré de liberté, composée d'une masse concentrée et de deux supports de rigidités identiques, et soumis à des excitations sismiques translationnelles unidirectionnelles supposées dans un premier cas uniformes : les paramètres du sol sont identiques au niveau des deux supports et dans un second cas non uniformes : les paramètres du sol sont différents au niveau des deux supports.

Les résultats ont révélé que dans les deux cas de figure, le SDD et le PSA sont amplifiés, mais ils ne sont pas aussi influencés par l'effet de la variabilité des conditions géologiques au niveau des deux supports que par l'inhomogénéité du sol lui même. Ce résultat concerne les sols flexibles et moyens dans le cas du SDR et tous les types de sol dans le cas du PSA. Par contre, pour l'effort tranchant c'est le 2^{ème} cas qui est le plus prépondérant car dans ce cas, ce dernier reçoit la contribution de la composante pseudo statique. Le taux de contribution de cette dernière dépend des paramètres ' p ' et ' V_0/H '.

L'analyse stochastique de la réponse des structures sous l'effet de site a montré que sur la borne des faibles fréquences, les modèles probabilistes sous- estiment la simulation et notamment les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, par contre sur la borne des hautes fréquences, ces modèles sont généralement fiables pour l'estimation des paramètres statistiques du SDR. Et enfin sur les très basses fréquences, une sous estimation non négligeable des modèles probabilistes est observée. Ceci est dû à la divergence du SDR déduit avec l'accélération du sol simulée qui donne par une double intégration un déplacement du sol divergent. Pour y remédier à ce problème, une méthodologie est proposée et elle consiste à déterminer ces paramètres statistiques en fonction d'une accélération du sol déduite à partir d'une double dérivation du déplacement simulé.

Abstract

The site effect is one of the phenomena of the spatial variability of the seismic motion, which should be taken into account, for the aseismic code design of structures.

In this context, an analytical formulation of the transfer function, considering a continuous variation of the soil shear modulus, was established by Pecker and Afra, (1995) and by Hadid and Afra, (2000), respectively for the zero and non-zero shear wave velocity at the free surface.

Taking into account this last one and by considering two cases of seismic input at the substratum : white noise (B-B) and the Kanai-Tajimi (K-T) model filtered with the Clough and Penzien model, a statistical and stochastic analysis of the maximum of the response (PGA and PGD) at the free surface was carried out. The statistical analysis is established by means of monte carlo simulation using Shinozuka spectral representation. Three probabilistic models (Vanmarcke, Der kiureghian and Davenport) of the extreme peak are used in the stochastic analysis of the PGA and PGD to deduce the most model compared with the simulation.

Firstly, the results have revealed that the two first moments (mean and the standard deviation) of the PGA increase with increasing either the non homogenous soil parameter, or the soil impedance. So, they exhibit an increase with the soil stiffness (V_0/H parameter) until that the soil fundamental frequency is near the predominant frequency of the input motion (K.T model) and then decrease for the upper values of V_0/H parameter. Secondly, the average PGA value obtained with the probabilistic models is approximately the same that this obtained with the simulation, and more particularly for the flexible and medium soils. However, PGA standard deviation is more rather estimated by Vanmarcke and Der Kiureghian models compared to Davenport model which gives an overestimation of this parameter.

Secondly, a statistical and stochastic analysis of the PSA, SD and the shear forces of the structures is carried out. The structures are modeled as an oscillator with concentrated mass, two supports having the same stiffness and submitted to translational and unidirectional seismic excitations which take into account the non homogeneous site effect. In the first time, the soil parameters are considered the same under the two supports (fully correlated excitations) and after they are taken different (partially correlated excitations).

The results have revealed that in these two cases, the SDD and the PSA are amplified with increasing the non homogeneous parameter but they are not also influenced by the effect of the variability of the geological conditions (partially correlated excitations) in the two supports. This result concerns generally the flexible and medium soils for the SDR and all soils for the PSA. While, the shear forces are generally more important in the case of non uniform ground motion, where the pseudo static effect is predominant. The contribution rate of the pseudo static component depends essentially of 'p' and ' V_0/H ' parameters.

The stochastic analysis of the structures response under the site effect has showed that on the lower frequency range, the probabilistic models underestimated the SDR values compared to the simulation and especially the Vanmarcke and Der Kiureghian models, while on the higher frequency range these two models are generally reliable for the estimation of the SDR statistical parameters.

So, on the very low frequencies, a non neglected underestimation of probabilistic models is observed. This is due to the divergence of the SDR deduced with the simulated soil acceleration which gives directly divergent soil displacement using a double integration. To remedy at this problem, a methodology is proposed and consists to deduce these statistical parameters by simulating the soil displacement instead the acceleration which is determined by double derivation.

DEDICACES

À Ma Petite et Grande Famille

Je dédie affectueusement ma thèse

REMERCIEMENTS

- *Tout d'abord, je tiens à remercier Dieu clément et miséricordieux de m'avoir donné la force et la volonté de mener à bien ce modeste travail.*
- *Je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers mon directeur de thèse, monsieur N. Laouami, directeur de recherche au C.G.S. Je tiens à le remercier pour les précieux conseils scientifiques et les suggestions judicieuses qu'il m'a apporté durant toute la période de cette thèse de recherche, ainsi que pour sa compréhension, ses encouragements et surtout sa patience pendant la rédaction de ce travail.*
- *Je tiens à exprimer mes profonds remerciements à mon co-directeur de thèse, monsieur A. Slimani, chargé de recherche au C.G.S. Sans lui, ce travail n'aura jamais vu le jour. Merci pour tout.*
- *Je suis profondément reconnaissante envers le président et les membres du Jury, que je remercie chaleureusement, de m'avoir fait l'honneur d'examiner ce modeste travail.*
- *Je remercie chaleureusement ma famille et ma belle famille pour tous les supports et la patience.*
- *Je ne saurai oublier de rendre hommage à tous ceux qui, de près ou de loin, ont contribué à l'élaboration de ce travail.*

SOMMAIRE

DEDICACES	2
REMERCIEMENTS	3
SOMMAIRE	4
CHAPITRE I. INTRODUCTION	8
1.1 Motivations, Objectifs et Portée	8
1.2 Organisation	11
CHAPITRE II. RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE ET ANALYSE DES METHODES ANALYTIQUES, NUMERIQUES ET EXPERIMENTALES POUR LA DESCRIPTION ET L'ESTIMATION DES EFFETS DE SITE	13
2.1 INTRODUCTION	13
2.2 NATURES DES EFFETS DE SITE	17
2.2.1 Effet de site topographique	18
2.2.2 Effet de site dans les remplissages sédimentaires	20
2.2.2.1 Observations	20
2.2.2.2 Explications physiques	22
2.2.2.3 Modifications apportées par la non linéarité	22
2.3 METHODES D'EVALUATION DES EFFETS DE SITE	23
2.3.1 Méthodes expérimentales	24
2.3.1.1 Méthode des Rapports spectraux	24
2.3.1.2 Méthode des fonctions récepteurs	25
2.3.1.3 Méthode de Nakamura	25
2.3.2 Modélisations théoriques et numériques	26
2.3.2.1 Solution analytique	27
2.3.2.2 Méthodes numériques traitées dans le domaine	29
2.3.2.3 Méthodes numériques traitées sur la frontière	30
2.4 CARACTERISATION DES EFFETS STRATIGRAPHIQUES 1D	32
2.4.1 Domaine temporel	32
2.4.2 Domaine fréquentiel	33
2.5 CONCLUSION	35

CHAPITRE III. EFFET DE L'INHOMOGENEITE DU SOL SUR SA FONCTION D'AMPLIFICATION	37
3.1 INTRODUCTION	37
3.2 FONCTION D'AMPLIFICATION D'UN PROFIL DE SOL NON HOMOGENE	38
3.2.1 Distribution du Module de cisaillement sur le profil de sol	38
3.2.2 Equations du mouvement	39
3.2.3 Fréquences de vibrations	42
3.2.4 Fonction d'amplification	44
3.3 INFLUENCE DU PARAMETRE DE NON HOMOGENEITE ' ρ ' SUR LA FONCTION DE TRANSFERT	45
3.3.1 L'amplitude	46
3.3.2 Les fréquences de résonance	47
3.3.3 La fréquence fondamentale (Comparaison des méthodes approximatives avec le méthode exacte)	49
3.4 INFLUENCE DU PARAMETRE ' λ ' SUR LA FONCTION DE TRANSFERT	51
3.4.1 L'amplitude	52
3.4.2 Les fréquences de résonance	52
3.5 CONCLUSION	55
CHAPITRE IV. ANALYSE STATISTIQUE DE LA REPONSE MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL SOUS L'EFFET DEL'INHOMOGENEITE DU SOL	56
4.1 INTRODUCTION	56
4.2 REPONSE ALEATOIRE D'UN SYSTEME LINEAIRE	58
4.3 MODELISATION DE LA FONCTION DE DENSITE SPECTRALE DE L'EXCITATION SISMIQUE	59
4.4 PROCESSUS STOCHASTIQUE NON STATIONNAIRE	60
4.4.1 Processus séparable	60
4.4.2 Processus non séparable	61
4.5 SIMULATION DES ACCELEROGRAMMES PAR LA METHODE DE LA REPRESENTATION SPECTRALE	61
4.6 MOUVEMENT SISMIQUE SIMULE AU BEDROCK	62
4.7 INFLUENCE DE L'INHOMOGENEITE DU SOL SUR LA REPONSE MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL	65
4.7.1 Méthodologie	65
4.7.2 Accélération maximale à la surface du sol	65
4.7.3 Déplacement maximal à la surface du sol	77

4.8	INFLUENCE DE LA PRISE EN COMPTE DE 'VS' NON NULLE A LA SURFACE DU SOL SUR LE PGM	84
4.8.1	Accélération maximale à la surface du sol	85
4.9	CONCLUSION	90
CHAPITRE V. ANALYSE STOCHASTIQUE DE LA REPOSE MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL SOUS L'EFFET DE L'INHOMOGENEITE DU SOL		90
5.1	INTRODUCTION	92
5.2	THEORIE DU CROSSING	93
5.2.1	Formules de Rice	93
5.2.1.1	Statistique de franchissement d'un seuil de niveau α	93
5.2.1.2	Statistique des pics	95
5.2.1.3	Distribution de L'enveloppe	96
5.2.1.4	Taille moyenne des groupes	98
5.2.2	Ruine entraînée par des vibrations aléatoires	98
5.2.2.1	Modes de ruine	98
5.2.2.2	Problème du premier passage	99
5.2.2.2.1	Modèle de Davenport	99
5.2.2.2.2	Modèle de Vanmarcke	100
5.2.2.2.3	Modèle de Der Kiureghian	100
5.3	INFLUENCE DE L'INHOMOGENEITE DU SOL SUR LA REPOSE MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL : COMPARAISON DES MODELES PROBABILISTE AVEC LA SIMULATION	101
5.3.1	Introduction	101
5.3.2	Le PGA moyen	102
5.3.3	L'écart type du PGA	105
5.3.4	La distribution de probabilité	108
5.4	Conclusion	111
CHAPITRE VI. ANALYSE STATISTIQUE ET STOCHASTIQUE DE LA REPOSE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE		113
6.1	INTRODUCTION	113
6.2	EQUATION DU MOUVEMENT	115
6.3	MODELISATION DE LA VARIABILITE SPATIALE DU MOUVEMENT SISMIQUE	118
6.4	SIMULATION D'UN CHAMP STOCHASTIQUE SPATIO-TEMPOREL, GAUSSIEN, HOMOGENE ET UNIDIMENSIONNEL EN UTILISANT LA REPRESENTATION SPECTRALE	119

6.5	SIMULATION DES EXCITATIONS DU SOL AU NIVEAU DES SUPPORTS D'UNE STRUCTURE A DEUX APPUIS	121
6.6	FORMULATION DE LA REPOSE STATISTIQUE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE	122
6.6.1	Introduction	122
6.6.2	Structure à masse concentrée et à plusieurs supports	123
6.6.2.1	Déplacements pseudo-statique et dynamique	123
6.6.2.2	Efforts tranchants pseudo-statique et dynamique	123
6.7	FORMULATION DE LA REPOSE STOCHASTIQUE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE	124
6.7.1	Introduction	124
6.7.2	Structure à plusieurs degrés de liberté	124
6.7.3	Structure à un seul degré de liberté	125
6.7.3.1	Déplacements pseudo-statique et dynamique	125
6.7.3.2	Efforts tranchants pseudo-statique, dynamique et dynamo- statique	126
6.8	ANALYSE STATISTIQUE DE LA REPOSE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE	126
6.8.1	Influence du degré d'inhomogeneite 'P' du sol et du parametre V_0/H sur les spectres de reponses : Les conditions locales du site identiques	126
6.8.1.1	Spectre du déplacement relatif	126
6.8.1.2	Spectre du déplacement total	131
6.8.1.3	Spectre de la pseudo acceleration	133
6.8.2	Influence du degré d'inhomogénéité 'p' du sol et du paramètre V_0/H sur les spectres de réponses : Les conditions locales du site non identiques	138
6.8.2.1	Spectres du déplacement dynamique et pseudo accélération	138
6.8.2.2	Spectre de l'effort tranchant à la base de la structure	143
6.9	ANALYSE STOCHASTIQUE DE LA REPOSE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE	149
6.9.1	Le spectre SDR	150
6.9.2	Le spectre PSA	158
6.10	Conclusion	161
	CHAPITRE VII. CONCLUSIONS ET SUGGESTIONS	164
	REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES	171

CHAPITRE I

INTRODUCTION

I.1 MOTIVATIONS, OBJECTIFS ET PORTÉE

Parmi les catastrophes naturelles qui affectent la surface de la terre, les séismes sont sans doute ceux qui ont le plus d'effets destructeurs dans les zones urbanisées. Ils sont responsables de la destruction de villes entières, la cause de la mort de milliers d'hommes et ont souvent des conséquences économiques désastreuses pour les pays touchés. Jusqu'à présent, malgré le progrès constant des connaissances scientifiques, il n'est pas possible de prévoir l'instant où un séisme se produira en un lieu donné. Ainsi, afin de réduire au maximum les endommagements éventuels dans les zones à haut risque sismique, il est impératif d'identifier les caractéristiques sismiques de ces zones (aléa, sismicité) et de prendre en compte le risque sismique dans la conception des ouvrages (construction parasismique).

Pour des mesures de prévention efficaces, il est nécessaire de comprendre l'origine et la manifestation en surface des séismes. L'origine des séismes peut être diverse : dans la plupart des cas, un séisme est de type tectonique, ce qui correspond à un glissement relatif brutal entre les plaques tectoniques ; dans les autres cas, les séismes non tectoniques sont d'origine, soit naturelle (activités volcaniques, grands glissement de terrain, effondrement soudains de cavités souterrains), soit artificielle (tests nucléaires, exploitations de carrières). Quelle que soit leur origine, les séismes sont caractérisés par la libération d'une quantité importante d'énergie; cette énergie est transportée, du foyer de séisme jusqu'à la surface terrestre, par les ondes sismiques. Le mouvement en surface est alors gouverné par trois facteurs principaux : La source, le trajet parcouru des ondes sismiques et les conditions géologiques locales. Les deux premiers facteurs sont communément analysés à l'échelle régionale ; ils déterminent l'aléa régional. Le dernier facteur, lié aux conditions locales appelé aussi «effets de site» détermine l'aléa local.

L'existence et l'influence considérable de ce dernier facteur ont été observées en réalité. En effet, l'enregistrement de quelques séismes récents a montré que le mouvement du terrain dans certaines zones a été fortement amplifié de façon inattendue par rapport à celui d'autres zones. Il est aussi fréquemment observé, après un séisme destructeur, une concentration de dégâts graves, parfois dramatiques, dans une certaine zone alors que des dommages dans d'autres zones au voisinage sont beaucoup moins importants. Dans pratiquement tous les cas où l'inventaire des dégâts a pu être fait de façon suffisamment détaillée, on a constaté que la répartition des dégâts était généralement bien corrélée avec les conditions géotechniques et topographiques de surface de la zone considérée (Nguyen, K., 2005).

L'essentiel des effets des séismes provient donc des vibrations associées aux ondes émises par ce séisme. Ces vibrations peuvent être caractérisées par leur fréquence et leur amplitude ; les ondes qui les propagent sont caractérisées par leur type et leur vitesse de propagation. Cette dernière, relativement stable en profondeur dans la croûte terrestre, devient très variable à proximité immédiate de la surface. Elle varie fortement avec la nature et la compacité des sols et des roches. La répartition spatiale de l'amplitude des vibrations sismiques sera donc d'autant plus forte que la distribution spatiale des terrains de surface sera perturbée.

Le phénomène de base de ces amplifications dans les zones sédimentaires est à peu près connu: il s'agit du piégeage des ondes sismiques dans les sols superficiels peu rigides, lequel engendre des résonances à certaines fréquences. Il est important donc de prendre en compte ces effets de site lors du calcul de structures, afin d'éviter, en particulier, la coïncidence de la fréquence propre de la structure avec celle du sol, qui peut entraîner des dégâts très lourds (Bard, P.Y., 1998).

Cependant la connaissance des fréquences de vibration et en particulier la fréquence fondamentale d'un profil de sol est importante dans une phase d'avant projet et de conception d'ouvrages à édifier sur le site et la donnée de la fonction d'amplification d'un profil de sol permet de prédire le mouvement sismique en tous points du sol et en particulier en surface libre à partir d'une excitation générée au niveau du substratum rocheux (Afra, H., 1995).

La concrétisation de cet aspect a été prise en considération par Pecker et Afra, 1995 et Hadid et Afra, 2000 et ce par le développement d'une expression analytique de la fonction de transfert d'un profil de sol non-homogène, dont les caractéristiques mécaniques varient en fonction de la profondeur et surmontant un substratum rocheux. Dans ce contexte, ils ont montré l'influence de l'inhomogénéité et de l'impédance du sol ainsi que la vitesse des ondes de cisaillement en surface, sur l'amplitude de la fonction de transfert. L'influence de ces paramètres sur les fréquences de résonance a été également étudiée dans cette thèse, où une formulation approximative de la fréquence fondamentale du sol inhomogène a été proposée.

Moyennant cette fonction d'amplification, une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale à la surface d'un profil de sol (PGA et PGD) sous l'effet de site, donnée en terme de moyennes et d'écarts type a été effectuée et ce en considérant une série d'excitations générées au niveau du substratum.

Les hypothèses considérées sont que la structure (sol, structure) est déterministe, sa géométrie et les caractéristiques des matériaux qui la constituent sont données. Elle est également supposée linéaire. La difficulté majeure de l'analyse d'une structure soumise à des excitations aléatoires se situe dans la définition même de l'excitation physique qui agit sur celle-ci. La limitation et le manque d'accélérations enregistrées sont à l'origine de la motivation qui existe autour du développement des capacités de simulation. Dans la théorie classique des vibrations aléatoires, les excitations sont supposées gaussiennes. Cette hypothèse est souvent justifiée par le théorème de la limite centrale. De tels processus sont entièrement caractérisés par leurs propriétés statistiques des premier et deuxième ordres, c'est-à-dire par leur moyenne et par leur fonction d'autocorrélation ou encore leur densité spectrale de puissance.

Pour les systèmes linéaires, la relation entre l'entrée, c'est-à-dire l'excitation, et la sortie, c'est-à-dire la réponse de la structure (accélération, déplacement, déformations et contraintes) est calculée pour les statistiques des deux premiers ordres (moyenne et écart type).

Dans l'analyse stochastique, ces deux paramètres sont déterminés moyennant des formules probabilistes, ces dernières correspondent aux distributions de probabilité 'dite

du premier passage' des amplitudes des pics et des franchissements d'un seuil donné du processus durant un intervalle de temps spécifié. Ces franchissements sont considérés tantôt dépendants (Davenport, 1964) et tantôt indépendants (Vanmarcke, 1975 ; Derkiureghian, 1980). Le but final est de faire une comparaison avec le calcul exact effectué par la simulation numérique et de voir leur degré de fiabilité.

Enfin la réponse des structures sous cet effet a fait l'objet du dernier chapitre et ce à travers une analyse statistique et stochastique. D'habitude, lors de la conception parasismique des constructions, l'hypothèse est de supposer que la base entière de la structure est soumise à un mouvement uniforme du sol. Cette hypothèse relative aux excitations sismiques est indubitablement avantageuse, parcequ'elle facilite l'analyse dynamique, qui peut être exécutée par le moyen de la méthode du spectre de réponse, largement utilisé en pratique.

L'ensemble des recherches effectuées ont montré que lors d'un séisme, une structure est non seulement soumise aux effets inertiels (dues au chargement dynamique supposé uniforme), mais également à ceux engendrés par la nature variable dans l'espace de la sollicitation (engendrées par le mouvement différentiel des appuis).

Dans ce contexte des spectres de réponses moyens élastiques modifiés tenant compte de l'effet de site ont été élaborés. Ces derniers correspondent au déplacement relatif (SDR), à la pseudo accélération (PSA) et à l'effort tranchant à la base de la structure.

I.2 ORGANISATION

Le travail contenu dans cette thèse est présenté succinctement dans ce qui suit ventilé par chapitre.

Dans le chapitre 1, une introduction générale du sujet proposé avec les différentes étapes effectuées pour atteindre l'objectif recherché.

Dans le chapitre 2, une synthèse bibliographique des effets de site contenant essentiellement les phénomènes physiques responsables de l'amplification du mouvement sismique en surface, analyse bibliographique des méthodes analytiques, numériques et expérimentales a été présentée.

Dans le chapitre 3, une étude de l'effet de site à été présentée moyennant une formulation analytique de la fonction de transfert établie par Pecker et Afra en 1995 et par Hadid et Afra en 2000, respectivement pour une vitesse de l'onde de cisaillement nulle et non nulle en surface d'un profil de sol de propriétés mécaniques continues et variables avec la profondeur et notamment son module de cisaillement. Dans cette partie, une étude paramétrique a été effectuée en fonction des paramètres d'inhomogénéité et d'impédance.

Dans le chapitre 4, une analyse statistique de la réponse maximale à la surface du sol donnée en termes de paramètres statistiques (moyennes et écarts types) des accélérations (PGA) et des déplacements (PGD) simulés numériquement par la méthode de la représentation spectrale a été effectuée. La réponse ainsi simulée dépend essentiellement des paramètres d'inhomogénéité, d'impédance et de la fréquence fondamentale du sol, ainsi que de l'input sismique au bedrock.

Dans le chapitre 5, une analyse stochastique de la réponse maximale à la surface du sol donnée en termes de paramètres statistiques du PGA a été effectuée. Ces derniers correspondent aux modèles probabilistes de Vanmarcke, de Davenport et de Der Kiureghian (modèle de Davenport modifié). Afin de déduire le modèle le plus représentatif, une comparaison avec la simulation a été élaborée.

Dans le chapitre 6, Une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale des structures sous l'effet de site a été effectuée. Dans ce contexte des spectres de réponses moyens élastiques correspondant au déplacement relatif (SDR), à la pseudo accélération (PSA) et à l'effort tranchant à la base de la structure, ont été élaborés. L'étude paramétrique portera sur les paramètres d'inhomogénéité, d'impédance et de la fréquence fondamentale du sol, ainsi que l'input sismique au bedrock.

Finalement, le chapitre 7 est consacré aux résultats essentiels et aux conclusions principales, ainsi qu'à des recommandations pour des recherches futures.

CHAPITRE II

ANALYSE BIBLIOGRAPHIQUE DES MÉTHODES ANALYTIQUES, NUMÉRIQUES ET EXPÉRIMENTALES POUR LA DESCRIPTION ET L'ÉSTIMATION DES EFFETS DE SITES

II.1 INTRODUCTION

Lors d'un événement sismique, les ondes sont émises depuis le foyer et se propagent jusqu'à la surface à travers divers milieux. Le mouvement d'un site donné, lors d'un tremblement de terre, est généralement gouverné par trois facteurs principaux : la source, le trajet parcouru des ondes sismiques et les conditions géotechniques locales. Les deux premiers facteurs sont communément analysés à l'échelle régionale, ils déterminent l'aléa régional. Le dernier facteur, lié aux conditions locales, détermine l'aléa local. L'existence et l'influence considérable de ce dernier facteur ont été observées en réalité. En fait, l'enregistrement de quelques séismes récents a montré que le mouvement du terrain dans certaines zones a été fortement amplifié de façon inattendue par rapport à celui d'autres zones. Il est aussi fréquemment observé, après un séisme destructeur, une concentration de dégâts graves, parfois dramatiques, dans une certaine zone alors que des dommages dans d'autres zones au voisinage sont beaucoup moins importants. Dans pratiquement tous les cas où l'inventaire des dégâts a pu être fait de façon suffisamment détaillée, on a constaté que la répartition des dégâts était généralement bien corrélée avec les conditions géotechniques et topographiques de surface de la zone considérée. Un exemple connu qui fait preuve de ces observations est le cas du séisme de Michoacan (Mexique) en 1985. Après ce séisme, les dégâts des bâtiments dans le bassin sédimentaire de Mexico City étaient considérablement plus graves que ceux des bâtiments sur le rocher affleurant le bassin. Des enregistrements par instruments ont montré que le mouvement à l'intérieur de Mexico City a été notablement amplifié en comparaison avec celui à l'extérieur de la ville (Figure 2.1). Une autre preuve est le cas du séisme de Lima (Pérou)

en 1974. Pendant ce séisme, les accélérographes enregistrés en deux sites de presque même distance épicentrale ont montré des dissimilitudes prononcées. Le premier site, dans le centre de Lima, a éprouvé seulement des secousses mineures. Le second site, situé sur le bassin sédimentaire de la Molina, a été soumis à des secousses graves pendant le même séisme. En plus de ces deux exemples, les séismes de Loma Prieta (Etat Unis) en 1989, de Northridge (Etat Unis) en 1995, d'Arménie en 1988, d'Iran en 1990, aux Philippines 1990 sont aussi des exemples typiques qui montrent le rôle important des conditions géotechniques locales sur la réponse sismique du site (Nguyen, K., 2005).

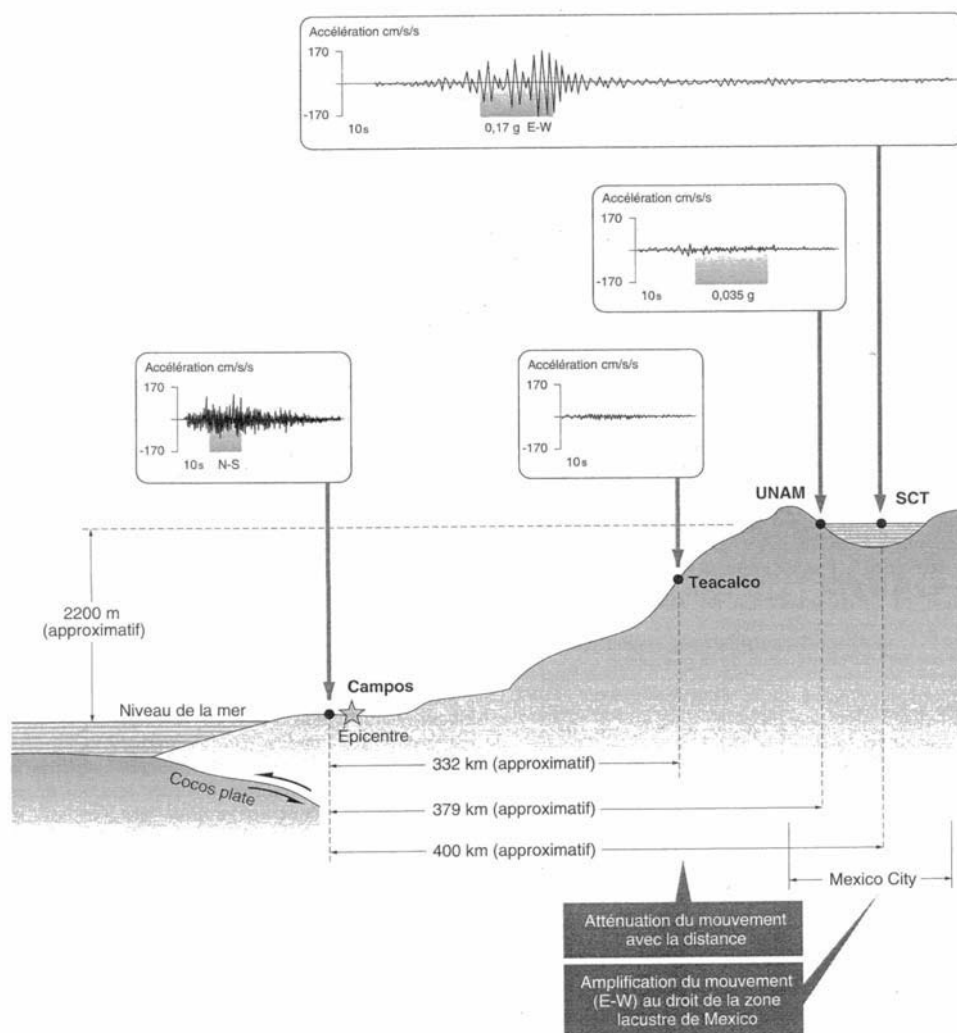


Figure 2.1 – Accélérographes du séisme de Michoacan (Mexique) du 19 septembre (extrait de [Davidovici, 1999]).

On appelle effet de site les modifications du mouvement sismique en surface dues aux conditions géotechniques et topographiques locales d'un site donné par

rapport au mouvement observé sur un site 'voisin' correspondant à des conditions de référence (affleurement rocheux suivant une surface horizontale au voisinage du site étudié). Les rapports des amplitudes spectrales de différents sites (au sommet de la colline et à l'intérieur du bassin sédimentaire) à celui de référence illustre cette définition (figure 2.2)

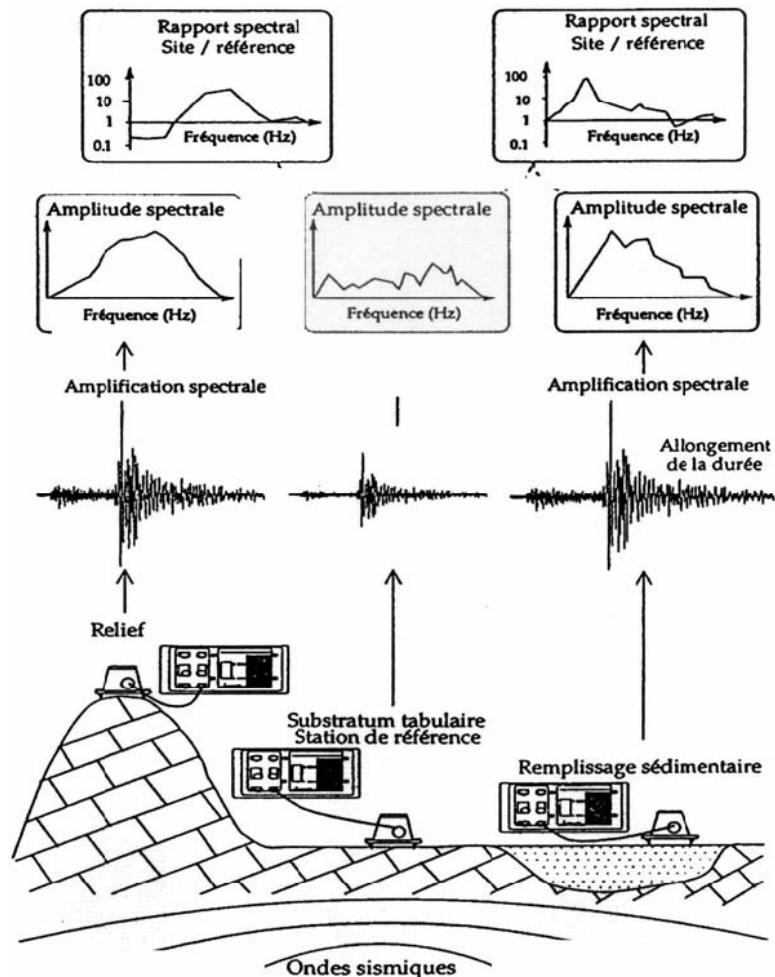


Figure 2.2 – Définition de l'effet de site (extrait de (Duval, 2003))

Sur la figure 2.3 sont représentées quatre configurations typiques pour lesquelles différentes formes d'effets de site peuvent se manifester. Les cas (a), (b) et (c) sont caractérisés par le contraste de raideur (ou d'impédance) entre un rocher et un sol relativement mou. L'influence de la variation latérale du substratum sous-jacent est aussi présente dans le cas (b). Le cas (d) correspond à l'effet de site dû à la topographie en surface.

Le cas (a) est rencontré très fréquemment dans les zones consacrées à l'urbanisation et à l'aménagement industriel. C'est le cas le plus simple, car il se prête à des modélisations unidimensionnelles pour des ondes à propagation verticale. Dans ce cas, la connaissance précise des caractéristiques géométriques et mécaniques des différentes couches de terrain est assez facilement acquise, puisqu'elle ne nécessite que des reconnaissances géotechniques limitées. Par ailleurs, l'hypothèse d'un champ d'ondes incident à propagation verticale constitue une hypothèse habituelle pour la définition du mouvement sismique.

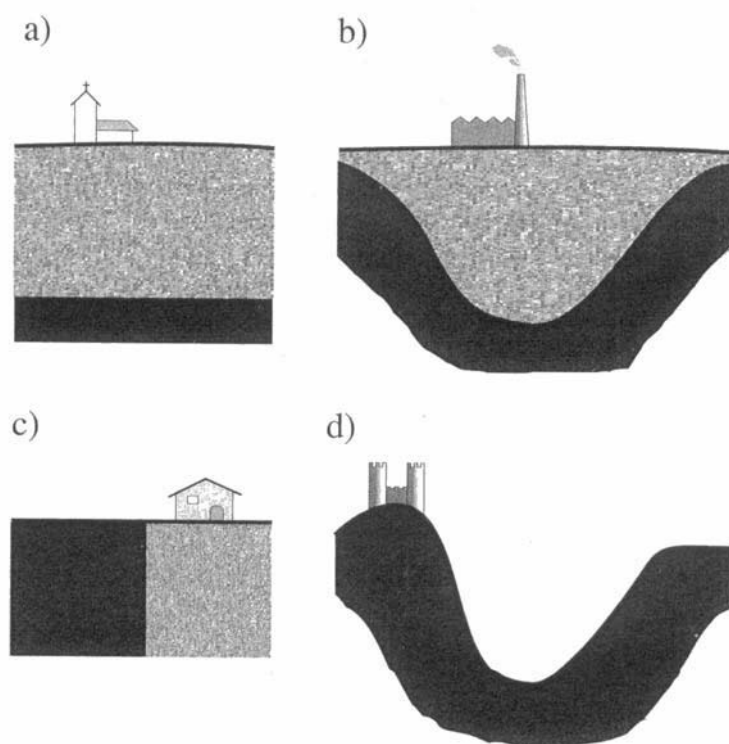


Figure 2.3 – Quatre configurations souvent à l'origine des effets de site.

(a) stratigraphie horizontale (b) relief souterrain : bassin, vallée sédimentaire
(c) discontinuité latérale (d) topographie : colline, vallée, pente.

Le cas (a) est ainsi le cas le plus étudié et appliqué dans la pratique ; d'ailleurs c'est le cas adopté dans notre étude. Relatifs à des structures géotechniques complexes, les cas (b), (c) et (d) font intervenir des effets bi ou tridimensionnels. La réponse sismique du site, dans ces cas, devient très compliquée par rapport à celle du cas (a). La prévision du mouvement sismique du terrain, dans ce cas, pose de vraies difficultés sur le plan

théorique mais aussi sur le plan expérimental. En effet, la méthode théorique ou numérique utilisée pour la prévision doit être suffisamment robuste afin de tenir compte, d'une part, de la diffraction et de l'interférence des ondes et, d'autre part, du caractère ouvert de l'espace semi-infini. L'acquisition des données géotechniques nécessite aussi de nombreuses reconnaissances avancées. Vu la complexité et la difficulté du problème, l'étude des effets de site de ces trois derniers cas est jusqu'à présent réservée à des opérations à caractères de recherche et à quelques grands projets (ouvrages exceptionnels ou sites de grandes zones urbaines) ; sa prise en compte éventuelle dans les codes parasismiques est plutôt conventionnelle. (Nguyen, K., 2005)

Pour en prendre conscience de ces effets de site, il suffit de comparer les longueurs d'ondes des mouvements sismiques ($\lambda=v/f$, pour v variant de 100m/s à 2km/s, et f variant de 0.5 à 10Hz, soit λ variant de 10m à 4km), aux dimensions des hétérogénéités de surface, qui se situe exactement dans la même gamme. Comme ces hétérogénéités peuvent être très fortes, mécaniquement ou géométriquement, les interférences entre le champ d'onde incident peuvent être très intenses, et amener à de profondes modifications des caractéristiques spectrales des mouvements sismiques. (Bard, P.Y., 1980)

Il existe également une autre catégorie d'effet de site, caractérisés par des ruptures localisées du sol, provoquées par les vibrations trop intenses : ce sont d'une part la liquéfaction affectant les sols sableux saturés (et sous une forme faible leur tassement), et d'autre part les instabilités de versants (éboulements, glissements, superficiels ou profonds). Si les seconds existent aussi (pour la plupart) en conditions statiques (le séisme n'est alors "qu'un" élément déclencheur), les premiers sont spécifiques aux séismes.

II.2 NATURES DES EFFETS DE SITE

Les effets de site sont donc des effets de propagation d'ondes conduisant à des amplifications (ou déamplification), spatialement localisées, pouvant atteindre des facteurs très élevés (supérieur à 10 dans certain cas extrêmes). Ils affectent principalement d'une part les reliefs topographiques, et d'autre part les remplissages

sédimentaires. Dans ce qui suit nous exposons la physique de base pour les configurations typiques citées ci-dessus.

II.2.1 EFFET DE SITE TOPOGRAPHIQUE

L'amplification importante du mouvement sismique due à l'effet de site topographique est un phénomène bien identifié. L'observation macrosismique de la répartition de dégâts significatifs et l'enregistrement par instrumentation des mouvements forts du terrain de quelques séismes récents ont affirmé l'importance de cet effet. En effet, après des séismes destructeurs, on a souvent signalé que les immeubles situés au sommet des falaises, des collines ou des montagnes subissent des dommages beaucoup plus intenses que ceux situés à la base. Par exemple le séisme de Tokachi (Japon) en 1968 a produit des dommages considérables aux bâtiments près du bord d'une falaise, alors que d'autres bâtiments situés à une certaine distance du bord ne présentaient aucun dommage. Un séisme récent, à Kozani (Grèce) en 1995, a apporté les preuves de dommages graves dans les villages construits sur des collines. D'autres exemples similaires peuvent être observés après les séismes de Friuli (Italie) en 1976, d'Irpinia (Italie) en 1980 ou au Chili en 1985. Ces observations "qualitatives" ont été confirmées par un certain nombre d'enregistrements expérimentaux qui ont montré que la topographie affecte considérablement l'amplitude et le contenu fréquentiel du mouvement du terrain atteignant parfois un facteur 3 à 4 pour les maxima temporels (PGA, PGV), et un facteur supérieur à 10 dans le domaine fréquentiel. Par exemple, l'accélérographe du barrage de Pacoima, dans le sud de la Californie, a enregistré une accélération horizontale maximale d'environ de 1.25g dans les deux directions horizontales pendant le séisme de San Fernando (Etas-Unis) de magnitude $M_L=6.4$ (Trifunac et Hudso, 1971). Cette valeur, qui était considérablement plus grande que prévue pour un séisme de cette magnitude, résultait de la configuration du site du barrage (vallée encaissée) et de la position de l'appareil enregistreur au sommet d'un des appuis (sans cette amplification topographique, l'accélération n'aurait été que de 0.73g). Un autre exemple est la mesure sur un site dont la pente est très raide, dans les Alpes Maritimes (France), qui a révélé que les spectres dans une bande de fréquence

étroite autour de 5Hz diffèrent d'un degré de magnitude entre la crête et la base (Nechtschein et al., 1995). Un autre exemple bien connu est l'enregistrement du mouvement à la station Tarzana, pendant le séisme de Northridge (Californie, Etat-Unis) en 1994, dans lequel le coefficient d'amplification spectral a atteint une valeur de 5 dans une bande de fréquence étroite, au voisinage de 3Hz. Un aperçu de ces études expérimentales avec les résultats peut être trouvé dans (Geli et al., 1988 ; Facciolo, 1991). Il convient de signaler que le nombre de ces études reste extrêmement faible comparé aux études traitant l'amplification de sous sol, de sorte qu'il n'est pas encore possible de dériver des lois empiriques statistiquement significatives. Enfin, les modèles théoriques et numériques prévoient également une amplification systématique de mouvement sismique au droit des parties convexes d'un relief topographique (rebord de falaise, sommet de colline), mais ils prévoient également une assez grande sensibilité aux caractéristiques du champ d'ondes incident (type d'onde, azimuth, incidence). Fondamentalement, cette sensibilité des mouvements sismiques au relief topographique apparaît liée à trois phénomènes physiques : (Bard, P.Y., 1982)

- 1- La sensibilité du mouvement en surface à l'angle d'incidence, particulièrement autour de l'angle limite pour des ondes SV.
- 2- La focalisation des ondes sismiques dans les reliefs convexes (partie sommitale), et la défocalisation dans les reliefs concaves (partie basale).
- 3- La diffraction des ondes de volume et de surface sur toutes les irrégularités de surface, qui engendre des phénomènes d'interférence (constructives et/ou destructives, suivant la position et la fréquence).

L'état des connaissances peut être résumé comme suit : (Bard, P.Y., 1982)

- 1- Sur le plan qualitatif, la théorie et les observations s'avèrent en accord satisfaisant :
 - a- Les reliefs convexes engendrent une amplification, tandis que les reliefs concaves donnent lieu à une déamplification (réduction).
 - b- Cette amplification est généralement plus élevée pour les composantes horizontales (que l'on peut en première approximation très grossière associer aux ondes S), que pour la composante verticale (associée tout

aussi grossièrement aux ondes P). En outre, dans le cas de reliefs 2D (crêtes), la composante horizontale perpendiculaire à l'axe de la crête s'avère souvent plus amplifiée : la raideur transverse est plus faible que la raideur longitudinale.

c- Le niveau de l'amplification est relié à l'élancement de la topographie (hauteur/largeur) : plus la pente moyenne est raide, plus l'amplification sommitale est élevée.

d- Cette amplification sommitale (comme la déamplification basale) manifestent une forte dépendance fréquentielle. Les effets maximaux correspondent à des longueurs d'onde comparables aux dimensions horizontales du relief, privilégiant ainsi une interprétation de l'effet topographique en interférences latérales des ondes diffractées sur toutes les irrégularités de surface.

2- Sur le plan quantitatif, la situation est beaucoup moins satisfaisante, et relativement confuse. A côté de cas bien documentés où les observations instrumentales in situ révèlent des amplifications modérées (amplification spectrale crête /base entre 2 et 3), en accord excellent avec la modélisation numérique, il existe également de nombreux cas où les amplifications observées sont sensiblement plus grandes que les prévisions théoriques obtenues à partir de modèles parfois sophistiqués, bi- ou tridimensionnels. Ainsi, une proportion importante des sites instrumentés a révélé des amplifications spectrales autour de 10, alors qu'un tel ordre de grandeur n'a été obtenu que par seulement deux simulations, faisant de surcroît, appel à d'autres effets que la seule géométrie (contraste mécanique).

II.2.2 EFFET DE SITE DANS LES REMPLISSAGES SEDIMENTAIRES

II.2.2.1 OBSERVATIONS

Il est admis que les dommages des constructions situées sur un remplissage sédimentaire sont généralement plus sévères que ceux des constructions situées sur un rocher. De nombreuses observations macrosismiques ont indiqué très clairement les

effets préjudiciables associés aux sédiments de sols mous, et ont démontré comment les intensités sismiques locales, dans de telles conditions, peuvent augmenter de 2 ou 3 degrés (sur l'échelle de MM ou de MSK). Dans ces dernières décennies, les enregistrements ont aussi témoigné de la modification du signal sismique sur les remplissages sédimentaires, le plus souvent sous la forme d'une amplification qui correspond assez couramment à un facteur de l'ordre de 2 à 3, mais peut atteindre des valeurs sensiblement plus élevées. Ces observations montrent l'importance substantielle des effets de site dans les remplissages sédimentaires.

En pratique, est généralement acceptée l'hypothèse de la stratigraphie horizontale des couches de sol sous-jacentes. Cette hypothèse est raisonnable dans la grande majorité des cas (vallées peu encaissées, bassins sédimentaires). Les calculs unidimensionnels basés sur cette hypothèse ont été vérifiés par des mesures lors de nombreux séismes récents. Ces calculs sont en général capables d'illustrer les aspects essentiels de la réponse sismique en surface des sédiments. Par conséquent, l'évaluation des effets de site dans les sédimentations unidimensionnelles a été incorporée dans quelques codes parasismiques modernes (par exemple, Eurocode 8, PS 92/5.2.4). Cependant, dans plusieurs cas où la variation latérale du substratum sous-jacent n'est pas négligeable (vallées profondes), les calculs unidimensionnels ne peuvent pas expliquer la forte amplification ou la prolongation de la durée du mouvement du site. Des preuves théoriques et expérimentales ont montré des implications d'effets bi- ou tridimensionnels. Par exemple, la distribution localisée de dommage dans la ville de Skopje (ex-Yougoslavie), après le séisme de 1963, est liée aux hétérogénéités latérales souterraines. La concentration des ondes par les interfaces irrégulières souterraines est susceptible d'avoir l'amplification forte de mouvement dans certaines zones limitées de la ville (Poceski, 1969). L'observation macrosismique, après le séisme de Hayward (Californie, Etat Unis) en 1868, a montré que l'effet le plus destructif s'est localisé sur la sédimentation alluviale et particulièrement le long de la ligne de contact entre cette sédimentation et le rocher. (King et Tucker, 1984), grâce à des mesures à vallée Chusal (Tadjikistan), ont indiqué que l'analyse unidimensionnelle peut prévoir la réponse moyenne du sédiment au voisinage du centre de la vallée, mais pas aux bords car les

mouvements y sont considérablement différents. Les effets similaires ont aussi été observés pour quelques autres vallées pendant différents séismes (Caracas, Venezuela en 1967 ; San Fernando, Etat Unis en 1971 ; Leninakan, Arménie en 1988) (Nguyen, K., 2005).

II.2.2.2 EXPLICATIONS PHYSIQUES

Le phénomène fondamentale responsable de cette amplification s'avère être le piégeage des ondes sismiques – et plus spécifiquement des ondes S- dans les formations superficielles à faible rigidité mécanique (en cisaillement). Pour des formations horizontalement stratifiées (structure "1D"), ce piégeage affecte seulement les ondes de volume incidentes, qui effectuent des allers-retours verticaux entre la surface et l'interface sédiments-substratum. Lorsque ces formations superficielles peu rigides présentent des variations latérales d'épaisseur, qu'elles soient 2D(vallées) ou 3D(bassins), on assiste en outre à la génération d'ondes de surface locales (par diffraction sur les hétérogénéités latérales), qui peuvent elles-mêmes se réverbérer entre les bords de vallée ou de bassin.

L'interférence entre les ondes ainsi piégées conduit alors très classiquement à des phénomènes de résonance, dont les attributs (fréquences, modes propres, amplification. .) dépendent des caractéristiques géométriques et mécaniques de la structure. Mais une excitation sismique étant toujours une excitation transitoire, ces phénomènes de diffraction et de piégeage ont aussi d'autres manifestations et conséquences que l'amplification de certaines fréquences (Bard, P.Y., 1980).

II.2.2.3 MODIFICATIONS APPORTEES PAR LA NON LINEARITE

Comme tout matériau, les sols se dégradent sous forte sollicitation mécanique : comme l'ont montré les travaux pionniers de Seed et Idriss (1969), et en simplifiant beaucoup, le module de rigidité sécant diminue et l'amortissement augmente quand la déformation imposée augmente. Un tel comportement devrait donc entraîner une diminution tant des fréquences que des amplifications associées à la résonance, ainsi que des réductions du contenu haute fréquence (accélération maximale en particulier).

Une fois que les effets de site sont mis en évidence, des études approfondies sur ces effets deviennent vitales. En effet, la plupart des zones urbaines et industrielles, en particulier les plus grandes villes du monde, sont situées au-dessus de bassins sédimentaires. Les grands séismes, dans le passé, ont provoqué dans ces zones des pertes humaines et économiques immenses. En ce qui concerne l'effet de site topographique, il y a deux préoccupations :

D'une part, les zones les plus sollicitées par des séismes sont fréquemment montagneuses et, pour des raisons de sécurité, beaucoup de villes et villages ont été construits sur des collines ou montagnes. D'autre part, cet effet est étroitement lié au phénomène de glissement de terrain, observé souvent pendant de forts séismes, qui ont causé des dommages et destructions extrêmement sévères. En conséquence, la prise en compte des effets de site dans les codes parasismiques est indispensable. Cependant, à l'heure actuelle, seul l'effet de site unidimensionnel est incorporé dans quelques codes modernes ; l'effet de bassin et l'effet de site topographique ne sont pas encore pris en compte de manière efficace dans ces codes.

La section suivante présentera un Bref panorama des méthodes destinées à évaluer et à prévenir les effets de site.

II.3 MÉTHODES D'ÉVALUATION DES EFFETS DE SITE

Il y a deux approches afin d'estimer les effets de site : soit par des observations et/ou mesures in-situ, soit par des modélisations théoriques ou numériques basées sur les informations géotechniques disponibles du site. La première approche est indispensable pour une meilleure compréhension des effets de site, qui ne sont pas jusqu'à présent complètement compris. La deuxième approche a aussi un rôle primordial, non seulement pour la compréhension, mais aussi pour la capacité de prévision des effets de site.

Ainsi, toutes les deux approches sont certainement importantes. Le choix de la méthode utilisée dépend de l'importance de chaque projet et aussi 'coût' (argent, temps) et de la fiabilité de chaque méthode (Kham, M., 2005).

II.3.1 METHODES EXPERIMENTALES

Considérant que, vers la fin des années '70 et dans les années '80, les développements s'étaient concentrés sur l'approche numérique, la situation est plus équilibrée ces dernières années. L'expérimentation a connu un grand développement depuis environ 1990. Plusieurs projets d'investigation expérimentale, basés sur des nouvelles techniques, ont été développés et ont apporté des résultats de valeur. En général les méthodes expérimentales des effets de site se regroupent en trois catégories : la méthode des rapports spectraux, celle des fonctions récepteurs et celle de Nakamura. Les deux premières font également partie de la classe de celles dites H/V.

II.3.1.1 METHODE DES RAPPORTS SPECTRAUX

Introduite par Borchardt en 1970, elle consiste à évaluer la fonction de transfert du déplacement en surface en calculant le rapport du spectre de la réponse mesurée en un point du remplissage sur celui mesuré en un point du rocher affleurant (station de référence) à partir d'enregistrement d'événements sismiques. Cela revient en définitif à calculer l'amplification en surface (point A) par rapport au (point B) situé en profondeur. Une telle hypothèse implique les restrictions suivantes dans le choix de la station de référence :

- Celle-ci doit être installée sur une roche saine, insensible aux effets de site, de manière à ce que la réponse y soit la même qu'en B.
- Elle ne doit cependant pas être trop éloignée de la station sur site (A) de manière à ce que les effets de sources et de propagation soient identiques pour les deux stations. «Pas trop éloignée» correspond généralement à une distance très inférieure à la distance hypocentrale.

La conjonction de ces deux conditions est en pratique très difficile à rencontrer. En général, on choisit plusieurs stations de référence afin de réduire la marge d'erreurs.

Un spectre moyen est finalement présenté pour un certain nombre d'événements. Afin d'augmenter l'intervalle de confiance des résultats, un minimum de 12 à 15 événements est en général recommandé. La prise en compte de télé-séismes améliore la résolution basses fréquences ($f < 1\text{Hz}$). De la même façon, la prise en compte d'un rapport signal sur

bruit entre 3 et 5 est recommandée afin d'éliminer les parties du signal où l'énergie provenant de la source est faible.

De toutes les méthodes que nous allons présenter, l'expérience montre que la méthode des rapports spectraux est sans doute la plus fiable, tant pour le niveau d'amplification que pour les valeurs de fréquence correspondantes. Néanmoins, le déploiement et l'entretien de stations permanentes se révèlent assez coûteux, en particulier dans les régions à sismicité faible ou modérée.

II.3.1.2 METHODE DES FONCTIONS RECEPTEURS

Cette méthode repose sur l'hypothèse que la composante verticale du déplacement n'est pas ou peu affectée par l'amplification locale. L'idée consiste alors à remplacer la réponse de la station de référence par le déplacement vertical mesuré à la même station sur site. Comme précédemment, la fonction de transfert du site est alors assimilée au rapport des spectres des déplacements horizontal et vertical mesurés à la même station, à partir d'enregistrement d'événements sismiques. Un grand nombre d'événements est également requis. Un rapport signal bruit entre 3 et 5 doit être considéré.

Cette méthode n'est pas toujours fiable : elle donne de bons résultats pour une géologie relativement simple, mais ne semble pas réellement valide pour une géologie plus complexe. Dans ce dernier cas, la composante verticale du déplacement est affectée par l'amplification locale (effets 2D). Cette amplification apparaît cependant à des fréquences plus élevées que pour la composante horizontale. Ainsi, en conclusion générale, cette méthode ne semble justifiée que pour évaluer la fréquence fondamentale (résonance) du bassin, lorsque celle-ci est basse [Bard, 1998]. Toutefois le seuil de fréquence définissant son domaine de validité demeure incertain.

II.3.1.3 METHODE DE NAKAMURA

Aussi nommé H/V Bruit de fond, elle consiste, comme celle des fonctions récepteurs, à calculer le rapport entre les spectres horizontal et vertical du mouvement en surface mesuré à la même station sur site (Duval, 1996, 1998). Mais contrairement à la

méthode précédente, les spectres utilisés proviennent de l'enregistrement de *bruit de fond*.

Cette méthode a été introduite pour la première fois par Nogoshi (Nogoshi, 1971) et complétée plus tard par Nakamura (Nakamura, 1989). Elle est relativement légère et facile à mettre en œuvre, puisqu'elle ne requiert qu'une station mobile. L'enregistrement dure en général de 20 à 30 minutes.

Certaines conditions liées à l'environnement doivent être cependant respectées afin d'écarter toutes les sources parasites (trafic automobile, vent . . .). A l'avenant, les mêmes précautions opératoires que précédemment sont requises pour le post-traitement des signaux (nombre suffisant de fenêtres, rapport signal sur bruit).

Pour toutes ces raisons de facilité de mise en œuvre et de coût, l'utilisation de la méthode H/V Bruit de fond se généralise (Bour, 1998). Les fondements de la méthode restent cependant à clarifier, tant au plan théorique sur la méthode elle-même que sur la question de la nature du bruit de fond (Répartition en ondes de volume et de surface). La pratique montre pourtant qu'elle est assez robuste pour évaluer la fréquence fondamentale des effets de site. (Bard, P.Y., 1998)

II.3.2 MODELISATIONS THEORIQUES ET NUMERIQUES

Les effets de site peuvent impliquer divers phénomènes complexes concernant le champs d'onde incident (champ proche ou champ lointain, onde de volume ou onde de surface), la structure géologique locale (1D, 2D ou 3D, homogène ou hétérogène), le comportement du sol (élastique ou anélastique, linéaire ou non linéaire, sec ou saturé, fissuré ou non,....).

Le domaine est donc très étendu. Des modélisations théoriques ou numériques, plus ou moins sophistiquées, sont destinées à examiner quelques aspects des effets de site (aucun modèle n'est capable d'examiner simultanément tous ces aspects). Ces modèles sont des représentations plus ou moins simplifiées des milieux et des éléments étudiés. Chaque méthode a donc son domaine de validité en fonction des simplifications qu'elle suppose. Ces trois dernières décennies, beaucoup de méthodes ont été proposées et développées. La littérature sur cette approche théorique pour l'estimation des effets de

site est très abondante ; elle semble plus abondante que celle de l'approche expérimentale. Cette section est donc limitée à présenter un aperçu des travaux récents et destinée à fournir une idée globale des méthodes théoriques et numériques pour estimer les effets de site.

Selon un ordre croissant de la dimension du problème considéré, les modèles sont regroupés en trois catégories. Les modèles unidimensionnels intègrent une représentation stratigraphique du sous-sol ; ils ne sont donc valables qu'à l'échelle locale d'un ouvrage isolé ou dans le cas des bassins alluvionnaires peu encaissés ; Ils sont fréquemment utilisés en génie parasismique pour la prise en compte de l'influence de l'hétérogénéité verticale du sol sur le mouvement sismique de surface.

Quand l'hétérogénéité latérale n'est pas négligeable, c'est-à-dire qu'il existe des irrégularités topographiques en surface ou souterraines, des modèles bi- ou tridimensionnels doivent être envisagés. Le problème, dans ce cas, devient nettement compliqué par rapport au problème unidimensionnel, car de nouveaux phénomènes physiques apparaissent.

Parmi les méthodes capables d'analyser ces effets de site, on peut globalement distinguer trois catégories essentielles : les solutions analytiques, les méthodes numériques traitées 'dans le domaine', les méthodes numériques traitées 'sur la frontière'. (Nguyen, K., 2005)

II.3.2.1 SOLUTION ANALYTIQUE

La plupart des solutions analytiques existantes sont valables pour des configurations relativement simples. Dans ce qui suit, nous présentons une revue bibliographique des solutions analytiques simples présentées dans les cas 1D, 2D et 3D. L'incidence des ondes planes élastiques sur les structures stratifiées est bien connue (Ewing et al. , 1957). En particulier le formalisme de la matrice de propagation proposé par Thomson en 1950 et qui a été corrigé et appliqué par Haskell en 1953, donnant lieu ainsi à une solution systématique à l'équation gouvernante de l'élastodynamique. La méthode Thomson-Haskell tient compte du champ d'onde tridimensionnel malgré que le milieu est stratifié et unidimensionnel. Dans cette approche on a supposé une

propagation verticale des ondes de cisaillement (S), cette hypothèse offre la possibilité de voir l'amplification au niveau des couches stratifiées, elle constitue cependant une condition suffisante dans certains cas pratiques (Chang et al., 1996).

Cette approche présente certaines difficultés numériques dans le cas d'une incidence oblique des ondes SV et pour remédier à ce problème plusieurs solutions ont été proposées (Dunkin, 1965) et même une reformulation en fonction des coefficients de réflexions (Kennett, 1983) ou des matrices de rigidités (Kausel et Roesset, 1981; Seale et Kausel 1989) a été proposée.

L'existence des pics au niveau de certaines fréquences dus à la propagation des ondes SV pour des ondes d'incidences critiques a été mise en évidence par (Burridge et al., 1980 ; Shearer et Orcutt , 1987 ; Kavas et al. 1987, Mateos et al., 1993 et Papageorgio et Kim, 1993).

Sanchez-Sesma et Luzon en 1996 ont étudié la propagation et la contribution relative des ondes P et S dans une couche de sol ; ils ont remarqué que l'amplification dans les sols mous est due essentiellement aux ondes S.

Les méthodes de (Kausel et Roesset, 1981 ; Kausel, 1994 ; et celle de Kennett, 1983) ont une grande valeur dans l'étude de la propagation d'onde au niveau des couches planes pour des sources ponctuelles (forces, explosions ou dislocation). Ces méthodes constituent en jonction avec la méthode des éléments aux frontières (BEM) dans le domaine fréquentiel une approche puissante pour l'étude des modèles de sol non homogènes (Beskos, 1991). D'autres approches puissantes appelées « régularisation » de la méthode «BEM » dans les milieux stratifiés (Aubry et Clouteau, 1991) ont été utilisées pour régler le problème de singularité des fonctions de Green.

Lorsque les frontières sont courbes ou les fronts d'ondes ne sont pas plans le phénomène de diffraction survient.

Les problèmes les plus simples concernent donc la diffraction bidimensionnelle des ondes SH qui peuvent être analysées séparément des autres ondes. En utilisant la séparation des variables, (Trifunac 1971, 1973) a obtenu la solution exacte pour la diffraction des ondes SH par une vallée alluviale et par une vallée vide demi-circulaire ; (Wong et Trifunac, 1974a, 1974b) ont trouvé la solution similaire pour le cas d'une vallée

alluviale et d'une vallée demi-elliptique. Un résultat très simple a été montré par Sanchez-Sesma en 1985 pour le cas d'une colline triangulaire. Par contre, pour les problèmes impliquant les ondes SV ou P, les solutions exactes sont difficiles à trouver. Quelques solutions ont été obtenues de manière approximative sous certaines conditions simplifiées. On peut citer le résultat de (Lee, 1982) pour le cas d'une vallée vide semi-sphérique ; cette approche est cependant limitée aux basses fréquences. (Sanchez-Sesma, 1990) a aussi obtenu la réponse d'une colline triangulaire pour quelques circonstances spéciales.

En somme, les solutions analytiques ne sont pas nombreuses et elles ne correspondent qu'à des cas très simples. Toutefois, ces solutions sont profitables pour comprendre les aspects fondamentaux des phénomènes. Elles sont aussi des références pour vérifier les méthodes numériques. Bien que les configurations étudiées soient simples, on constate que les réponses sont vraiment complexes. Cette constatation montre la nécessité du développement des méthodes numériques pour traiter des problèmes plus compliqués (configuration plus complexe ou loi de comportement du sol plus élaborée).

II.3.2.2 METHODES NUMERIQUES TRAITEES 'DANS LE DOMAINE'

Ces méthodes sont caractérisées par une discrétisation effectuée dans tout le domaine considéré. On peut distinguer deux approches principales : la méthode des différences finies et la méthode des éléments finis.

Les premières approches de la méthode des différences finies ont été utilisées par (Boore, 1972) pour évaluer l'effet de site topographique provoqué par une colline, et par (Boore et al., 1981) pour le cas d'une pente. (Liao et al., 1980) ont appliqué cette méthode afin d'étudier le cas des topographies axisymétriques. (Harmsen et Harding, 1981) ont aussi utilisé cette technique pour examiner l'effet de bassin.

Cette approche a été également utilisée par (Virieux, 1984, 1986; Hill et Levander, 1984 ; Fah, 1992, 1993; Yamanaka et al., 1989; Olsen et Schuster, 1995 ; Frankel et Vadal, 1992 ; Yomogida et Etgen, 1993 ; Frankel, 1993 ; Pitarka et Irikura, 1996).

Cette méthode est théoriquement capable de modéliser des configurations complexes et le comportement non linéaire du sol, mais la taille du problème augmente très vite avec

la complexité du problème considéré, ainsi le volume de calcul dépasse facilement la capacité de calcul des ordinateurs courants.

Méthode numérique assez universelle, la méthode des éléments finis a aussi été employée pour étudier les effets de site (Castellani et al., 1982, Lysmer et Drake, 1972 ; Toshinawa et Ohmachi, 1992 ; Li et al. 1992 ; Rial et al. 1992).

Elle est particulièrement adaptée pour des problèmes faisant intervenir des domaines à comportements inélastiques, non linéaires et hétérogènes. Pourtant, elle rencontre des difficultés pour prendre en compte la radiation d'ondes vers l'infini dans les problèmes dynamiques faisant intervenir un domaine semi-infini. Bien que différentes techniques de frontières absorbantes (Ang et Newmark, 1971) ou d'éléments infinis (Zhao et Valliappan, 1993) soit proposés pour surmonter cette difficulté, cette méthode n'est pas couramment utilisée seule en dynamique des sols. Toutefois, sa combinaison avec d'autres méthodes est favorable : par exemple, sa combinaison avec la méthode des éléments frontières (Mossessian et Dravinski, 1992).

II.3.2.3 METHODES NUMERIQUES TRAITEES 'SUR LA FRONTIERE'

A l'opposé des méthodes mentionnées précédemment, la discrétisation de ces méthodes n'est réalisée que sur la frontière, et non dans tous le domaine d'étude. Leurs avantages essentiels consistent dans la réduction d'une dimension du problème considéré (3D à 2D, 2D à 1D) et l'absence des frontières artificielles simulant un domaine (semi-)infini. C'est pour cette raison que ces méthodes sont bien appropriées aux calculs de propagation d'ondes dans les milieux ouverts. Par conséquent, elles sont en constant développement ces dernières années.

Ces méthodes sont donc d'une grande popularité, les premiers qui ont introduit la méthode numérique basée sur la superposition discrétisée des ondes planes sont : (Aki et Larner en 1970 ; Bouchon, 1973, 1979) et après (Bard, 1982 ; et Geli et al., 1988) ont utilisé la technique Aki-Larner pour étudier la réponse des topographies irrégulières. Avec cette même technique (Bard et Bouchon, 1980) ont étudié des vallées alluviales bidimensionnelles. Les problèmes tridimensionnels ont été également examinés moyennant cette méthode par (Horike et al., 1990 ; Ohori et al. 1992 ; Jiang et al., 1993).

Il existe dans la littérature beaucoup d'autres méthodes aux frontières qui sont en accord avec celles citées ci-dessus (Sanchez-Sesma et Rosenblueth, 1979 ; Dravinski et Mossessian, 1987 ; Luco et al. 1990 ; Luco et Barros, 1995). Peu d'entre elles qui ont tenu compte des problèmes tridimensionnels et des milieux stratifiés.

En général, on peut classer ces méthodes en deux groupes principaux : les méthodes directes et les méthodes indirectes. Beaucoup d'études ont été effectuées en utilisant des méthodes directes, parmi lesquelles on peut citer le travail de (Wong et Jennings, 1975) pour le cas d'une vallée de forme arbitraire, l'étude de (Reinoso et al., 1994 ; et de Shinozuka et Yoshida ,1992) pour la réponse 2D et 3D d'un bassin sédimentaire. Les méthodes indirectes, quant à elles, ont été appliquées dans les travaux de (Sanchez-Sesma et Campillo, 1993 ; Sanchez-Sesma et al., 1993 ; Pederson et al. ,1995).

Les méthodes des éléments frontières rencontrent des difficultés pour tenir compte de la non-linearité et de l'inélasticité du comportement du sol. Pour surmonter ces difficultés, une possibilité est de les coupler avec la méthode des éléments finis. Cette méthode hybride a été appliquée avec succès par (Mossessian et Dravinski, 1992, Gatmiri et Kamalian, 2002). L'autre type de difficulté des méthodes des éléments frontières concerne l'évaluation des intégrales fortement singulières ou hyper-singulières. Une possibilité pour résoudre ce problème est la combinaison avec la méthode de nombre d'ondes discrètes qui a été utilisée par (Gaffet et Bouchon, 1985 ; Kawase, 1988, Kawase et Aki, 1989). Avec cette combinaison, la singularité des fonctions de Green n'existe pas dans les termes du développement en nombre d'ondes, d'où l'intégration le long de la frontière peut s'effectuer facilement et la convergence est aussi améliorée. Cette procédure cependant demande des ressources d'ordinateur considérables.

En plus des méthodes présentées plus haut, il existe dans la littérature d'autres méthodes, telles que la méthode d'otique généralisée, la méthode de nombre d'ondes discrètes, etc.

Notre travail est basé sur un modèle unidimensionnel de caractéristiques mécaniques variables avec la profondeur ; En utilisant un développement analytique de fonctions d'amplifications préalablement établi par Pecker et Afra, 1995 et Hadid et Afra, 2000, nous avons illustré cet effet de site.

Mais avant d'atteindre cet objectif, nous avons jugé nécessaire de présenter un aperçu général sur les effets caractérisant le modèle unidimensionnel.

II.4 CARACTERISATION DES EFFETS STRATIGRAPHIQUES 1D

L'effet de stratigraphie se manifeste à une échelle d'étude où les variations latérales de la géométrie et des propriétés du sous sol sont négligeables. Le modèle de sol considéré est alors constitué d'une superposition de couches unidirectionnelles d'épaisseur constante surmontant un substratum élastique qui correspond au milieu de propagation de l'onde incidente. Dans le cas le plus simple, il s'agit généralement d'une onde plane d'incidence verticale. (Kham, M., 2005)

Comme il a été mentionné en II.2.2, les causes des effets de site dans ce cas sont assez bien comprises ; elles tiennent essentiellement aux manifestations de deux phénomènes faciles à comprendre : (Bard, P.Y., 1998)

1. L'augmentation d'amplitude de l'onde réfractée par rapport à celle de l'onde incidente quand il y a un contraste d'impédance marqué entre deux milieux.
2. Le piégeage d'énergie par des réflexions multiples des ondes à l'intérieur d'une couche (les ondes sismiques arrivant à la surface se réfléchissent aux interfaces entre différentes couches et restent piégées aux abords de la surface).

II.4.1 DOMAINE TEMPOREL

Le problème de propagation d'onde a été examiné par les sismologues, les méthodes théoriques ont été introduites par (Goupillaud, 1961) et développées par (Claerbout, 1968 ; Robinson et Silvia, 1979 ; et Silvia et Robinson, 1979).

La technique de propagation d'onde dans le domaine temporel (discrétisation temporelle) a été largement utilisée dans les explorations pétrolières (Robinson et Treitel, 1980 ; Mendel, 1983 ; Claerbout, 1985)

Dans ce domaine, (Erdal Safak, 1995) a étudié la propagation verticale des ondes SH ; en premier lieu dans une seule couche de sol surmontant un substratum rocheux où il a tenu compte des caractéristiques mécaniques et géométriques du sol et a utilisé le coefficient de réflexion donné par (Aki et Richards, 1980) et ce dans les deux cas : avec

et sans amortissement ; et en deuxième lieu dans un multi-couches et sans tenir compte de l'amortissement.

Les résultats obtenus étaient un moyen pour le développement de modèles de vibration aléatoire, de spectre de réponse et d'identification des caractéristiques des enregistrements du mouvement sismique.

Cette étude peut être étendue à la propagation inclinée des ondes SH et ce en utilisant les coefficients de réflexion donnés par (Kausel et Roesset, 1984), et aux ondes P et SV en utilisant les coefficients de réflexions appropriés donnés par (Tolstoy et Usdin, 1953).

La même étude a été faite par (Ching et Glasser, 2001) mais en considérant la propagation d'ondes de cisaillement dans un milieu viscoélastique.

Dans le domaine temporel, ces effets affectent les amplitudes maximales, les formes d'onde et la durée de mouvement.

II.4.2 DOMAINE FREQUENTIEL

C'est dans ce domaine que les études sont le plus souvent effectuées, parmi les méthodes les plus connues et plus largement utilisées comme il a été mentionné en III.2. est celle qui a été développée par (Haskell, 1953) et parmi les programmes les plus utilisés est le programme Shake qui a été développé par (B.Schnabel et H. Bolton Seed, 1972) à l'université de Berkeley, en Californie; Plusieurs études qui ont été développées après; ont comparé leurs résultats à ceux donnés par ce programme : (Pecker, 1984) a considéré la propagation inclinée d'une onde SH ; (Kramer, 1996) a considéré la propagation d'une onde SV. . .etc ; Ce programme est donc très couramment utilisé en génie parasismique. De par sa simplicité d'application, il est souvent employé pour l'évaluation du niveau d'amplification du mouvement sismique.

Dans le domaine fréquentiel, les effets de piégeage se manifestent donc par une forte dépendance- fréquentielle de l'amplification en surface (ou fonction de transfert" $H(f)$, rapport du spectre de Fourier du mouvement en surface $A_s(f)$ par rapport à celui du mouvement incident en profondeur $A_0(f)$).

Ces fonctions de transferts peuvent être calculées par des méthodes exactes pour un nombre limité de configurations (milieux stratifiés 1D, vallées ou bassins "canonique" à géométrie parfaitement hémicirculaire, elliptique ou sphérique). Nous n'indiquerons ici que les résultats du modèle le plus simple, le modèle à 1 couche de sédiment (milieu1) reposant sur un substratum rocheux (milieu 2) au travers d'une interface horizontale (Kham, M., 2005).

La fonction de transfert complexe pour des ondes S verticalement incidentes, est donnée par la relation :

$$H(f) = 2C / [C \times \cos(2\pi fh / Vs_1) + i \times \sin(2\pi fh / Vs_1)] \quad (2.1)$$

Où : h est l'épaisseur de la couche, f est la fréquence, C le contraste d'impédance mécanique $\rho_2 Vs_2 / \rho_1 Vs_1$, ρ_i la masse volumique du milieu i, Vs_i est la vitesse d'onde S du milieu i.

Cette formule générale donne accès aux fréquences de résonance f_n et à l'amplification correspondante :

- Fréquences de résonance :

$$\begin{aligned} f_0 &= Vs_1 / 4h && \text{(mode fondamental)} \\ f_n &= (2n + 1) f_0 && \text{(harmonique, où n est un entier positif)} \end{aligned} \quad (2.2)$$

- L'amplification : en absence d'amortissement anélastique, l'amplification à la résonance –hors effet de surface libre- est égale au contraste d'impédance mécanique :

$$A_0 = |H(f_0) / 2| = C = \rho_2 Vs_2 / \rho_1 Vs_1 \quad \text{(pour tous les modes)} \quad (2.3)$$

- En présence d'amortissement, les amplifications sont réduites, et ce de façon évidemment croissante avec l'ordre de l'harmonique. Pour le mode fondamental, la formule est encore simple :

$$A_0 = C / (1 + 0,5\pi\beta_1 C) \quad (2.4)$$

où β_1 est l'amortissement dans la couche de surface.

Si la valeur de la fréquence fondamentale est généralement assez peu modifiée pour des situations plus complexes (sauf quand on s'intéresse à la composante verticale

et où il faut remplacer la vitesse des ondes S " V_s " par celle des ondes P " V_p "), les amplitudes le sont beaucoup plus. Certains calculs numériques ont mis en évidence, dans le cas de vallées encaissées, des facteurs de suramplification allant jusqu'à 4, et des modifications très profondes de la fonction de transfert au-delà de la fréquence fondamentale f_0 : outre l'augmentation du niveau d'amplification, les réverbérations latérales génèrent de nombreux autres harmoniques, qui peuvent se combiner pour former une plage d'amplification très large bande ((Bard, P.Y., 1999).

Il ressort aussi de ces formules que l'un des paramètres essentiels contrôlant l'amplification est la vitesse des ondes S, cette dernière peut être mesurée par plusieurs méthodes :

- 1- Depuis la surface : par la sismique réflexion, ou par la sismique réfraction.
- 2- En forage : par les essais Cross hole et Down hole.
- 3- Au laboratoire.
- 4- Par des corrélations empiriques : Méthodes SPT et CU.

II.5 CONCLUSION

Les irrégularités de la surface topographique et la présence de couches géologiques souterraines de nature et de géométrie variables, peuvent accroître les effets dévastateurs d'un séisme par modification des caractéristiques du mouvement vibratoire ; Pratiquement tous les séismes destructeurs récents confirment l'énorme importance de ces effets de site.

Ainsi, l'un des buts des programmes de réduction des risques sismiques est maintenant de tenir compte de ces effets de site pour la planification urbaine, la conception structurale des éléments vitaux, ou la mise en place des règles parasismiques.

Un aperçu des travaux antérieurs, destiné à fournir une idée globale des méthodes d'évaluation de ces effets a été présenté dans ce chapitre.

La première approche effectuée par des mesures in-situ est indispensable pour une meilleure compréhension des effets de site, qui ne sont pas jusqu'à présent complètement compris. La deuxième approche effectuée par des modélisations théoriques ou numériques basées sur les informations géotechniques disponibles du

site a aussi un rôle primordial, non seulement pour la compréhension, mais aussi pour la capacité de prévision des effets de site.

Ainsi, toutes les deux approches sont certainement importantes. Le choix de la méthode utilisée dépend de l'importance de chaque projet et aussi 'coût' (argent, temps) et de la fiabilité de chaque méthode.

En ce qui concerne cette dernière approche, le domaine d'étude est très étendu ; des modélisations théoriques ou numériques, plus ou moins sophistiquées, sont destinées à examiner quelques aspects des effets de site (aucun modèle n'est capable d'examiner simultanément tous les aspects) ; Ces modèles sont des représentations plus ou moins simplifiées des milieux et des éléments étudiés.

Chaque méthode a donc son domaine de validité en fonction des simplifications qu'elle suppose.

Les modèles les plus couramment utilisés en génie parasismique pour la prise en compte de l'influence de l'hétérogénéité verticale du sol sur le mouvement sismique de surface sont les modèles unidimensionnels, ces derniers intègrent une représentation stratigraphique du sous-sol ; ils ne sont donc valables qu'à l'échelle locale d'un ouvrage isolé ou dans le cas des bassins alluvionnaires peu encaissés ; De par leurs simplicités d'application, ils sont souvent employés dans l'évaluation du risque sismique et implémentés dans de nombreux codes pour le calcul du niveau d'amplification du mouvement sismique.

CHAPITRE III

L'EFFET DE L'INHOMOGENÉITÉ DU SOL SUR SA FONCTION D'AMPLIFICATION

III.1 INTRODUCTION

L'essentiel des effets des séismes provient des vibrations associées aux ondes émises par le glissement soudain des deux lèvres de la faille. Ces vibrations peuvent être caractérisées par leur fréquence et leur amplitude; les ondes qui les propagent sont caractérisées par leur type et leur vitesse de propagation. Cette dernière, relativement stable en profondeur dans la croûte terrestre, devient très fortement variable à proximité immédiate de la surface, car elle est en relation avec la compacité des sols et des roches : ainsi, la vitesse des ondes de cisaillement varie de 3km/s dans une granite saine, à parfois moins de 500m/s dans la même granite mais cette fois fortement altérée, et de près de 1000m/s dans des sédiments très compactés, à moins de 50m/s dans des vases et tourbes.

Dés lors, la propagation de ces ondes est très fortement affectée par ces hétérogénéités de surface, et il en va de même pour la répartition spatiale de l'amplitude des vibrations sismiques associées; cette dernière est d'autant plus forte que la distribution spatiale des terrains de surface sera perturbée. (Bard, P.Y., 2002)

Cependant la connaissance des fréquences de vibration et en particulier la fréquence fondamentale d'un profil de sol est importante dans une phase d'avant projet et de conception d'ouvrages à édifier sur le site et la donnée de la fonction de transfert d'un profil de sol permet de prédire le mouvement sismique en tous point du sol et en particulier en surface libre à partir d'une excitation générée au niveau du substratum rocheux. Par conséquent, l'amplification des caractéristiques du mouvement sismique peut être estimée (Afra, H., 1995).

Comme il a été mentionné précédemment, le phénomène fondamental responsable de cette amplification est le piégeage des ondes sismiques dans les formations

sédimentaires peu rigides. Pour des formations horizontalement stratifiées, ce piégeage affecte seulement les ondes de volume incidentes, qui effectuent des allers-retours verticaux entre la surface et l'interface sédiments-substratum ; à cet effet le profil peut être considéré comme une colonne de sol encastrée à sa base. Cependant, ses caractéristiques géotechniques et en particulier le module de cisaillement, varie en fonction de la profondeur à partir de la surface libre.

Tenant compte de cette modélisation, une formulation analytique de la fonction de transfert établie par Pecker et Afra, 1995 pour une vitesse de l'onde de cisaillement nulle en surface et par Hadid et Afra, 2000 pour une vitesse de l'onde de cisaillement non nulle en surface, a été présentée dans ce chapitre. L'effet de l'inhomogénéité et de l'impédance du sol sur l'amplitude de la fonction de transfert ainsi que sur les fréquences de vibration a été étudié où une formulation approximative de la fréquence fondamentale du sol a été proposée.

III.2 FONCTION D'AMPLIFICATION D'UN PROFIL DE SOL NON HOMOGENE

III.2.1 DISTRIBUTION DU MODULE DE CISAILLEMENT SUR LE PROFIL DE SOL

Les fréquences propres de vibration et la fonction d'amplification d'un profil de sol dépendent essentiellement de ses caractéristiques géométriques et mécaniques. Les caractéristiques mécaniques et, en particulier, le module de cisaillement du sol varie en fonction de la profondeur, à partir de la surface libre. Les expériences ont montré que cette variation est en puissance de la profondeur (Richart et al., 1970 ; Dobry et al., 1971). Par exemple (Gazetas, 1984), pour un site uniforme d'argile molle normalement consolidée, le module de cisaillement du sol varie linéairement en fonction de la profondeur z ; pour un site uniforme de sol cohérent, il varie en racine carrée de z et pour un site d'argile raide sur consolidée, il est constant. La connaissance des fréquences propres de vibration ainsi que la fonction d'amplification d'un site est très importante pour l'étude de l'effet de la variation des conditions géologiques locales de site sur les ouvrages à édifier sur ce site. Dans le cas général, on suppose que la variation du module de cisaillement de la couche de sol est de la forme suivante (Idriss et Seed, 1968 ; Pecker, 1995). (Afra, H., 1995)

$$G_s(z_s) = G_0 \left(\frac{z_s}{H} \right)^p, \quad 0 \leq p \leq 1 \quad (3.1)$$

Où G_0 est le module de cisaillement à l'interface couche de sol-substratum rocheux, H étant l'épaisseur du profil ; Le paramètre ' p ' peut être obtenu en minimisant, au sens des moindres carrés, l'écart entre les valeurs réelles des vitesses de cisaillement fournies par l'essai cross-hole, $\hat{V}(z_s)$, et les valeurs théoriques. Il est déterminé par l'expression suivante (Pecker et Afra, 1995) :

$$p = \text{Log}(V_0) + \frac{\int_0^H \text{Log}(\hat{V}(z_i)) \text{Log}(z_i / H) dz_i}{H} \quad (3.2)$$

Le terme intégral de cette équation peut s'intégrer numériquement pour déterminer le paramètre p .

III.2.2 EQUATIONS DU MOUVEMENT

L'équation de la propagation d'onde de cisaillement dans un profil de sol non-homogène peut être obtenue en considérant l'équilibre dynamique d'un élément infinitésimal de dimension latérale infini (fig. 3.1) :

$$\rho_s \frac{\partial^2 u_s(z_s, t)}{\partial t^2} = \frac{\partial}{\partial z_s} \left[G_s(z_s) \frac{\partial u_s(z_s, t)}{\partial z_s} \right] \quad (3.3)$$

Avec les conditions aux limites $u_s(H, t) = 0$ et $\tau_s(h, t) = 0$. ρ_s et ρ_r sont les masses volumiques de la couche de sol et du substratum rocheux, respectivement, G_r est le module de cisaillement du substratum rocheux, u_s est le déplacement horizontal relatif du sol par rapport au bedrock, z_s est la variable spatiale verticale et t est la variable temps.

La solution générale de l'équation (3.3) est une série infinie. Si l'on considère que la couche du sol vibre dans un mode donné à la fréquence ω , une solution harmonique de (3.3) peut être recherchée, en supposant un découplage modal, sous la forme :

$$u_s(\xi, t) = U_s(\xi) e^{i\omega t} \quad (3.4)$$

avec : $u(z_s, t) = u(\xi, t)$ et $\xi = \frac{z_s}{H}$

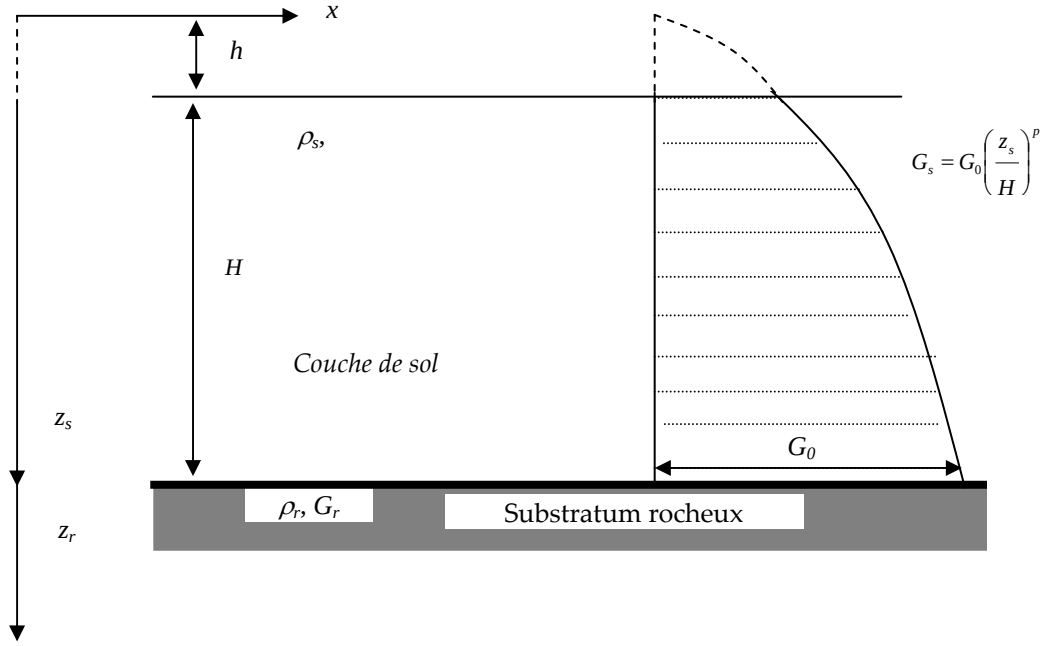


Figure 3.1- Profil de sol non-homogène et distribution du module de cisaillement avec la profondeur

$U_s(\xi)$ désigne la déformée modale du mode de vibration considéré et $i^2 = -1$. En substituant les équations (3.1) et (3.4) dans (3.3), nous obtenons l'équation adimensionnelle d'équilibre modale suivante :

$$\xi^2 \frac{d^2 U_s(\xi)}{d\xi^2} + p\xi \frac{dU_s(\xi)}{d\xi} + \tilde{\omega}^2 \xi^{2-p} U_s(\xi) = 0 \quad (3.5)$$

où $\tilde{\omega} = \frac{\omega H}{V_0}$ est la fréquence adimensionnelle et $V_0 = \sqrt{\frac{G_0}{\rho_s}}$ est la vitesse de cisaillement à

l'interface sol- substratum rocheux.

L'équation (3.5) est une équation différentielle de Bessel qui admet la solution suivante (Hildebrand, 1975) :

$$U_s(\xi) = \xi^{\frac{1-p}{2}} \left[A_s J_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) + A'_s Y_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) \right] \quad (3.6)$$

où A_s et A'_s sont des constantes à déterminer en utilisant les conditions aux limites,

J_ν et Y_ν sont des fonctions de Bessel de première et deuxième espèce respectivement et d'ordre $\nu = \frac{p-1}{2-p}$.

La contrainte de cisaillement est définie par la relation suivante :

$$\tau_s(\xi) = G_s(\xi) \frac{dU_s(\xi)}{d\xi} = -G_0 \tilde{\omega} \xi^{\frac{1}{2}} \left[A_s J_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) + A'_s Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) \right] \quad (3.7)$$

En appliquant la condition au limite de la contrainte nulle à la surface libre du sol,

$\tau_s(h) = 0$, on obtient :

$$A'_s = -A_s \frac{J_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)}{Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)} \quad (3.8)$$

avec : $\lambda = \frac{h}{H}$, d'où :

$$U_s(\xi) = \frac{A_s}{Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)} \xi^{\frac{1-p}{2}} C_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) \quad (3.9)$$

et :

$$\tau_s(\xi) = -G_0 \tilde{\omega} \frac{A_s}{Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)} \xi^{\frac{1}{2}} C_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \xi^{1-\frac{p}{2}} \right) \quad (3.10)$$

avec :

$$C_\mu(\) = J_\mu(\) Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right) - J_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right) Y_\mu(\) \quad (3.11)$$

on note que :

$$\tau_s(z_s) = G_s(z_s) \frac{dU_s(z_s)}{dz_s} = G_0 \xi^p \frac{dU_s(\xi)}{d\xi} \frac{d\xi}{dz_s} = \frac{1}{H} \tau_s(\xi) \quad (3.12)$$

Dans le substratum rocheux où le module de cisaillement est constant, G_r , le déplacement et la contrainte de cisaillement sont donnés respectivement sous la forme suivante :

$$U_r(z_r) = A_r e^{i\omega \frac{z_r}{V_r}} + A'_r e^{-i\omega \frac{z_r}{V_r}} \quad (3.13)$$

et :

$$\tau_r(z_r) = G_r \frac{dU_r(z_r)}{dz_r} = i\rho_r V_r \omega \left[A_r e^{i\omega \frac{z_r}{V_r}} - A'_r e^{-i\omega \frac{z_r}{V_r}} \right] \quad (3.14)$$

où z_r est une variable spatiale verticale et A_r et A'_r sont des constantes à déterminer en utilisant les conditions de continuité à l'interface sol-substratum rocheux.

III.2.3 FREQUENCES DE VIBRATION

Les fréquences de vibration du profil non-homogène s'obtiennent à partir de la condition au limite $U_s(1) = 0$, soit :

$$C_\nu(a) = J_\nu(a)Y_{\nu+1}\left(a\lambda^{\frac{1-p}{2}}\right) - J_{\nu+1}\left(a\lambda^{\frac{1-p}{2}}\right)Y_\nu(a) = 0 \quad (3.15)$$

avec :

$$a = \frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \quad (3.16)$$

L'équation (3.15) a un nombre infini de racines, $a_n = a_n(p, \lambda)$, $n=1,2,\dots$, qui peuvent être calculées numériquement. La $n^{\text{ème}}$ fréquence de vibration du profil de sol non-homogène, est donnée par :

$$\omega_n = \frac{a_n(2-p)}{2} \frac{V_0}{H} \quad (3.17)$$

Les valeurs de a_n dépendent du paramètre de non-homogénéité, p , pour chaque valeur de λ .

Pour le cas où $\lambda \approx 0$, les valeurs a_n sont les racines de l'équation de Bessel $J_\nu(a) = 0$. La variation de a_n en fonction du paramètre de non homogénéité, ' p ', est montrée sur la figure 3.2 pour le cas des 4 premiers modes. Celle-ci montre une allure non linéaire à pente croissante en fonction du paramètre ' p '. Les racines de l'équation de Bessel, a_n , pour le cas de certaines valeurs de ' p ', sont données dans le tableau 3.1 (Pecker, 2003)

Pour le cas où $\lambda > 0$, les valeurs a_n sont les racines de l'équation aux fréquences propres 3.15. La variation de a_n en fonction du paramètre λ et pour quelques valeurs du paramètre de non homogénéité, ' p ', est montrée sur la figure 3.3 pour le cas des 4 premiers modes (Pecker, 2004). Celle-ci montre une allure approximativement linéaire à pente croissante en fonction du paramètre λ . Les racines de l'équation 3.15, a_n , pour le cas de certaines valeurs de λ et ' p ', sont données dans le tableau 3.1

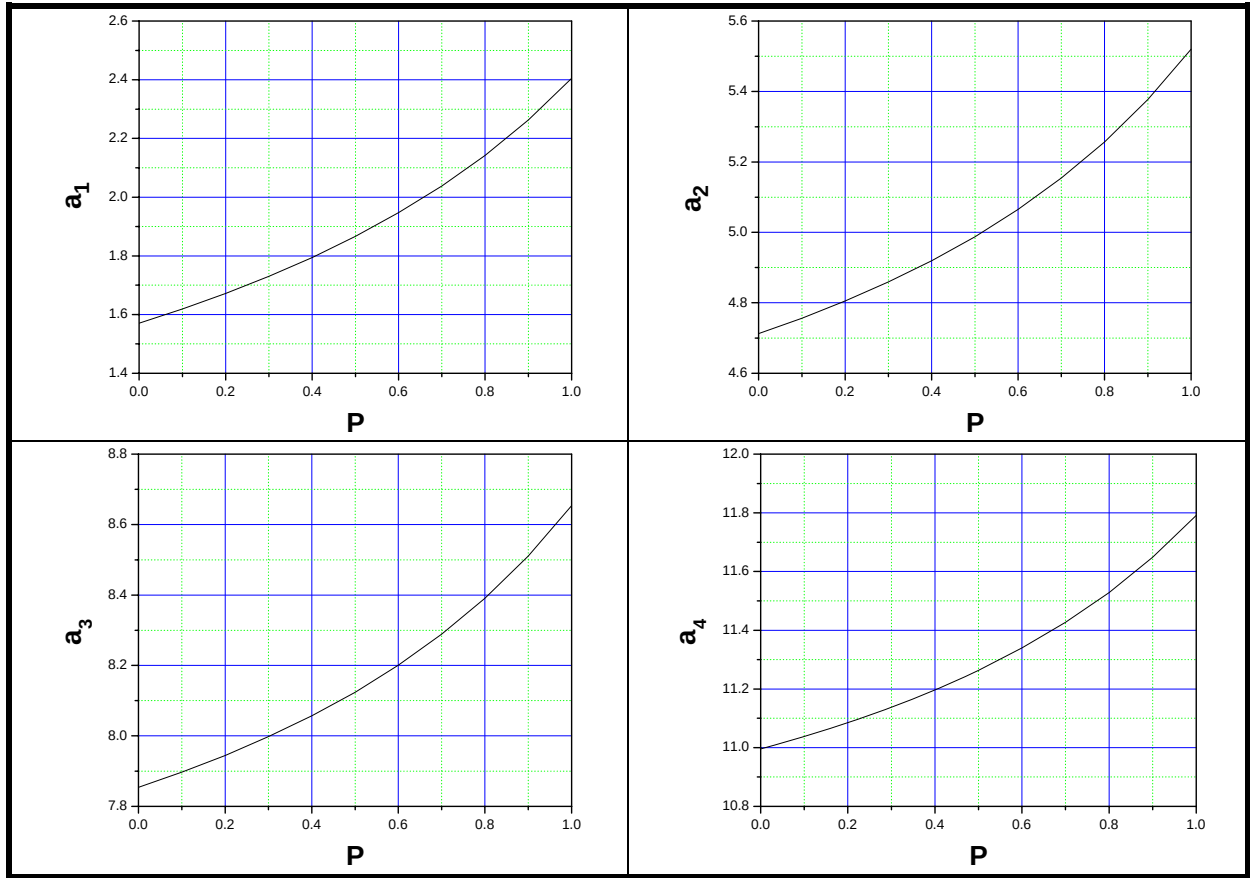


Figure 3.2 : Variation de a_n en fonction du paramètre de non homogénéité, ' p ', pour le cas des 4 premiers modes.

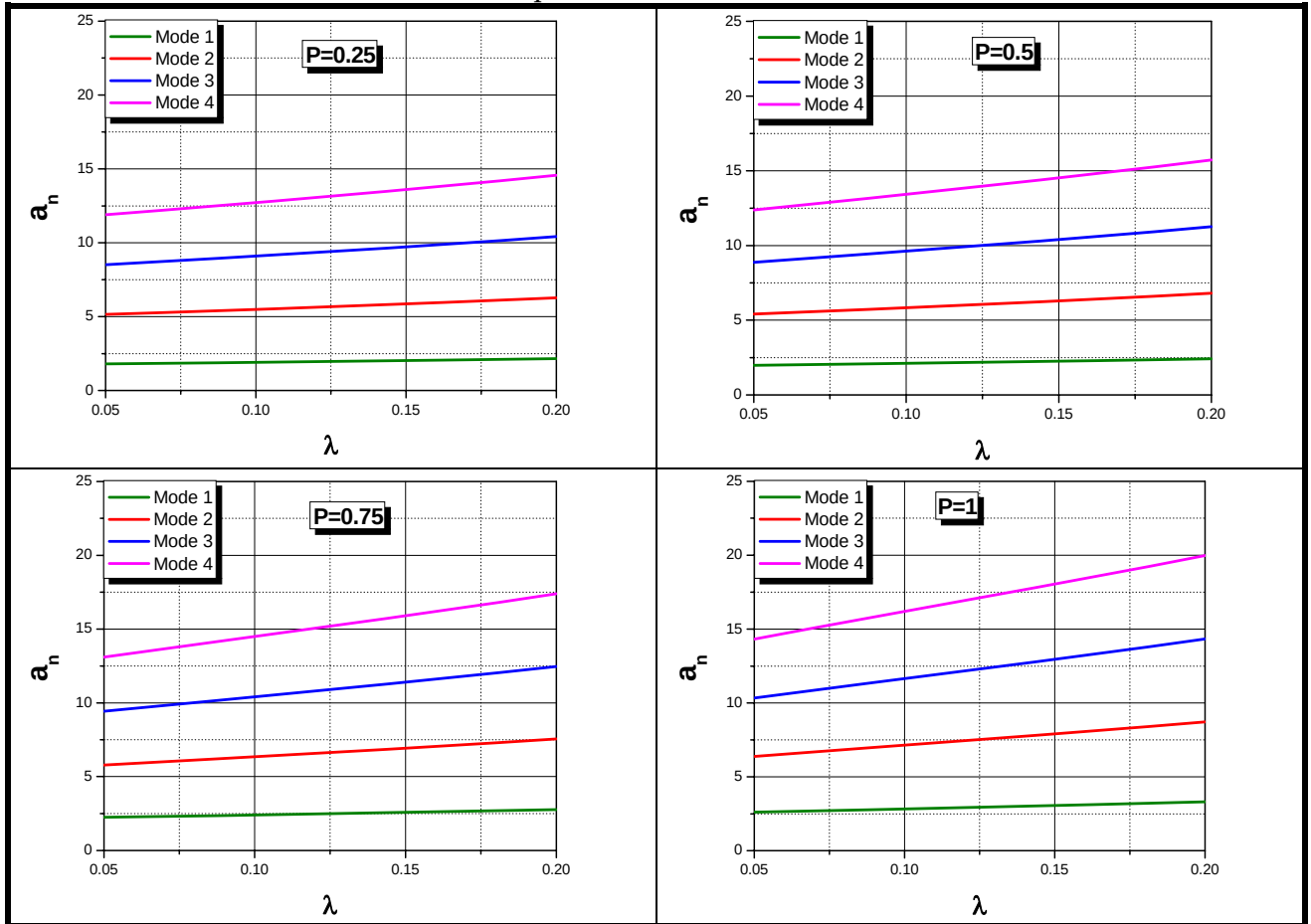


Figure 3.3 - Variation de a_n en fonction du paramètre λ pour quelques valeurs du paramètre de non homogénéité, ' p ', et pour le cas des 4 premiers modes.

Tableau 3.1 - Racines de l'équation aux fréquences propres, a_n .

λ	$\begin{matrix} P \\ a_n \end{matrix}$	0.0	0.25	0.5	0.75	1.0
0	Mode 1	1.5708	1.7004	1.8664	2.0883	2.4048
	Mode 2	4.7124	4.8313	4.9879	5.2035	5.5201
	Mode 3	7.8540	7.9703	8.1243	8.3377	8.6537
	Mode4	10.9956	11.1107	11.2635	11.4759	11.7915
0.1	Mode 1	-	1.9058	2.1158	2.4037	2.8303
	Mode 2	-	5.4881	5.8381	6.3482	7.1444
	Mode 3	-	9.0972	9.6236	10.4062	11.6468
	Mode4	-	12.7139	13.4267	14.4949	16.1974
0.2	Mode 1	-	2.16019	2.4178	2.7763	3.3095
	Mode 2	-	6.27428	6.8002	7.5573	8.7203
	Mode 3	-	10.4198	11.2538	12.4619	14.3287
	Mode4	-	14.5722	15.7224	17.3927	19.9781

III.2.4. FONCTION D'AMPLIFICATION

En utilisant les conditions de continuité de déplacement et de la contrainte à l'interface sol-substratum rocheux,

$$U_s(1)=U_r(0) \quad (3.18)$$

$$\tau_s(H) = \frac{1}{H} \tau_s(1) = \tau_r(0) \quad (3.19)$$

On obtient le système d'équation suivant :

$$\begin{cases} A_r + A_r' = \frac{A_s}{Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)} C_{\nu} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right) \\ A_r - A_r' = iq \frac{A_s}{Y_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)} C_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right) \end{cases} \quad (3.20)$$

où $q = \frac{\rho_s V_0}{\rho_r V_r}$ est le rapport d'admittance.

La résolution du système d'équation (3.20) permet de déterminer les constantes A_r et A_r' . D'où la fonction d'amplification entre la surface libre et l'affleurement rocheux qui s'écrit :

$$H^*(\tilde{\omega}) = \frac{U_s(z_s = h)}{U_s(z_r = 0)} = \frac{U_s(\lambda)}{2A_r} = \lambda^{\frac{1-p}{2}} \frac{C_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \lambda^{1-\frac{p}{2}} \right)}{C_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right) + iq C_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right)} \quad (3.21)$$

Cette équation peut être écrite en fonction de la nouvelle fréquence adimensionnelle,

$$\tilde{\omega}_0 = \frac{\omega(H-h)}{V_0} = \tilde{\omega}(1-\lambda), \text{ comme suit : (Hadid et Afra, 2000)}$$

$$H^*(\tilde{\omega}_0) = \lambda^{\frac{1-p}{2}} \frac{C_\nu \left(\frac{2}{2-p} \frac{\lambda^{1-\frac{p}{2}}}{1-\lambda} \tilde{\omega}_0 \right)}{C_\nu \left(\frac{2}{2-p} \frac{1}{1-\lambda} \tilde{\omega}_0 \right) + iq C_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \frac{1}{1-\lambda} \tilde{\omega}_0 \right)} \quad (3.22)$$

L'équation (3.22) peut être écrite explicitement pour les valeur de $\lambda \ll 1$ comme suit : (Pecker et Afra, 1995).

$$H^*(\tilde{\omega}) = \frac{1}{\Gamma \left(\frac{1}{2-p} \right)} \frac{\left(\frac{1}{2-p} \tilde{\omega} \right)^\nu}{J_\nu \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right) + iq J_{\nu+1} \left(\frac{2}{2-p} \tilde{\omega} \right)} \quad (3.23)$$

où Γ désigne la fonction Gamma.

On note que l'amortissement peut être pris en compte en substituant G_0 dans les équations précédentes par $G_0(1+2i\beta)$, où β désigne le coefficient d'amortissement.

III.3 INFLUENCE DU PARAMETRE DE NON HOMOGENEITE 'P' SUR LA FONCTION DE TRANSFERT

Les figures 3.5 et 3.6 présentent la fonction d'amplification $H^*(f_{ad})$ en fonction de la fréquence adimensionnelle $f_{ad} = \frac{4\omega H}{2\pi V_0}$ et ce en faisant varier 'p' (0.25, 0.5, 0.75, 1) pour

chacune des valeurs de ' q ' (0.25, 0.5, 0.75, 1), le paramètre λ est pris très négligeable comparé à 1 ($\lambda \approx 0$) et le coefficient d'amortissement β est pris égale à 5%. D'après ces figures, on peut sortir avec les observations suivantes :

III.3.1 L'AMPLITUDE

Lorsque ' p ' augmente, l'allure du module de cisaillement G en profondeur a la forme parabolique et converge vers une forme linéaire pour $p = 1$ (fig. 3.4). L'amplitude de la fonction d'amplification augmente généralement au niveau de toutes les fréquences lorsque le paramètre d'inhomogénéité ' p ' augmente et plus particulièrement au niveau des fréquences de résonance, $f_n(p)$, (fig. 3.5). En d'autres termes, l'amplification est plus importante pour les sols lâches que pour les sols cohérents et rigides. De plus, lorsque le degré d'inhomogénéité devient important, l'amplitude des modes supérieurs (particulièrement le 2^{eme} et 3^{eme} mode) devient plus importante que celle du mode fondamental et plus particulièrement lorsque le rapport d'admittance ' q ' est important ($q > 0.5$), (fig. 3.6). En d'autres termes, l'effet de l'inhomogénéité du sol fait augmenter l'amplitude des oscillations au niveau des modes de vibration et peut même induire à une excitation plus importante des modes supérieurs par rapport au 1^{er} mode. La flexibilité du substratum rocheux définie par le paramètre adimensionnel ' q ' n'affecte que l'amplitude de la fonction d'amplification (fig. 3.6). La dissipation radiative augmente avec l'augmentation du paramètre ' q '.

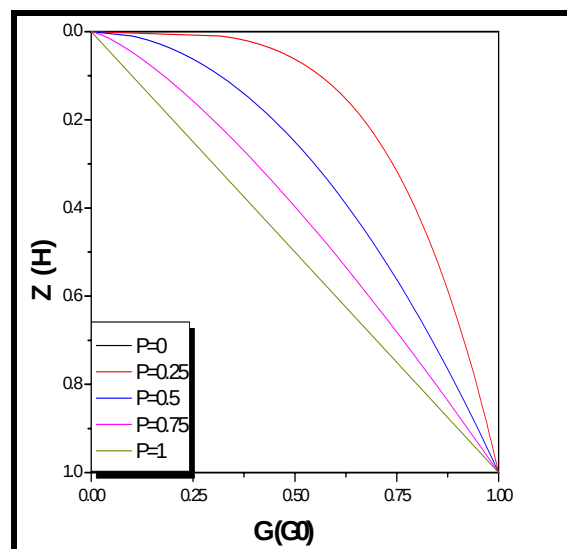


Figure 3.4 L'allure du module de cisaillement en fonction de ' P '.

III.3.2 LES FREQUENCES DE RESONANCE

Lorsque le paramètre ' p ' augmente, les fréquences de vibration diminuent (figs. 3.5 et 3.7) et l'écart entre deux fréquences modales successives diminue (figs. 3.5 et 3.8) et on peut observer en conséquence un nombre de modes plus important sur une certaine plage de fréquences. En d'autres termes, on peut observer que la réduction de la fréquence de résonance est de plus en plus importante en allant vers un mode supérieur (fig. 3.7). Néanmoins, pour une valeur donnée du paramètre d'inhomogénéité ' p ', cette réduction augmente graduellement à partir du deuxième mode de vibration. La fréquence fondamentale peut être réduite jusqu'à 24% ($p=1$) et cette réduction peut atteindre 46% pour le cas de la fréquence de résonance du 4^{ème} mode. Le rapport α entre la fréquence de résonance pour un sol inhomogène, $f_n(p)$, et celle pour un sol homogène, $f_n(0)$, est donné dans le tableau 3.2 pour le cas des quatre (04) premiers modes de vibration et pour quelques valeurs du paramètre d'inhomogénéité ' p '.

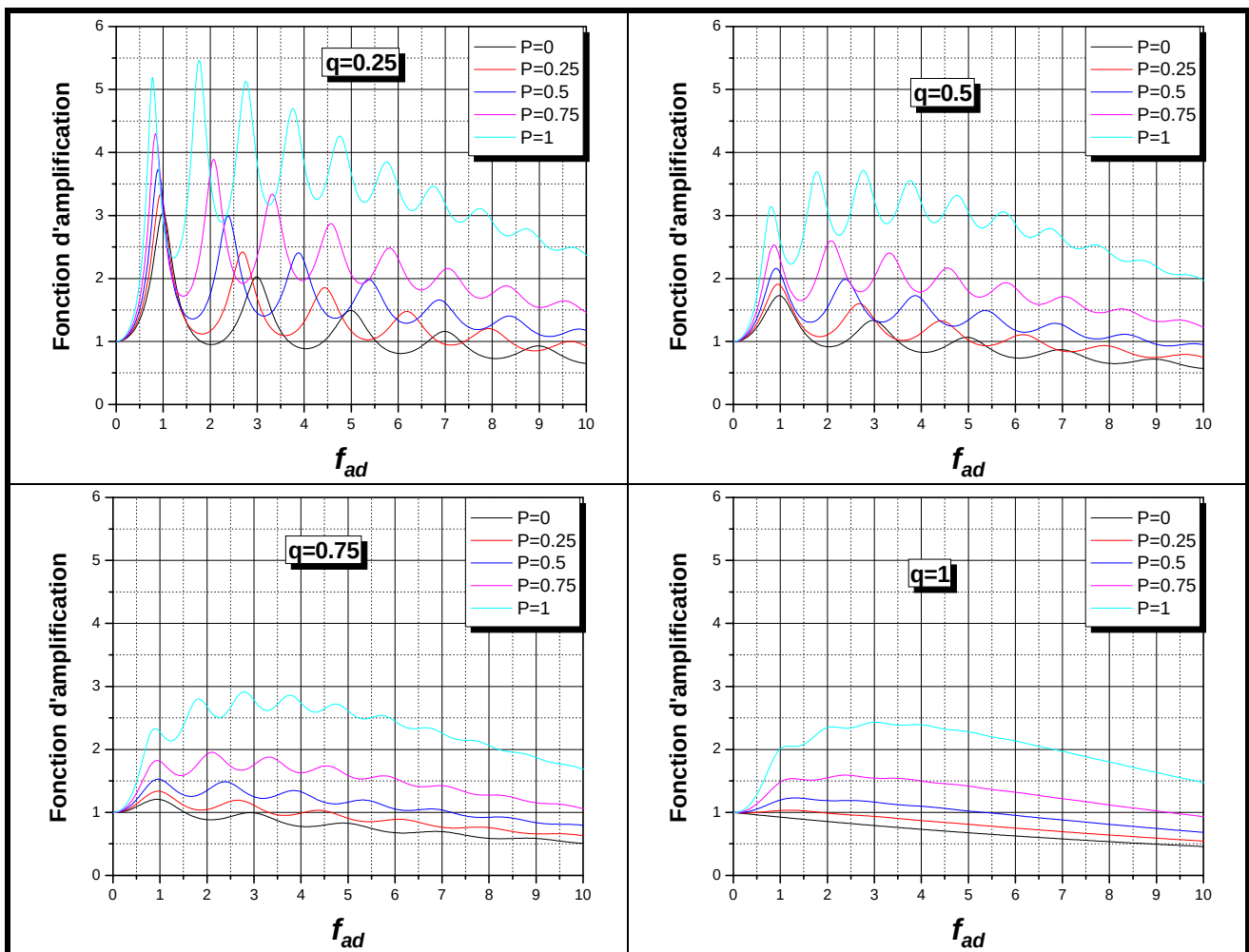


Figure 3.5 - Influence du paramètre de non homogénéité ' p ' sur la fonction de transfert.

Tableau 3.2 - Le facteur α en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' p ' pour les quatre (04) premiers modes de vibration.

$\alpha \backslash P$	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
Mode 1	0.958	0.914	0.868	0.818	0.765
Mode 2	0.918	0.835	0.752	0.669	0.586
Mode 3	0.910	0.821	0.731	0.641	0.551
Mode4	0.907	0.815	0.722	0.629	0.536

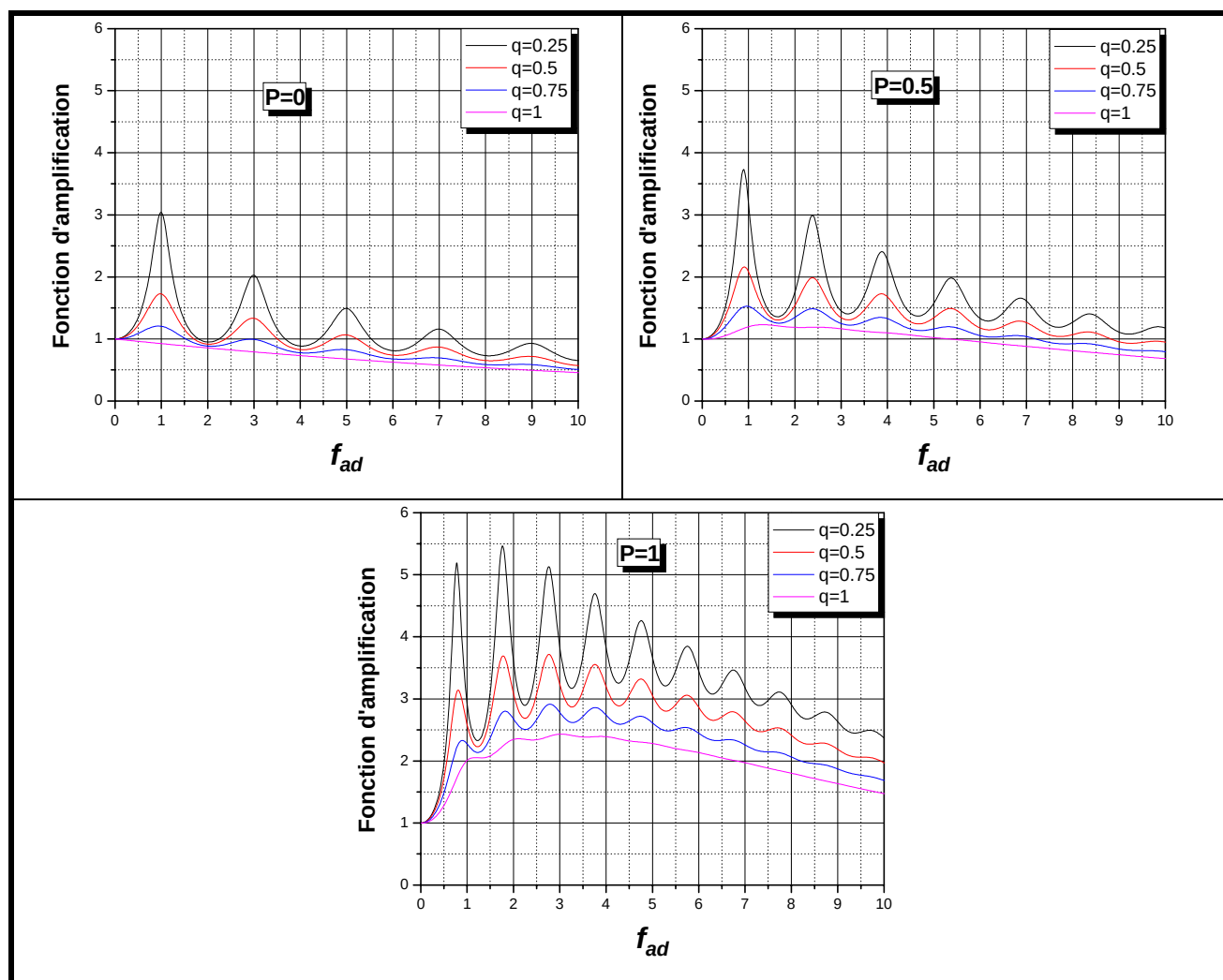


Figure 3.6 - Influence du rapport d'admittance ' q ' sur la fonction de transfert.

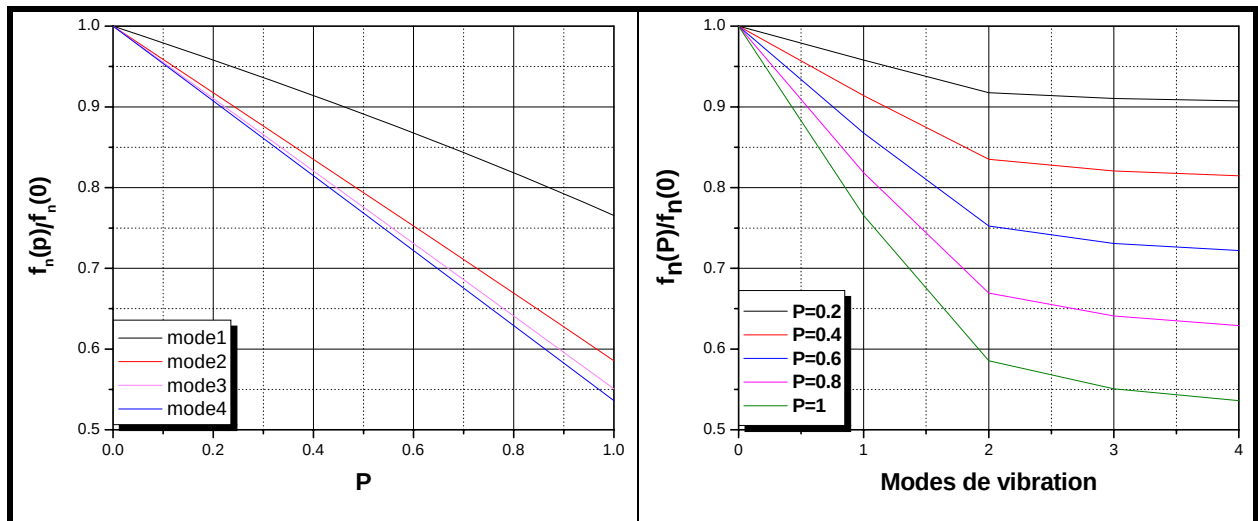


Figure 3.7 Influence du paramètre de non homogénéité ' p ' sur les fréquences de vibration du sol pour les quatre (04) premiers modes.

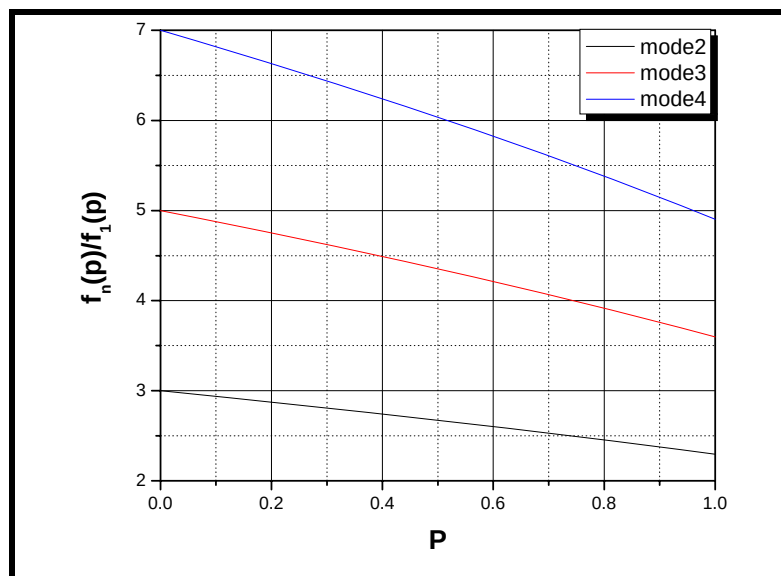


Figure 3.8. Influence du paramètre de non homogénéité ' p ' sur le rapprochement des fréquences de vibration du sol.

III.3.3 LA FREQUENCE FONDAMENTALE (COMPARAISON DES METHODES APPROXIMATIVES AVEC LA METHODE EXACTE).

En pratique, uniquement le mode fondamental, qui est considéré le plus énergétique, est pris en considération et l'évaluation de la fréquence fondamentale du sol à multicouches peut être établie par plusieurs méthodes approximatives. Dans cette

partie, nous avons comparé trois méthodes avec la solution exacte et évaluer la fiabilité de l'une par rapport à l'autre. Celles-ci sont définies comme suit :

1. La moyenne des vitesses des ondes de cisaillement :

$$\bar{V}(p) = \frac{\left(\sum_{i=1}^{i=n} V_i H_i \right)}{H} = \frac{\int_0^H V_s(z) dz}{H} \quad \text{et} \quad f_i(p) = \frac{\bar{V}(p)}{4H} \quad (3.24)$$

avec :

$$V_s(z) = V_0 \left(\frac{z}{H} \right)^{p/2}$$

où : V_i et H_i sont respectivement la vitesse des ondes SH et l'épaisseur de la couche i dans le système discret, et $V_s(z)$ est la vitesse des ondes SH en fonction de la profondeur dans le système continu.

Après quelques manipulations mathématiques, on obtient une relation entre la fréquence fondamentale du sol inhomogène et celle du sol homogène par l'intermédiaire d'un facteur dépendant du paramètre ' p ' :

$$\bar{f}_i(p) = \frac{2}{p+2} f_i(0) \quad (3.25)$$

2. La somme des périodes naturelles de chaque couche :

$$\bar{f}_i(p) = \frac{1}{\left(\sum_{i=1}^{i=n} 4H_i/V_i \right)} = \frac{1}{\int_0^H 4dz/V_s(z)} = \frac{2-p}{2} f_i(0) \quad (3.26)$$

3. Approximation linéaire de la forme modale fondamentale :

$$\bar{f}_i(p) = \left(\frac{3 \sum_{i=1}^{i=n} V_i^2 H_i}{4\pi^2 H^3} \right)^{1/2} = \left(\frac{3 \int_0^H V_s^2(z) dz}{4\pi^2 H^3} \right)^{1/2} = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{3}{p+1}} f_i(0) \quad (3.27)$$

La figure 3.9 montre la comparaison des trois (03) méthodes approximatives pour l'estimation de la fréquence fondamentale du sol avec la méthode exacte évaluée avec l'équation 3.17. On peut remarquer que les deux premières méthodes sous-estiment la fréquence fondamentale alors que la troisième méthode la surestime. Alors que la sous-estimation des deux premières méthodes est proportionnelle au degré d'inhomogénéité du sol, la surestimation de la troisième méthode est généralement inversement

proportionnelle. De plus, pour les sols ayant un très faible degré d'inhomogénéité ($p \leq 0.1$), la meilleure estimation de la fréquence fondamentale est donnée par les deux premières méthodes, alors que pour les sols ayant un degré d'inhomogénéité moyen à fort ($0.3 \leq p \leq 1$), c'est la troisième méthode qui peut donner une excellente estimation avec un taux d'erreur inférieur à 3% de la valeur exacte. On peut également remarquer que les trois méthodes donnent une estimation avec le même taux d'erreur, égal à 5%, dans le cas où le degré d'inhomogénéité est approximativement de 20%. Au delà de ce degré d'inhomogénéité, les deux premières méthodes donnent une estimation avec un taux d'erreur supérieur à 5% et plus particulièrement la 2^{ème} méthode qui montre une divergence plus accentuée dans le cas où le paramètre ' p ' est supérieur à 0.4. Le taux d'erreur est respectivement de 13% et 35% pour les deux premières méthodes et de 2% pour la 3^{ème} méthode lorsque le degré d'inhomogénéité est de 100%.

Pour une meilleure estimation de la fréquence fondamentale du sol inhomogène, une formulation, basée sur la forme approximativement linéaire de la méthode exacte en fonction du paramètre ' p ', est proposée et est donnée par :

$$\bar{f}_1(p) = (1 - 0.235p) f_1(0) \quad (3.28)$$

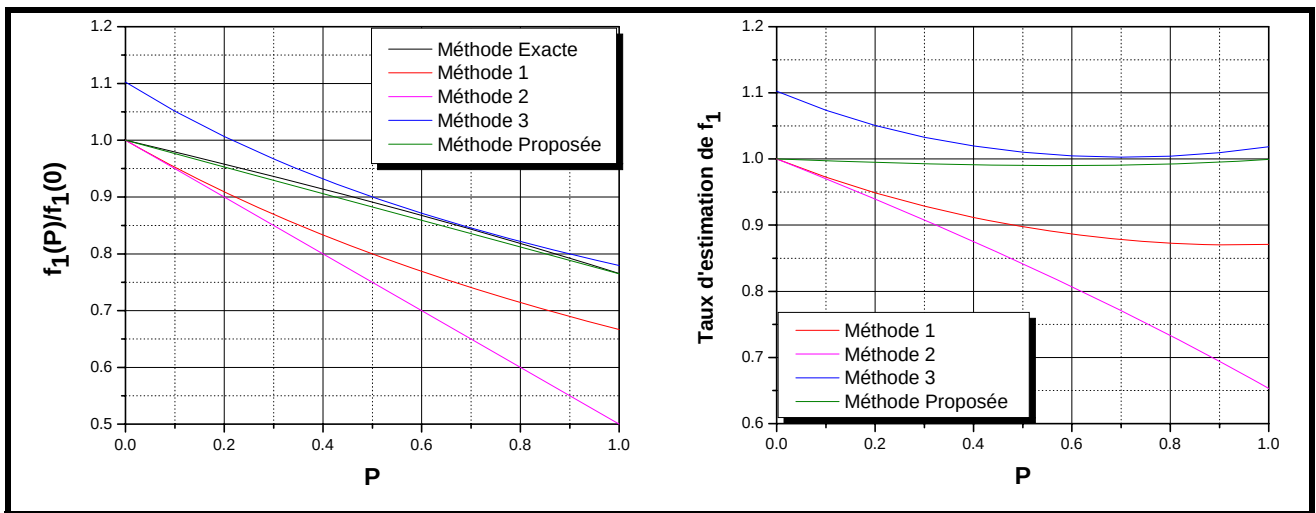


Figure 3.9 - Comparaison des méthodes approximatives pour l'estimation de la fréquence fondamentale du sol avec la méthode exacte.

III.4 INFLUENCE DU PARAMETRE ' λ ' SUR LA FONCTION DE TRANSFERT

La figure.3.10 présente la fonction d'amplification $H^*(f_{ad})$ en fonction de la fréquence adimensionnelle $f_{ad} = \frac{4\omega H}{2\pi V_0}$ et ce en faisant varier ' λ ' (0, 0.05, 0.1, 0.15, 0.2) pour des valeurs fixes de p et de q , l'amortissement matériel est pris égale à 0.05.

III.4.1 L'AMPLITUDE

L'amplitude de la fonction d'amplification diminue généralement au niveau de toutes les fréquences lorsque le paramètre λ augmente et plus particulièrement au niveau des fréquences de résonance, $f_n(\lambda)$, (fig. 3.10). Cette diminution de l'amplification est de plus en plus importante lorsque le degré d'inhomogénéité ' p ' devient important et plus particulièrement pour les modes supérieurs.

La prise en compte du module de cisaillement non nul au niveau de la surface libre a une influence non négligeable sur la réponse des profils de sols lâches de faible résistance (sables et graviers lâches, argiles molles normalement consolidées, vases, etc.). Cet effet est négligeable pour les autres types de sol tels que les sols cohérents (roches altérées, sables et graviers moyennement compacts, argiles de raideur moyenne) et les sols rigides (sables et graviers compacts ou argiles raides surconsolidées).

III.4.2 LES FREQUENCES DE RESONANCE

Lorsque le paramètre λ augmente, la vitesse des ondes de cisaillement à la surface du sol augmente et la rigidité du sol devient importante et par conséquent les fréquences de vibration augmentent (fig. 3.10). Cette augmentation des fréquences de vibration est de plus en plus importante lorsque le degré d'inhomogénéité ' P ' devient important et plus particulièrement pour les modes supérieurs (figs. 3.10 et 3.11). Pour une valeur de λ égale à 0.2, cette augmentation peut atteindre 37% ($p=1$) pour le cas de la fréquence fondamentale et 70% pour le cas de la fréquence de résonance du 4^{eme} mode. On peut remarquer également d'après la figure 3.11 que le rapport α entre les fréquences de résonance, pour un sol inhomogène ayant, respectivement, une vitesse des ondes de cisaillement non nulle et nulle à la surface du sol, augmente, approximativement, d'une manière linéaire en fonction du facteur λ ($0 \leq \lambda \leq 0.2$). Le

rapport α est donné dans le tableau 3.3 pour le cas des quatre (04) premiers modes de vibration et pour quelques valeurs des paramètres λ et p .

Pour une meilleure estimation de la fréquence fondamentale du sol inhomogène ayant une vitesse des ondes de cisaillement non nulle à la surface du sol, une formulation, basée sur la forme approximativement linéaire de la méthode exacte en fonction du paramètre ' λ ' et non linéaire en fonction du paramètre ' p ', est proposée et est donnée par :

$$\bar{f}_1(p, \lambda) = \{0.99 + (1.362 + 0.56p^{1.64})\lambda\} f_1(p, 0) \quad (3.29)$$

Où : $f_1(p, 0)$ est donnée par la formule approximative (3.28).

Cette formulation donne une excellente approximation de la fréquence fondamentale avec une erreur maximale de l'ordre de 1%.

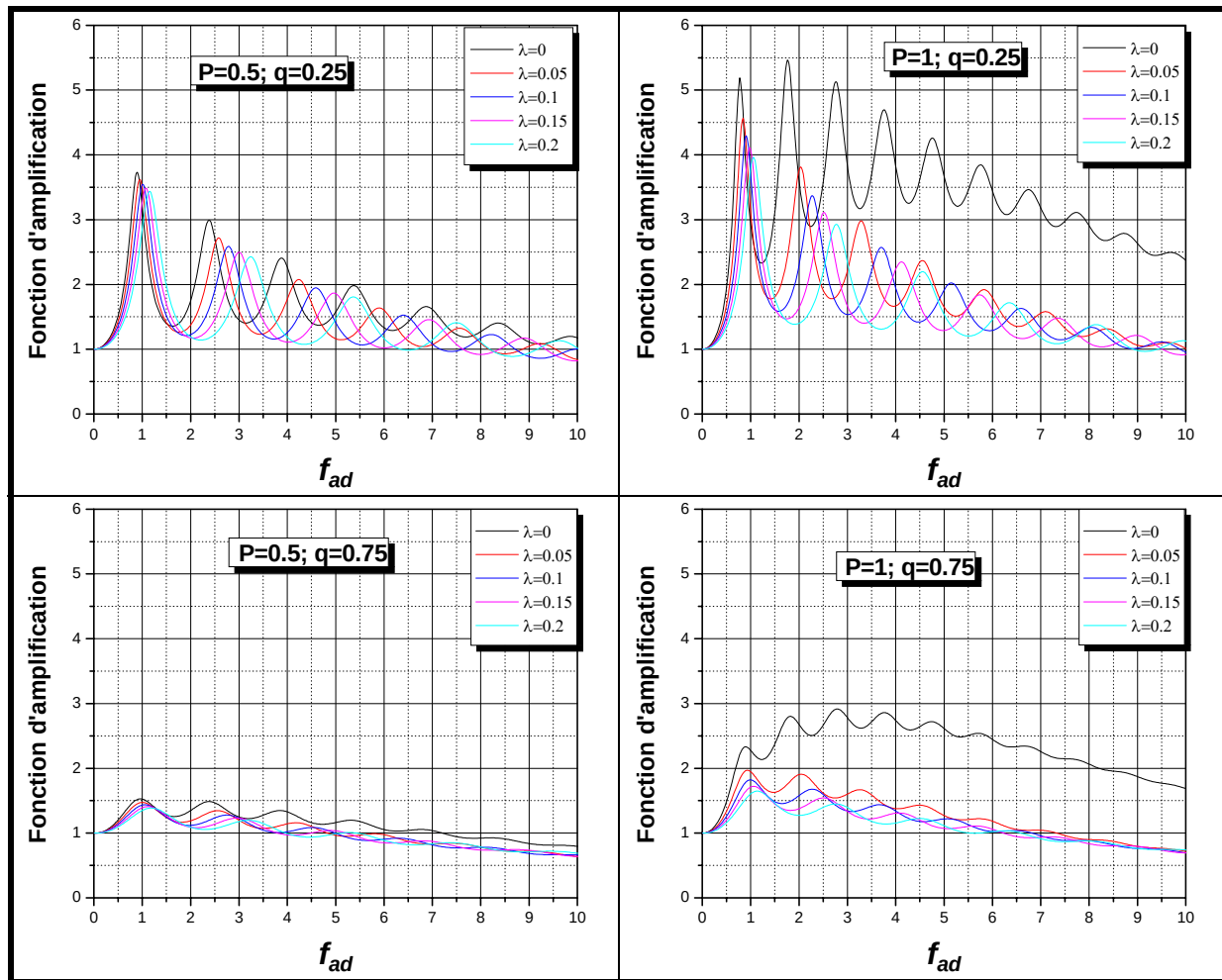


Figure 3.10. Influence du paramètre λ sur la fonction de transfert.

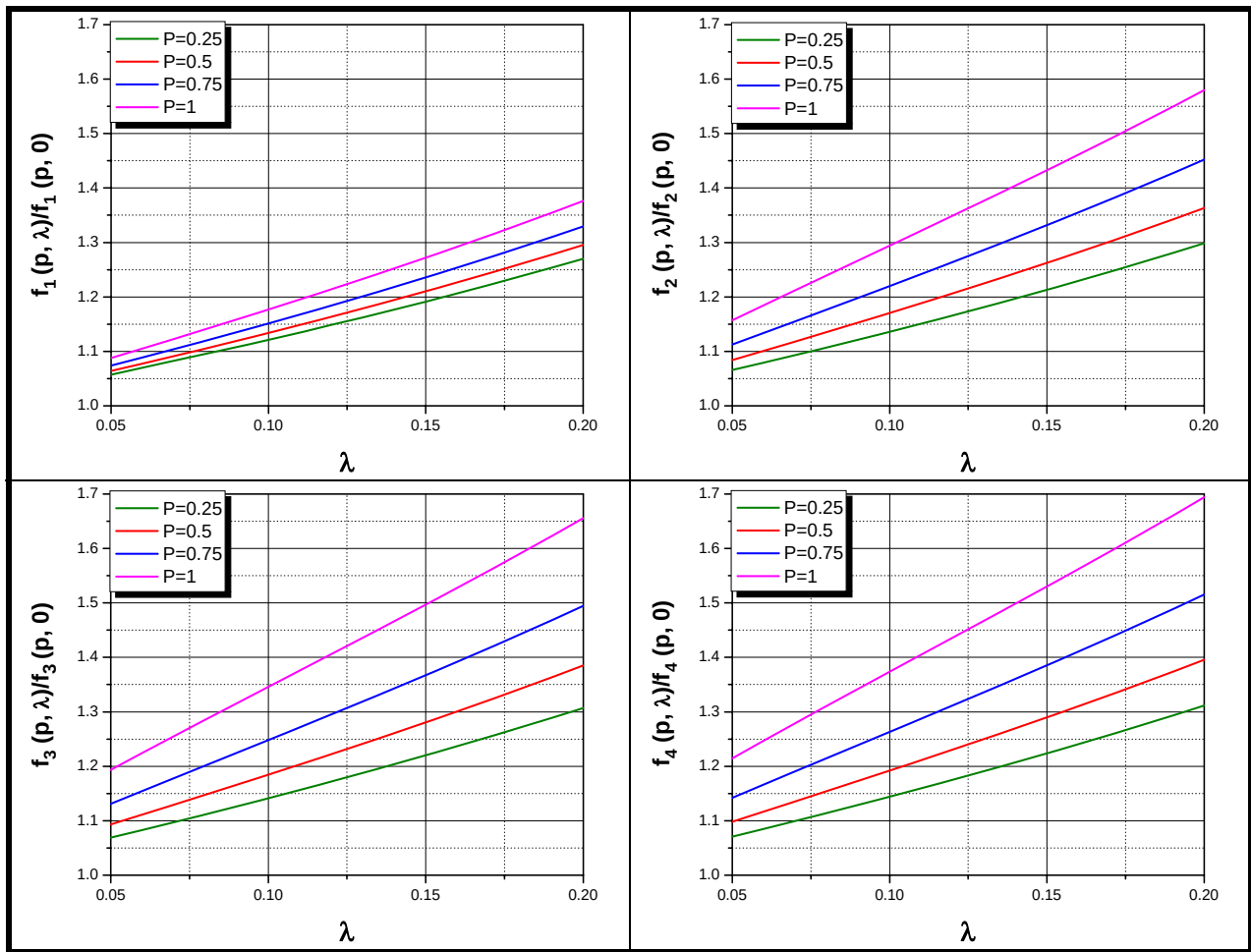


Figure 3.11 - Influence du paramètre λ sur les fréquences de vibration du sol pour les quatre (04) premiers modes.

Tableau 3.3 - Le facteur α en fonction des paramètres λ et ' p ' pour les quatre (04) premiers modes de vibration.

λ	p	0.25	0.5	0.75	1.0
0.1	Mode 1	1.12	1.13	1.15	1.18
	Mode 2	1.14	1.17	1.22	1.29
	Mode 3	1.14	1.18	1.25	1.35
	Mode4	1.14	1.19	1.26	1.37
0.2	Mode 1	1.27	1.30	1.33	1.38
	Mode 2	1.30	1.36	1.45	1.58
	Mode 3	1.31	1.39	1.49	1.66
	Mode4	1.31	1.40	1.52	1.69

III.5 CONCLUSION

Une expression analytique permettant d'estimer les fonctions d'amplification d'un profil de sol non-homogène, dont les caractéristiques mécaniques varient en fonction de la profondeur et surmontant un substratum rocheux est déterminée. L'analyse des résultats obtenus fait ressortir les conclusions suivantes:

- La variation du module de cisaillement en profondeur définie par un paramètre adimensionnel ' p ' affecte le contenu fréquentiel et l'amplitude de la fonction d'amplification. L'amplification est plus importante pour les sols lâches que pour les sols cohérents et rigides.
- La flexibilité du substratum rocheux définie par le paramètre adimensionnel ' q ' n'affecte que l'amplitude de la fonction d'amplification. La dissipation radiative augmente avec l'augmentation du paramètre ' q '.
- La prise en compte du module de cisaillement non nul au niveau de la surface libre a une influence non négligeable sur la réponse des profils de sols lâches de faible résistance (sables et graviers lâches, argiles molles normalement consolidées, vases, etc.). Cet effet est négligeable pour les autres types de sol tels que les sols cohérents (roches altérées, sables et graviers moyennement compacts, argiles de raideur moyenne) et les sols rigides (sables et graviers compacts ou argiles raides surconsolidées).

CHAPITRE IV

ANALYSE STATISTIQUE DE LA RÉPONSE MAXIMALE À LA SURFACE DU SOL SOUS L'EFFET DE L'INHOMOGENÉITÉ DU SOL

IV.1 INTRODUCTION

Les mouvements sismiques peuvent être représentés par des enregistrements de déplacement, de vitesse, d'accélération. Déplacements et accélérations sont cependant les mesures les plus souvent utilisées. Ces deux types d'enregistrements sont caractéristiques des contenus, respectivement 'basse fréquence' et 'haute fréquence' du mouvement réel du sol. Le paramètre le plus souvent utilisé en sismologie de l'ingénieur et considéré comme représentant des dégâts aux constructions est la valeur maximale atteinte par l'accélération du mouvement du sol (PGA). En réalité la gravité des dégâts causés par un séisme dépend à la fois de plusieurs paramètres du mouvement du sol (fréquence, accélération, vitesse, déplacement, durée, condition du sol et de la fondation, etc). Il est donc illusoire de vouloir y faire correspondre un seul d'entre eux, en l'occurrence l'accélération.

L'une des hypothèses en vibrations aléatoires est que la structure est déterministe, sa géométrie et les caractéristiques des matériaux qui la constituent sont données. Elle est également supposée linéaire. La difficulté majeure de l'analyse d'une structure soumise à des excitations aléatoires se situe dans la définition même de l'excitation physique qui agit sur celle-ci. La limitation et le manque d'accélérations enregistrées ainsi que l'utilisation de plus en plus large de l'analyse dynamique temporelle pour l'étude des réponses des structures sont à l'origine de la motivation qui existe autour du développement des capacités de simulation.

L'une des premières méthodes utilisées dans la simulation numérique est basée sur le fait que toute fonction périodique peut être étendue en une série d'ondes sinusoïdales, chaque fonction contribue avec son amplitude et sa phase. En général, les

amplitudes sont fixées et les phases sont générées par un générateur de nombres aléatoires se basant sur une loi de distribution uniforme. Pour que le mouvement obtenu à la fin soit très semblable aux mouvements réels, il est multiplié par une fonction déterministe dite de fenêtrage (enveloppe temporelle). Dans ce contexte, plusieurs modèles stochastiques de génération numérique d'accélération du sol ont été proposés et appliqués aux problèmes de structures. Parmi ces modèles, ceux de Tajimi, Cornell, Housner et Jennings, Shinozuka et Sato, Ruiz et Penzien. Cependant, Shinozuka et al. introduisent dans une série d'articles la méthode de la représentation spectrale qui peut être facilement programmée pour la simulation numérique d'accélération ou de déplacements du sol. Ces accélérations sont considérées comme des échantillons d'un champ stochastique Gaussien, homogène et unidimensionnel. Cette hypothèse est souvent justifiée par le théorème de la limite centrale qui stipule qu'une variable aléatoire résultant d'une superposition d'un grand nombre de variables élémentaires statiquement indépendantes tend à être gaussienne, quelles que soient les distributions des variables élémentaires. De tels processus sont entièrement caractérisés par leurs propriétés statistiques du deuxième ordre, c'est-à-dire par leurs moyennes et par leur fonction d'autocorrélation ou encore leur densité spectrale de puissance. Cette dernière donne l'information sur le contenu fréquentiel du signal ainsi que sur la variance du processus.

Pour les systèmes linéaires, la relation entre l'entrée, c'est-à-dire l'excitation, et la sortie, c'est-à-dire la réponse du sol (accélération, déplacement, déformations et contraintes) est calculée pour les statistiques des deux premiers ordres (moyenne et écart type).

Dans ce chapitre, une analyse statistique de la réponse maximale à la surface d'un profil de sol donnée en termes de moyennes et d'écarts type des accélérations (PGA) et déplacements (PGD) a été effectuée. Ces paramètres statistiques sont calculés à base d'une série d'excitation simulée numériquement. Dans ce contexte, une étude paramétrique est effectuée en fonction des paramètres d'inhomogénéité ' p ', d'admittance ' q ', et du paramètre ' V_0/H ' caractérisant à un facteur près la fréquence fondamentale du sol et ce en considérant les deux cas d'excitations : stationnaire et non stationnaire.

IV.2 RÉPONSE ALÉATOIRE D'UN SYSTEME LINÉAIRE

Dans le cas d'une analyse temporelle, la relation entrée-sortie (Input-Output) s'exprime par une intégrale de convolution, caractéristique d'un système linéaire. Par conséquent, le calcul de la réponse de la structure dans le domaine temporel revient à intégrer par pas de temps cette intégrale de convolution, ce qui rend l'analyse très coûteuse en temps de calcul. Par contre, dans le domaine fréquentiel, l'opération de convolution correspond à une simple multiplication. Par conséquent, la réponse de la structure à une excitation aléatoire est calculée beaucoup plus rapidement dans le domaine spectral. Les excitations, comme les réponses, sont alors caractérisées, non pas par des séquences temporelles, mais par des densités spectrales de puissances. (fig. 4.1)

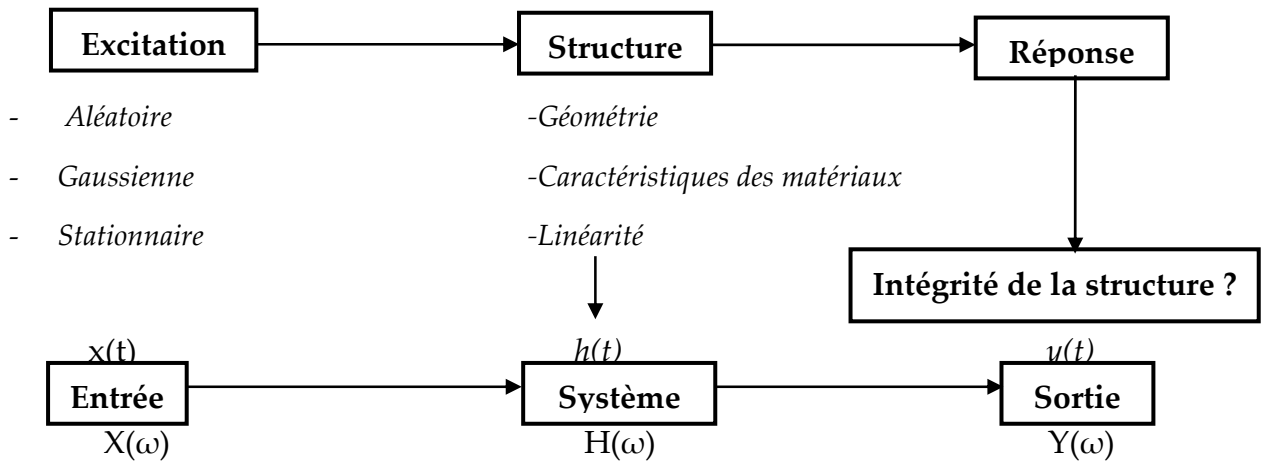


Figure. 4.1 – Analyse spectrale d'une structure linéaire

$$y(t) = \int_0^t x(\tau) \cdot h(t - \tau) d\tau = \int_0^t h(\tau) \cdot x(t - \tau) d\tau = h * x \quad (4.1)$$

$$y(\omega) = H(\omega) \cdot x(\omega) \quad (4.2)$$

où: $X(\omega)$, $Y(\omega)$ et $H(\omega)$ sont les transformées de Fourier de $x(t)$, $y(t)$ et $h(t)$ respectivement. La relation entrée-sortie des DSP est l'une des plus importantes équations dans la théorie des vibrations aléatoires (Newland, 1984, Preumont, 1990), puisqu'elle joue un rôle clé dans l'évaluation des réponses stochastiques et est donnée par l'expression suivante :

$$S_{YY}(\omega) = |H(\omega)|^2 S_{XX}(\omega) \quad (4.3)$$

où: $S_{XX}(\omega)$ et $S_{YY}(\omega)$ sont les fonctions de densités spectrales de puissance des processus 'x' et 'y' respectivement. Sur l'aspect physique, la DSP représente la distribution fréquentielle de l'énergie du processus à un instant donné. Lorsque le processus est stationnaire, la DSP est invariante dans le temps.

IV.3 MODÉLISATION DE LA FONCTION DE DENSITE SPECTRALE DE L'EXCITATION SISMIQUE

En réalité, le signal sismique reçu en un site donné dépend de plusieurs facteurs, très complexes même au plan individuel, comme le type de source (mécanisme), le chemin de la propagation d'ondes, la dispersion des ondes dans le milieu hétérogène, l'effet des conditions locales du site (amplification), etc... Théoriquement, le signal peut être représenté, en incorporant l'effet de ces paramètres, sous la forme suivante : (Loh, C.H., and Yeh, Y., 1988)

$$S_{X_i X_i}(\omega) = S_0(\omega) R(\omega) |H_i(\omega)|^2 \quad (4.4)$$

où

$$R(\omega) = \exp\left[-\frac{\omega R}{Q(\omega) V_s}\right] \quad (4.5)$$

avec : $S_0(\omega)$ est la DSP du signal sismique à la source.

$R(\omega)$ est la fonction de transfert due au trajet entre la source et le site (effet de la propagation d'onde).

$H_i(\omega)$ est la fonction de transfert des couches géologiques locales du site.

$Q(\omega)$ est la fonction d'atténuation fréquentielle.

V_s est la vitesse de l'onde de cisaillement.

Plusieurs définitions de la distance R existent dans la littérature; on peut citer notamment: La distance épacentrale, la distance focale (hypocentrale), la distance à la faille, la distance par rapport au centre de la zone où l'énergie sismique est maximale.

En pratique, il est très commode de simplifier le problème, pour l'estimation du signal, en suggérant (supposant) l'hypothèse que le champ d'observation est proche de la source et que les ondes se propagent verticalement. L'estimation du signal sismique au niveau du substratum se réduit donc à l'expression suivante:

$$S_{X_i X_i}(\omega) = S_0(\omega) |H_i(\omega)|^2 \quad (4.6)$$

De plus, en analysant les mouvements sismiques réels, les spectres de l'amplitude de Fourier exhibent généralement des variations en fréquences. Il a été donc suggéré qu'un bruit blanc stationnaire filtré d'une durée limitée puisse être représentatif pour ces

excitations ($S_0(\omega)=cste$). Dans ce contexte, **Kanai** (1957) et **Tajimi** (1960) ont suggéré la fonction de transfert du filtre suivante :

$$|H_1(\omega)|^2 = \frac{1+4\beta_g^2(\omega/\omega_g)^2}{[1-(\omega/\omega_g)^2]^2 + 4\beta_g^2(\omega/\omega_g)^2} \quad (4.7)$$

où ω_g et β_g sont les caractéristiques dynamiques d'un oscillateur modélisant la couche géologique superficielle.

Cependant, ce filtre conduit à des variances stationnaires infinies, de la vitesse et du déplacement, dues à la singularité existant au voisinage de $\omega \rightarrow 0$. Il a été donc nécessaire de passer le signal à travers un autre filtre de manière à réduire les valeurs spectrales au niveau des faibles fréquences (Clough, R.W. and Penzien, J., 1975). Ce filtre a pour expression :

$$|H_2(\omega)|^2 = \frac{(\omega/\omega_f)^4}{[1-(\omega/\omega_f)^2]^2 + 4\beta_f^2(\omega/\omega_f)^2} \quad (4.8)$$

où ω_f et β_f sont les caractéristiques du filtre correctif.

Ces paramètres doivent influencer l'allure du spectre qu'au niveau des faibles fréquences, ce qui conduit à choisir le paramètre ω_f relativement faible vis-à-vis de la fréquence du sol.

IV.4 PROCESSUS STOCHASTIQUE NON STATIONNAIRE

En réalité, le mouvement sismique est un processus stochastique non stationnaire. Il est généralement défini par le spectre évolutif $S(t, \omega)$. En d'autres termes, le signal sismique est caractérisé par un contenu fréquentiel variant en fonction du temps. On distingue en général les processus séparable et non séparable.

IV.4.1 PROCESSUS SEPARABLE

C'est un processus où l'instationnarité affecte simplement l'amplitude. En d'autres termes, le processus stationnaire est modifié par un facteur correctif, appelé enveloppe temporelle. Il est défini par :

$$X_{nsta}(t) = a(t) \cdot X_{sta}(t) \quad (4.9)$$

IV.4.2 PROCESSUS NON SEPARABLE

C'est un processus où l'instationnarité affecte aussi bien l'amplitude que le contenu fréquentiel, ce qui est compatible avec les observations faites sur les accélérogrammes réels. Les observations ont montré les points suivants :

- L'amplitude croît dans un premier temps (phase début), reste ensuite approximativement constante sur une certaine période appelée phase forte (phase stationnaire), et décroît ensuite pour s'annuler (phase finale).
- Le début de l'accélérogramme est en général plus riche en composantes de haute fréquence (ondes P), que la suite de l'enregistrement. La phase finale de l'accélérogramme est cependant plus riche en faibles fréquences (ondes de surface).

IV.5 SIMULATION DES ACCÉLÉROGRAMMES PAR LA MÉTHODE DE LA REPRESENTATION SPECTRALE

L'accélérogramme est modélisé comme étant un échantillon d'un processus stochastique stationnaire gaussien ergodique de moyenne nulle. Il est décrit directement par sa densité spectrale de puissance (DSP). Le modèle de simulation utilise la technique de **Monté Carlo** qu'ont perfectionnée **Shinozuka et al** (1987). Il est défini par la série suivante :

$$\ddot{X}(t) = 2 \sum_1^N \sqrt{S(\omega_i) \cdot \Delta\omega} \cdot \cos(\omega_i t + \phi_i) \quad (4.10)$$

où $S(\omega)$ est la fonction de densité spectrale du processus

$\Delta\omega$ est l'incrément fréquentiel

$$\omega_i = i \Delta\omega$$

$N \Delta\omega$ est la fréquence maximale considérée

ϕ_i sont des angles de phase aléatoires indépendants et uniformément distribués sur $[0, 2\pi]$.

En faisant tendre l'indice limite de la série, N , vers l'infini, les processus simulés deviennent asymptotiquement gaussiens sur la condition que les ϕ_i soient indépendants. Cependant, cette condition est nécessaire pour que les processus soient à moyenne nulle.

Il est essentiel de signaler que la génération digitale de l'accélération peut être accomplie par les moyens de la **F.F.T.** (Fast Fourier Transform). Cette technique de calcul nécessite que le nombre de points N soit de puissance de 2 ($N = 2^n$). La fréquence limite ou fréquence de coupure est prise égale à la fréquence de Nyquist et est donnée par :

$$f_c = \frac{1}{2 \cdot \Delta t} \quad (4.11)$$

L'expression de l'accélération prend la forme digitalisée suivante :

$$\ddot{X}_k = 2 RE \left[\sum_{l=0}^{N'-1} \sqrt{S_l \Delta \omega} \cdot e^{i \phi_l} \exp(i 2 \pi l k / N') \right] \quad (4.12)$$

avec $N' = 2 N$

$$\Delta \omega = (4 \pi f_c) / N'$$

Une fois l'excitation stationnaire calculée, il est judicieux de fenêtrer ses phases début et fin de manière à la rendre plus réaliste.

IV.6 MOUVEMENT SISMIQUE SIMULÉ AU BEDROCK

L'accélération au niveau du bedrock est caractérisée par un contenu fréquentiel à bande large. Dans ce contexte, la densité spectrale au niveau du bedrock, $S_{\ddot{x}}(\omega)$, est prise en premier lieu égale à un bruit blanc (B-B) filtré avec le modèle de Clough et Penzien (processus idéal passe haut) et en deuxième lieu suit le modèle modifié de Kanai Tajimi (K-T) suggéré par Clough et Penzien dont les paramètres des deux filtres sont décrits dans le tableau 4.1. Les DSP de l'accélération et du déplacement au niveau du bedrock sont montrées sur la figure 4.2. On peut remarquer que la distribution de l'énergie est identique pour les deux cas d'excitation B-B et K-T modifiés sur toute la gamme des fréquences dans le cas du déplacement et sur la gamme des basses fréquences ($f \leq 0.5 \text{ Hz}$) dans le cas de l'accélération. A cet effet, la DSP du déplacement n'est affectée que par le filtre passe haut de Clough et Penzien. Cependant, l'accélération est plus énergétique, sur la gamme de fréquences $0.5 \text{ Hz} \leq f \leq 7 \text{ Hz}$, dans le cas du modèle K-T modifié (2^{ème} cas d'excitation) comparée à celle modélisée par un bruit blanc (1^{er} cas d'excitation).

Tableau 4.1 - Paramètres de la densité spectrale au niveau du bedrock (1^{er} et 2^{ème} filtres)

1 ^{er} filtre		2 ^{ème} filtre	
$f_g = \frac{\omega_g}{2\pi}$	β_g	$f_f = \frac{\omega_f}{2\pi}$	β_f
5Hz	0.8	0.26Hz	0.619

Le mouvement sismique simulé au bedrock, considéré dans cette étude, est basé en premier lieu sur un processus stationnaire et en deuxième lieu sur un processus non stationnaire (processus séparable). Le facteur correctif ou l'enveloppe est définie par :

$$a(t) = \begin{cases} (t/3)^2 & 0 \leq t \leq 3s \quad (\text{phase début}) \\ 1 & 3 \leq t \leq 13s \quad (\text{phase forte}) \\ \exp[-0.26(t-13)] & t \geq 13s \quad (\text{phase finale}) \end{cases} \quad (4.13)$$

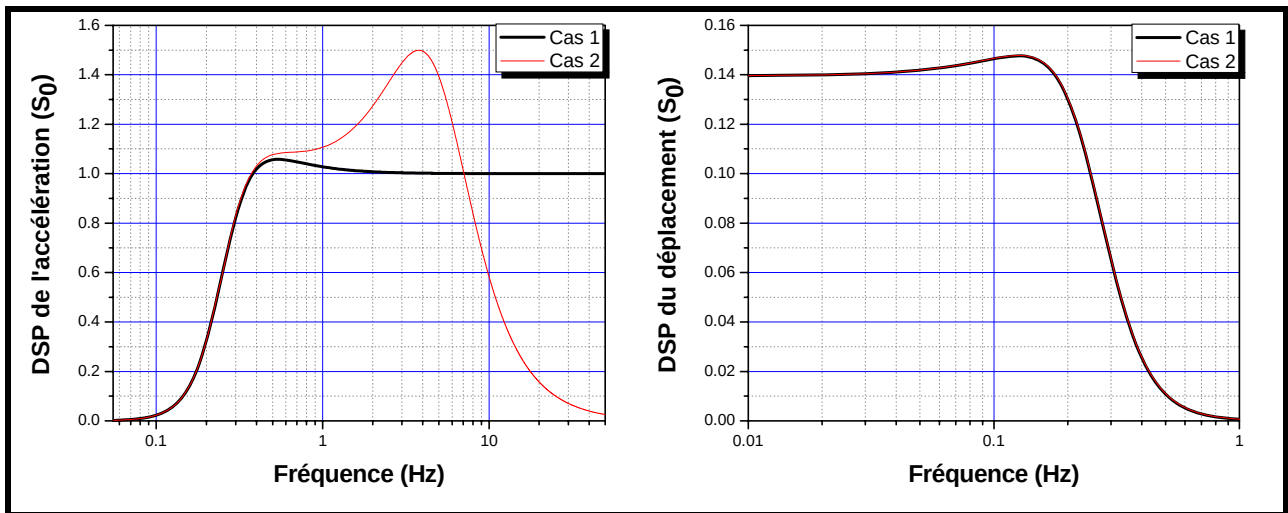


Figure 4.2 - DSP de l'accélération et du déplacement au niveau du bedrock pour les deux cas d'excitation: Cas1 : Bruit blanc filtré, Cas2 : Model de Kanai Tajimi modifié.

L'input sismique simulé est évalué en utilisant une fréquence de coupure (Nyquist), f_c , égale à 50Hz pour le cas de l'accélération et 12.5Hz pour le cas du déplacement. L'incrément temporel, Δt , est égal donc à 0.01s et 0.04s, respectivement, pour l'accélération et le déplacement. La durée du mouvement sismique simulé est prise égale à $T=40.96$ sec avec une résolution fréquentielle $\Delta f = 0.024$ Hz.

La valeur du paramètre S_0 est choisie de manière à ce que l'accélération maximale moyenne (PGA) au niveau du bedrock soit égale à 0.1 g. Cette accélération maximale moyenne est déduite à partir de la simulation de 1000 réalisations du mouvement

sismique stationnaire dont la densité spectrale est un bruit blanc filtré avec le modèle de Clough et Penzien. Le paramètre S_0 a pour valeur $S_0 = 11.13 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}^3$.

Les figures 4.3 et 4.4 montrent deux (02) réalisations de l'input sismique simulé (accélération et déplacement) dans les deux (02) cas d'excitation.

Les valeurs de l'accélération maximale moyenne et son écart type pour le cas d'un processus stationnaire et non stationnaire sont calculées dans les deux (02) cas d'excitations (Tableau 4.2).

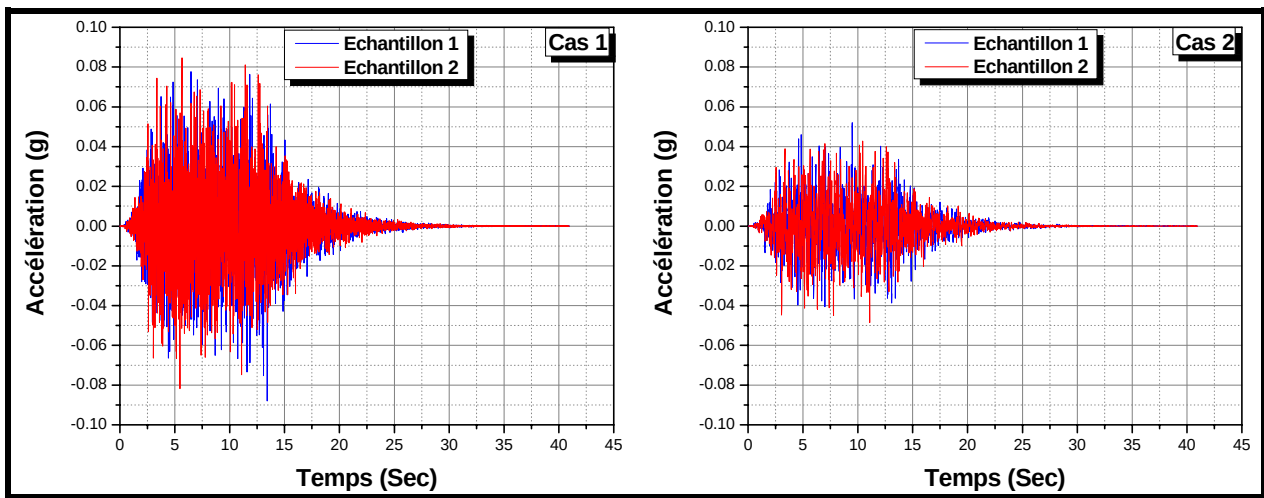


Figure 4.3 : Accélération temporelle simulée au niveau du bedrock pour les deux (02) cas d'excitation (deux (02) échantillons).

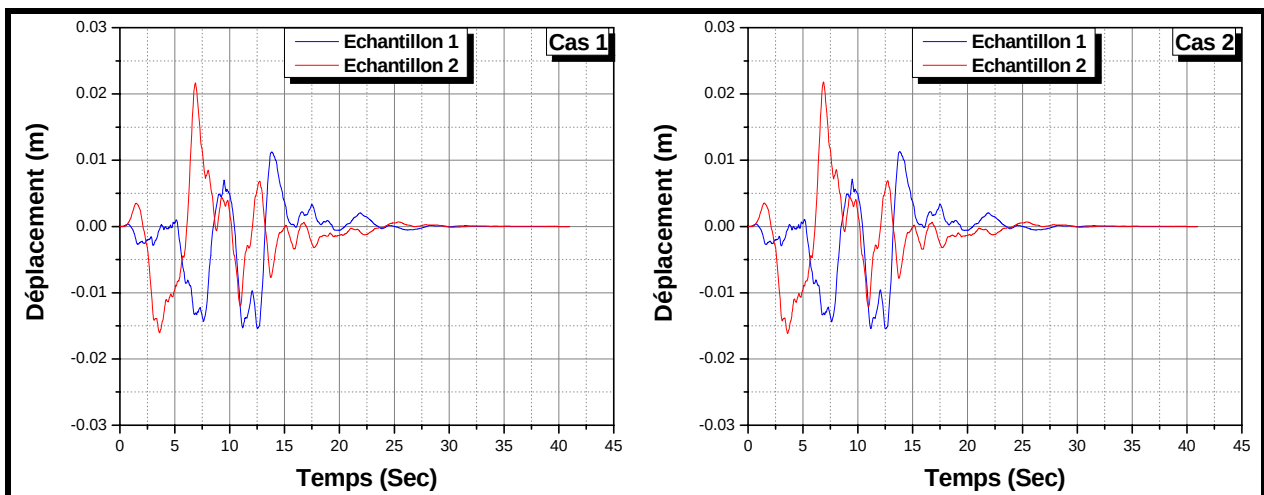


Figure 4.4 - Déplacement temporel simulé au niveau du bedrock pour les deux (02) cas d'excitations (deux (02) échantillons).

Tableau 4.2 - Valeurs moyennes et Ecart types des PGA et PGD au niveau du bedrock.

Input sismique		PGA (g)		PGD (m)	
		Mean	STD	Mean	STD
Cas1	Stationnaire	0.1	0.008	0.022	0.0027
	non Stationnaire	0.0908	0.0086	0.017	0.0039
Cas2	Stationnaire	0.057	0.0046	0.022	0.0027
	non Stationnaire	0.0506	0.0052	0.017	0.0039

IV.7 INFLUENCE DE L'INHOMOGÉNÉITÉ DU SOL SUR LA RÉPONSE MAXIMALE À LA SURFACE DU SOL

IV.7.1 METHODOLOGIE

Dans cette partie, le but est d'étudier l'effet de l'inhomogénéité du sol sur la réponse maximale à la surface du sol. Dans ce contexte, une étude paramétrique de la réponse maximale à la surface du sol est élaborée en fonction des paramètres d'inhomogénéité ' p ' et d'admittance ' q ', le rapport entre la vitesse des ondes de cisaillement du sol à l'interface du substratum et la hauteur du profil de sol, V_0/H , et le contenu fréquentiel au niveau du bedrock (cas 1 et cas2).

A cet effet, une étude statistique (moyenne et écart type) est effectuée sur la réponse maximale (accélération et déplacement) à la surface du sol en faisant une simulation de 1000 accélérogrammes au niveau du bedrock. La moyenne et l'écart type de la réponse maximale sont donnés par :

$$E[\max|x(t)|] = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \max|x_i(t)| \quad N = 1000$$

$$\sigma[\max|x(t)|] = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N [\max|x_i(t)| - E[\max|x(t)|]]^2}$$
(4.14)

avec $x_i(t)$ est le i^{eme} échantillon de la réponse simulée à la surface du sol.

IV.7.2 ACCELERATION MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL

En considérant que le sol est un système linéaire, le mouvement sismique à la surface du sol est évalué par la technique de la simulation dont l'expression est donnée en (4.11). La DSP de l'accélération à la surface du sol, est reliée directement à celle de l'accélération au bedrock, par l'expression donnée en (4.3).

Dans ce cas la fonction de transfert considérée est celle d'un profil de sol inhomogène donnée dans le chapitre précédent.

Le mouvement sismique simulé à la surface du sol, considéré dans cette étude, est basé en premier lieu sur un processus stationnaire et en deuxième lieu sur un processus non stationnaire. Dans cette étude paramétrique, le rapport V_0/H est pris variant de 1 à 70 et le taux d'amortissement visqueux du profil de sol est pris égal à $\beta = 5\%$.

Pour étudier l'influence de l'inhomogénéité du sol sur l'accélération maximale à la surface du sol (PGA), il est judicieux d'utiliser la densité spectrale de puissance, qui représente la distribution fréquentielle de son énergie et ce dans le but de faciliter les interprétations des résultats. La valeur maximale moyenne du mouvement sismique (PGM) est proportionnelle à son énergie moyenne qui est définie par l'aire de sa DSP.

En se basant sur la figure 4.5, il ressort que l'énergie moyenne augmente en fonction du degré d'inhomogénéité ' p ' du profil de sol quelque soit le rapport V_0/H et cela pour des sols ayant le même rapport d'admittance ' q '. Il apparaît clairement que le nombre de modes qui contribuent dans la DSP de l'accélération à la surface du sol augmente en fonction de la flexibilité du profil de sol et plus particulièrement pour un sol non homogène. On peut également remarquer que la DSP de l'accélération a la même allure que la fonction de transfert lorsque l'input sismique est un bruit blanc filtré. Ceci n'est pas le cas lorsque l'input sismique est un modèle de Kanai-Tajimi filtré. L'amplitude au niveau des modes, dont les fréquences sont proches de la fréquence prédominante du modèle de Kanai-Tajimi, est amplifiée et la densité de l'énergie devient plus importante au niveau de ces modes.

Les figures 4.6-4.11 montrent la variation de la moyenne et de l'écart type de l'accélération maximale à la surface du sol (PGA) en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du rapport ' V_0/H ' et ce pour des valeurs d'admittance ' q ' égales à 0, 0.5 et 1 et les figures 4.12-4.17 montrent cette variation en fonction du rapport d'admittance ' q ' et du rapport ' V_0/H ' et ce pour des valeurs du paramètre d'inhomogénéité ' p ' égales à 0, 0.5 et 1.

En se basant sur ces figures, les résultats suivants peuvent être tirés :

Quelque soient les paramètres du sol (' p ', ' q ' et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGA moyen est plus important si l'accélération

- est un processus stochastique stationnaire. Ce résultat est évident car l'énergie est plus importante dans le cas stationnaire comparé au cas non stationnaire.
- Lorsque le paramètre décrivant l'inhomogénéité du sol ' p ' augmente, le PGA moyen ainsi que son écart type augmentent. Ceci est dû à l'énergie que peut produire un sol non homogène par rapport au sol homogène ayant le même paramètre V_0/H (figure 4.5).
- Lorsque l'input sismique au bedrock est un bruit blanc, le PGA moyen et son écart type augmentent en fonction de la fréquence fondamentale du sol jusqu'à ce que celle-ci soit proche d'une valeur extrême puis diminue sur la gamme de fréquences supérieures. Cette valeur extrême diminue en fonction de l'inhomogénéité du sol et du rapport d'admittance ' q '. Pour un rapport d'admittance égal à 0.5, elle est de l'ordre de 15Hz ($V_0/H = 60$) dans le cas d'un sol homogène et de 6.5Hz ($V_0/H = 34$) dans le cas d'un sol non homogène dont le paramètre ' p ' est égal à 1.
- Lorsque l'input sismique au bedrock suit le modèle de Kanai-Tajimi, le PGA moyen et son écart type augmentent en fonction de la fréquence fondamentale du sol jusqu'à ce que celle-ci soit proche de la fréquence prédominante du modèle de Kanai-Tajimi, ω_g , puis diminue sur la gamme de fréquences supérieures.
- Quelque soient les paramètres du sol et de l'input sismique, l'écart type du PGA est plus important si l'accélération est un processus stochastique non stationnaire. Ceci s'explique par le fait que les PGA obtenus dans le cas non stationnaire sont généralement situés sur la phase forte du mouvement et que ceux obtenus dans le cas stationnaire sont situés aléatoirement sur l'accélérogramme simulé, ce qui entraîne une dispersion des valeurs du PGA dans le cas non stationnaire. Les observations tirées sur le PGA moyen et son écart type conduisent à dire que la dispersion (coefficient de variation) du PGA est de plus en plus importante dans le cas non stationnaire. Cette dispersion est approximativement indépendante de ' p ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '. Celle-ci varie entre 8% et 10% dans le cas stationnaire et entre 9% à 15% dans le cas non stationnaire.
- Le PGA moyen à la surface du sol peut être inférieur à celui au niveau du bedrock pour une certaine gamme de fréquences fondamentales des sols. Ceci est dû à la

dissipation d'énergie du mouvement sismique causé par l'amortissement matériel du sol qui a entraîné la déamplification des ondes sur une gamme importante de fréquences de l'input sismique. Ce phénomène de filtrage des ondes conduit donc à une énergie du mouvement sismique à la surface du sol inférieure à celle au niveau du bedrock. Cet aspect concerne les sols ayant un paramètre V_0/H inférieur à une valeur critique $(V_0/H)_{cr}$. Cette dernière dépend essentiellement de l'amortissement matériel du sol, du degré d'inhomogénéité ainsi que du rapport d'impédance. Elle diminue en fonction de l'inhomogénéité ' p ' et du contraste d'impédance ' $1/q$ ' et augmente avec l'amortissement matériel ' ξ ' (tableau 4.3). Pour un sol homogène flexible ($V_0/H < 4$) ayant un contraste d'admittance de 0.5, le PGA moyen à la surface du sol peut être déamplifié de plus de 50%. Il est important de noter également qu'un sol infiniment rigide ($V_0/H \gg 1$ et $q=1$), le mouvement sismique sur la couche de sol est identique à celui au niveau du bedrock (mouvement d'un corps rigide).

- Au delà de cette valeur critique, le mouvement sismique à la surface du sol sera plus énergétique que celui au bedrock et l'amplification du PGA devient plus importante. Cette amplification est légèrement supérieure dans le cas d'un mouvement sismique stationnaire et cela dans les deux cas d'excitations (tableau 4.4). Celle-ci est plus importante dans le cas où l'input sismique suit le modèle de Kanai-Tajimi et ceci lorsque la fréquence fondamentale du sol est inférieure à la fréquence prédominante de l'input sismique, ω_g . Celle-ci peut dépasser la valeur de 5 dans le cas d'un sol ayant 100% d'inhomogénéité et un rapport d'admittance très faible ($q \approx 0$) (sols lâches). Lorsque le sol est homogène (argiles raides sur consolidées) avec un rapport d'admittance de 0.5, le PGA peut être amplifié de plus de 25% dans le cas où le sol a un facteur V_0/H très important ($V_0/H > 40$).

Tableau 4.3 - Valeur critique du paramètre V_0/H en fonction de l'inhomogénéité ' p ' et de l'admittance ' q ' (cas stationnaire).

P		0			0.5			1		
q		0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
$(V_0/H)_{cr}$	Bruit Blanc	4.5	22	> 70	2.9	9	20	1.1	2.4	4.1
	Kanai Tajimi	1.5	7.8	> 70	1.1	2.8	7.3	< 1	< 1	1.3

Tableau 4.4 - Valeurs d'amplification du PGA moyen à la surface du sol par rapport à celui au bedrock.

$V_0/H=4$										
P		0			0.5			1		
q		0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Bruit Blanc	Stat	0.94	0.48	0.35	1.2	0.67	0.49	2.15	1.32	0.99
	N-Stat	0.89	0.46	0.34	1.16	0.65	0.48	2.09	1.3	0.97
Kanai Tajimi	Stat	1.65	0.82	0.6	2.12	1.16	0.86	3.82	2.35	1.75
	N-Stat	1.6	0.81	0.59	2.08	1.15	0.85	3.79	2.33	1.74
$V_0/H=20$										
P		0			0.5			1		
q		0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Bruit Blanc	Stat	2.06	0.97	0.71	2.58	1.36	1.0	4.54	2.74	2.04
	N-Stat	2.03	0.97	0.7	2.54	1.35	1.0	4.52	2.73	2.04
Kanai Tajimi	Stat	3.18	1.23	0.86	3.61	1.54	1.11	5.11	2.63	1.93
	N-Stat	3.14	1.23	0.87	3.56	1.58	1.13	5.1	2.67	1.96
$V_0/H=40$										
P		0			0.5			1		
q		0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Bruit Blanc	Stat	2.66	1.14	0.83	3.16	1.54	1.13	5.15	2.93	2.16
	N-Stat	2.62	1.15	0.84	3.14	1.54	1.13	5.13	2.93	2.17
Kanai Tajimi	Stat	3.09	1.25	0.93	3.51	1.49	1.09	4.77	2.28	1.65
	N-Stat	3.06	1.26	0.93	3.52	1.5	1.11	4.76	2.31	1.68

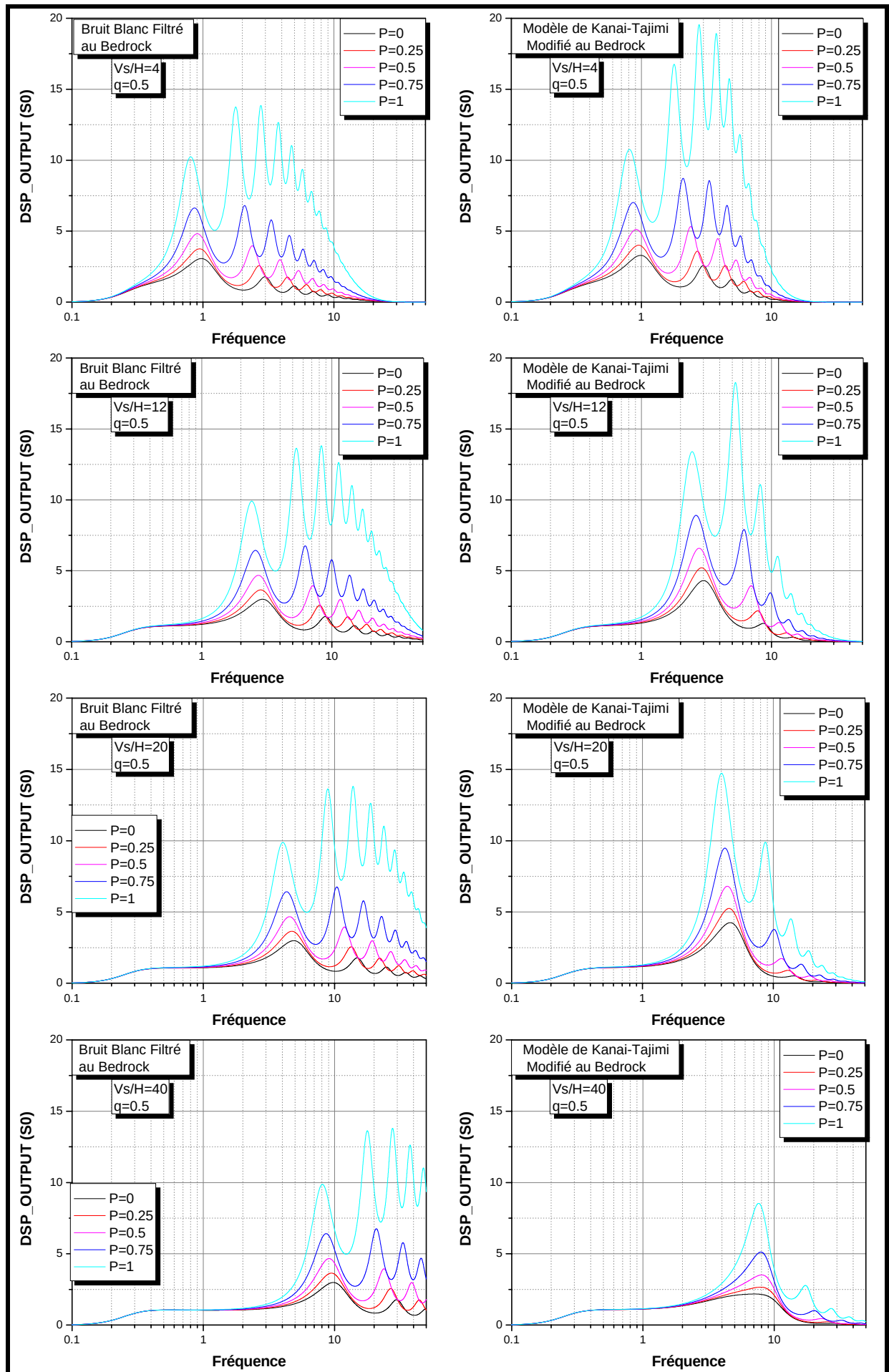


Figure 4.5 - Influence du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du rapport V_s/H sur la densité spectrale de l'accélération à la surface du sol pour les deux (02) cas d'excitation.

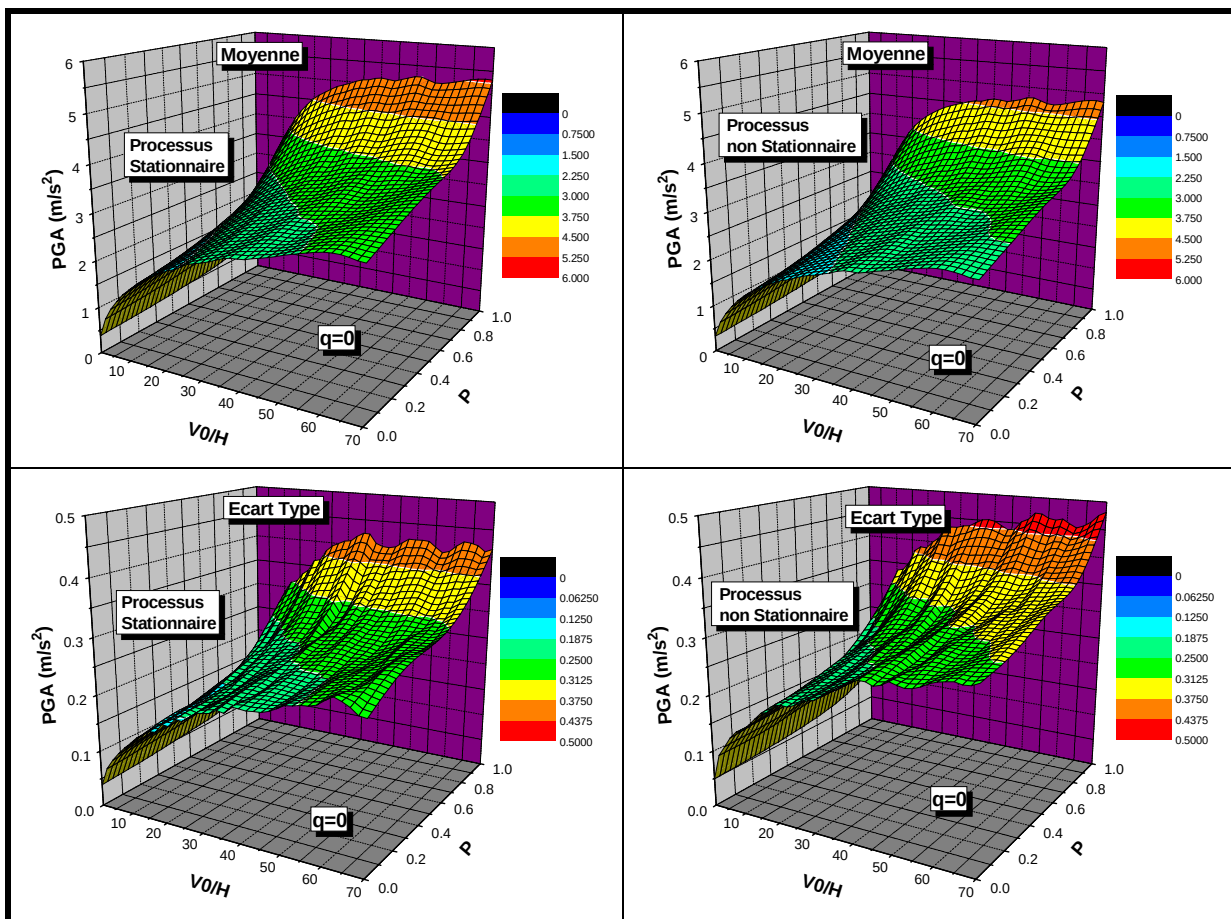


Figure 4.6 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=0$ '.

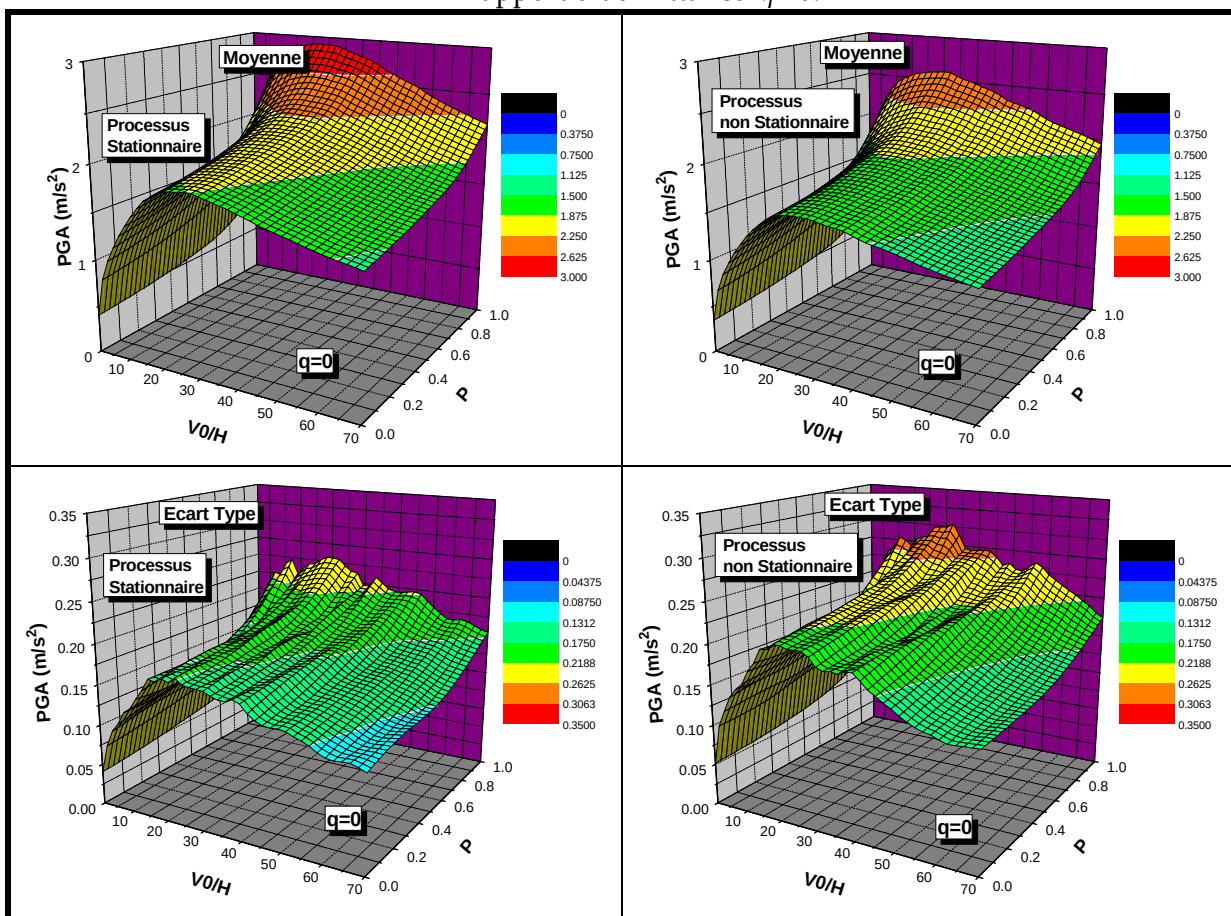


Figure 4.7 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=0$ '.

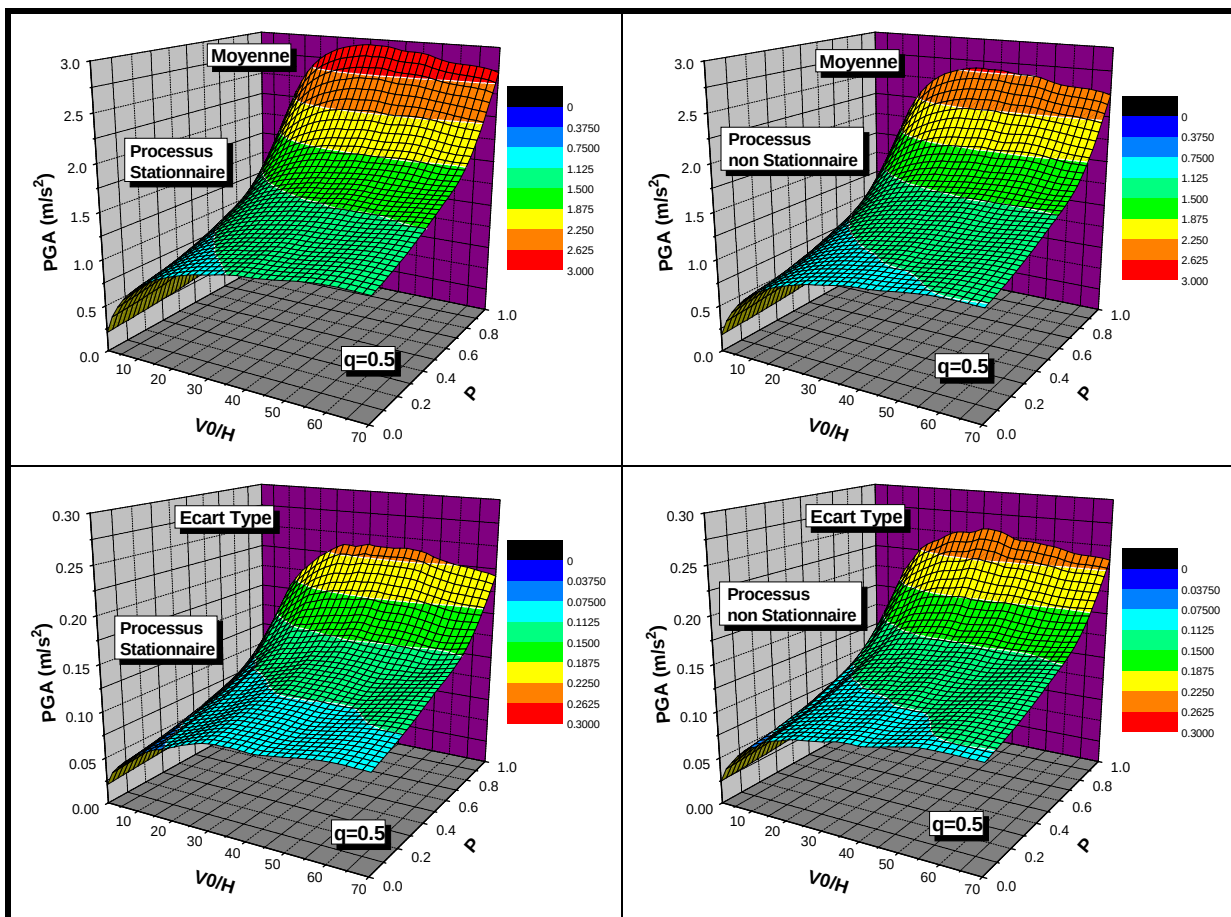


Figure 4.8 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=0.5$.

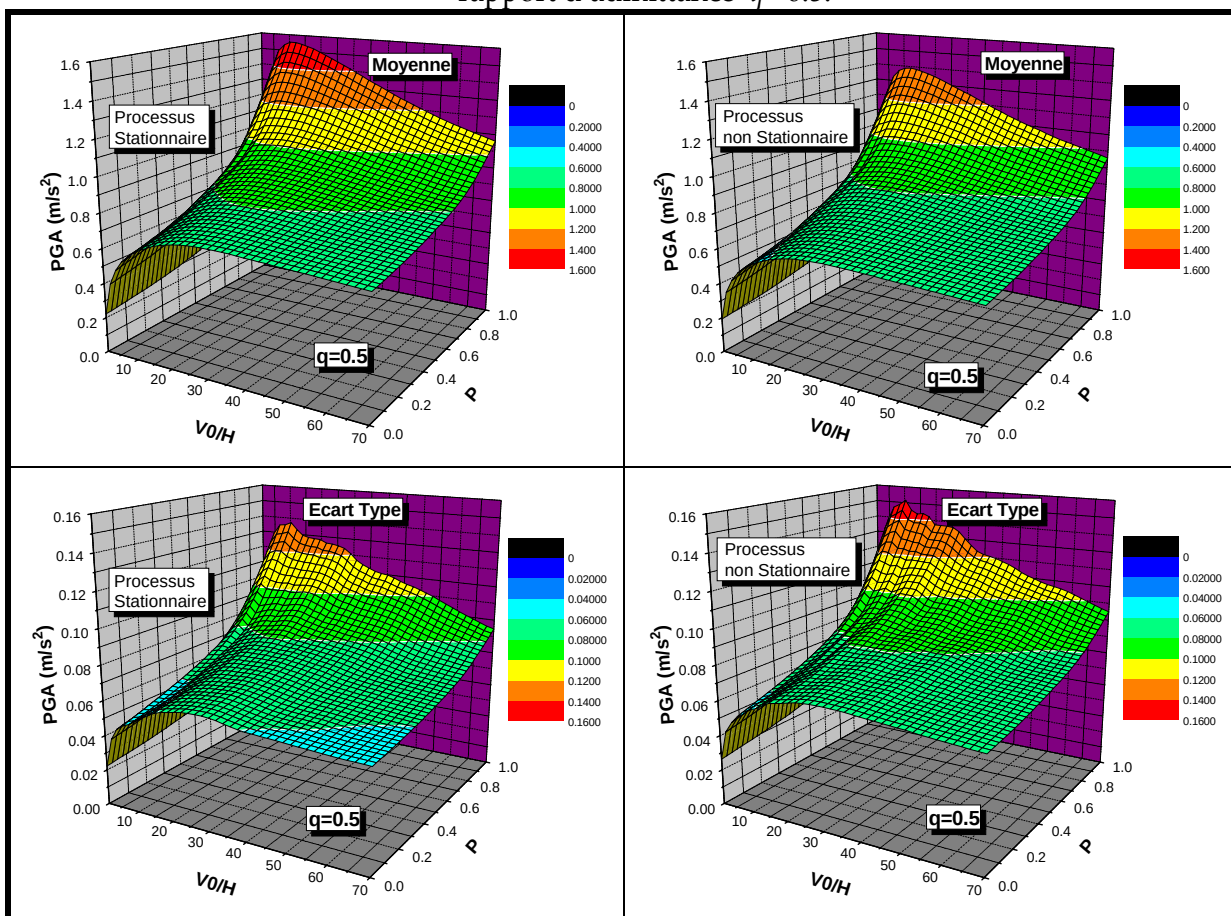


Figure 4.9 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=0.5$.

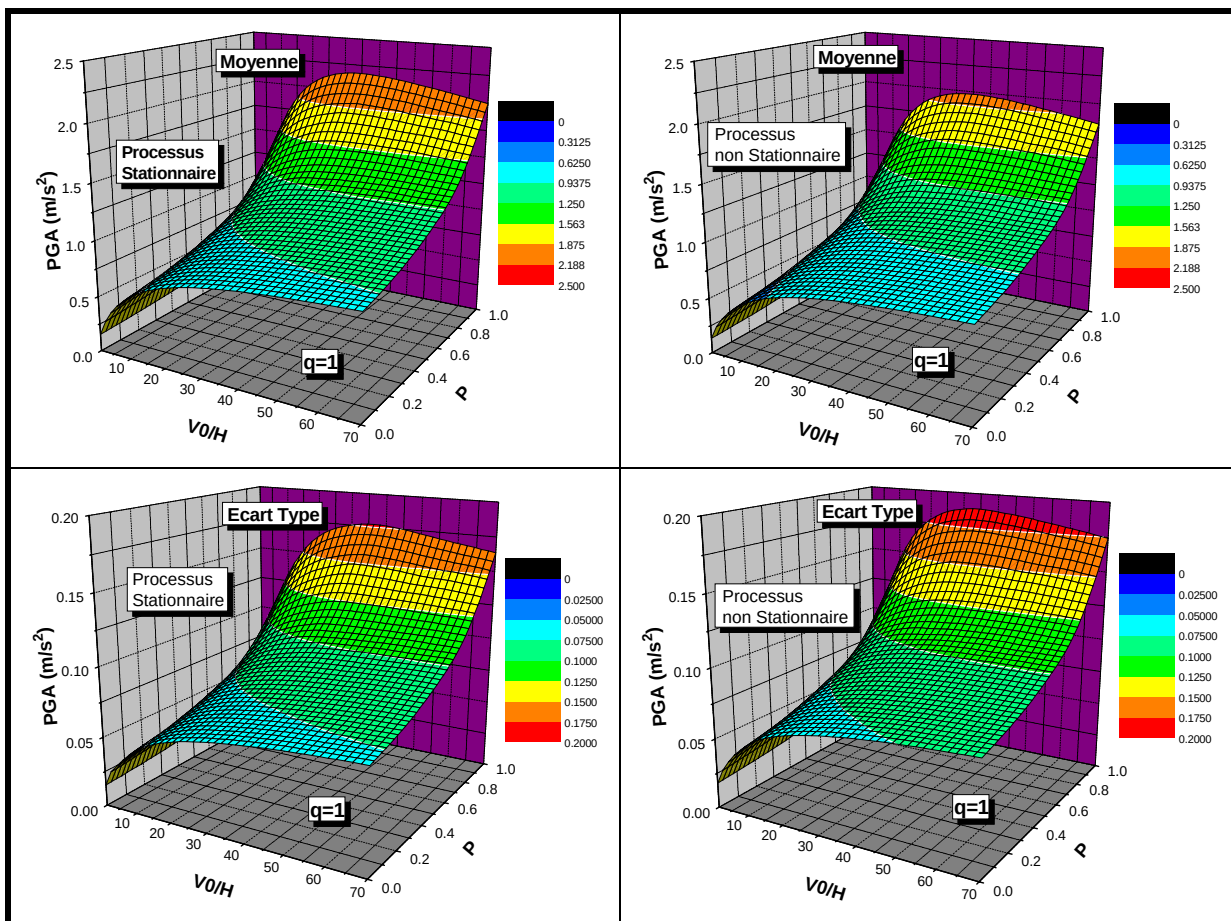


Figure 4.10 : PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=1$ '.

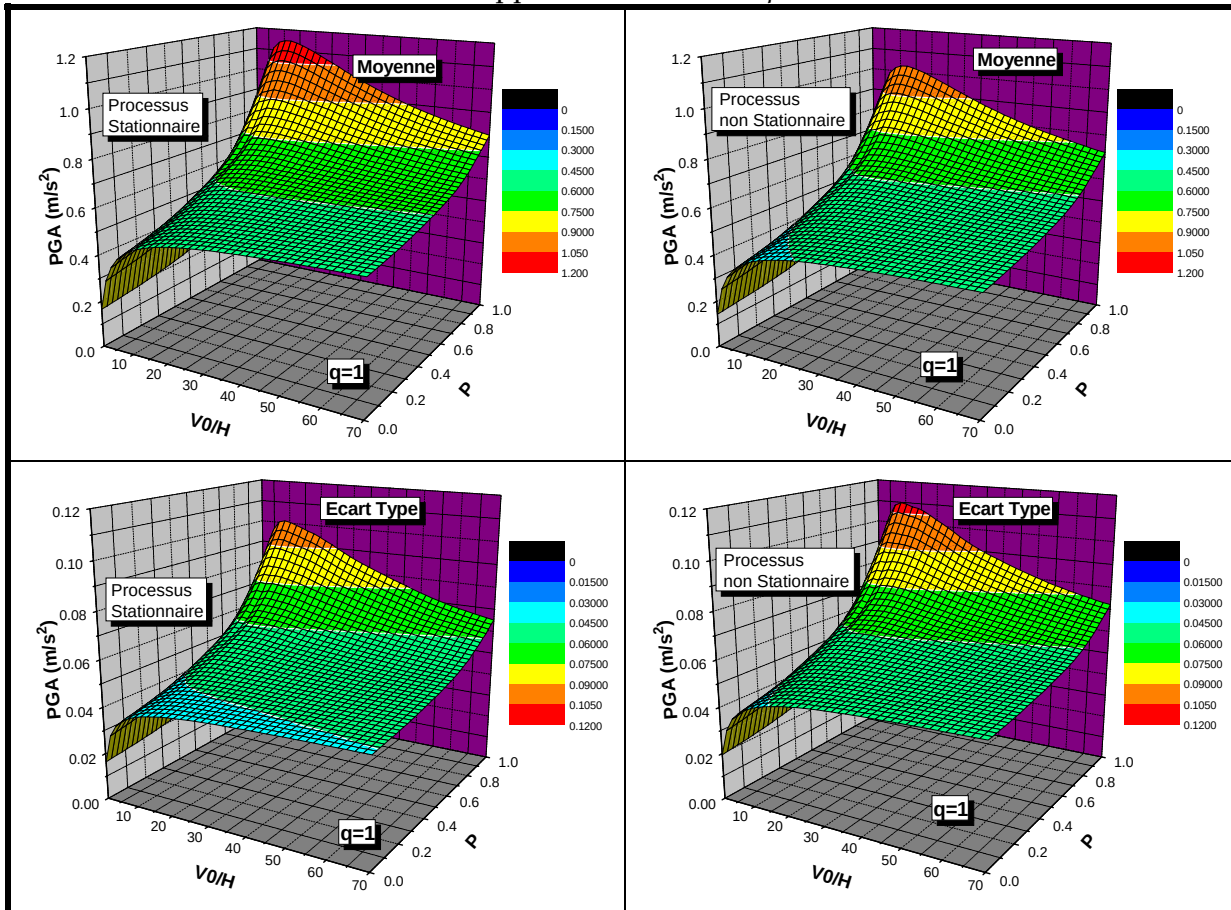


Figure 4.11 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et rapport d'admittance ' $q'=1$ '.

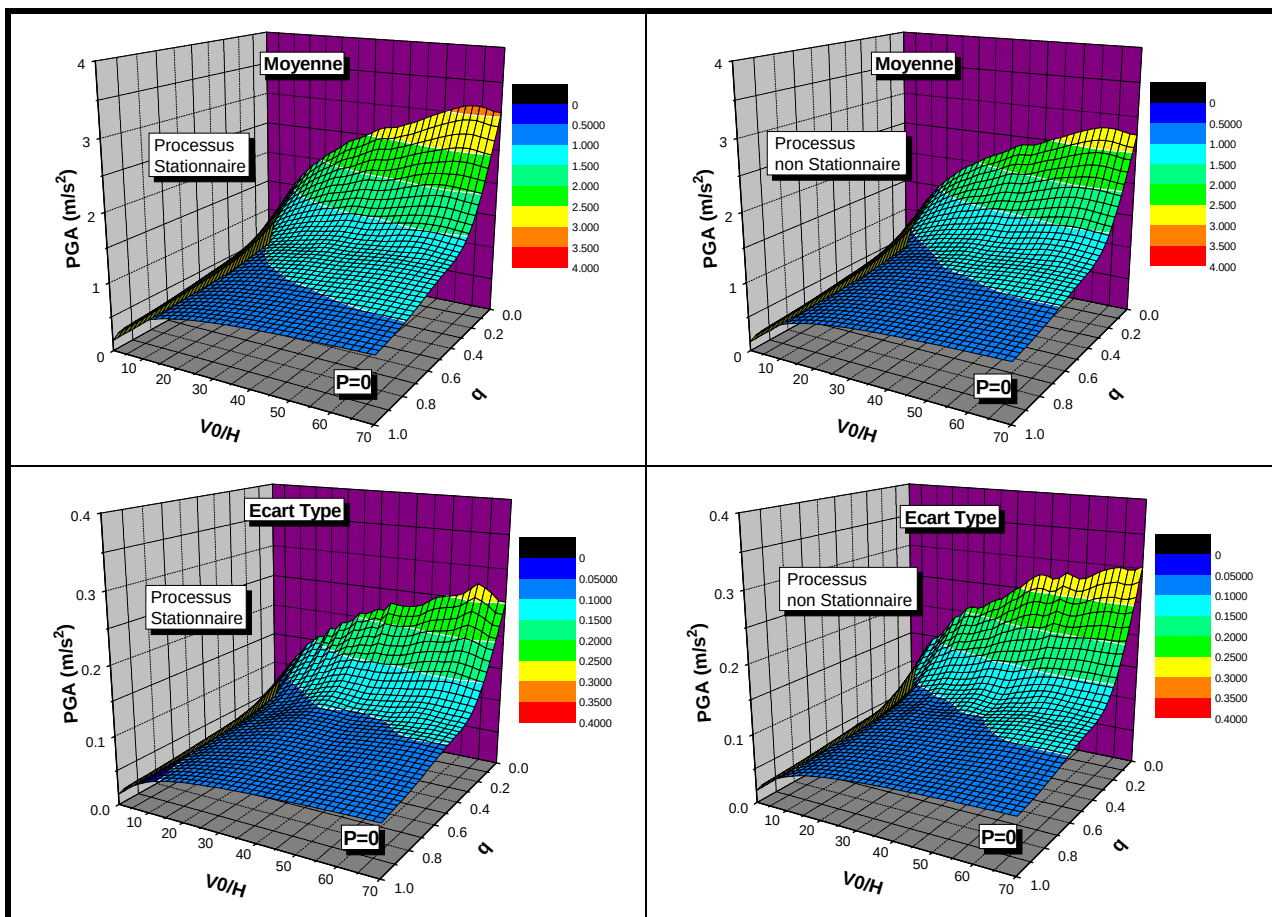


Figure 4.12 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0$ '.

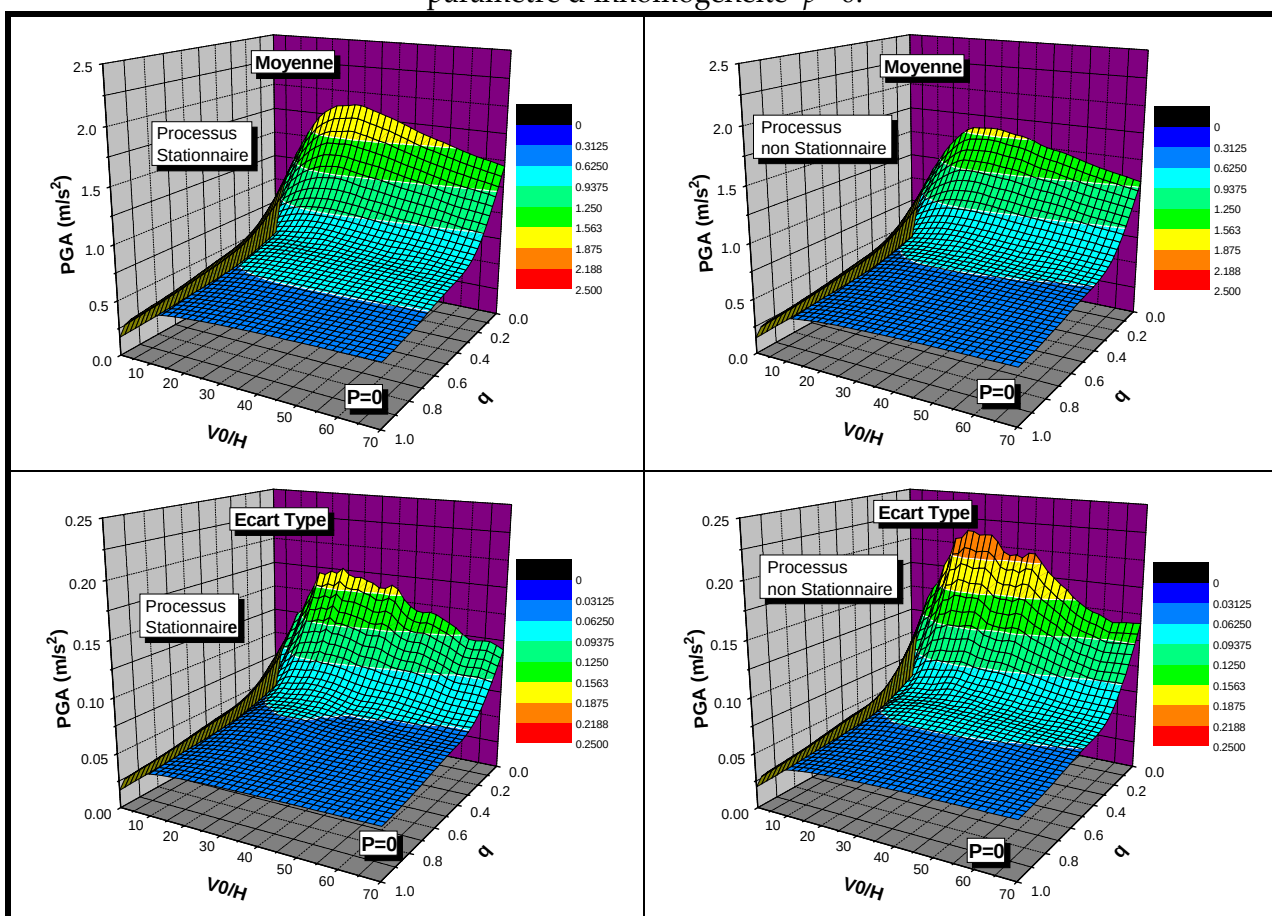


Figure 4.13 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0$ '.

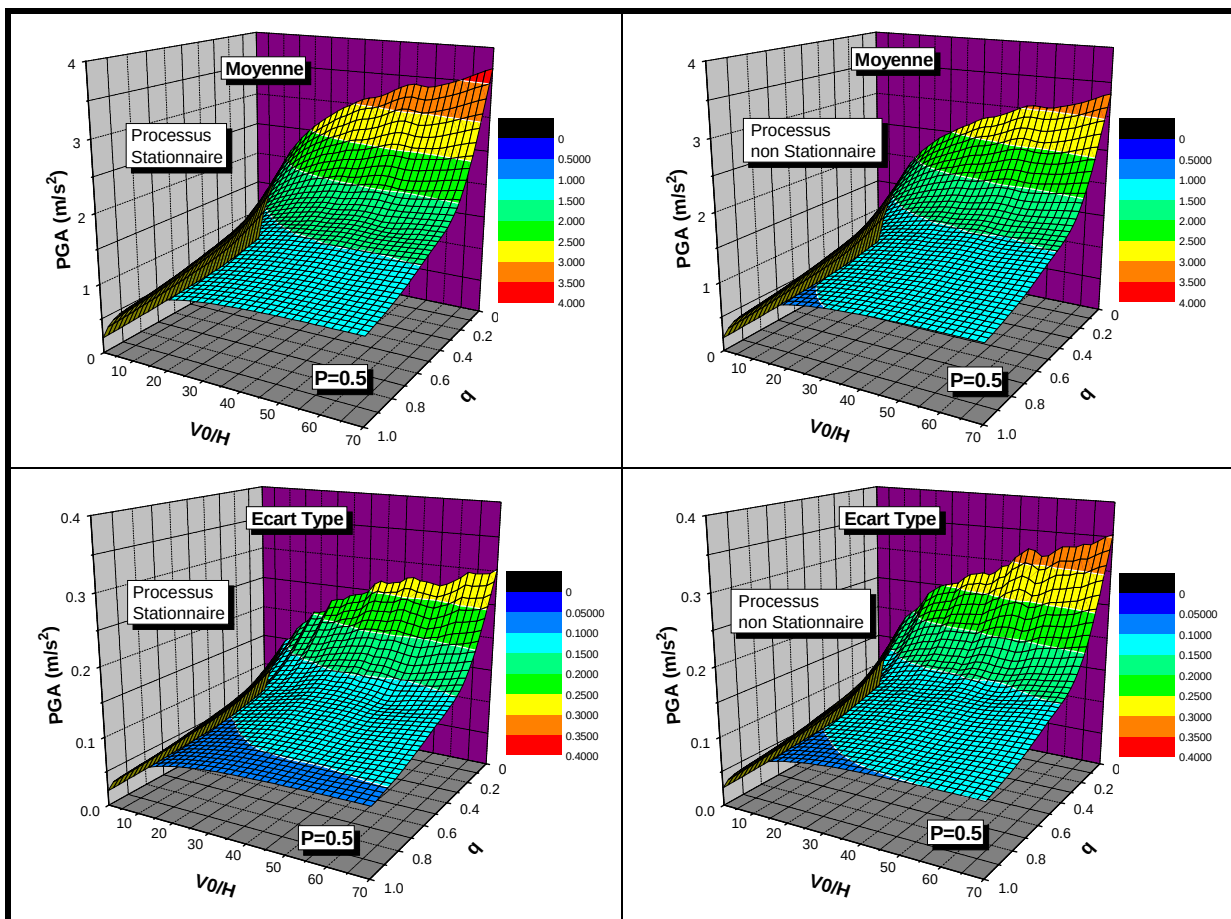


Figure 4.14 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0.5$ '.

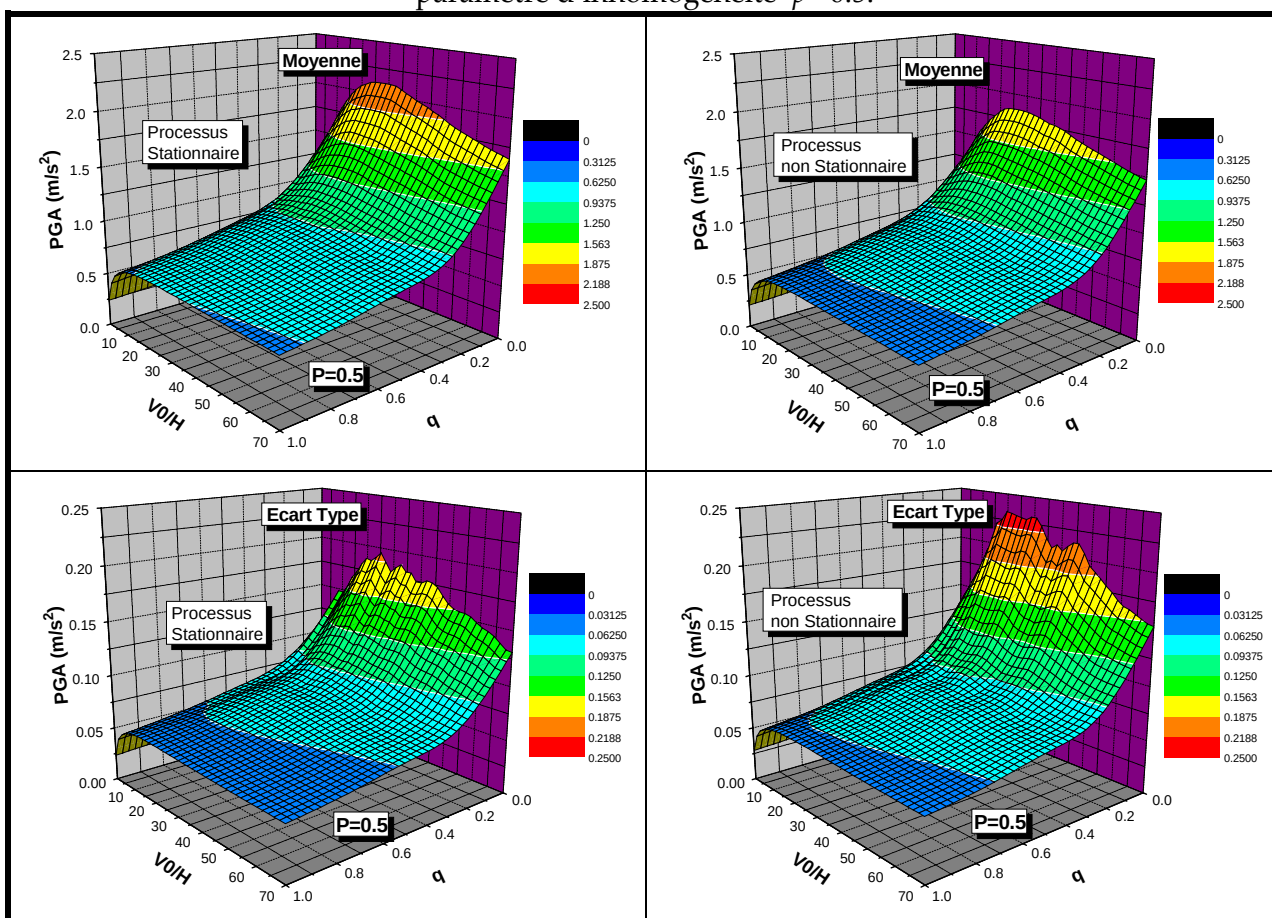


Figure 4.15 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0.5$ '.

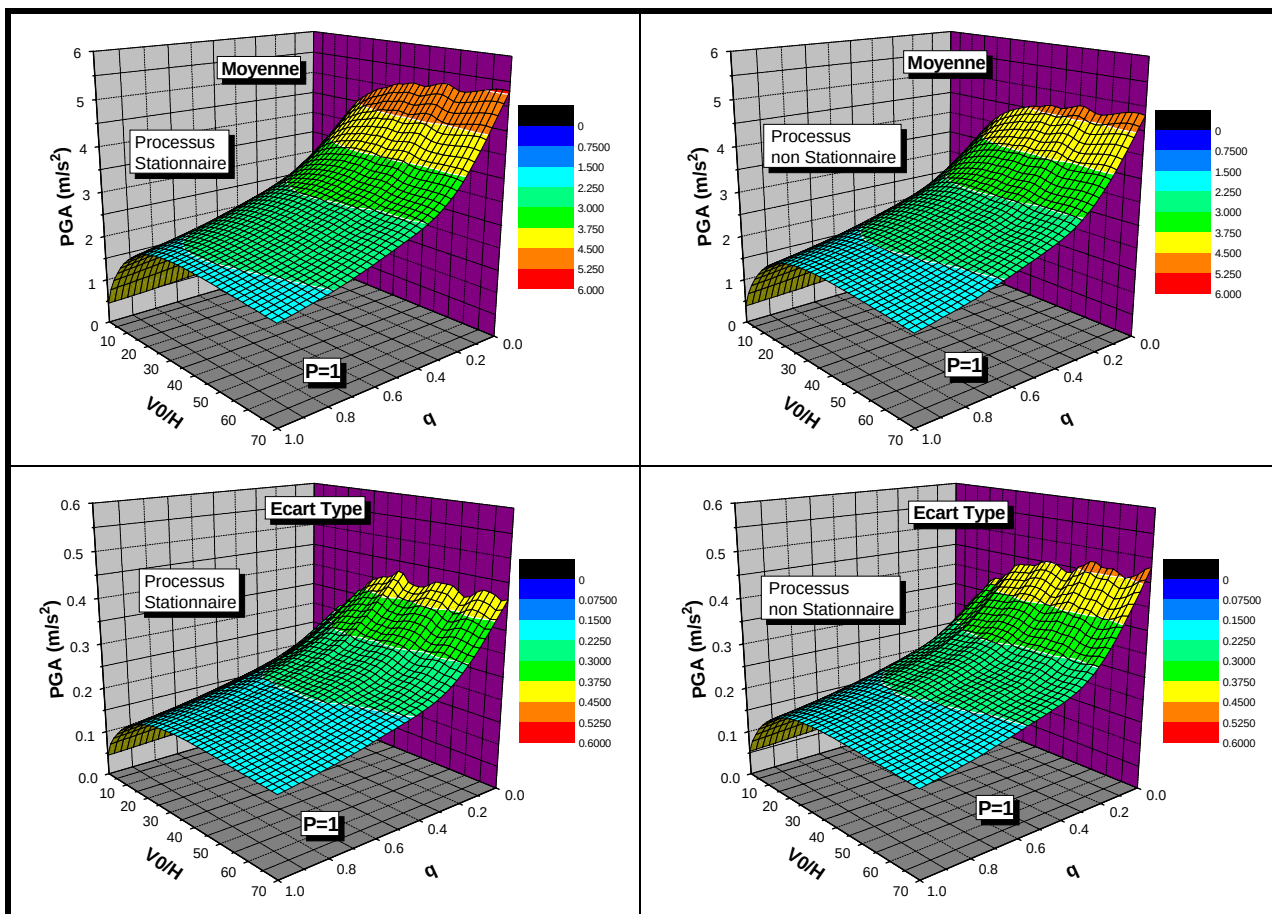


Figure 4.16 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Bruit blanc filtré au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=1$ '.

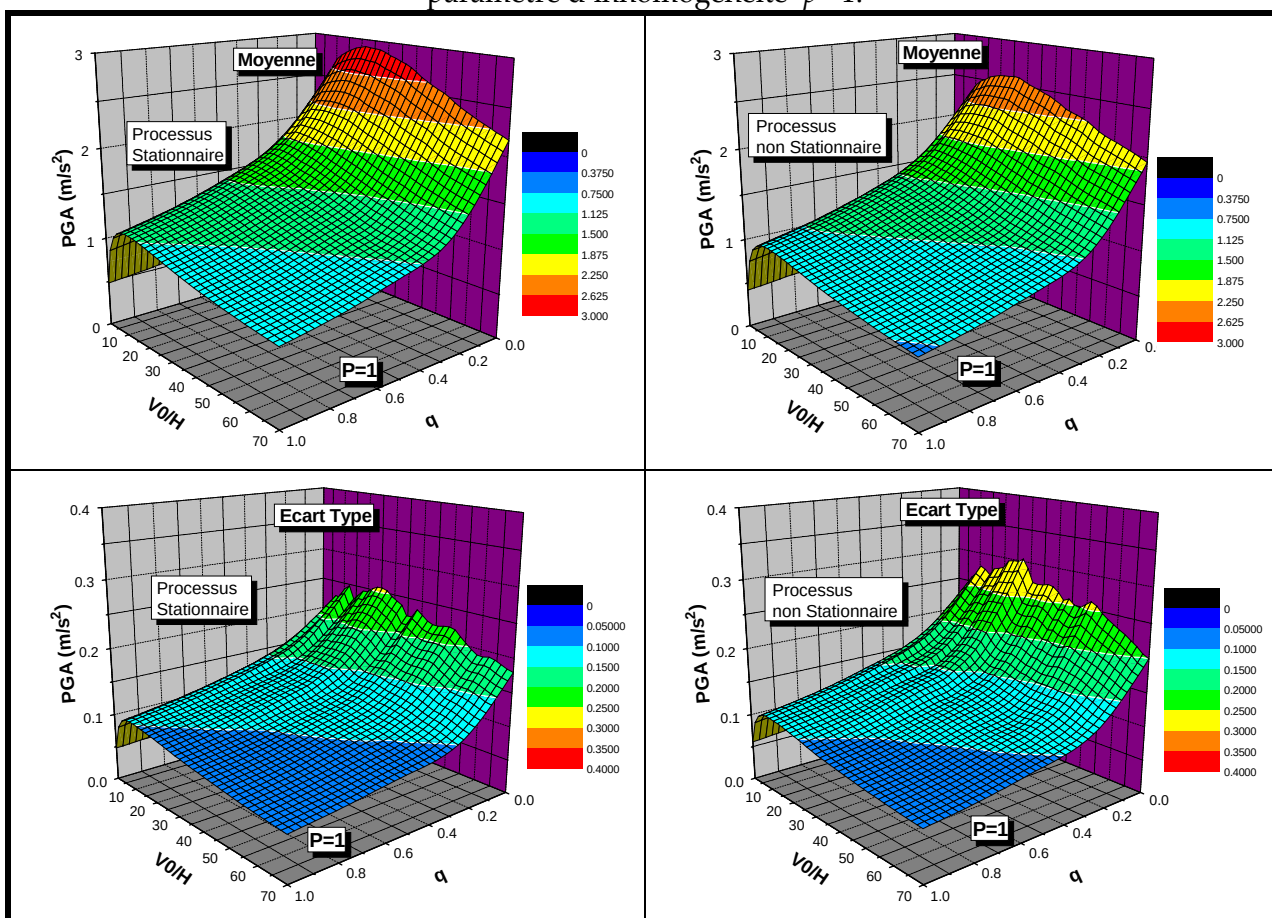


Figure 4.17 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol : Modèle de Kanai-Tajimi au bedrock et paramètre d'inhomogénéité ' $p'=1$ '.

IV.7.3 DEPLACEMENT MAXIMAL A LA SURFACE DU SOL

En ce qui concerne les déplacements, ils sont obtenus par une simulation numérique de la même manière que les accélérations.

La DSP du déplacement à la surface du sol, $S_u(\omega)$, est reliée, de la même manière que la DSP de l'accélération, directement à celle du déplacement au bedrock, $S_x(\omega)$, par l'intermédiaire du module au carré de la fonction de transfert du profil de sol.

Comme le déplacement est riche en basses fréquences, on a constaté que la DSP du déplacement au niveau du bedrock est la même dans les deux cas d'excitations (bruit blanc et modèle de Kanai-Tajimi). Ceci nous ramène à étudier l'influence de l'inhomogénéité du sol sur le déplacement maximal (PGD) à la surface du sol uniquement dans le cas d'un input sismique modélisé en un bruit blanc. Le mouvement sismique simulé à la surface du sol, considéré dans cette étude, est basé en premier lieu sur un processus stationnaire et en deuxième lieu sur un processus non stationnaire. Dans cette étude paramétrique, le rapport V_0/H est pris variant de 1 à 12 et le taux d'amortissement visqueux du profil de sol est pris égal à $\beta = 5\%$.

Pour étudier l'influence de l'inhomogénéité du sol sur le déplacement maximal à la surface du sol (PGD), il faudrait d'abord utiliser la densité spectrale de puissance, qui représente la distribution fréquentielle de son énergie, comme a été fait pour le cas de l'accélération. La valeur maximale moyenne du mouvement sismique (PGM) est proportionnelle à son énergie moyenne qui est définie par l'aire de sa DSP.

D'après la figure 4.18, il ressort que pour des sols de faible fréquence fondamentale ($V_0/H < 4$), et ayant le même rapport d'admittance ' q ', l'énergie moyenne augmente en fonction du degré d'inhomogénéité ' p ' et la densité de l'énergie exhibe une amplification plus importante au niveau de la fréquence prédominante $f_p \approx 0.2\text{Hz}$. Cette amplification est de plus en plus importante lorsque la fréquence fondamentale du sol est proche de la fréquence prédominante de l'input sismique (phénomène de résonance) comme on peut le remarquer dans le cas des sols ayant $V_0/H=1$. La fréquence fondamentale de ces sols qui est comprise entre 0.19 Hz (sol parfaitement non homogène) et 0.25Hz (sol homogène) est bien proche de la fréquence prédominante du déplacement au niveau du bedrock. Cependant, pour les sols ayant $V_0/H > 4$, et ayant le même rapport

d'admittance ' q' ', l'énergie moyenne est approximativement indépendante du degré d'inhomogénéité du sol et la DSP du déplacement à la surface du sol converge vers celle au niveau du bedrock (déplacement d'un corps rigide).

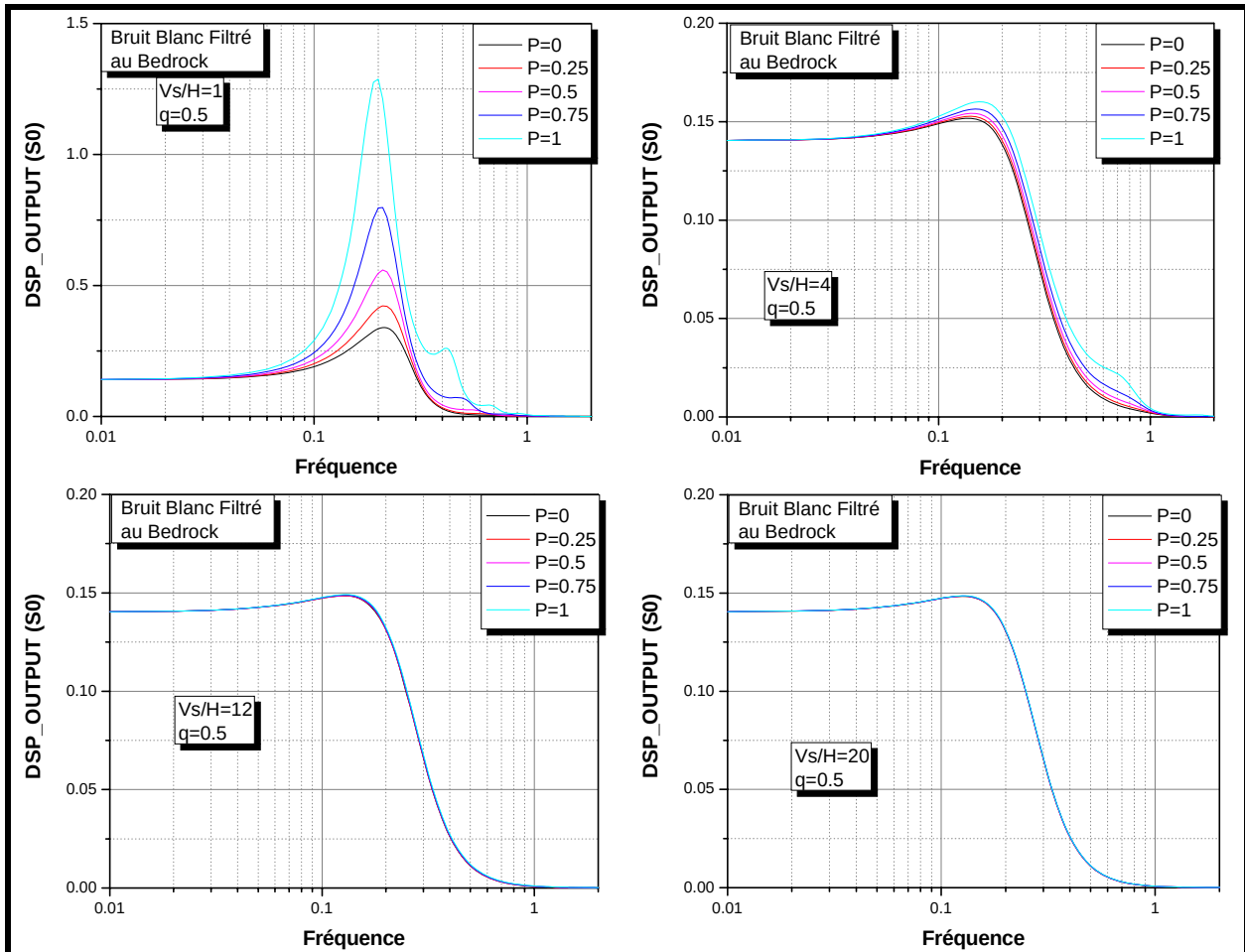


Figure 4.18 - Influence du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du rapport V_s/H sur la densité spectrale du déplacement à la surface du sol.

Les figures 4.19- 4.24 montrent la variation de la moyenne et de l'écart type du déplacement maximal à la surface du sol (PGD) en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' p ', du rapport d'admittance ' q ' et du rapport V_0/H .

En se basant sur ces figures, les résultats suivants peuvent être tirés :

- Quelque soient les paramètres du sol (' p ', ' q ' et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGD moyen est plus important si le déplacement est un processus stochastique stationnaire.

- Le PGD moyen ainsi que son écart type augmentent en fonction du degré d'inhomogénéité du sol ' p '. L'influence de ce dernier est plus importante dans le cas des sols ayant une fréquence fondamentale faible ($V_0/H < 4$). Ceci est dû à l'énergie que peut produire un sol flexible non homogène par rapport au sol flexible homogène (figure 4.18 $\rightarrow V_0/H=1$).
- Le PGD moyen et son écart type diminuent en fonction de la fréquence fondamentale du sol et deviennent approximativement indépendants du degré d'inhomogénéité pour les sols ayant un paramètre $V_0/H > 10$ d'où ils convergent vers ceux simulés au niveau du bedrock (déplacement d'un corps rigide).
- Quels que soient les paramètres du sol, l'écart type du PGD est plus important si le déplacement est un processus stochastique non stationnaire. Ceci s'explique de la même manière que pour le PGA par le fait que les PGM obtenus dans le cas non stationnaire sont généralement situés sur la phase forte du mouvement et que ceux obtenus dans le cas stationnaire sont situés aléatoirement sur l'histoire temporelle simulé, ce qui entraîne une dispersion des valeurs du PGM dans le cas non stationnaire. Les observations tirées sur le PGM moyen et son écart type conduisent à dire que la dispersion (coefficient de variation) du PGM est de plus en plus importante dans le cas non stationnaire. Cette dispersion diminue légèrement en fonction du degré d'inhomogénéité ' p ' et plus particulièrement lorsque le mouvement sismique est stationnaire. Elle est presque insensible au rapport d'admittance ' q '. Ce coefficient de variation exhibe une décroissance rapide sur la gamme $1 < V_0/H < (5-10)$ puis augmente jusqu'à ce qu'il converge vers celui estimé au niveau du bedrock. Il varie entre 10% et 13% dans le cas stationnaire et entre 18% et 28% dans le cas non stationnaire. Lorsque le paramètre V_0/H est supérieur à 10, la dispersion converge vers celle observée sur le PGD au niveau du bedrock qui est de l'ordre de 12% dans le cas stationnaire et 23% dans le cas non stationnaire.
- Le PGD moyen à la surface du sol peut être inférieur à celui au niveau du bedrock pour une certaine catégorie de sols. Cet aspect dépend essentiellement de l'amortissement matériel du sol, du degré d'inhomogénéité ainsi que du rapport d'admittance. Cela concerne généralement les sols homogènes flexibles ayant un

paramètre $V_0/H < 4$, un rapport d'impédance faible ($q \approx 1$) et un taux d'amortissement matériel important ($\beta > 5\%$). Ceci est dû à la dissipation d'énergie du mouvement sismique causé par l'amortissement matériel du sol qui a entraîné la déamplification des ondes sur une gamme importante de fréquences de l'input sismique. Ce phénomène de filtrage des ondes conduit donc à une énergie du mouvement sismique à la surface du sol inférieure à celle au niveau du bedrock. Pour un sol homogène très flexible de fréquence fondamentale de 0.25Hz ($V_0/H = 1$) ayant un contraste d'impédance très faible ($q \rightarrow 1$), le PGD moyen à la surface du sol peut être déamplifié de 10% (Fig. 4.21 et Tableau 4.5).

- En dehors de cette catégorie de sols, le PGD à la surface du sol sera plus énergétique que celui au bedrock et son amplification devient plus importante lorsque le rapport d'impédance est important et l'amortissement matériel est faible. Cette amplification est légèrement différente dans le cas d'un mouvement sismique stationnaire (tableau 4.5). Pour un sol homogène (argiles raides sur consolidées) flexible ayant un taux d'amortissement matériel de 5% et un rapport d'admittance de 0.5, le PGD peut être amplifié de 30%, et cette amplification peut dépasser un facteur de 3 lorsque le rapport d'admittance est faible. Par contre, lorsque le sol est non homogène, cette amplification est plus importante. On peut observer, pour un sol parfaitement inhomogène ($p=1$) ayant un taux d'amortissement matériel de 5% et un rapport d'admittance de 0.5, un facteur d'amplification de 2.3. Ce dernier peut atteindre la valeur de 5 dans le cas d'un sol ayant un rapport d'admittance très faible ($q \approx 0$) (sols lâches).

Tableau 4.5 : Valeurs d'amplification du PGD moyen à la surface du sol par rapport à celui au bedrock.

$V_0/H=1$									
P	0			0.5			1		
q	0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Mouvement Stationnaire	3.25	1.28	0.90	3.68	1.52	1.08	4.77	2.25	1.63
Mouvement non Stationnaire	3.17	1.30	0.93	3.66	1.54	1.12	4.86	2.30	1.69

$V_0/H=4$									
P	0			0.5			1		
q	0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Mouvement Stationnaire	1.32	1.04	0.96	1.44	1.09	0.99	1.75	1.23	1.08
Mouvement non Stationnaire	1.39	1.08	0.98	1.53	1.14	1.02	1.86	1.30	1.13

$V_0/H=10$									
P	0			0.5			1		
q	0	0.5	1	0	0.5	1	0	0.5	1
Mouvement Stationnaire	1.04	0.99	0.97	1.07	1.00	0.98	1.13	1.03	1.00
Mouvement non Stationnaire	1.09	1.02	1.00	1.12	1.04	1.01	1.19	1.07	1.03

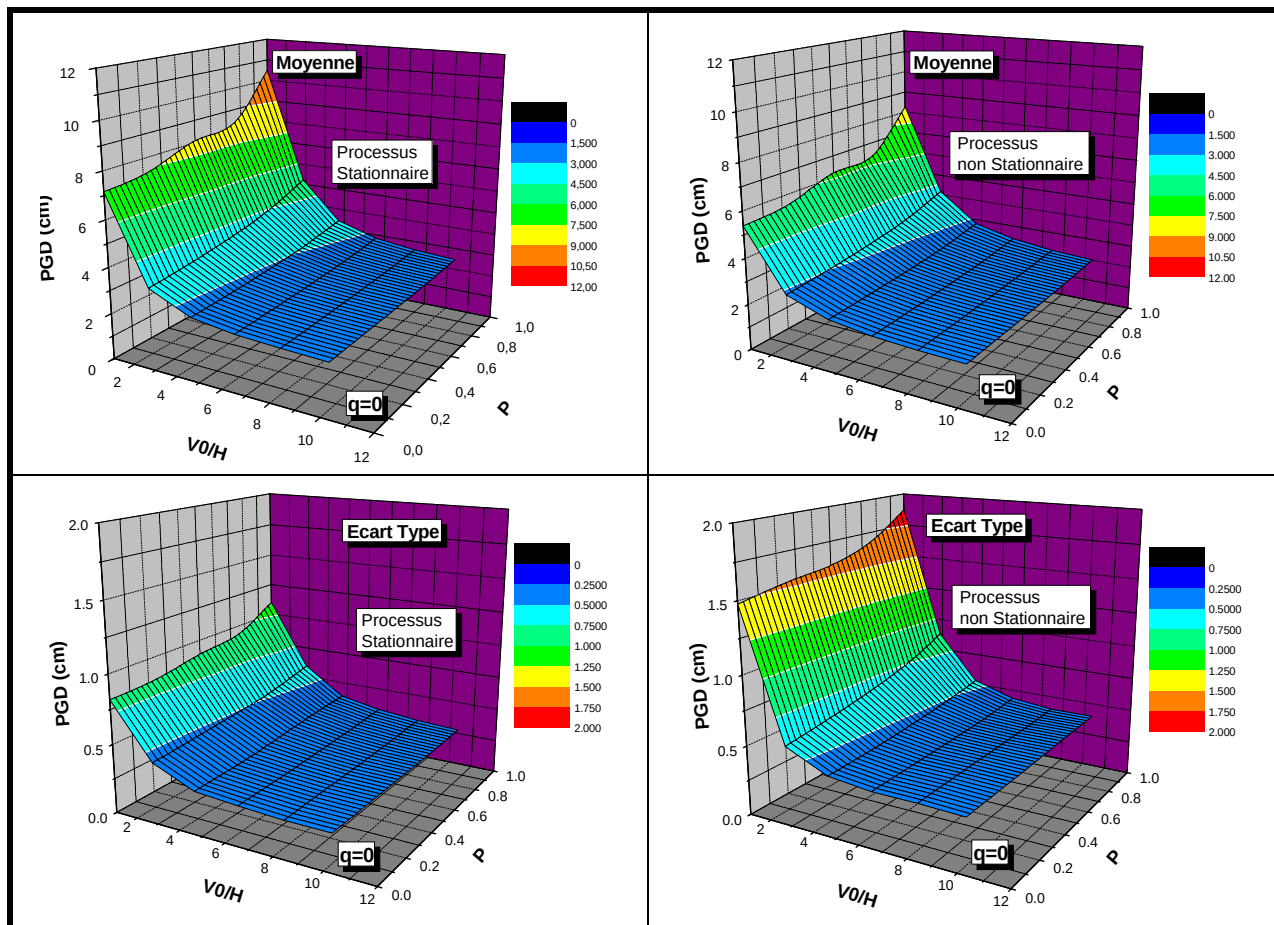


Figure 4.19 - PGD (moyen et écart type) à la surface du sol : rapport d'admittance ' $q'=0$ '.

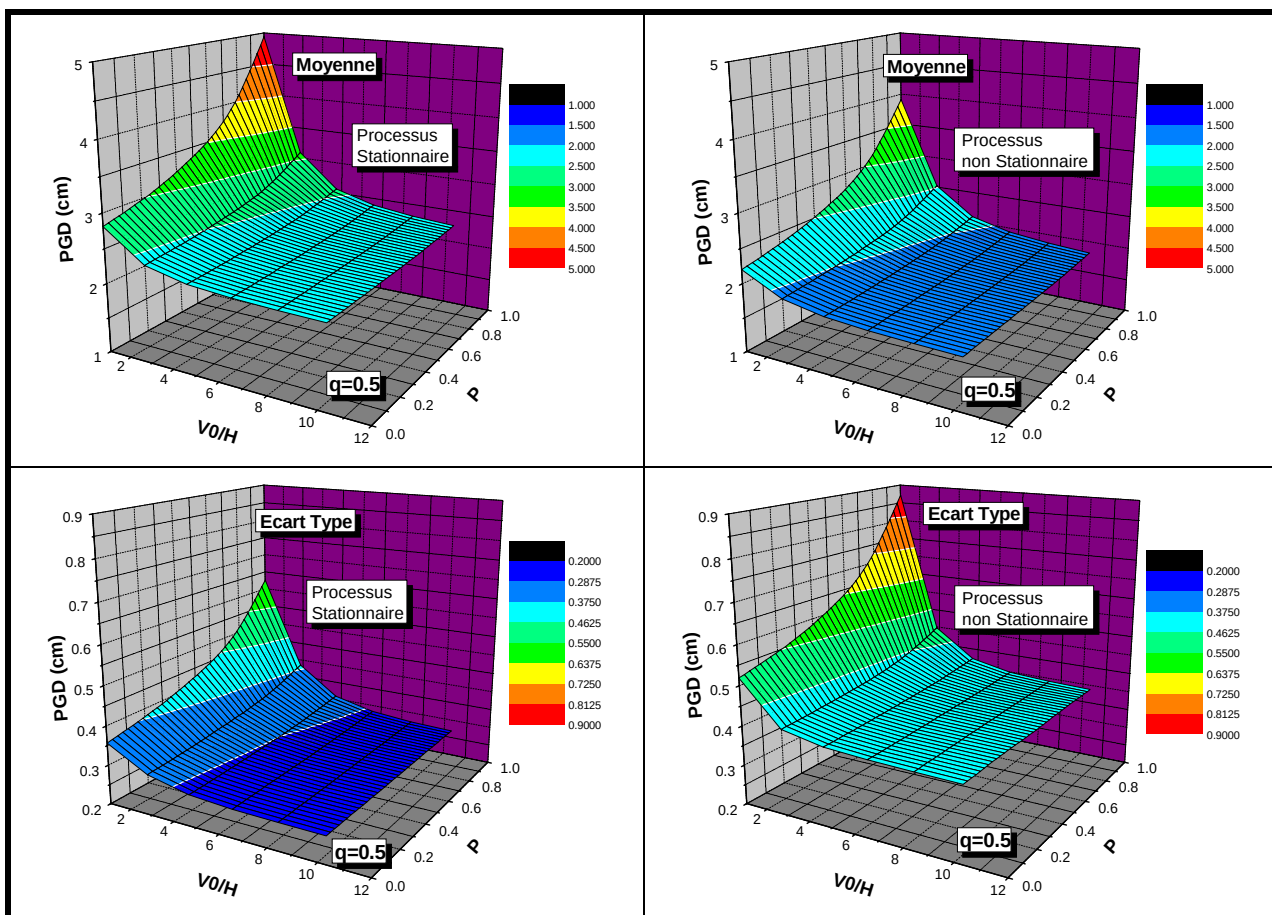


Figure 4.20 - PGD (moyen et écart type) à la surface du sol : rapport d'admittance ' q' '=0.5.

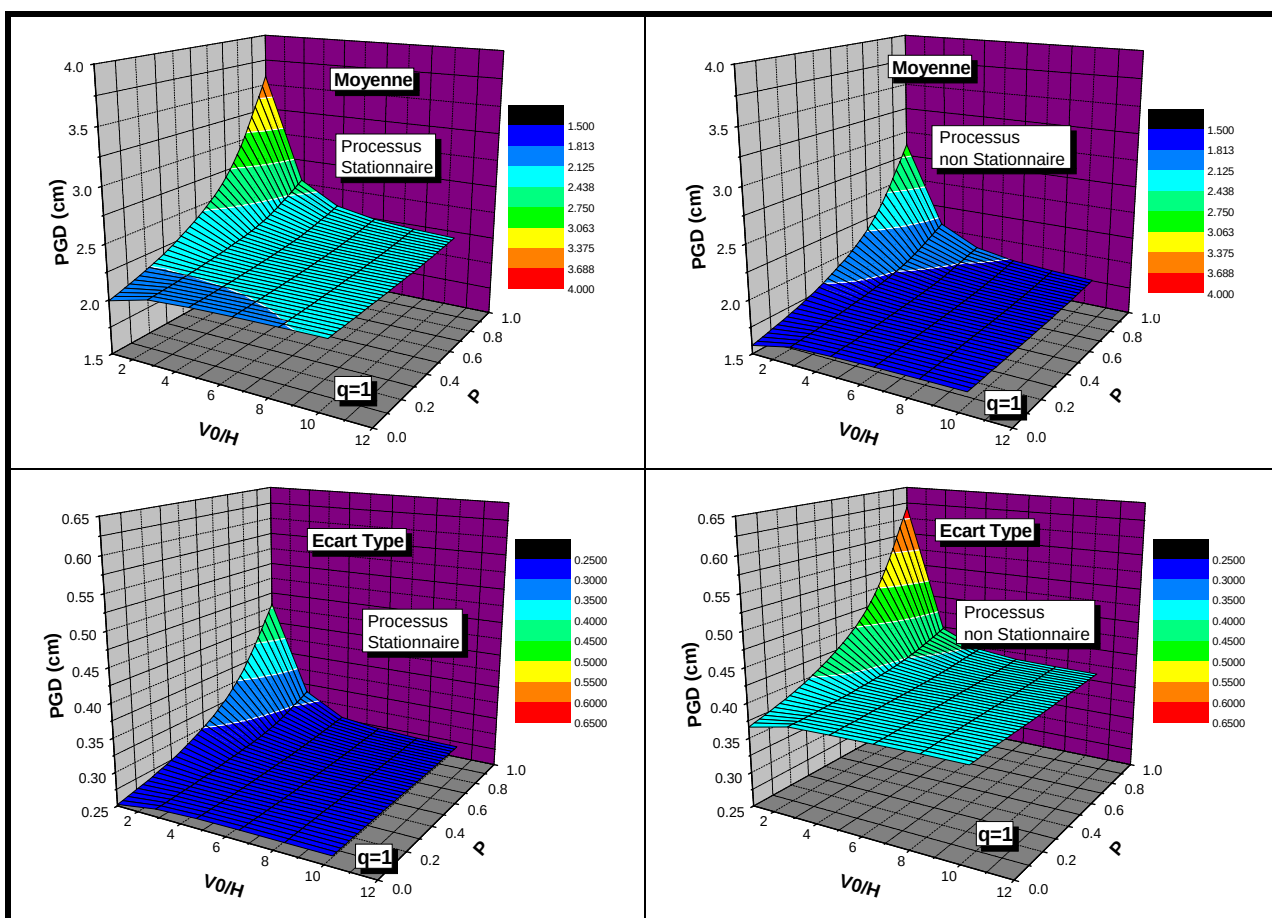


Figure 4.21 - PGD (moyen et écart Type) à la surface du sol : rapport d'admittance ' q' '=1.

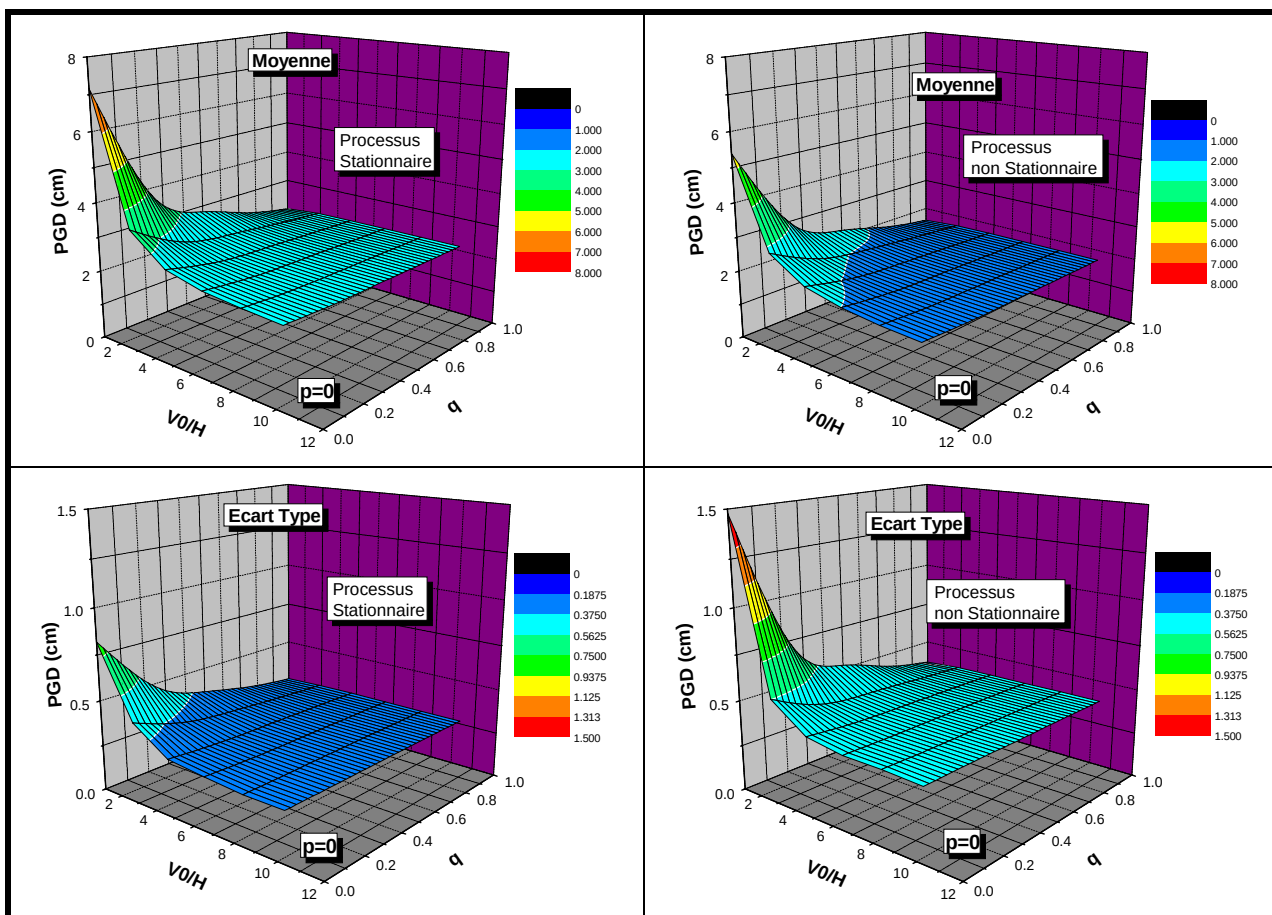


Figure 4.22 - PGD (moyen et écart type) à la surface du sol : paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0$.

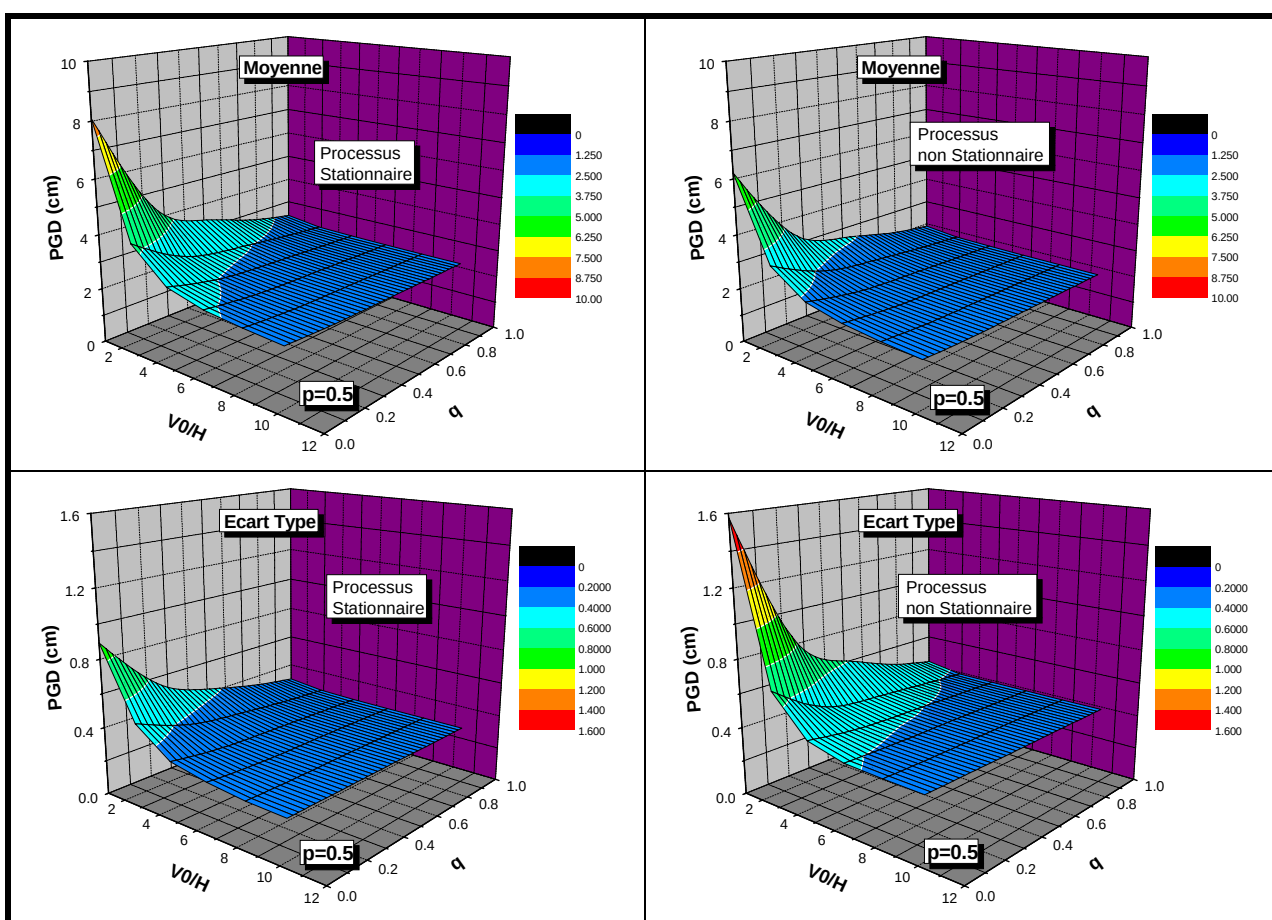


Figure 4.23 : PGD (moyen et écart type) à la surface du sol : paramètre d'inhomogénéité ' $p'=0.5$

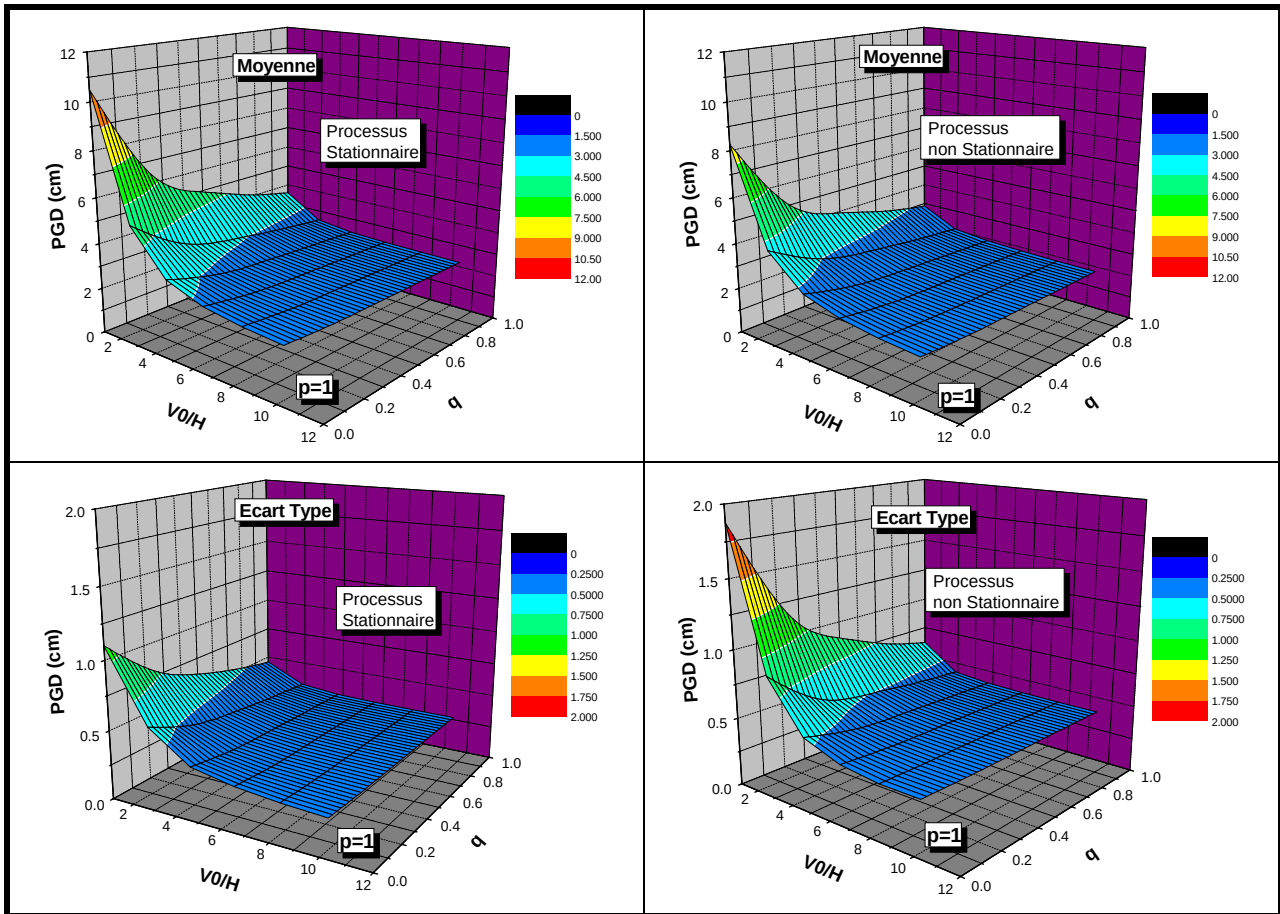


Figure 4.24 : PGD (moyen et écart type) à la surface du sol : paramètre d'inhomogénéité ' $p'=1$

IV.8 INFLUENCE DE LA PRISE EN COMPTE DE V_s NON NULLE À LA SURFACE DU SOL SUR LE PGM

Généralement, comme l'ont montré les investigations expérimentales, le module de cisaillement à la surface du sol n'est pas nul. Dans ce sens, on a montré dans le chapitre III que la prise en compte de cet aspect a une influence non négligeable sur la fonction de transfert dans le cas des profils de sols lâches de faible résistance (sables et graviers lâches, argiles molles normalement consolidées, vases, etc.). Une fois l'analyse est faite sur la fonction de transfert, il est intéressant d'étudier cet aspect sur la réponse maximale du sol à la surface. Dans cette partie, l'étude sera effectuée sur le PGA comme ça était déjà fait pour le cas où la vitesse des ondes de cisaillement V_s en surface est nulle. La vitesse des ondes 'S', V_s , en surface a pour expression, $V_s = V_0 \left(\frac{h}{H} \right)^{p/2} = V_0 (\lambda)^{p/2}$ et la variable qui va être prise en conséquence dans l'étude paramétrique est ' λ '. L'étude de la variation du PGA est effectuée en faisant varier le paramètre ' λ ' entre 0 et 0.2.

IV.8.1 ACCELERATION MAXIMALE A LA SURFACE DU SOL

En considérant que le sol est un système linéaire, le mouvement sismique à la surface du sol est évalué par la technique de la simulation dont l'expression est donnée en (4.10). Le mouvement sismique simulé à la surface du sol, considéré dans cette étude, est basé sur un processus non stationnaire et l'input sismique au substratum est pris en premier lieu égal à un bruit blanc et en deuxième lieu suit le modèle de Kanai-Tajimi. Dans cette étude paramétrique, le rapport V_0/H est pris variant de 1 à 70, le rapport d'admittance égal à 0.5 et le taux d'amortissement visqueux du profil de sol est pris égal à $\beta = 5\%$. Pour étudier l'influence du paramètre ' λ ' sur le PGA à la surface du sol, il est intéressant d'abord de l'étudier sur la DSP, qui représente la distribution fréquentielle de l'énergie du mouvement sismique. La figure 4.25 montre la variation de la DSP de l'accélération sismique à la surface du sol en fonction du paramètre ' λ ' et pour les valeurs de ' p ' égales à 0.5 et 1, et la DSP de l'input sismique au substratum considéré suit le modèle de Kanai-Tajimi. La DSP de l'accélération sismique à la surface du sol exhibe une légère chute en fonction du paramètre ' λ ' lorsque le degré d'inhomogénéité ' p ' est inférieur à 0.5. Par contre, on peut observer une chute non négligeable de l'énergie, même pour une faible valeur de ' λ ', lorsque le sol à un degré d'inhomogénéité ' p ' très important ($p \approx 1$) et plus particulièrement si le sol est flexible (voir le cas ou $V_0/H=4$). En ce qui concerne la contribution des modes de vibration dans l'accélération à la surface du sol, il apparaît que le nombre de modes augmente en fonction de la flexibilité du profil de sol et plus particulièrement pour un sol non homogène. De plus, l'amplitude au niveau des modes, dont les fréquences sont proches de la fréquence prédominante du modèle de Kanai-Tajimi, est amplifiée.

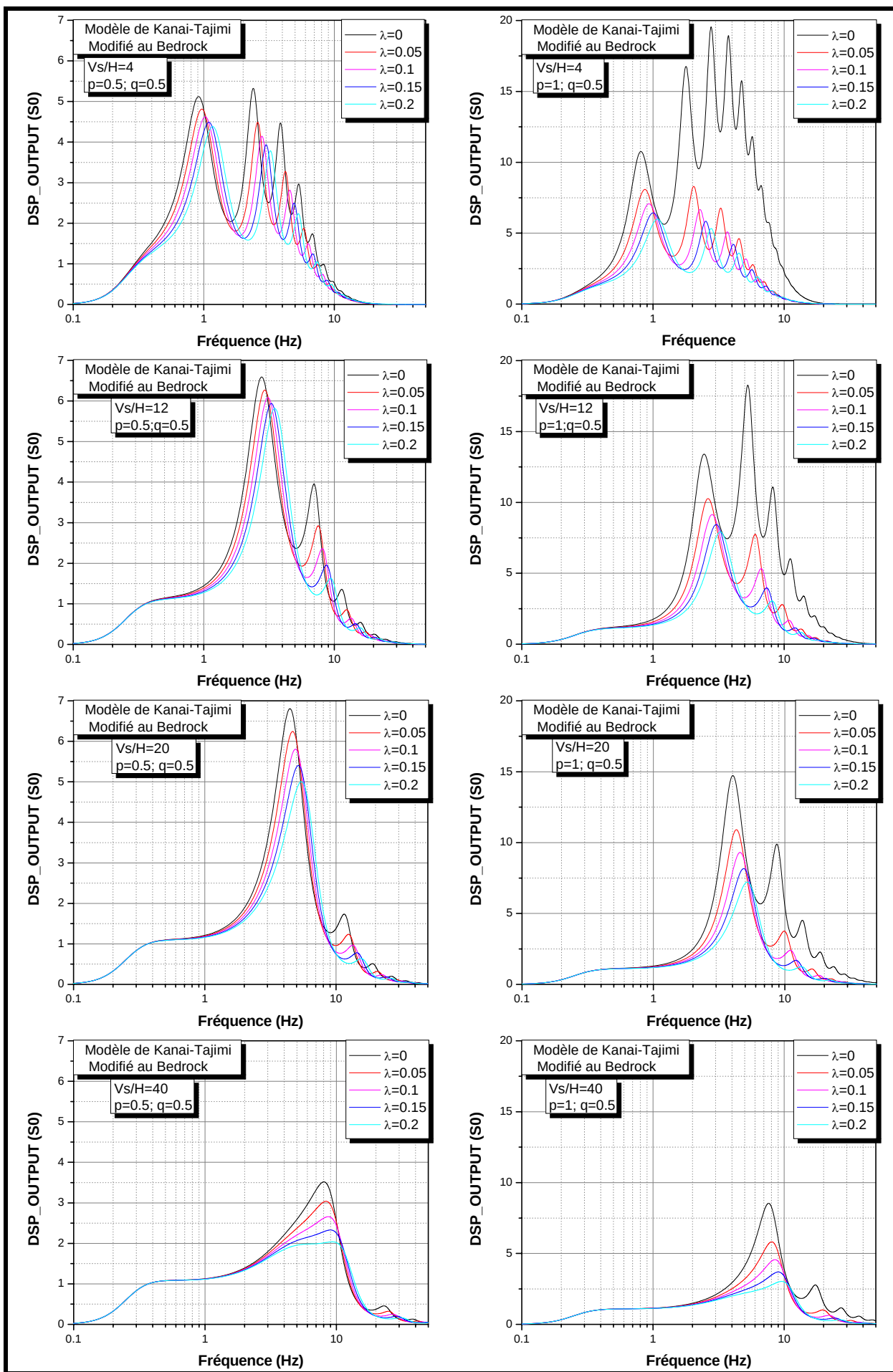


Figure 4.25 - Influence du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du rapport V_s/H sur la densité spectrale de l'accélération à la surface du sol : modèle de K.T modifié.

Les figures 4.26 et 4.27 montrent la variation de la moyenne et de l'écart type de l'accélération maximale à la surface du sol (PGA) en fonction du paramètre ' λ ' et du rapport V_0/H et pour les valeurs de ' p ' égales à 0.5 et 1.

En se basant sur ces figures, les résultats suivants peuvent être tirés :

- La moyenne et l'écart type du PGA diminuent généralement en fonction du paramètre ' λ '. Ils sont légèrement sensibles à la variation du paramètre ' λ ' lorsque le profil de sol a un degré d'inhomogénéité inférieur à 50%. On peut observer, lorsque le sol a un taux d'inhomogénéité important ($p \rightarrow 1$), une chute importante de la moyenne et de l'écart type du PGA sur la borne $0 \leq \lambda \leq 0.05$ puis celle-ci augmente lentement sur la gamme $0.05 < \lambda \leq 0.2$. Cette chute est inversement proportionnelle à la rigidité du profil de sol ou encore elle diminue lorsque le paramètre V_0/H augmente. Lorsque le sol est très flexible ($V_0/H = 1$) et ayant le module de cisaillement en surface égale à 5% de celui à l'interface du substratum ($\lambda = 0.05$), la prise en compte de ce module de cisaillement peut diminuer le PGA moyen et son écart type de l'ordre de 50% dans les deux cas d'excitations (fig. 4.28 et tableaux 4.5 et 4.6). Cependant, dans le cas d'un sol rigide de rapport V_0/H égal à 20 et $\lambda = 0.05$, la valeur moyenne et l'écart type du PGA peuvent chuter de 43% si l'input sismique est un bruit blanc et de, respectivement, 29% et 24% si l'excitation au bedrock suit le modèle de Kanai-Tajimi (fig. 4.28 et tableaux 4.5 et 4.6). En d'autres termes, pour les sols flexibles ($V_0/H \leq 4$), la moyenne et l'écart type du PGA sont réduits approximativement avec le même taux dans les deux cas d'excitations, alors que cette réduction est plus importante dans le cas du bruit blanc pour les sols ayant $V_0/H > 4$. On peut également observer que ces deux paramètres statistiques exhibent approximativement la même réduction quels que soient le type d'excitation, et les caractéristiques du sol (p et V_0/H). Ceci permet de dire que la dispersion du PGA n'est pas sensible vis-à-vis du paramètre ' λ ' et le coefficient de variation est donc sensiblement le même que celui dans le cas où le module de cisaillement en surface est nul ($\lambda = 0$).

Tableau 4.5 : Taux de réduction du PGA moyen sous l'effet de $\lambda=0.05$ (%)

	$V_0/H=1$		$V_0/H=4$		$V_0/H=20$		$V_0/H=40$		$V_0/H=60$	
P	0.5	1	0.5	1	0.5	1	0.5	1	0.5	1
B-B	13	48	12	47	10	43	7	36	5	30
K-T	13	49	11	45	6	29	4	22	3	18

Tableau 4.6 : Taux de réduction de l'écart type du PGA sous l'effet de $\lambda=0.05$ (%)

	$V_0/H=1$		$V_0/H=4$		$V_0/H=20$		$V_0/H=40$		$V_0/H=60$	
P	0.5	1	0.5	1	0.5	1	0.5	1	0.5	1
B-B	11	46	12	45	11	42	7	37	4	30
K-T	12	47	11	43	6	24	3	20	3	17

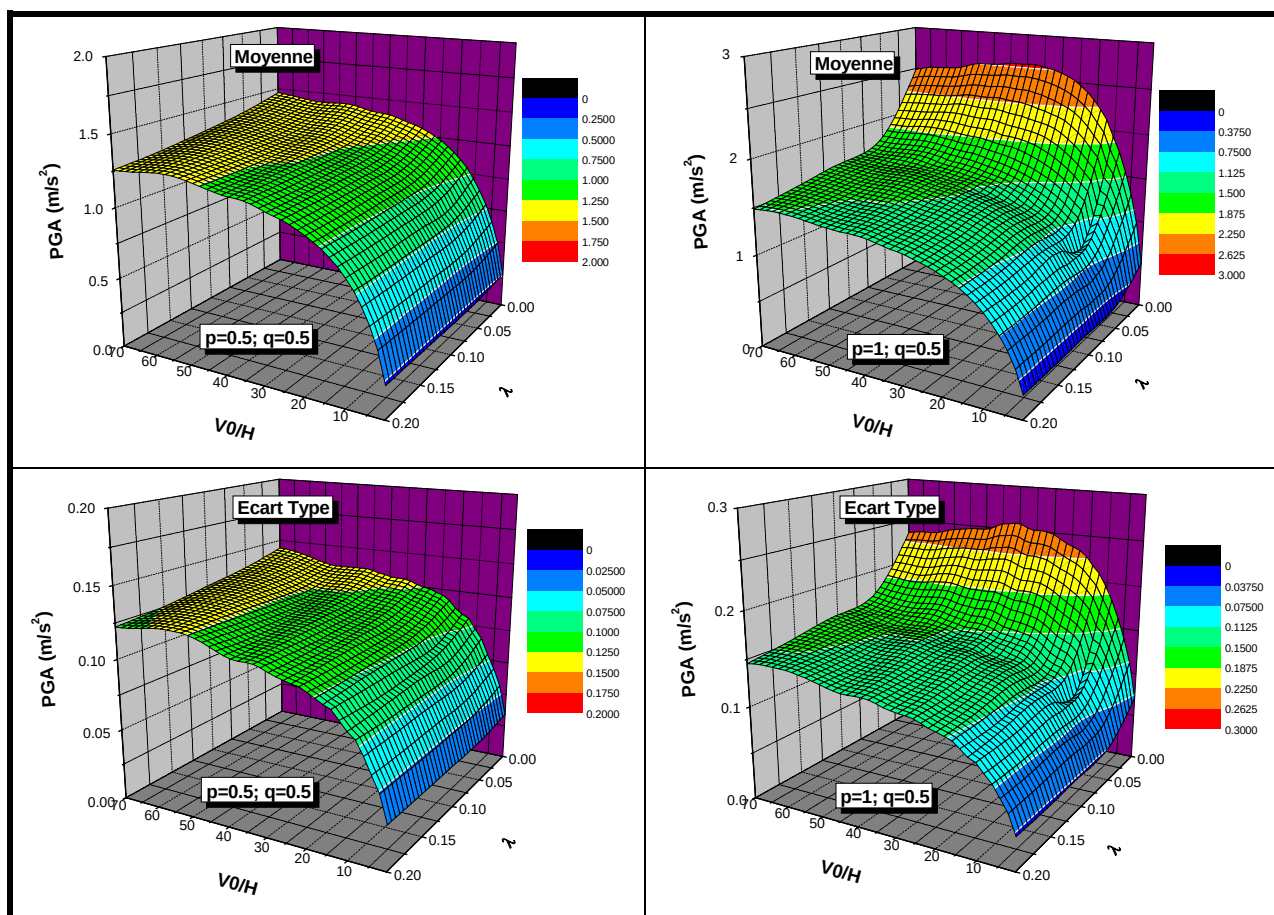


Figure 4.26 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol en fonction de λ
Bruit blanc filtré non stationnaire au bedrock

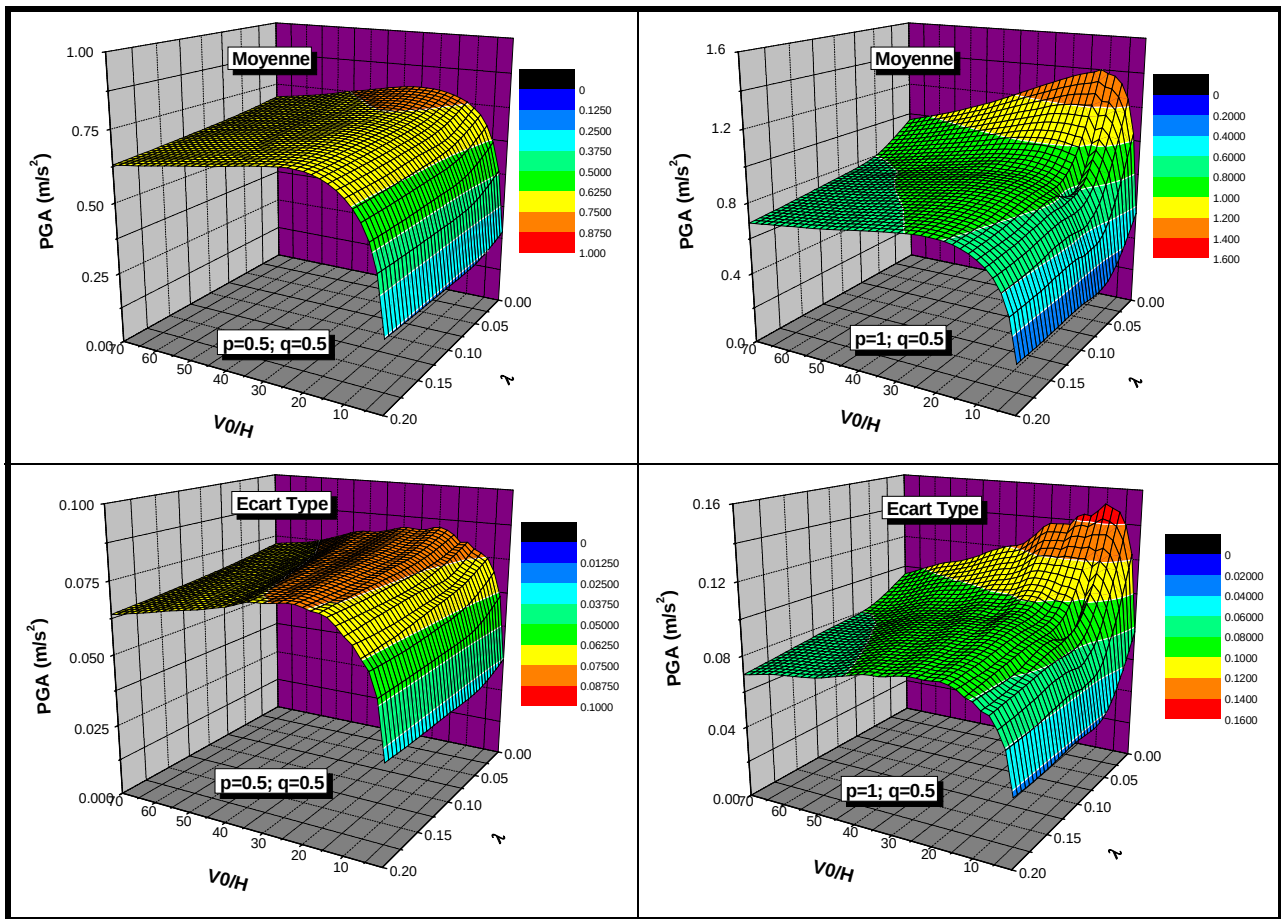


Figure 4.27 - PGA (moyen et écart type) à la surface du sol en fonction de λ Modèle de Kanai-Tajimi non stationnaire au bedrock

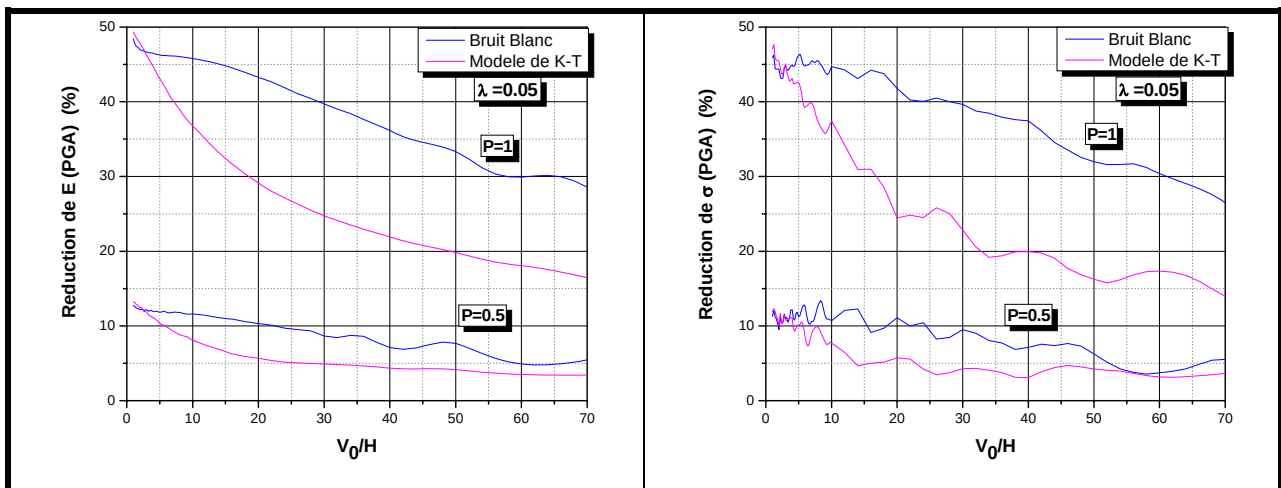


Figure 4.28 : Taux de réduction de la moyenne et de l'écart type du PGA sous l'effet de $\lambda = 0.05$.

IV.9 CONCLUSION

Une analyse statistique (moyenne et écart type) de la réponse maximale à la surface du sol donnée en terme d'accélération et de déplacement sous l'effet de l'inhomogénéité du sol est effectuée. Les résultats concernant le cas de vitesse de cisaillement nulle en surface ont révélé les points suivants :

- 1- Quelque soient les paramètres du sol ($'p'$, $'q'$ et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGM moyen est plus important si le mouvement simulé est un processus stochastique stationnaire.
- 2- Lorsque le paramètre décrivant l'inhomogénéité du sol $'p'$ augmente, le PGA moyen ainsi que son écart type augmentent. Ceci est dû à l'énergie que peut produire un sol non homogène par rapport au sol homogène ayant le même paramètre V_0/H . Le même résultat est à distinguer dans le cas du PGD, sauf que l'influence de $'p'$ est plus importante dans le cas des sols flexibles ($V_0/H < 4$).
- 3- Lorsque l'input sismique au bedrock est un bruit blanc, le PGA moyen et son écart type augmentent en fonction de la fréquence fondamentale du sol jusqu'à ce que celle-ci soit proche d'une valeur extrême puis diminuent sur la gamme de fréquences supérieures. Cette valeur extrême diminue en fonction de l'inhomogénéité du sol et du rapport d'admittance $'q'$.
- 4- Lorsque l'input sismique au bedrock suit le modèle de Kanai-Tajimi, le PGA moyen et son écart type augmentent en fonction de la fréquence fondamentale du sol jusqu'à ce que celle-ci soit proche de la fréquence prédominante du modèle de Kanai-Tajimi, puis diminuent sur la gamme de fréquences supérieures.
- 5- Le PGD moyen et son écart type diminuent en fonction de la fréquence fondamentale du sol et deviennent approximativement indépendants du degré d'inhomogénéité pour les sols ayant un paramètre $V_0/H > 10$ d'où ils convergent vers ceux simulés au niveau du bedrock (déplacement d'un corps rigide).
- 6- Quelque soient les paramètres du sol et de l'input sismique, l'écart type du PGM est plus important si le mouvement est un processus stochastique non stationnaire.

- 7- La dispersion (coefficient de variation) du PGM est de plus en plus importante dans le cas non stationnaire. Elle est approximativement indépendante de ' p ', presque insensible au rapport d'admittance ' q ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '.
- 8- Le PGM moyen à la surface du sol peut être inférieur à celui au niveau du bedrock (déamplification). Cet aspect concerne les sols ayant un paramètre V_0/H inférieur à une valeur critique $(V_0/H)_{cr}$. Cette dernière diminue en fonction de l'inhomogénéité ' p ' et du contraste d'impédance ' $1/q$ ' et augmente avec l'amortissement matériel ' β .' Au delà de cette valeur critique, le mouvement sismique à la surface du sol sera plus énergétique que celui au bedrock (amplification) cette dernière est plus importante lorsque le rapport d'impédance est important et l'amortissement matériel est faible et elle est légèrement différente dans le cas d'un mouvement sismique stationnaire et cela dans les deux cas d'excitations.

La prise en compte de la vitesse de cisaillement non nulle à la surface a une influence non négligeable sur les sols lâches de faible résistance. Les résultats concernant ce cas de figure ont révélé les points suivants :

- 9- La moyenne et l'écart type du PGA diminuent généralement en fonction du paramètre ' λ '. Ils sont légèrement sensibles à la variation du paramètre ' λ ' lorsque ($p \leq 0.5\%$). Par contre lorsque ce dernier est important ($p \rightarrow 1$), une chute importante de ces paramètres statistiques sur la borne $0 \leq \lambda \leq 0.05$ est observée, cette chute est inversement proportionnelle à la rigidité du profil de sol ou encore elle diminue lorsque le paramètre V_0/H augmente.
- 10- La moyenne et l'écart type du PGA sont réduites approximativement avec le même taux et ce quels que soient le type d'excitation, et les caractéristiques du sol (p et V_0/H). Ceci permet de conclure que la dispersion du PGA n'est pas sensible vis-à-vis du paramètre ' λ ' et le coefficient de variation est donc sensiblement le même que celui dans le cas où le module de cisaillement en surface est nul ($\lambda = 0$).

CHAPITRE V

ANALYSE STOCHASTIQUE DE LA RÉPONSE MAXIMALE À LA SURFACE DU SOL SOUS L'EFFET DE L'INHOMOGENÉITÉ DU SOL

V.1 INTRODUCTION

Le but ultime d'une étude stochastique est d'étudier la fiabilité et l'intégrité des structures. Il s'agit notamment de prédire les risques de ruine et de déterminer si la structure pourra endurer des chargements donnés pendant la durée de service prévue. En vibrations aléatoires, différents modes de ruine peuvent se ramener à l'étude du problème dit du premier passage. Ce problème consiste à déterminer la probabilité que la réponse de la structure ne dépasse pas un certain seuil pendant une durée d'observation donnée.

Dans les applications au génie parasismique, se sont les distributions de probabilité des amplitudes des pics et des franchissements d'un seuil donné du processus durant un intervalle de temps spécifique qui nous intéresse le plus. D'après (Rice, 1944 ; 1945 ; Cartwright et Longuet-Higgins, 1956 ; Middeleton, 1960 ; Cramer, 1966 ; Vanmarcke, 1975 ; Der-Kiureghian, 1980), ces distributions peuvent être exprimées en fonction de quelques premiers moments de la fonction de densité spectrale de puissance (PSDF) et ce dans le cas d'un processus stationnaire, gaussien et à moyenne nulle.

En génie parasismique, plusieurs distributions de probabilité des amplitudes des processus stochastiques stationnaires sont utilisées (Davenport, 1964 ; Vanmarcke, 1975 ; Der-Kiureghian, 1980 ; Amini et Trifunac, 1981 ; Gupta et Trifunac, 1988a). Les premières études sont basées sur les statistiques de franchissement d'un seuil et de l'instant du premier passage (Crandall, 1963 ; 1970, Lutes et al., 1980; Cramer, 1966, Vanmarcke, 1975) . Quelques études récentes (Amini et Trifunac, 1981 ; Gupta et

Trifunac, 1988a) ont utilisé la distribution de probabilité du maximum local d'un processus stochastique stationnaire (Cartwright et Longuet-Higgins, 1956) afin d'obtenir la distribution de probabilité des pics dans le processus. La plupart des formulations sont basées sur l'hypothèse que les franchissements d'un seuil ou l'incidence des pics sont des événements statistiquement indépendants ; peu d'études (Vanmarcke, 1975 ; Basu et al., 1994) les ont considérés dépendants. Dans ce chapitre, deux buts essentiels sont distingués:

- 1- Une étude stochastique de la réponse maximale à la surface du sol sous l'effet de l'inhomogénéité du sol et ce dans les deux cas: stationnaire et non stationnaire ; l'étude paramétrique portera sur les paramètres d'inhomogénéité 'p', d'admittance 'q', et sur le paramètre 'V₀/H'.

Cette étude stochastique est basée essentiellement sur les statistiques du facteur de pics (moyenne et écart type) correspondant aux distributions de probabilité dite du premier passage. L'approximation de ces dernières a été obtenue en supposant des franchissements d'un seuil tantôt dépendants (Davenport, 1964) et tantôt indépendants (Vanmarcke, 1975 ; Der-Kiureghian, 1980).

- 2- Une comparaison de ces formules théoriques avec les statistiques des pics tirés à partir de la simulation numérique étudiés dans le chapitre précédent est également effectuée, le but est donc de voir le degré de fiabilité de ces différentes formules théoriques et sous quelles conditions elles sont capables de représenter le mouvement sismique réel.

V.2 THÉORIE DU CROISEMENT

V.2.1 FORMULES DE RICE

V.2.1.1. STATISTIQUES DE FRANCHISSEMENTS D'UN SEUIL DE NIVEAU a

Soit le nombre moyen de franchissements, par un processus $X(t)$, d'un seuil quelconque a à pente positive (upcrossing) entre les instants t et $t' = t + \tau$, $N_a^+(t, \tau)$, et le taux moyen de upcrossings, $\nu_a^+(t)$, défini par :

$$\nu_a^+(t) = \frac{N_a^+(t, dt)}{dt} \quad (5.1)$$

où $N_a^+(t, dt)$ peut représenter la probabilité qu'il y ait un "upcrossing" au niveau a entre les instants t et $t + dt$. D'autre part, cette probabilité peut être déduite des conditions du "upcrossing" ($x < a$ et $\dot{x} > \frac{a-x}{dt} > 0$), pour donner :

$$N_a^+(t, dt) = \int_0^\infty \dot{x} p(a, \dot{x}, t) d\dot{x} dt \quad (5.2)$$

et par conséquent, le taux moyen de "upcrossing" a comme expression :

$$\nu_a^+(t) = \int_0^\infty \dot{x} p(a, \dot{x}, t) d\dot{x} \quad (5.3)$$

où $p(x, \dot{x}, t)$ est la densité de probabilité conjointe du processus $X(t)$ et de sa dérivée $\dot{X}(t)$ à l'instant t .

Si le Processus $X(t)$ est (faiblement) stationnaire, le taux et le nombre moyen de franchissements sont indépendants du temps. Il s'ensuit que :

$$N_a^+(t, \tau) = \nu_a^+ \tau \quad (5.4)$$

Remarque

ν_a^+ constitue une moyenne sur événements; elle n'implique donc pas que le nombre moyen de franchissements du seuil par un échantillon du processus soit égal à ν_a^+ , à moins que le processus soit ergodique .

Pour le cas d'un processus stationnaire et Gaussien de moyenne nulle, le taux moyen de franchissements d'un seuil a , ν_a^+ , a comme expression :

$$\nu_a^+ = \nu_0^+ \exp \left\{ -\frac{a^2}{2\lambda_0} \right\} \quad (5.5)$$

où

$$\nu_0^+ = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_0} \right)^{1/2} \quad (5.6)$$

ν_0^+ est le taux de passage par zéro à vitesse positive ou encore la fréquence centrale (fréquence moyenne ou fréquence équivalente).

λ_m est le moment spectral d'ordre m défini par :

$$\lambda_m = \int_{-\infty}^{\infty} |\omega|^m S_{XX}(\omega) d\omega \quad (5.7)$$

V.2.1.2. STATISTIQUES DES PICS

Considérons un échantillon $x(t)$ d'un processus continu $X(t)$. Un maximum se produit quand $\dot{x}(t) = 0$ et $\ddot{x}(t) < 0$. Ceci correspond au passage par zéro de $\dot{X}(t)$ à pente négative. Or, pour un processus (faiblement) stationnaire, un franchissement à pente positive est obligatoirement accompagné d'un franchissement à pente négative. Par conséquent, le taux de maxima μ_x sera égal au taux de passage par zéro du processus $\dot{X}(t)$ à pente positive.

$$\mu_x = \nu_{\dot{x}=0}^+ = \int_0^{\infty} \ddot{x} p(\dot{x} = 0, \ddot{x}) d\ddot{x} \quad (5.8)$$

Si le processus stationnaire est Gaussien de moyenne nulle, le taux moyen de maxima aura pour expression :

$$\mu_x = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{\lambda_4}{\lambda_2} \right)^{1/2} \quad (5.9)$$

La probabilité qu'il y ait un maximum, dans un processus, dépassant le seuil a entre les instants t et $t + dt$ ($x > a$, $\dot{x} > 0$ et $\ddot{x} > -\dot{x}/dt$), est définie par :

$$\mu_a dt = \int_a^{\infty} \int_0^{\infty} \ddot{x} p(x, 0, \ddot{x}) d\ddot{x} dx dt \quad (5.10)$$

où μ_a est le taux moyen de maxima dépassant le seuil a et s'identifie à :

$$\mu_a = \int_a^{\infty} \int_0^{\infty} \ddot{x} p(x, 0, \ddot{x}) d\ddot{x} dx \quad (5.11)$$

La probabilité qu'il y ait un maximum, dans un processus, dépassant le seuil a est égale à la fraction de maxima dépassant ce même seuil.

$$P(\max > a) = \frac{\mu_a}{\mu_x} \quad (5.12)$$

L'expression de la densité de probabilité de l'amplitude des maxima peut être déduite

$$p_a(a) = -\frac{1}{\mu_x} \frac{d\mu_a}{da} \quad (5.13)$$

Cartwright et Longuet-Higgins, 1956, ont démontré que pour un processus stationnaire Gaussien de moyenne nulle, la distribution de l'amplitude des maxima est

une combinaison linéaire d'une distribution Gaussienne et d'une distribution de Rayleigh. Elle est donnée par :

$$p_b(b) = \frac{1}{(2\pi)^{1/2}} \left[\varepsilon \cdot e^{-b^2/2\varepsilon^2} + (1-\varepsilon^2)^{1/2} b \cdot e^{-b^2/2} \int_{-\infty}^{b(1-\varepsilon^2)^{1/2}/\varepsilon} e^{-x^2/2} dx \right] \quad (5.14)$$

où $b = \frac{a}{\lambda_0^{1/2}}$.

et
$$\varepsilon = 1 - \left(\frac{v_0^+}{\mu_x} \right)^2 = 1 - \frac{\lambda_2^2}{\lambda_0 \lambda_4} \quad (5.15)$$

b : désigne l'amplitude normalisée,

ε : un paramètre compris entre 0 et 1, mesurant la largeur de bande

Pour un processus stationnaire à bande étroite (narrow band), le nombre de passage par zéro est identique au nombre de maxima ($\varepsilon \rightarrow 0$) car l'allure générale d'un échantillon de ce processus est celle d'une sinusoïde d'amplitude et de fréquence lentement variable avec le temps. La distribution tend alors vers celle de **Rayleigh** :

$$p_b(b) = b \exp(-b^2 / 2) \quad (5.16)$$

Pour un processus stationnaire à bande large (wide band), le nombre de passage par zéro est négligeable par rapport à celui des maxima ($\varepsilon \rightarrow 1$) et la distribution tend vers la distribution **Gaussienne** de moyenne nulle (existence des maxima de valeurs négatives).

$$p_b(b) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp(-b^2 / 2) \quad (5.17)$$

V.2.1.3. DISTRIBUTION DE L'ENVELOPPE

Un échantillon d'un processus $X(t)$ à bande étroite a l'allure d'une sinusoïde d'amplitude et de fréquence lentement variables avec le temps.

L'enveloppe $A(t)$ peut être visualisée intuitivement comme la courbe reliant les extrema

Pour la définir formellement, considérons le plan de phase $\left(x, \dot{x} / \omega_0 \right)$. Un mouvement

harmonique $x = a \sin \omega_0 t$ s'y représente par une trajectoire circulaire de rayon b . la

trajectoire d'un processus à bande étroite (et de moyenne nulle) s'y représente par une spirale tournant à une fréquence variant lentement autour de la fréquence centrale ω_0 et oscillant lentement de l'intérieur vers l'extérieur. Nous définirons l'enveloppe comme le rayon du point image dans le plan de phase. Le processus enveloppe $A(t)$ est défini par :

$$A^2(t) = X^2(t) + \frac{\dot{X}^2(t)}{\omega_0^2} \quad (5.18)$$

On se réfère à cette définition comme celle de Crandall et Mark.

Dans ce sujet, un certain nombre de définitions alternatives ont été proposées (Rice, 1954 ; Cramer et Leadbetter, 1967).

Si $X(t)$ est un processus stationnaire gaussien, de variance, σ^2 , la première densité de probabilité de l'enveloppe s'écrit comme suit:

$$P_A(a) = \frac{b}{\sigma^2} \exp\left(-\frac{b^2}{\sigma^2}\right) \quad (5.18)$$

L'espérance mathématique du taux de franchissement d'un seuil a avec une pente positive par l'enveloppe du processus est donnée par :

$$n_a^+ = \int_0^\infty \dot{b} p_{AA}(\dot{a}, b) d\dot{a} \quad (5.19)$$

Pour un processus stationnaire à moyenne nulle, le taux moyen de franchissement du seuil est :

$$n_a^+ = \sqrt{2\pi} \delta \frac{b}{\sigma} \nu_a^+ \quad (5.20)$$

avec :

$$\delta = \left(1 - \frac{\lambda_1^2}{\lambda_0 \lambda_2}\right)^{1/2} \quad (5.21)$$

ν_a^+ est le taux moyen de "upcrossing défini en (5.5)

δ est un paramètre de dispersion spectrale qui est inversement proportionnel à la taille moyenne des groupes $\langle cs \rangle$ (clump size).

V.2.1.4. TAILLE MOYENNE DES GROUPES <CLUMP SIZES>

Considérant un processus $X(t)$ stationnaire à bande étroite.

A chaque franchissement du seuil a par l'enveloppe correspondent plusieurs passages des seuils $\pm a$ par le processus lui même.

Les franchissements du processus ont donc tendance à se grouper et la taille moyenne de ces groupes <Average Clump-Size> est donnée par la formule suivante:

$$\langle CS \rangle = \frac{2\nu_a^+}{n_a^+} \quad (5.22)$$

$2\nu_a^+$ est le nombre moyen de franchissement du seuil $\pm a$ par le processus.

n_a^+ est le nombre moyen de franchissement du seuil a par l'enveloppe A .

V.2.2 RUINE ENTRAINEE PAR DES VIBRATIONS ALEATOIRES

V.2.2.1 MODES DE RUINE

Du point de vue de l'ingénieur, il est souhaitable d'avoir des informations statistiques au sujet de la fiabilité des structures. Ceci implique une connaissance détaillée des modes de ruine. Les modes de ruine les plus connus sont :

- La ruine par dépassement d'un seuil : Ce type de ruine survient quand la réponse de la structure dépasse une valeur critique (contrainte dépassant la limite élastique, par exemple) et est connue sous le nom du **problème du premier passage**. Il vise à déterminer la probabilité que la réponse du système ne dépasse pas un certain seuil critique, en d'autres termes, la recherche de la distribution de probabilité de la valeur extrême (Peak factor ou facteur de pic) sur la durée d'observation T .
- La ruine par Fatigue ou par accumulations d'endommagements, basée sur le critère de **Palmgren-Miner** selon lequel chaque cycle entraîne un dommage qui ne dépend pas de l'ordre dans lequel les sollicitations sont appliquées (négligence du phénomène physique) et que la ruine survient lorsque la somme des endommagements vaut 1.

Dans ce qui suit, seulement le premier mode de ruine qui est considéré.

V.2.2.2 PROBLEME DU PREMIER PASSAGE

Ce problème n'a pas reçu, à ce jour, de solution rigoureuse, même dans le cas le plus simple de la réponse d'un oscillateur linéaire soumis à un bruit blanc Gaussien. De nombreuses solutions approchées existent toutefois et dont les plus importantes sont discutées dans ce qui suit :

V.2.2.1.1 MODELE DE DAVENPORT (1964)

Ce modèle se base essentiellement sur le modèle de Poisson où les franchissements à pente positive (upcrossings) du seuil a , par la réponse stationnaire, sont considérés comme des événements indépendants.

En se basant sur le modèle de Poisson, la fonction de répartition et la densité de probabilité de la valeur extrême (Fiabilité) pour un processus Gaussien a pour expression :

$$\begin{aligned} F_e(b,T) &= \exp\left(-N e^{-b^2/2}\right) \\ p_e(b,T) &= N b e^{-b^2/2} \exp\left(-N e^{-b^2/2}\right) \end{aligned} \quad (5.23)$$

où $N = 2 \nu_0^+ T$ désigne le nombre de demi-cycles équivalents.

A partir de (5.23), Davenport (1964) a proposé des formules approchées pour la moyenne et l'écart type du facteur de pic et qui représentent un intérêt pratique considérable :

$$\begin{cases} E[b_e] = (2 \ln N)^{1/2} + \frac{\gamma}{(2 \ln N)^{1/2}} \\ \sigma_{b_e} = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \frac{1}{(2 \ln N)^{1/2}} \end{cases} \quad (5.24)$$

où $\gamma = 0.5772$ est la constante d'Euler

Les résultats obtenus à partir de ces expressions sont approximativement exacts pour des valeurs élevées du facteur de pic normaliser b_e , où l'hypothèse de poisson est toujours valable. Pour des petites valeurs de b_e , quelques erreurs peuvent survenir à cause de la dépendance entre les franchissements du seuil. Ce problème a été remédié par Vanmarcke.

V.2.2.1.2 MODELE DE VANMARCKE (1975)

Ce modèle se base aussi sur le modèle de Poisson mais en incluant l'effet de la dépendance entre les franchissements (crossings), par le processus, du seuil a , qui dépend de l'effet de la taille moyenne des groupes. Cet effet est très représentatif pour le cas des processus Narrow band.

En se basant sur ces critères, le modèle de Fiabilité est établi :

$$F_e(b,T) = \left(1 - e^{-b^2/2}\right) \exp\left[-N \frac{1 - e^{-(\pi/2)^{1/2} \delta b}}{e^{b^2/2} - 1}\right] \quad (5.25)$$

Où δ est donné en (5.21), ce paramètre mesure la dépendance entre les franchissements d'un seuil, il est inversement proportionnel à la taille moyenne des groupes $\langle cs \rangle$ (clump size) ; il représente le nombre de franchissement d'un seuil par le processus qui suit chaque franchissement du seuil par l'enveloppe (Vanmarcke, 1975). La distribution de probabilité de l'amplitude du facteur de pic correspondant à la distribution donnée par l'équation (5.25) est donné approximativement par :

$$p_e(b,T) \cong \frac{b \left(1 - e^{-\left(\sqrt{\frac{\pi}{2}} \delta b\right)}\right)}{\sqrt{2\pi} \delta \left(e^{b^2/2} - 1\right)} \quad (5.26)$$

Ce modèle a donné satisfaction en comparaison avec les résultats de la simulation obtenus par Cook en remplaçant δ par $\delta_e = \delta^{1.2}$.

La moyenne et l'écart type correspondants à cette densité de probabilité peuvent être calculés numériquement en utilisant les lois de probabilités usuelles.

V.2.2.1.3 MODELE DE DER KIUREGHIAN (1980)

Afin d'obtenir la moyenne et l'écart type de la valeur maximale du processus $x(t)$, **Der Kiureghian** (1980) a défini d'une manière empirique le taux de franchissement réduit ν_e . Ce dernier représente le taux équivalent des franchissements statiquement indépendants.

$$\nu_e^+ T = \begin{cases} \sup(2.1, 2\delta\nu_0 T) & 0 \leq \delta \leq 0.1 \\ (1.63\delta^{0.45} - 0.38)\nu_0^+ T & 0.1 \leq \delta \leq 0.69 \\ \nu_0^+ T & 0.69 < \delta < 1.0 \end{cases} \quad (5.27)$$

Avec cette expression, il a proposé les expressions approximatives suivantes pour la moyenne et l'écart type de la valeur de pic, et qui sont en bonne concordance avec les valeurs exactes obtenues à partir de la fonction de répartition (5.25).

$$\begin{cases} E[b_e] = (2\ln N_e)^{1/2} + \frac{\gamma}{(2\ln N_e)^{1/2}} \\ \sigma_{b_e} = \frac{1.2}{(2\ln N_e)^{1/2}} - \frac{5.4}{13 + (2\ln N_e)^{3.2}} \end{cases} \quad (5.28)$$

où $N_e = 2\nu_e^+ T$ désigne le nombre de demi-cycles équivalents réduit.

V.3 INFLUENCE DE L'INHOMOGÉNÉITÉ DU SOL SUR LA RÉPONSE MAXIMALE À LA SURFACE DU SOL : COMPARAISON DES MODÈLES PROBABILISTES AVEC LA SIMULATION

V.3.1 INTRODUCTION

Dans cette partie, le but est d'étudier l'effet de l'inhomogénéité du sol sur le PGA à la surface du sol avec les modèles probabilistes. Dans un second lieu, il est important de vérifier le degré de fiabilité des modèles probabilistes par rapport à la simulation dans l'évaluation des PGA, et de déduire le modèle le plus représentatif. Dans ce contexte, une étude paramétrique de la réponse maximale à la surface du sol est élaborée en fonction des paramètres d'inhomogénéité ' p ' et le paramètre V_0/H . La moyenne et l'écart type du PGA sont calculés avec trois modèles probabilistes : modèle de Vanmarcke, modèle de Davenport et le modèle de Der Kiureghian (modèle de Davenport modifié).

Deux cas d'input sismique au substratum rocheux sont considérés dans cette étude paramétrique : le bruit blanc (B-B) et le modèle de Kanai-Tajimi (K-T) filtrés avec le modèle de Clough et Penzien. La fréquence de coupure du signal est prise égale à

$f_c = 50\text{Hz}$. L'input sismique au bedrock et l'accélération à la surface du sol sont considérés comme étant des processus stationnaires gaussiens de moyenne nulle.

Le rapport V_0/H est pris variant de 1 à 70, le rapport d'admittance ' q ' et le taux d'amortissement visqueux du profil de sol sont pris égaux, respectivement, à 0.5 et $\beta = 5\%$. La vitesse des ondes de cisaillement est considérée nulle à la surface du sol ($\lambda = 0$).

V.3.2 LE PGA MOYEN

Le PGA est proportionnel à son énergie moyenne qui est définie par l'aire de sa densité spectrale comme a été indiquée dans le chapitre précédent.

La figure 5.1 montre la variation du PGA moyen à la surface du sol en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du rapport V_0/H . Les modèles probabilistes sont comparés en premier lieu à la simulation d'un processus stationnaire de durée $T = 40.96\text{s}$ et par la suite à la simulation d'un processus non stationnaire d'une durée stationnaire (durée de la phase forte) $T = 10\text{s}$.

Lorsque le paramètre décrivant l'inhomogénéité du sol ' p ' augmente, le PGA moyen augmente. Ceci est dû à l'énergie qui est plus importante pour un sol non homogène par rapport au sol homogène ayant le même paramètre V_0/H (voir fig.4.5).

Le PGA moyen évalué avec les modèles probabilistes est sensiblement le même que celui évalué par la simulation et plus particulièrement pour les sols ayant un $V_0/H < 10$. Pour les sols très rigides, le PGA moyen est légèrement surestimé par les modèles probabilistes lorsque le sol présente un taux d'inhomogénéité très important. La fiabilité de ces modèles peut diminuer au maximum de l'ordre de 8% et plus particulièrement dans le cas d'un input sismique B-B. Ces résultats concernent non seulement le cas des processus stationnaires mais également le cas des processus non stationnaires. En général, pour les processus non stationnaires, l'évaluation des valeurs extrêmes est effectuée soit en modifiant la durée stationnaire du processus par une durée équivalente (Gupta et Trifunac (1996, 1998) ; Rahman et Yeh (1999)), soit en modifiant la densité spectrale de puissance (DSP) du processus par une DSP équivalente qui soit compatible avec un spectre de réponse donné (Gupta et Trifunac (1996, 1998)). Cette DSP équivalente tient compte automatiquement des effets de la non stationnarité de

l'accélération du sol ainsi que de la nature transitoire de la réponse pour les longues périodes naturelles. On peut conclure que l'utilisation de la durée de la phase forte comme durée stationnaire équivalente peut donner une estimation acceptable du PGA moyen à la surface du sol par les modèles probabilistes. Quelque soient les paramètres du sol (p' , et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGA moyen est proportionnel à la durée de la réponse du sol ' T '. D'autre part, on peut observer que les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, qui tiennent compte de l'effet de la dépendance entre les seuils de franchissements, et le modèle de Davenport donnent généralement les mêmes valeurs d'estimation du PGA moyen. L'erreur maximale que peut produire le modèle de Davenport est de l'ordre de 2% dans le cas des processus stationnaires et de 3% dans le cas des processus non stationnaires. Ce faible taux d'erreur montre la légère influence de la dépendance entre les seuils de franchissements sur le PGA moyen. On peut vérifier ce résultat sur les facteurs de pics évalués avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian (figure 5.2). Ces facteurs de pic sont légèrement surestimés par le modèle de Davenport en raison de la valeur modérée du paramètre δ (généralement $0.4 < \delta < 0.7$) (figure 5.3). L'influence de la dépendance entre les seuils de franchissements est généralement significative sur les valeurs extrêmes pour des valeurs faibles du paramètre δ ($\delta < 0.2$) (Der Kiureghian (1980)). Le facteur de pic augmente en fonction de la fréquence fondamentale du sol. Les courbes exhibent une augmentation rapide sur la borne $1 < V_0/H < 10$ puis une augmentation lente jusqu'à atteindre asymptotiquement une valeur bien définie. On peut également observer que le facteur d'inhomogénéité ' P ' a une légère influence sur le facteur de pic. Dans ce cas, on peut conclure que l'hypothèse de l'indépendance entre les seuils de franchissements ou encore la négligence de l'effet de la taille moyenne des groupes peut être représentative pour le cas de l'évaluation du PGA moyen.

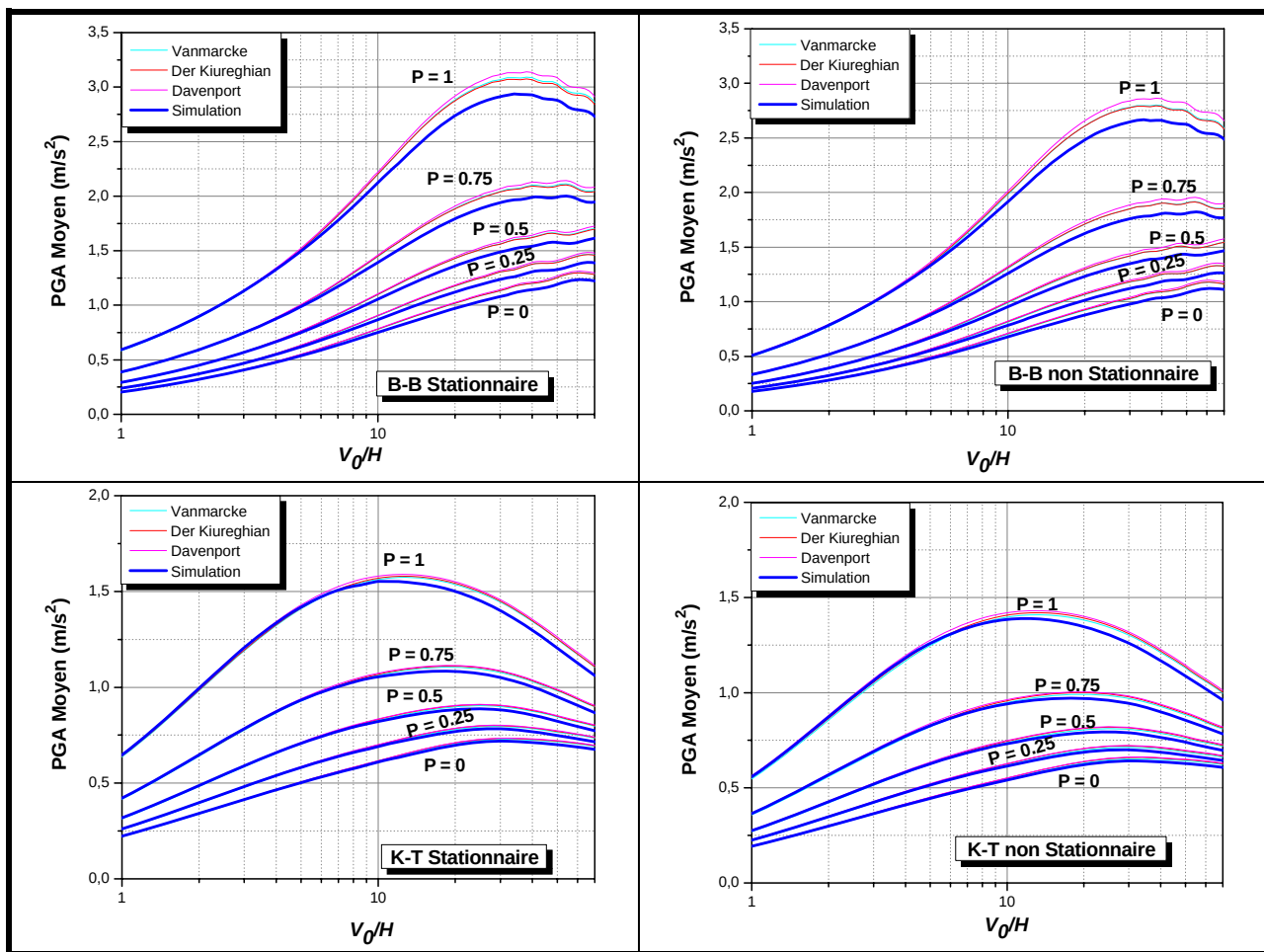


Figure. 5.1 Variation du PGA Moyen en fonction des paramètres ' P ' et V_0/H évalué avec les modèles probabilistes : Cas stationnaire et non stationnaire.

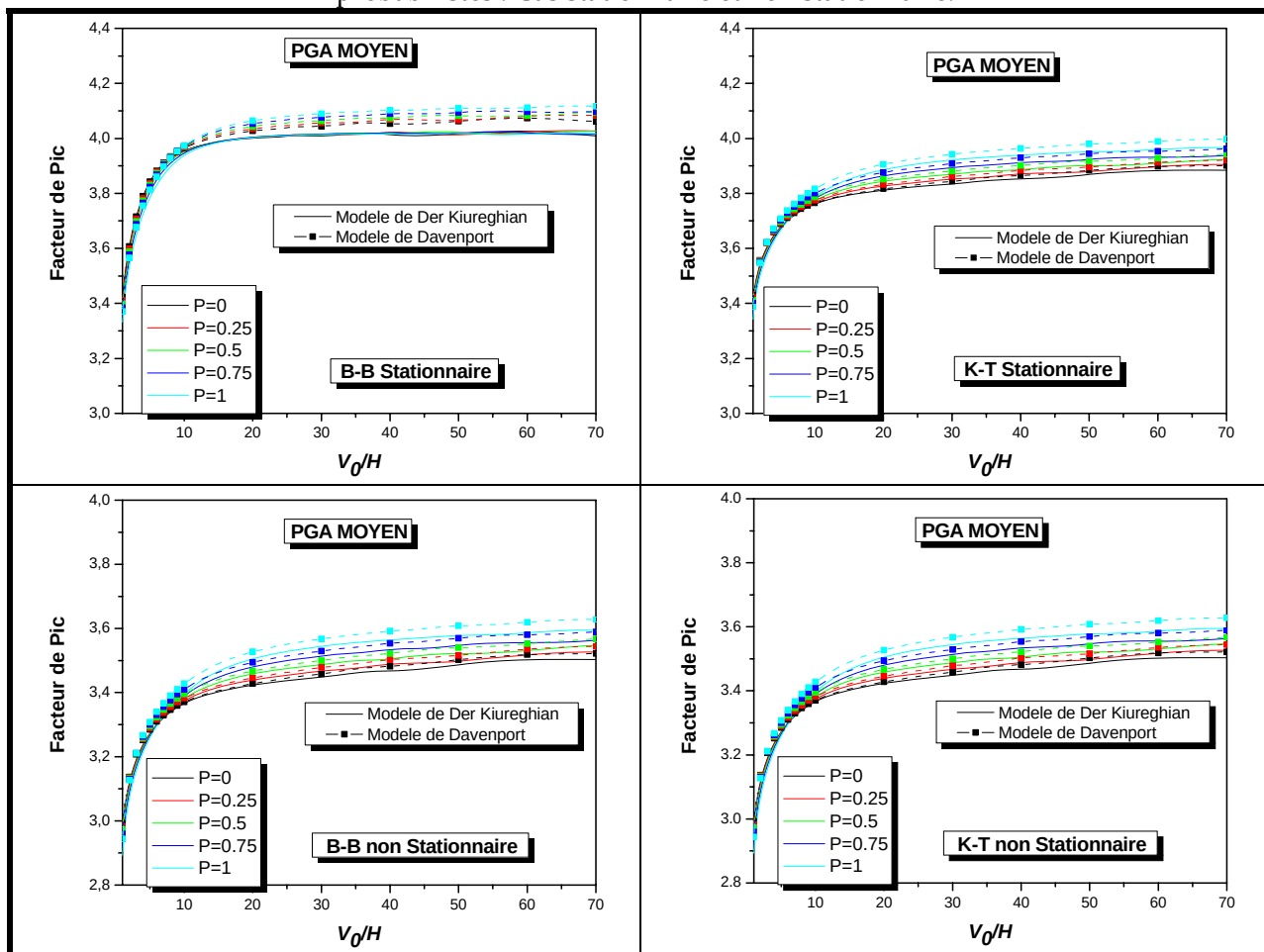


Figure. 5.2 Variation du Facteur de Pic du PGA Moyen en fonction des paramètres ' P ' et V_0/H évalué avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian : Cas stationnaire et non stationnaire.

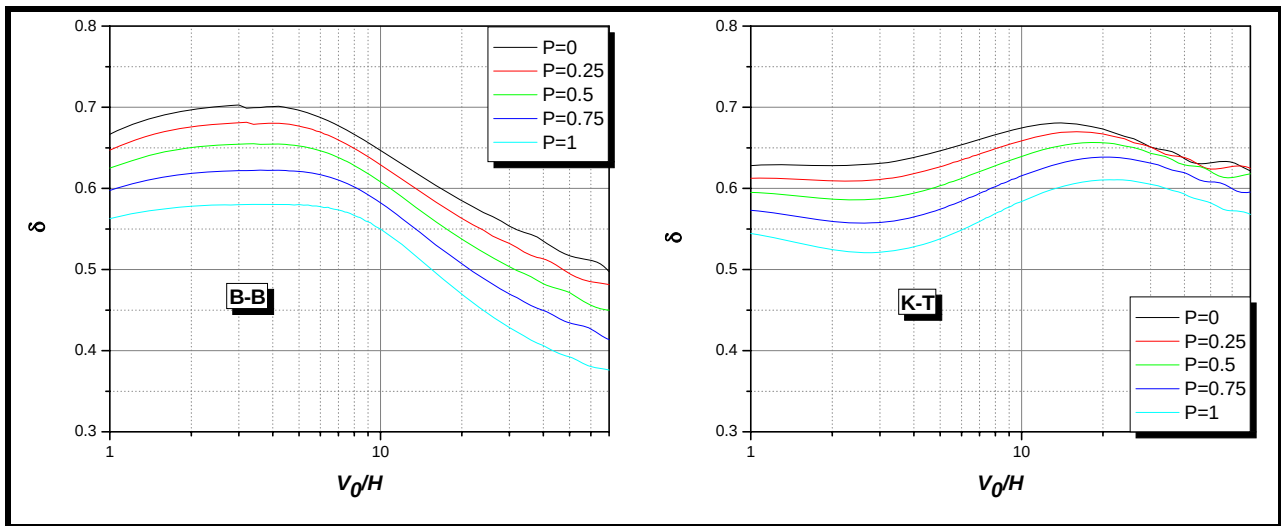


Figure. 5.3 Variation du paramètre δ du PGA à la surface du sol sous l'effet de l'inhomogénéité du sol ' p ' et le paramètre V_0/H : B-B et K-T stationnaires

V.3.3 L'ÉCART TYPE DU PGA

Les mêmes comparaisons sont effectuées pour l'écart type du PGA comme a été montré pour le cas du PGA moyen. Lorsque le paramètre décrivant l'inhomogénéité du sol ' p ' augmente, l'écart type du PGA augmente (figure 5.4).

Les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian sont généralement fiables pour l'estimation de l'écart type du PGA et plus particulièrement lorsque la réponse à la surface du sol est un processus stochastique stationnaire. Généralement, ces modèles surestiment légèrement ce paramètre et l'erreur d'estimation maximale est de l'ordre de 7% que ce soit pour les processus stationnaires ou non stationnaires. Ces erreurs d'estimation concernent une grande plage de fréquences fondamentales de sols dans le cas des processus non stationnaires et plus particulièrement lorsque l'input sismique est un Bruit blanc. On peut remarquer néanmoins qu'il y a une certaine surestimation importante de l'écart type du PGA par ces modèles et plus particulièrement lorsque le degré d'inhomogénéité est important ($P > 0.5$) et V_0/H très faible (sols très flexibles : $V_0/H < 2$). Cette surestimation peut atteindre le taux de 13% dans le cas d'un input sismique stationnaire et de 10% dans le cas d'un input sismique non stationnaire. Par contre, le modèle de Davenport surestime généralement l'écart type du PGA et notamment dans le cas d'un input sismique K-T. Cette surestimation peut atteindre la valeur de 15% dans le cas d'un sol fortement inhomogène ($P = 1$). Ce résultat montre que l'écart type du PGA est plus sensible à la diminution de la largeur de bande que la moyenne du PGA.

Ceci montre que l'hypothèse de l'indépendance entre les seuils de franchissements peut provoquer une surestimation non négligeable de l'écart type du PGA comparée au PGA moyen. Le taux maximum de surestimation peut atteindre 7% dans le cas des processus stationnaires et 9% dans le cas des processus non stationnaires. Ceci montre que l'influence de la dépendance entre les seuils de franchissements est sensiblement plus significative sur l'écart type du PGA. On peut vérifier également ce résultat en examinant les facteurs de pics évalués avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian (figure 5.5). Les courbes exhibent une surestimation de ces facteurs de pic évalués avec le modèle de Davenport. Le facteur de pic de l'écart type du PGA est plus sensible à la variation du paramètre δ comparée à celui du PGA moyen. Celui-ci diminue légèrement en fonction du facteur d'inhomogénéité ' P '. Par contre, ce facteur de pic diminue rapidement sur la borne $1 < V_0/H < 10$ puis exhibe une diminution lente jusqu'à atteindre asymptotiquement une valeur bien définie. Dans ce cas, on peut conclure que la prise en compte de la taille moyenne des groupes peut être significative pour le cas de l'évaluation de l'écart type du PGA.

Quelque soient les paramètres du sol (' p' ', et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), l'écart type du PGA est inversement proportionnel à la durée de la réponse du sol ' T '. Ceci implique que lorsque la durée ' T ' diminue, la dispersion des valeurs du PGA devient importante (Fig. 5.6). Cette dispersion est approximativement indépendante de ' p' ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '. Celle-ci varie entre 8 à 11% dans le cas stationnaire ($T = 40.96s$) et entre 9 à 15% dans le cas non stationnaire ($T = 10s$).

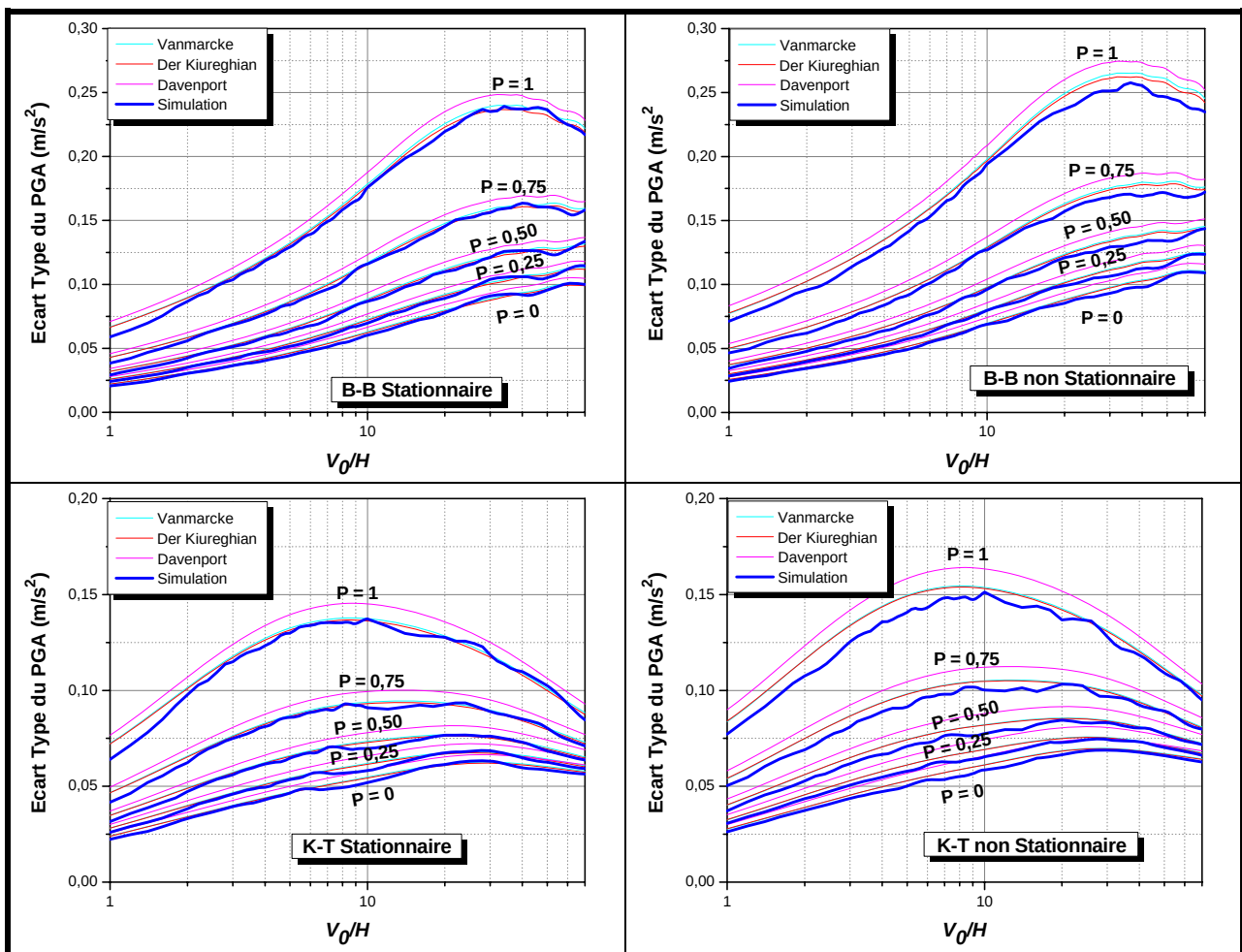


Figure - 5.4 Variation de l'écart type du PGA en fonction des paramètres ' P ' et V_0/H évalué avec les modèles probabilistes : Cas stationnaire et non stationnaire.

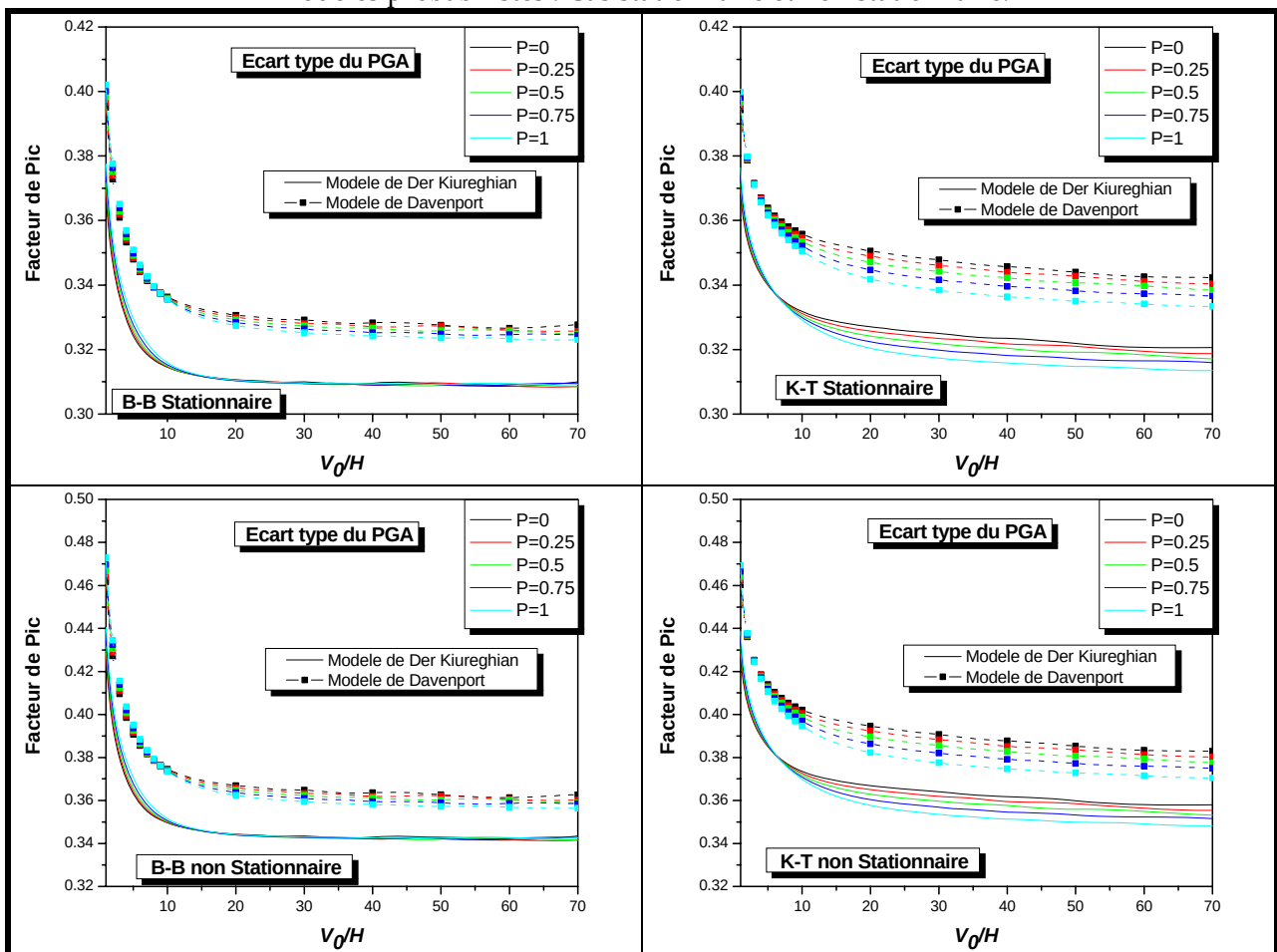


Figure - 5.5 Variation du Facteur de Pic de l'Ecart type du PGA en fonction des paramètres ' P ' et V_0/H évalué avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian : Cas stationnaire et non stationnaire

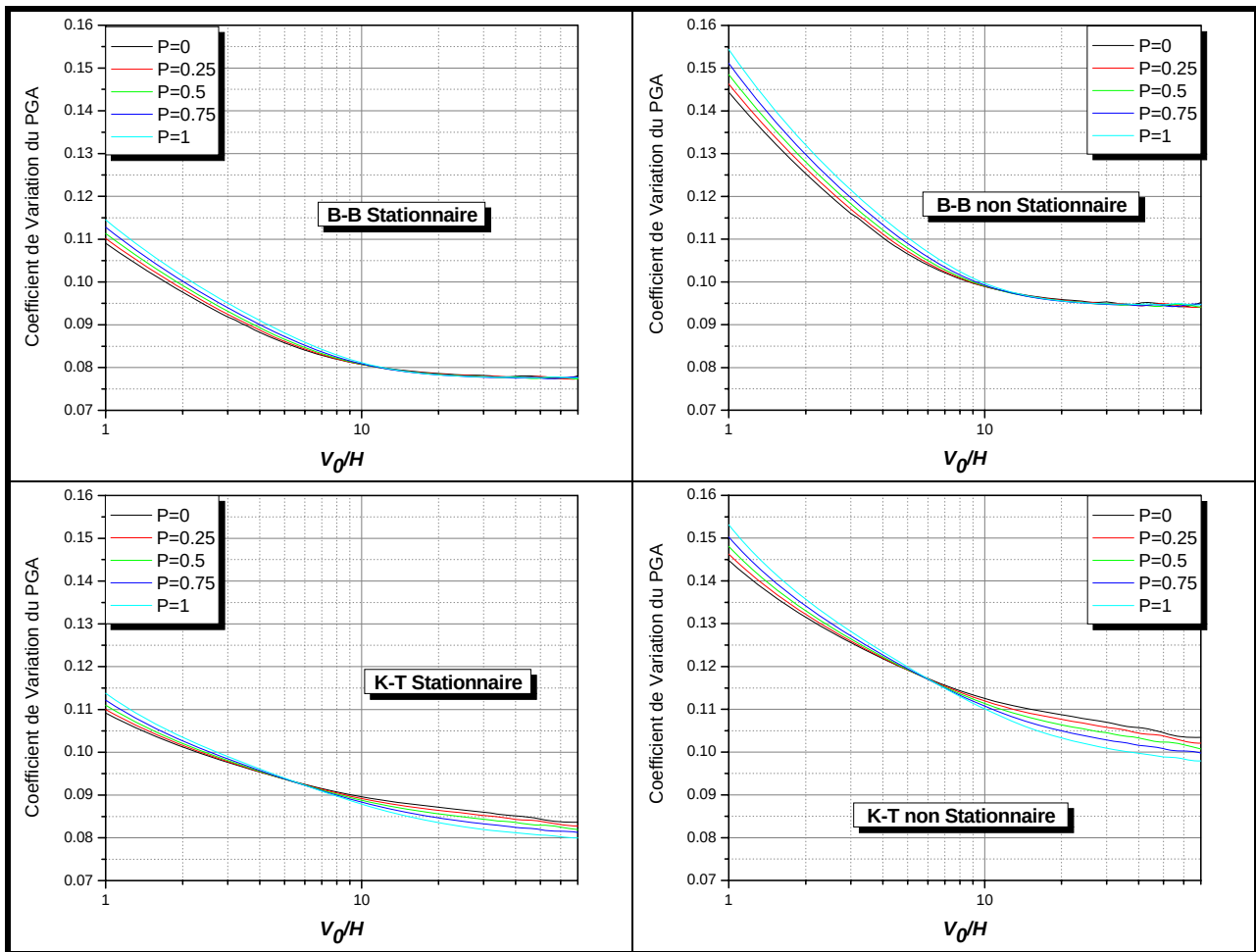


Figure - 5.6 Coefficient de variation du PGA à la surface du sol : B-B et Kanai-Tajimi filtré
Cas stationnaire et non stationnaire.

V.3.4 LA DISTRIBUTION DE PROBABILITE

Après avoir étudié la fiabilité des modèles probabilistes pour l'évaluation des deux premiers moments (moyenne et écart type) du PGA, il est intéressant d'étendre l'étude sur sa distribution de probabilité. Les figures 5.7 et 5.8 montrent la variation de la densité de probabilité, évalué avec le modèle de Vanmarcke, en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' p ' et du paramètre V_0/H et ce dans les deux cas d'excitations. On peut remarquer que lorsque le degré d'inhomogénéité ' p ' augmente, la distribution des PGA exhibe une allure décalée vers les valeurs supérieures (PGA moyen plus important) avec une dispersion plus importante (écart type du PGA plus important). Ce résultat est compatible avec celui de l'analyse de la moyenne et de l'écart type du PGA. Il est intéressant également de voir si le modèle probabiliste de Vanmarcke est fiable pour l'estimation de la distribution de probabilité des PGA. Les densités de probabilité (les histogrammes) des PGA déduites de la simulation des 1000

accélérographes sont comparées à celles évaluées avec le modèle de Vanmarcke (Fig. 5.9). Il ressort que l'ajustement par ce modèle probabiliste est généralement satisfaisant lorsque les deux premiers moments du PGA estimés sont proches de ceux déduits par la simulation. Ce résultat est illustré sur la figure 5.9 pour le cas où le sol a comme paramètre $V_0/H=4$ et l'input sismique est un processus stationnaire B-B ou K-T. Dans le cas contraire où l'estimation des deux premiers moments du PGA est moins fiable, la densité de probabilité est décalée par rapport à celle déduite de la simulation.

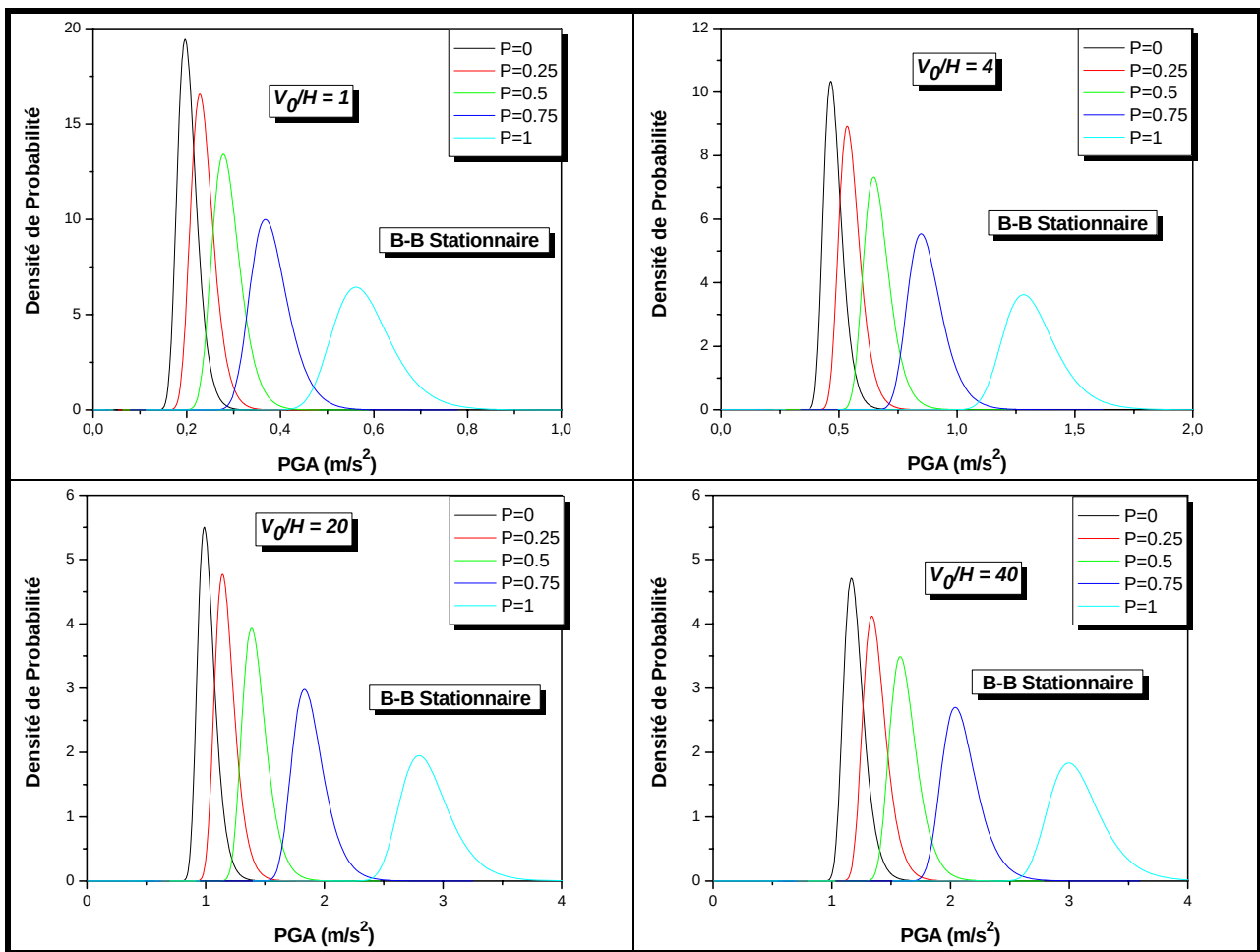


Figure - 5.7 Densité de probabilité du PGA à la surface du sol correspondant au modèle de Vanmarcke en fonction de l'inhomogénéité du sol ' p ' et du paramètre V_0/H : B-B stationnaire

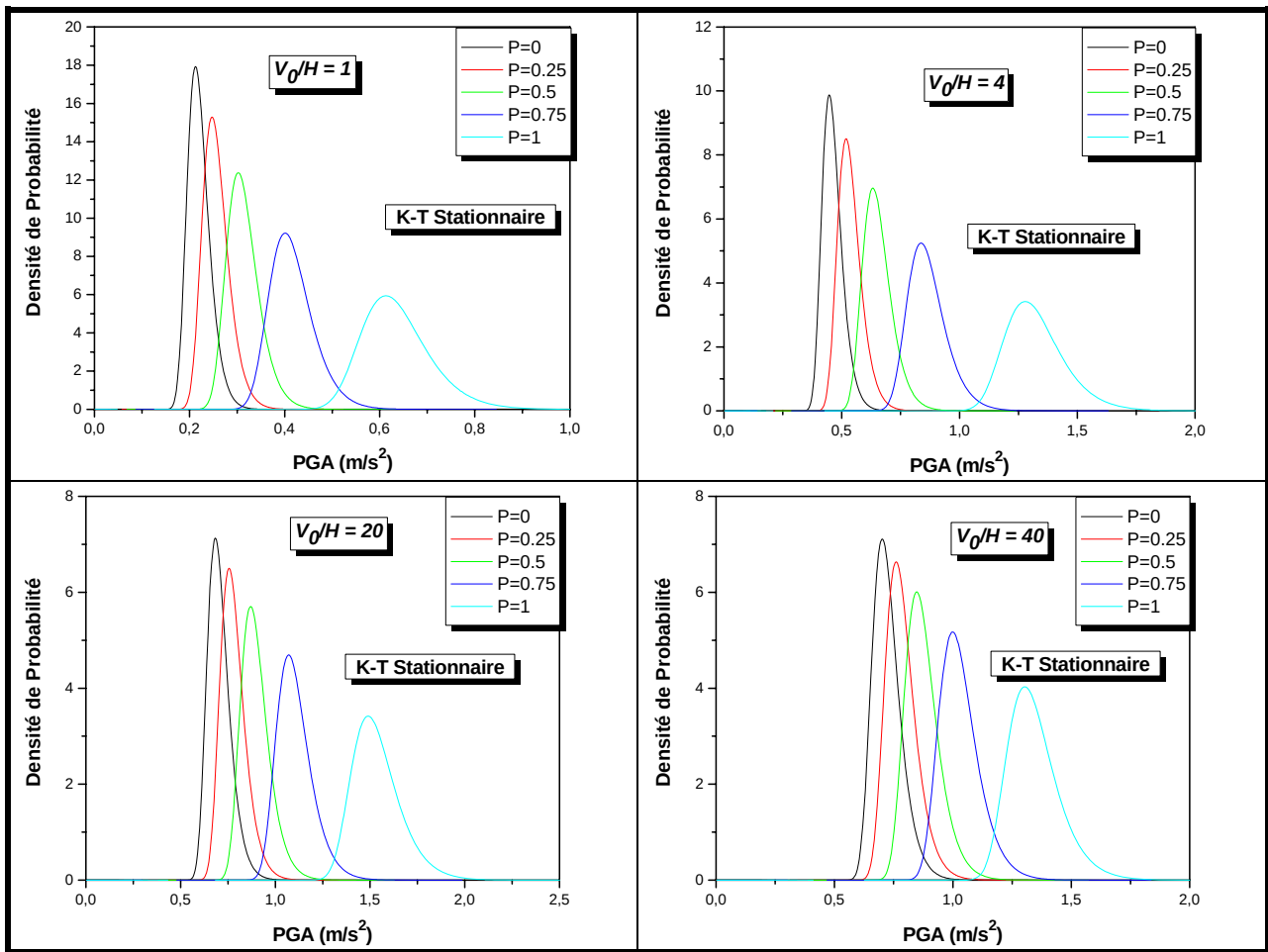


Figure - 5.8 Densité de probabilité du PGA à la surface du sol, correspondant au modèle de Vanmarcke en fonction de l'inhomogénéité du sol ' p ' et du paramètre V_0/H : K-T stationnaire

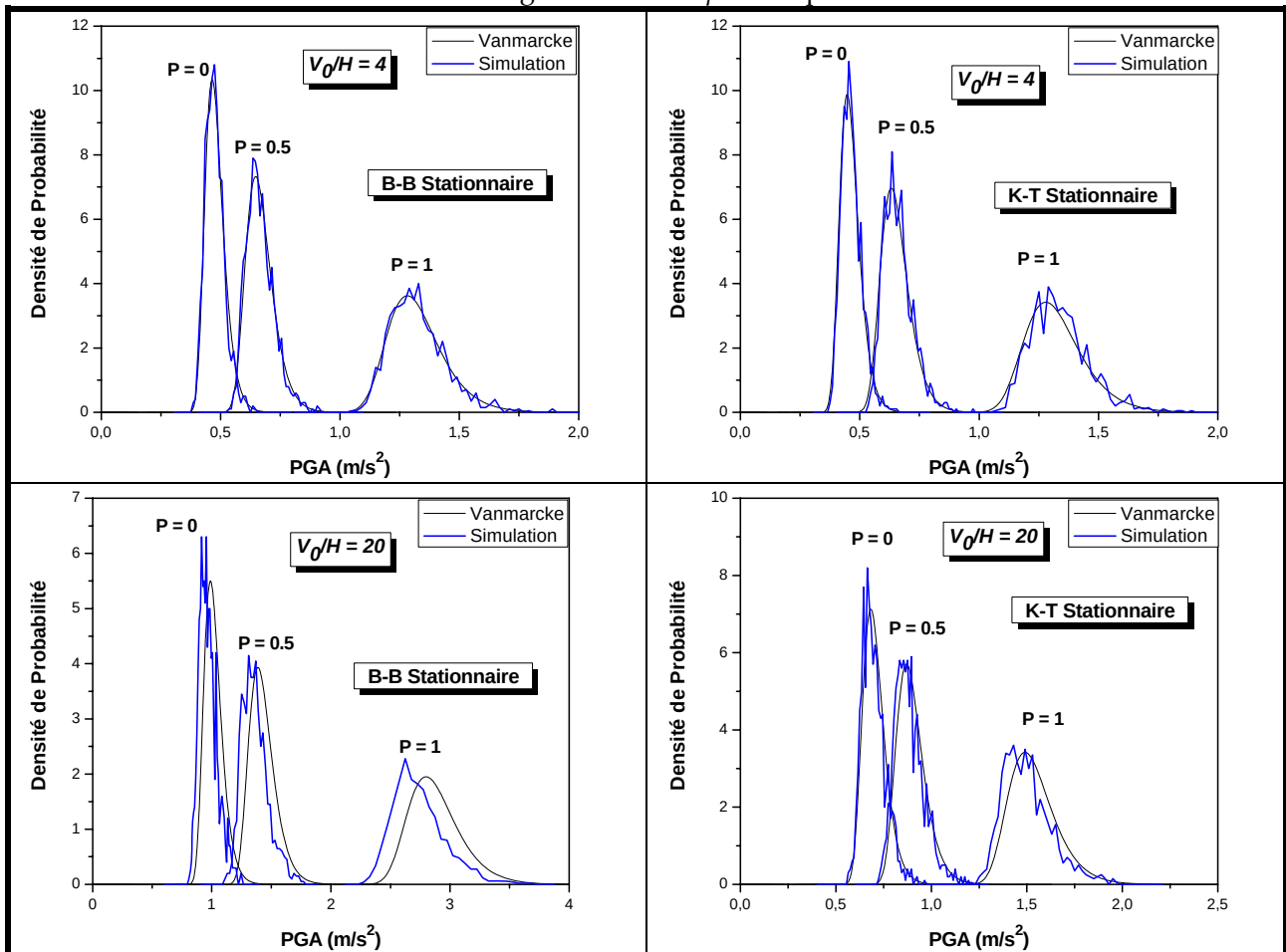


Figure - 5.9 Comparaison des Densités de Probabilité du PGA à la surface du sol, obtenues avec le modèle de Vanmarcke et la simulation sous l'effet des paramètres ' p ' et V_0/H : B-B et K-T stationnaire

V.4 CONCLUSION

Une analyse stochastique de la réponse maximale à la surface du sol donnée en terme d'accélération sous l'effet de l'inhomogénéité du sol est effectuée. Les résultats tirés de cette étude peuvent être résumé comme suit :

- 1- Lorsque le paramètre décrivant l'inhomogénéité du sol ' p ' augmente, le PGA moyen ainsi que son écart type augmentent.
- 2- Le PGA moyen évalué avec les modèles probabilistes est sensiblement le même que celui évalué par la simulation et plus particulièrement pour les sols ayant un $V_0/H < 10$. Par contre pour les sols très rigides, le PGA moyen est légèrement surestimé par ces modèles probabilistes lorsque le sol présente un taux d'inhomogénéité très important. Ces résultats concernent aussi bien le cas des processus stationnaires ainsi que le cas des processus non stationnaires.
- 3- Les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, qui tiennent compte de l'effet de la dépendance entre les seuils de franchissements, et le modèle de Davenport donnent généralement les mêmes valeurs d'estimation du PGA moyen, ce résultat est confirmé moyennant les facteurs de pics évalués avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian, ou on a constaté une légère surestimation par le modèle de Davenport et ce en raison de la valeur modérée du paramètre δ .
- 4- Le facteur de pic du PGA moyen augmente en fonction de la fréquence fondamentale du sol et est légèrement influencé par le facteur d'inhomogénéité ' P '.
- 5- Les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian sont généralement fiables pour l'estimation de l'écart type du PGA comparé au modèle de Davenport car ce dernier surestime beaucoup plus ce paramètre statistique par rapport aux autres. Cette surestimation est beaucoup plus importante lorsque le degré d'inhomogénéité est important ($P > 0.5$) et V_0/H très faible (sols très flexibles). Ce résultat est confirmé moyennant les facteurs de pics évalués avec les modèles de Der Kiureghian, et de Davenport, ou on a constaté une surestimation par ce dernier. A cet effet on conclue que Le facteur de pic de l'écart type du PGA est plus sensible à la variation du paramètre δ comparée a celui du PGA moyen.

- 6- Le facteur de pic de l'écart type diminue légèrement en fonction du paramètre d'inhomogénéité ' P '. Par contre, il diminue rapidement sur la borne $1 < V_0/H < 10$ puis exhibe une diminution lente jusqu'à atteindre asymptotiquement une valeur bien définie.
- 7- Quelque soient les paramètres du sol (' p ', et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGA moyen est proportionnel à la durée de la réponse du sol ' T ', l'écart type du PGA lui est inversement proportionnel. Ceci implique que lorsque la durée ' T ' diminue, la dispersion des valeurs du PGA devient importante. Cette dispersion est approximativement indépendante de ' p ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '.
- 8- L'étude de la distribution de l'un des modèles théoriques, à savoir le modèle de Vanmarcke a montré que lorsque le degré d'inhomogénéité ' p ' augmente, la distribution des PGA exhibe une allure décalée vers les valeurs supérieures (PGA moyen plus important) avec une dispersion plus importante (écart type du PGA plus important). Ce résultat confirme les résultats précédents.
- 9- La comparaison des distributions de probabilité du PGA à la surface du sol, obtenues avec le modèle de Vanmarcke avec la simulation numérique du mouvement sismique, sous l'effet des paramètres ' p ' et V_0/H et ce lorsque l'input sismique est un processus stationnaire, B-B et K-T a fait ressortir que ce modèle théorique peut être ajusté à la simulation numérique et ce dans le cas où les deux premiers moments du PGA estimés sont proches de ceux déduits par la simulation.

CHAPITRE VI

ANALYSE STATISTIQUE ET STOCHASTIQUE DE LA RÉPONSE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE

VI.1 INTRODUCTION

Dans le cadre de la conception parasismique des constructions, il est très courant de supposer que l'entière base de la structure est soumise à un mouvement uniforme du sol. En d'autres termes, les supports de la structure (points d'attache de la structure au sol) sont supposés excités de manière identique et synchrone par le mouvement sismique. Cette hypothèse relative aux excitations sismiques est indubitablement avantageuse, parce qu'elle facilite l'analyse dynamique, qui peut être exécutée par le moyen de la méthode du spectre de réponse, largement utilisé en pratique. Ainsi, cette hypothèse signifierait que les ondes de cisaillement se propagent verticalement et de manière spatialement uniforme, ou que les dimensions de la base de la structure sont relativement petites comparées aux longueurs d'ondes des vibrations sismiques. Par conséquent, la supposition de l'uniformité du mouvement du sol n'est pas appropriée dans le cas des structures étendues.

L'investigation des effets de cette variabilité spatiale du mouvement sismique sur la réponse des structures étendues a fait l'objet de plusieurs recherches (Harichandran et Wang, 1988; Rutenberg et Heidebrecht, 1994; Zerva 1991, Berrah et Kausel, 1990,1992,1993; Der Kiureghian et Neuenhofer, 1992; Heredia-Zavoni et Vanmarcke,1994; Slimani et Berrah, 1996, 1997; Kahan et al., 1996; Zembaty 1997,2002). L'ensemble des recherches effectuées ont montré que lors d'un séisme, une structure est non seulement soumise aux effets inertiels (dus au chargement dynamique supposé uniforme), mais également à ceux engendrés par la nature variable dans l'espace de la sollicitation (engendrées par le mouvement différentiel des appuis). Ce dernier aspect est le résultat de plusieurs phénomènes qui peuvent être regroupés dans les trois points suivants: Effet de passage d'onde qui est dû aux différences enregistrées entre le temps d'arrivée des ondes sismiques au niveau des différentes stations d'enregistrement; effet d'incohérence défini comme étant la perte de cohérence que subissent les ondes

sismiques au cours de leurs trajets du foyer au site considéré et effet de site définissant les conditions géologiques locales qui peuvent varier d'une station à une autre dans un même site.

À la différence des deux premiers effets qui ont fait preuve que leur influence sur la réponse des structures augmente avec l'augmentation de la distance entre appuis, les effets de site par contre peuvent être très importants même dans le cas de courtes distances.

L'étude de la réponse des structures sous cet effet (Faccioli et Paolucci, 1990 ; Somerville et al., 1993 ; Zerva et Harada, 1994 ; Rasem et al. 1996 ; Der Kireghian et al., 1997, Zembaty et Rutenberg, 1998,2002 ; Sanchez-Sesma et al., 1999 ; Hadid et Afra, 2000) a montré que les efforts internes générés varient fortement d'un type de sol à un autre.

Notre recherche se concentre donc dans ce chapitre à évaluer ces efforts tout en tenant compte de la variabilité spatiale des caractéristiques mécaniques du sol et notamment son module de cisaillement.

L'influence des paramètres de l'inhomogénéité 'p', de l'impédance 'q' et du facteur V_0/H du sol , sur la réponse statistique et stochastique des structures sera étudiée.

L'analyse statistique portera sur les paramètres du premier ordre (moyenne et écart type) des spectres des déplacements relatif, total et de la pseudo accélération de la structure ainsi que ceux des réactions d'appuis (efforts tranchants). Ces derniers sont évalués en considérant une collection d'excitations sismiques dont chacune est considérée comme étant un échantillon d'un champ stochastique stationnaire, Gaussien, homogène et unidimensionnel, simulé en utilisant la technique de Monté Carlo qu'ont perfectionnée Shinozuka et al. en 1987.

Le but de l'analyse stochastique par contre est de comparer les paramètres statistiques des pics (moyenne et écart type) déduits des formules probabilistes de Davenport, Vanmarcke et de Der-Kiureghian avec ceux évalués par la simulation numérique et d'évaluer le degré de fiabilité de ces différentes formules théoriques.

VI.2 EQUATION DU MOUVEMENT

Les équations du mouvement d'une structure à N degré de liberté, et soumise à m excitations sismiques au niveau des m supports sont écrits sous la forme suivante (Der Kiureghian ; 1992, 1997) :

$$\begin{bmatrix} M & M_c \\ M_c^T & M_g \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{u} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C & C_c \\ C_c^T & C_g \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{x} \\ \dot{u} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K & K_c \\ K_c^T & K_g \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} x \\ u \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ F \end{Bmatrix} \quad (6.1)$$

avec :

$x = [x_1, \dots, x_N]^T$ représente N vecteurs de déplacements (totaux) correspondants aux N degrés de liberté de la structure.

$u = [u_1, \dots, u_m]^T$ représente m vecteurs de déplacements au niveau des m supports.

M, C, K représentent respectivement des matrices N x N, de masse, d'amortissement et de rigidité de la structure.

M_g, C_g, K_g représentent respectivement des matrices m x m, de masse, d'amortissement et de rigidité du sol au niveau des supports.

M_c, C_c, K_c sont des matrices de couplage N x m, entre la structure et le sol.

F représente m vecteurs des forces agissants au niveau des supports.

Les deux entités, x et u peuvent contenir des composantes translationnelles et rotationnelles.

Pour résoudre l'équation (6.1), il est commode de décomposer le vecteur déplacement total x en deux parties : une composante pseudo-statique x^s , et une composante dynamique x^d

$$x = x^s + x^d \quad (6.2)$$

La composante pseudo-statique est définie comme étant la réponse du système lorsque les effets dynamiques sont négligés. En éliminant les termes d'inertie et d'amortissement dans l'équation (6.1), on aura :

$$x^s = -K^{-1}K_c u = Ru \quad (6.3)$$

où : $R = -K^{-1}K_c$ est la matrice d'influence.

en substituant les equations (6.2) et (6.3) dans (6.1), la composante dynamique de la réponse est obtenue par la forme différentielle suivante:

$$M\ddot{x}^d + C\dot{x}^d + Kx^d = -(MR + M_c)\ddot{u} - (CR + C_c)\dot{u} \cong -(MR + M_c)\ddot{u} \quad (6.4)$$

Une approximation du second membre de cette dernière equation est introduite en supposant un amortissement de type proportionnel, la quantité $(CR + C_c)\dot{u}$ peut être négligée car elle est inférieure aux forces d'inertie $(MR + M_c)\ddot{u}$. A noter aussi que si le modèle de la structure est à masse concentrées $M_c = 0$. d'où, l'équation (6.4) devient:

$$M\ddot{x}^d + C\dot{x}^d + Kx^d \cong -MR\ddot{u} \quad (6.5)$$

Cette équation peut être résolue et découplée par la méthode de la superposition modale.

Soient, ξ_i , ω_i , et ϕ_i , $i = 1, 2, \dots, N$ représentent respectivement les facteurs d'amortissements modaux, les fréquences naturelles et les formes modales de la structure à base fixe.

Les deux derniers paramètres sont obtenus par la résolution du problème suivant aux valeurs propres et sans tenir compte de l'amortissement :

$$(-\omega_i^2 M + K)\phi_i = 0 \quad (6.6)$$

En substituant la transformation $x^d = \phi \cdot y$, $y = [y_1, \dots, y_n]^T$, dans l'equation (6.5), puis en la multipliant par ϕ^T , et enfin en considérant les propriétés d'orthogonalités, les équations découplées du mouvement s'écrivent:

$$\ddot{y}_i + 2\xi_i\omega_i\dot{y}_i + \omega_i^2 y_i = \sum_{k=1}^m \beta_{ki}\ddot{u}_k(t) \quad i = 1, \dots, n \quad (6.7)$$

où : k désigne les degrés de liberté associés au niveau des supports.

β_{ki} est le facteur de participation modale, donné par :

$$\beta_{ki} = -\frac{\phi_i^T M r_k}{\phi_i^T M \phi_i} \quad (6.8)$$

Où r_k est le k^{eme} vecteur colonne de la matrice d'influence R.

En normalisant la réponse modale $s_{ki}(t)$ telle que $y_i(t) = \sum_{k=1}^m \beta_{ki} s_{ki}(t)$, l'équation (6.7) s'écrit :

$$\ddot{s}_{ki} + 2\xi_i \omega_i \dot{s}_{ki} + \omega_i^2 s_{ki} = \ddot{u}_k(t) \quad (6.9)$$

Les réponses générées $z(t)$ de la structure qui nous intéressent telles que : les déplacements nodaux et les efforts internes peuvent être exprimées comme fonctions linéaires des déplacements nodaux $x(t)$. Ceci s'écrit, sous forme matricielle comme :

$$z(t) = q^T x(t) = q^T [x^s(t) + x^d(t)] \quad (6.10)$$

où le n^{eme} vecteur 'q' dépend de la réponse qui nous intéresse : pour les réponses en terme de déplacement, ses composantes sont des constantes adimensionnelles, par contre pour les forces internes, elles sont fonctions des propriétés de rigidité et de la géométrie des éléments de la structure qui nous intéressent.

En substituant les composantes pseudo-statiques et dynamiques, Der Kiureghian et Neuenhofer (1992) ont montré que l'équation (6.10) peut être écrite comme suit :

$$z(t) = \sum_{k=1}^m a_k u_k(t) + \sum_{k=1}^m \sum_{i=1}^n b_{ki} s_{ki}(t) \quad (6.11)$$

où : a_k est le coefficient d'influence effectif.

b_{ki} est le facteur de participation modale effectif, donnés respectivement par :

$$a_k = q^T r_k \quad k = 1, \dots, m; \quad b_{ki} = q^T \phi_i \beta_{ki} \quad k = 1, \dots, m; \quad i = 1, \dots, n \quad (6.12)$$

Il est important de noter que a_k et b_{ki} sont des fonctions qui dépendent uniquement des propriétés de la structure, et $s_{ki}(t)$ dépend uniquement de la i^{eme} fréquence modale, du taux d'amortissement et de l'input sismique au k^{eme} appui. Selon Nakamura et al. (1993), ses deux coefficients possèdent les propriétés suivantes :

$$\begin{aligned} 1- \quad & \sum_{k=1}^m a_k = 1 && \text{si } z(t) \text{ est un déplacement nodal.} \\ & = 0 && \text{si } z(t) \text{ est la composante des forces internes.} \end{aligned} \quad (6.13)$$

$$2- \quad \sum_{k=1}^m b_{ki} = -a_k \quad (6.14)$$

VI.3 MODÉLISATION DE LA VARIABILITE SPATIALE DU MOUVEMENT SISMIQUE

La description mathématique de la variation spatiale des ondes sismiques peut se faire par le biais de nombreux paramètres notamment la corrélation et la cohérence.

La corrélation est une mesure dans le domaine temporelle alors que la cohérence est une mesure dans le domaine fréquentiel. C'est pourquoi souvent, la cohérence est utilisée pour déduire la variation spatiale. La mesure de la cohérence spatiale requiert des enregistrements provenant des systèmes de mesure dispersés en réseaux denses.

Cependant, il est difficile d'établir des modèles géophysiques des processus sismiques pour caractériser la variabilité spatiale. Pour des considérations pratiques, les mouvements sismiques, exhibant une nature aléatoire, peuvent être modélisés d'une manière probabiliste par un champ aléatoire. Par conséquent, il est raisonnable de supposer que chaque composante de l'accélération sismique constitue un champ spatio-temporel homogène.

Pour les processus stochastiques stationnaires, la fonction de cohérence est le rapport de l'inter-densité spectrale de puissance entre deux stations, i et j et la racine carrée du produit des autos-densités spectrales de puissance correspondantes. Pour deux accélérations $a_i(t)$ et $a_j(t)$, la fonction de cohérence est définie par:

$$\gamma_{ij}(\omega) = \begin{cases} \frac{S_{a_i a_j}(\omega)}{\sqrt{S_{a_i a_i}(\omega) S_{a_j a_j}(\omega)}} & \text{pour } S_{a_i a_i}(\omega) S_{a_j a_j}(\omega) \neq 0 \\ 0 & \text{pour } S_{a_i a_i}(\omega) S_{a_j a_j}(\omega) = 0 \end{cases} \quad (6.15)$$

où: $S_{xx}(\omega)$ est l'auto-densité spectrale de puissance du processus $x(t)$.

$S_{xy}(\omega)$ est l'inter-densité spectrale de puissance des processus $x(t)$ et $y(t)$.

En général, $\gamma_{ij}(\omega)$ est complexe, son module est borné entre zéro et l'unité. C'est une mesure de la dépendance statistique entre les deux processus.

L'expression de la fonction de cohérence proposée par Der Kiureghian (1996) est la suivante:

$$\gamma_{ij}(\omega) = \gamma_{ij}^{(i)}(\omega) \gamma_{ij}^{(p)}(\omega) \gamma_{ij}^{(s)}(\omega) = \gamma_{ij}^{(i)}(\omega) \exp[i(\theta_{ij}^{(p)}(\omega) + \theta_{ij}^{(s)}(\omega))] \quad (6.16)$$

où: $\gamma_{ij}^{(i)}(\omega)$ représente la perte de cohérence (incohérence) entre les stations i et j, $\gamma_{ij}^{(p)}(\omega)$ est la cohérence complexe due au déphasage dans la propagation d'onde, $\gamma_{ij}^{(s)}(\omega)$ représente les effets de site locaux et $i=(-1)^{1/2}$.

Dans ce chapitre, on s'intéresse seulement aux effets de site, Der kiureghian (1996) décrit cet effet par les fonctions réponses fréquentielles $H_i(\omega)$ et $H_j(\omega)$ qui représentent des filtres à travers les couches de sol entre le bedrock et la surface du sol aux stations i et j respectivement.

La relation entre l'interdensité spectrale au niveau du bedrock $S_{ij}^{(b)}(\omega)$ et l'interdensité spectrale à la surface du sol $S_{ij}^{(r)}(\omega)$ est la suivante:

$$S_{ij}^{(r)}(\omega) = H_i^*(\omega) H_j(\omega) S_{ij}^{(b)}(\omega) \quad (6.17)$$

pour laquelle, $H_i^*(\omega)$ est le complexe conjugué de $H_i(\omega)$. Pour $i=j$ l'équation ci dessus sera réduite à la fonction auto densité spectrale donnée par la formule (4.3) :

$$S_{ii}^{(r)}(\omega) = |H_i(\omega)|^2 S_{ii}^{(b)}(\omega) \quad (6.18)$$

Lorsque seulement les effets de site qui sont considérés, la fonction de cohérence complexe définie dans l'équation (6.16) devient :

$$\gamma_{ij}(\omega) = \exp[i\theta_{ij}^s(\omega)] \quad (6.19)$$

où la différence de phase $\theta_{ij}^s(\omega)$ est donnée par :

$$\theta_{ij}^s(\omega) = \tan^{-1} \frac{\text{Im}[H_i^*(\omega) H_j(\omega)]}{\text{Re}[H_i^*(\omega) H_j(\omega)]} \quad (6.20)$$

La fonction de transfert considérée est celle qui tient compte de l'effet de l'inhomogénéité du sol donnée dans le chapitre III.

VI.4 SIMULATION D'UN CHAMP STOCHASTIQUE SPATIO-TEMPOREL, GAUSSIEN, HOMOGENE ET UNIDIMENSIONNEL EN UTILISANT LA REPRESENTATION SPECTRALE

Le champ stochastique spatio-temporel, Gaussien, Homogène et unidimensionnel, considéré comme étant un ensemble de processus stochastiques temporels au niveau de chaque support, peut être simulé en utilisant la Méthode de la

Représentation Spectrale proposée par **M. Shinozuka** et al. en 1987. L'expression du modèle de champ simulé est donnée par :

$$x_i(t) = 2 \sum_{j=1}^i \sum_{l=1}^N \left| \hat{H}_{ji}(\omega_l) \right| \sqrt{\Delta\omega} \cos(\omega_l t + \theta_{ji}(\omega_l) + \phi_{ji}) \quad (6.21)$$

où $\Delta\omega$ est l'incrément fréquentiel.

$$\omega_l = l \Delta\omega$$

$N \Delta\omega$ est la fréquence maximale considérée

$\theta_{ji}(\omega_l)$ est la phase spectrale et a l'expression suivante :

$$\theta_{ji}(\omega_l) = \tan^{-1} \left(\frac{\text{Im} \hat{H}_{ji}(\omega_l)}{\text{Re} \hat{H}_{ji}(\omega_l)} \right) \quad (6.22)$$

ϕ_{ji} sont des angles de phase aléatoires indépendants et uniformément distribués sur $[0, 2\pi]$.

$\hat{H}_{ji}(\omega_l)$ est une fonction spectrale déduite de la décomposition de Choleski de la matrice d'inter-densité spectrale $\mathbf{S}(\omega)$.

$$\mathbf{S}(\omega) = \hat{\mathbf{H}}(\omega) \hat{\mathbf{H}}^{*T}(\omega) \quad (6.23)$$

où $\hat{\mathbf{H}}(\omega) = \hat{H}_{ji}(\omega)$ est une matrice triangulaire inférieure.

* indique la conjuguée

T indique la transposée

La matrice d'inter-densité spectrale, $\mathbf{S}(\omega)$, est Hermitienne et est définie non négative.

Les composantes de la matrice $\mathbf{H}(\omega)$ sont données par :

$$\begin{aligned} \hat{H}_{jj}(\omega) &= \left(\frac{D_j(\omega)}{D_{j-1}(\omega)} \right)^{1/2} \quad j = 1, 2, \dots, n \\ \hat{H}_{ji}(\omega) &= \hat{H}_{jj}(\omega) \frac{\mathbf{S}(\omega) \begin{pmatrix} 1, 2, \dots, j-1, j \\ 1, 2, \dots, j-1, i \end{pmatrix}}{D_j(\omega)} \quad i = j+1, 2, \dots, n \end{aligned} \quad (6.24)$$

avec $D_j(\omega)$ est le $j^{\text{ème}}$ mineur principal de $\mathbf{S}(\omega)$ et $D_0(\omega) = 1$.

$\mathbf{S}(\omega) \begin{pmatrix} 1, 2, \dots, j-1, j \\ 1, 2, \dots, j-1, i \end{pmatrix}$ est le déterminant de la submatrice obtenue par élimination de tous les éléments à l'exception des $(1, 2, \dots, j-1, j)^{\text{ème}}$ lignes et $(1, 2, \dots, j-1, i)^{\text{ème}}$ colonnes de $\mathbf{S}(\omega)$.

n est le nombre de supports du pont.

Il est à remarquer que la décomposition précédente n'est valide que si $\mathbf{S}(\omega)$ est Hermitienne et définie positive. Une considération spéciale devra être faite, en conséquence, dans le cas où $\mathbf{S}(\omega)$ possède un ou plusieurs mineurs principaux nuls.

En faisant tendre l'indice limite de la série, N , vers l'infini, les processus simulés deviennent asymptotiquement Gaussiens et la moyenne du produit des processus $x_i(t)$ et $x_j(t + \tau)$ est égal à la fonction d'inter-corrélation $R_{x_i x_j}(\tau)$ sur la condition que les ϕ_{ji} soient indépendants. Cependant, cette condition est nécessaire pour que les processus soient à moyenne nulle ($\forall N$).

VI.5 SIMULATION DES EXCITATIONS DU SOL AU NIVEAU DES SUPPORTS D'UNE STRUCTURE A DEUX APPUIS

En considérant que l'accélération et le déplacement du sol sont des processus stochastiques stationnaires, ceux-ci peuvent être simulés à partir de la méthode de la représentation spectrale comme étant des échantillons d'un champ stochastique Gaussien, homogène et unidimensionnel. A partir des expressions données en (6.24) et en supposant des conditions géologiques différentes au niveau des supports, les composantes de la matrice $\hat{\mathbf{H}}(\omega)$ peuvent être déduites et sont données dans le tableau suivant :

Tableau 6.1 : Les éléments de la matrice $\mathbf{H}(\omega)$ pour la simulation des excitations au niveau de 2 points du sol.

$H_{11}(\omega)$	$\sqrt{S_{11}(\omega)}$
$H_{12}(\omega)$	$\sqrt{S_{22}(\omega)}\gamma_{12}(\omega, d_{12})$
$H_{22}(\omega)$	$\sqrt{S_{22}(\omega)}\sqrt{1 - \gamma_{12}(\omega, d_{12}) }$

avec :

$$S(\omega) = \begin{cases} S_{\ddot{u}_g}(\omega) & \text{si } x_i = \ddot{u}_i \\ S_{u_g}(\omega) & \text{si } x_i = u_i \end{cases}$$

où $S_{\ddot{u}_g}(\omega)$ est la fonction de densité spectrale de l'accélération du sol.

$S_{u_g}(\omega)$ est la fonction de densité spectrale du déplacement du sol.

$\gamma_{ij}(\omega, d_{ij})$ est la fonction de cohérence entre les excitations au niveau des points i et j .

A partir de l'expression (6.21), les accélérations $\ddot{u}_i(t)$ et les déplacements du sol $u_i(t)$ au niveau des supports peuvent être simulés par les séries suivantes :

$$x_1(t) = 2 \sum_{l=1}^N \left| \hat{H}_{11}(\omega_l) \right| \sqrt{\Delta\omega} \cos(\omega_l t + \phi_{1l}) \quad (6.25)$$

$$x_2(t) = 2 \sum_{l=1}^N \left(\left| \hat{H}_{12}(\omega_l) \right| \sqrt{\Delta\omega} \cos(\omega_l t + \theta_{12}(\omega_l) + \phi_{1l}) + \left| \hat{H}_{22}(\omega_l) \right| \sqrt{\Delta\omega} \cos(\omega_l t + \phi_{2l}) \right) \quad (6.26)$$

Il est essentiellement important de signaler que la génération digitale des fonctions $x_i(t)$ peut être accomplie par les moyens de la technique de la **F.F.T.** (Fast Fourier Transform) déjà présentée dans le chapitre précédent.

VI.6 FORMULATION DE LA REPONSE STATISTIQUE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE

VI.6.1 INTRODUCTION

Dans cette partie, il s'agit de présenter l'ensemble des formules utilisées pour l'évaluation des paramètres statistiques (moyenne et écart type) de la réponse maximale d'un système structurel linéaire, à un seul degré de liberté composé d'un plancher indéformable et de plusieurs supports de rigidités identiques et soumis à des excitations sismiques translationnelles et unidirectionnelles uniformes et non uniformes dues essentiellement à la variabilité des conditions géologiques locales du site.

Ces caractéristiques statistiques seront évaluées en considérant une collection d'excitations obtenues par la simulation numérique d'un champ stochastique spatio-temporel dont la méthodologie est présentée précédemment.

VI.6.2 STRUCTURE A MASSE CONCENTREE ET A PLUSIEURS SUPPORTS

Les réponses statistiques considérées sont les moyennes et écarts type des déplacements maximums et des réactions maximales au niveau des appuis (efforts tranchants) dont les expressions sont données par :

$$E[\max|z(t)|] = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \max|z_i(t)|$$
$$\sigma_{\max|z(t)|} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N [\max|z_i(t)| - E[\max|z(t)|]]^2}$$

$N = 1000$ (6.27)

Dans ce cas de figure, le développement mathématique du coefficient d'influence effectif a_k et du facteur de participation modal effectif b_{ki} , définis par la formule (6.12), a permis de déduire les expressions suivantes des réponses pseudo-statique et dynamique:

VI.6.2.1 DEPLACEMENTS PSEUDO-STATIQUE ET DYNAMIQUE

Les déplacements pseudo-statique et dynamique sont donnés par les formules suivantes :

$$x^s(t) = \sum_{k=1}^m \frac{1}{m} \cdot u_k(t) \quad (6.28)$$

$$x^d(t) = \sum_{k=1}^m -\frac{1}{m} \cdot s_k \quad (6.29)$$

VI.6.2.2 EFFORTS TRANCHANTS PSEUDO-STATIQUE ET DYNAMIQUE

Les réactions pseudo-statique et dynamique au niveau du k^{eme} support sont données par :

$$R_k^s(t) = k[x^s(t) - u_k(t)] = k \left[\sum_{\substack{i=1 \\ i \neq k}}^m \frac{u_i(t) - (m-1)u_k(t)}{m} \right] \quad (6.30)$$

$$R_k^d(t) = k \cdot x^d(t) \quad (6.31)$$

VI.7 FORMULATION DE LA REPONSE STOCHASTIQUE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE

VI.7.1 INTRODUCTION

L'ensemble des formules employées pour la détermination des paramètres statistiques des pics (moyenne et écart type) correspondants aux modèles stochastiques de Davenport, Vanmarcke et Der Kiureghian a été présenté dans le chapitre V.

Le calcul de ces paramètres statistiques nécessite en premier lieu l'évaluation des densités spectrales du déplacement de l'oscillateur et de l'effort tranchant à la base de chaque support qui sont liées directement aux auto et inter densités spectrales des excitations aux niveau des supports.

Ces formules utilisent la théorie des vibrations aléatoires appliquée aux champs stochastiques, d'un système structurel linéaire, à masses concentrées, à plusieurs degrés de liberté, à plusieurs supports et soumis à des excitations sismiques translationnelles et unidirectionnelles non uniformes.

VI.7.2 STRUCTURE A PLUSIEURS DEGRES DE LIBERTE

Le développement de l'expression de la réponse maximale est élaborée en utilisant la théorie des champs stochastiques. La fonction de densité spectrale de puissance de la réponse totale a pour expression :

$$S_{zz}(\omega) = S_{z_s z_s}(\omega) + 2\text{Re}[S_{z_s z_d}(\omega)] + S_{z_d z_d}(\omega) \quad (6.32)$$

où $S_{z_s z_s}(\omega)$ et $S_{z_d z_d}(\omega)$ sont, respectivement, les densités spectrales des réponses pseudo-statique et dynamique.

$S_{z_s z_d}(\omega)$ est la fonction d'inter-densité spectrale entre la réponse pseudo-statique et la réponse dynamique.

En utilisant la formule (6.11), on aura :

$$\begin{aligned} S_{zz}(\omega) = & \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m a_k a_l S_{u_k u_l}(\omega) + 2 \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m \sum_{j=1}^n a_k b_{lj} \tilde{H}_j(\omega) S_{u_k \ddot{u}_l}(\omega) \\ & + \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n b_{ki} b_{lj} \tilde{H}_i^*(\omega) \tilde{H}_j(\omega) S_{\ddot{u}_k \ddot{u}_l}(\omega) \end{aligned} \quad (6.33)$$

$S_{xy}(\omega)$ est la fonction d'interdensité spectrale des processus x et y , elle est reliée aux fonctions d'auto densité spectrale de puissance aux support k et l ($S_{\ddot{u}_k}(\omega)$ et $S_{\ddot{u}_l}(\omega)$) par la relation suivante :

$$S_{\ddot{u}_k \ddot{u}_l}(\omega) = \gamma_{kl}(\omega) \sqrt{S_{\ddot{u}_k}(\omega) S_{\ddot{u}_l}(\omega)} \quad (6.34)$$

Avec $\gamma_{kl}(\omega)$ est la fonction de cohérence tenant compte de l'effet de site, elle est définie par la formule (6.19)

A noter que :

$$\begin{aligned} S_{u_k u_l}(\omega) &= \omega^{-4} S_{\ddot{u}_k \ddot{u}_l}(\omega) \\ S_{u_k \ddot{u}_l}(\omega) &= -\omega^{-2} S_{\ddot{u}_k \ddot{u}_l}(\omega) \end{aligned} \quad (6.35)$$

$\tilde{H}_i(\omega)$ est la fonction de transfert de l'oscillateur correspondant au mode i , donnée par :

$$\tilde{H}_i(\omega) = (\omega_i^2 - \omega^2 + 2i\xi_i \omega_i \omega)^{-1} \quad (6.36)$$

VI.7.3 STRUCTURE A UN SEUL DEGRE DE LIBERTE

Dans cette partie, il s'agit de présenter l'ensemble des formules correspondant aux déplacements pseudo-statique et dynamique d'une structure à un seul degré de liberté, à supports multiples de rigidités identiques, ainsi que l'effort tranchant aux appuis.

VI.7.3.1 DEPLACEMENTS PSEUDO-STATIQUE ET DYNAMIQUE

Les DSP des déplacements pseudo-statique et dynamique sont donnés par les formules suivantes :

$$S_{x^s}(\omega) = \frac{1}{m^2} \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m S_{u_k u_l}(\omega) \quad (6.37)$$

$$S_{x^d}(\omega) = \frac{1}{m^2} |\tilde{H}(\omega)|^2 \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m S_{\ddot{u}_k \ddot{u}_l}(\omega) \quad (6.38)$$

VI.7.3.2 EFFORTS TRANCHANTS PSEUDO-STATIQUE, DYNAMIQUE ET DYNAMO-STATIQUE

Les DSP des réactions pseudo-statique, dynamique et dynamo-statique au niveau du k^{eme} support sont données par :

$$S_{R_j^s}(\omega) = k^2 \left[S_{x^s}(\omega) + S_{u_j}(\omega) - \frac{2}{m} \sum_{k=1}^m \text{Re} [S_{u_k u_j}(\omega)] \right] \quad (6.39)$$

$$S_{R_j^d}(\omega) = k^2 \cdot S_{x^d}(\omega) \quad (6.40)$$

$$S_{R_j^s R_j^d}(\omega) = -k^2 \left[\frac{1}{m^2} \tilde{H}(\omega) \sum_{k=1}^m \sum_{l=1}^m S_{u_k \ddot{u}_l}(\omega) - \frac{1}{m} \tilde{H}(\omega) \sum_{k=1}^m S_{u_j \ddot{u}_k}(\omega) \right] \quad (6.41)$$

VI.8 ANALYSE STATISTIQUE DE LA REPONSE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE

Soit une structure à un seul degré de liberté, constituée d'un plancher indéformable de masse m et de deux supports de rigidités identiques. Cette structure est modélisée en un oscillateur simple ayant les paramètres dynamiques (ω, ξ) et est soumise à des excitations non uniformes dues essentiellement à la variabilité des conditions géologiques locales du site.

Les caractéristiques statistiques (moyenne et écart type) de la réponse maximale de ce système sont obtenues en considérant une collection de 1000 excitations non stationnaires.

L'étude paramétrique de la réponse statistique de cet oscillateur portera essentiellement sur le paramètre d'inhomogénéité du sol 'p' et le paramètre V_0/H . Le rapport d'impédance est pris égal à 0.5 et le taux d'amortissement critique est pris égal à 5%.

VI.8.1 INFLUENCE DU DEGRE D'INHOMOGENEITE 'P' DU SOL ET DU PARAMETRE V_0/H SUR LES SPECTRES DE REPONSES : LES CONDITIONS LOCALES DU SITE IDENTIQUES

VI.8.1.1 SPECTRE DU DEPLACEMENT RELATIF

Le déplacement dynamique d'un oscillateur simple est appelé également déplacement relatif. La figure 6.1 montre la variation de la moyenne et de l'écart type du spectre du déplacement relatif (SDR) sous l'effet du paramètre d'inhomogénéité 'p' et

du paramètre V_0/H du site. On considère 3 types de sols, flexible ($V_0/H=1$), moyen ($V_0/H=4$) et rigide ($V_0/H=10$). Le résultat n'est pas affecté par l'allure de la DSP de l'input sismique au niveau du substratum qu'elle soit modélisée par un bruit blanc ou par le modèle de Kanai-Tajimi modifié car le déplacement est généralement riche en basses fréquences. La fréquence de l'oscillateur varie de 0.02Hz jusqu'à 10Hz avec un pas fréquentiel égal à 0.02 Hz.

D'après cette figure, on peut remarquer que le SDR augmente généralement lorsque le degré d'inhomogénéité augmente quelque soit la fréquence de l'oscillateur. Le SDR est généralement riche en basses fréquences ($0 < F < 1\text{Hz}$). Il présente un pic extrême aux alentours de 0.2Hz-0.3Hz et les modes propres du sol ne sont pas excités (les pics correspondant aux fréquences de résonance du sol n'apparaissent pas sur les courbes) à l'exception du cas où le mode fondamental du sol est proche du pic mentionné précédemment (cas $V_0/H=1$). Il exhibe une diminution lorsque le sol devient rigide ou encore lorsque le rapport V_0/H augmente. Il devient indépendant du facteur d'inhomogénéité 'P' pour les sols rigides ayant un rapport V_0/H important ($V_0/H > 10$). Lorsque l'oscillateur est infiniment flexible ($F \approx 0$), le SDR converge vers le PGD à la surface du sol.

Lorsque le sol présente un rapport d'impédance important ($q \ll 1$), le déplacement relatif peut exciter le mode fondamental du sol et même quelques modes supérieurs et plus particulièrement pour un sol inhomogène flexible (fig. 6.2). Pour les catégories de sols flexibles et moyens, le SDR présente un pic extrême au niveau de la fréquence coïncidant avec la fréquence fondamentale du sol (fig. 6.2). En d'autres termes, l'énergie du déplacement relatif est maximale lorsque la fréquence de l'oscillateur est en résonance avec la fréquence fondamentale du sol pour ces deux catégories de sols. Pour les sols rigides, le pic extrême du SDR est situé entre 0.2Hz-0.3Hz comme a été mentionné ci-dessus.

On peut remarquer que sur la gamme des fréquences ($0 < F < 10\text{Hz}$), les valeurs de la moyenne et de l'écart type du SDR peuvent dépasser trois fois celles correspondant à un sol homogène (fig. 6.3). Si on s'intéresse sur la gamme de fréquences la plus importante du SDR ($0 < F < 1\text{Hz}$), l'effet de l'inhomogénéité est très important lorsque le sol est flexible

($V_0/H = 1$) et diminue lorsque le sol devient rigide. Lorsqu'un sol est caractérisé par un rapport d'impédance important, on peut remarquer une déamplification du SDR, dû à l'inhomogénéité, au niveau de certaines fréquences proches de part et d'autre des fréquences de résonances du sol homogène. Ceci est le résultat du décalage des fréquences propres du sol inhomogène par rapport à celles du sol homogène. Le rapport α entre les valeurs des deux moments statistiques du SDR pour le cas d'un sol inhomogène et homogène sont résumées dans les tableaux 6.2. et 6.3.

Tableau 6.2 : Valeurs maximales de α sur la gamme de fréquences ($0 < F < 1\text{Hz}$) pour le cas de la moyenne et de l'écart type du SDD ($q=0.5$)

	Sol flexible		Sol moyen		Sol rigide	
	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1
E[SD]	3.32	2.04	1.83	1.35	1.28	1.14
σ [SD]	3.63	2.19	1.92	1.40	1.23	1.10

Tableau 6.3 : Valeurs maximales de α sur la gamme de fréquences ($0 < F < 1\text{Hz}$) pour le cas de la moyenne et de l'écart type du SDD ($q=0$)

	Sol flexible		Sol moyen		Sol rigide	
	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1	P=1	P ₁ =0 ; P ₂ =1
E[SD]	3.5	2.04	2.73	1.71	1.11	1.04
σ [SD]	4.8	2.69	3.83	2.14	1.05	1.03

D'autre part, il est intéressant d'évaluer, au niveau des pics, l'amplification du SDR moyen causée par un sol inhomogène par rapport au cas homogène. Pour un sol flexible ayant un rapport d'impédance très important ($q=0$), cette amplification peut atteindre, au niveau de la fréquence coïncidant avec le mode fondamental du sol, 27% dans le cas d'un sol flexible ($V_0/H = 1$) et 73% dans le cas d'un sol moyen ($V_0/H = 4$).

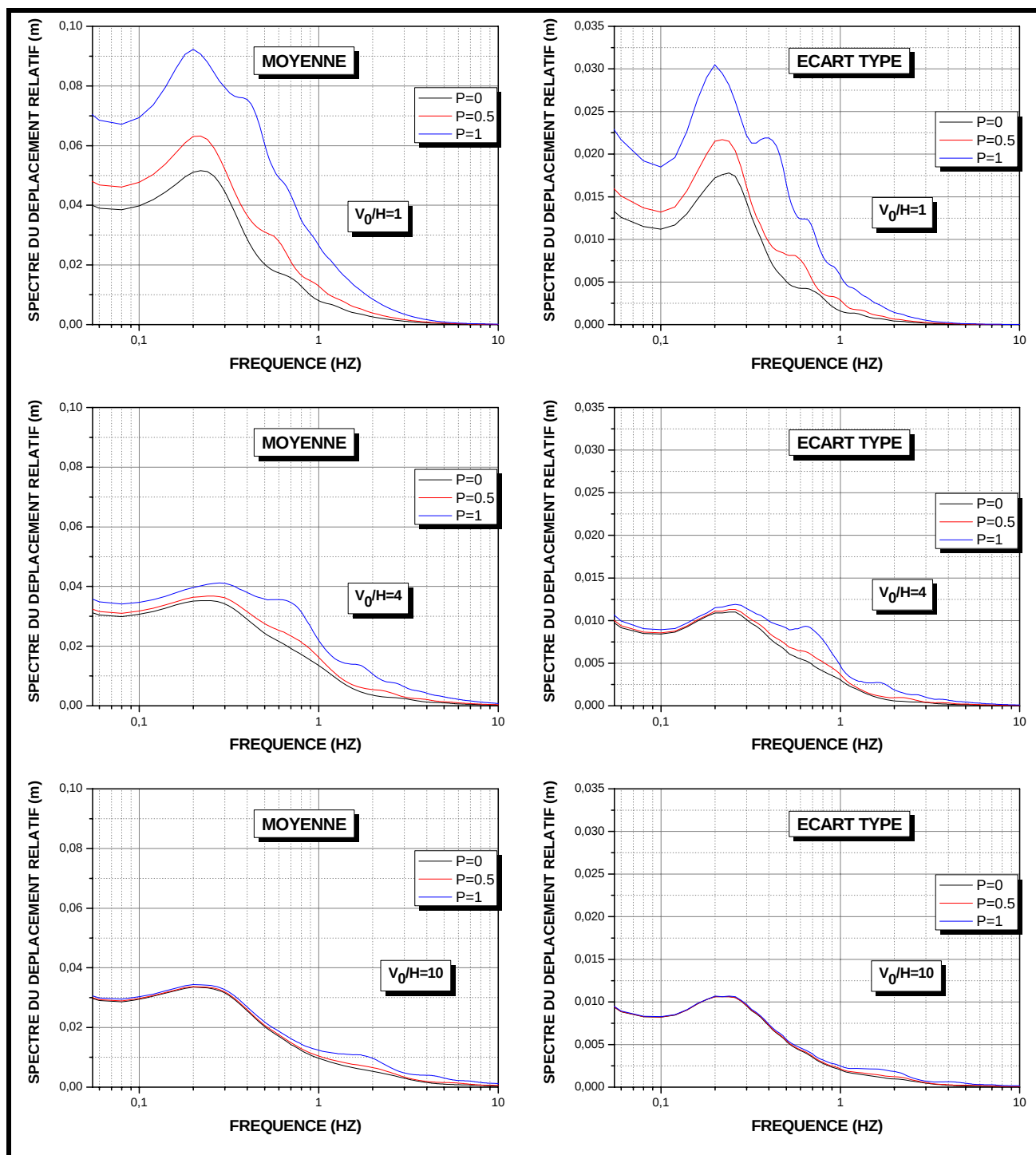


Figure 6.1 Variation du spectre du déplacement relatif sous l'effet du paramètre 'p' et du paramètre V_0/H ($q=0.5$).

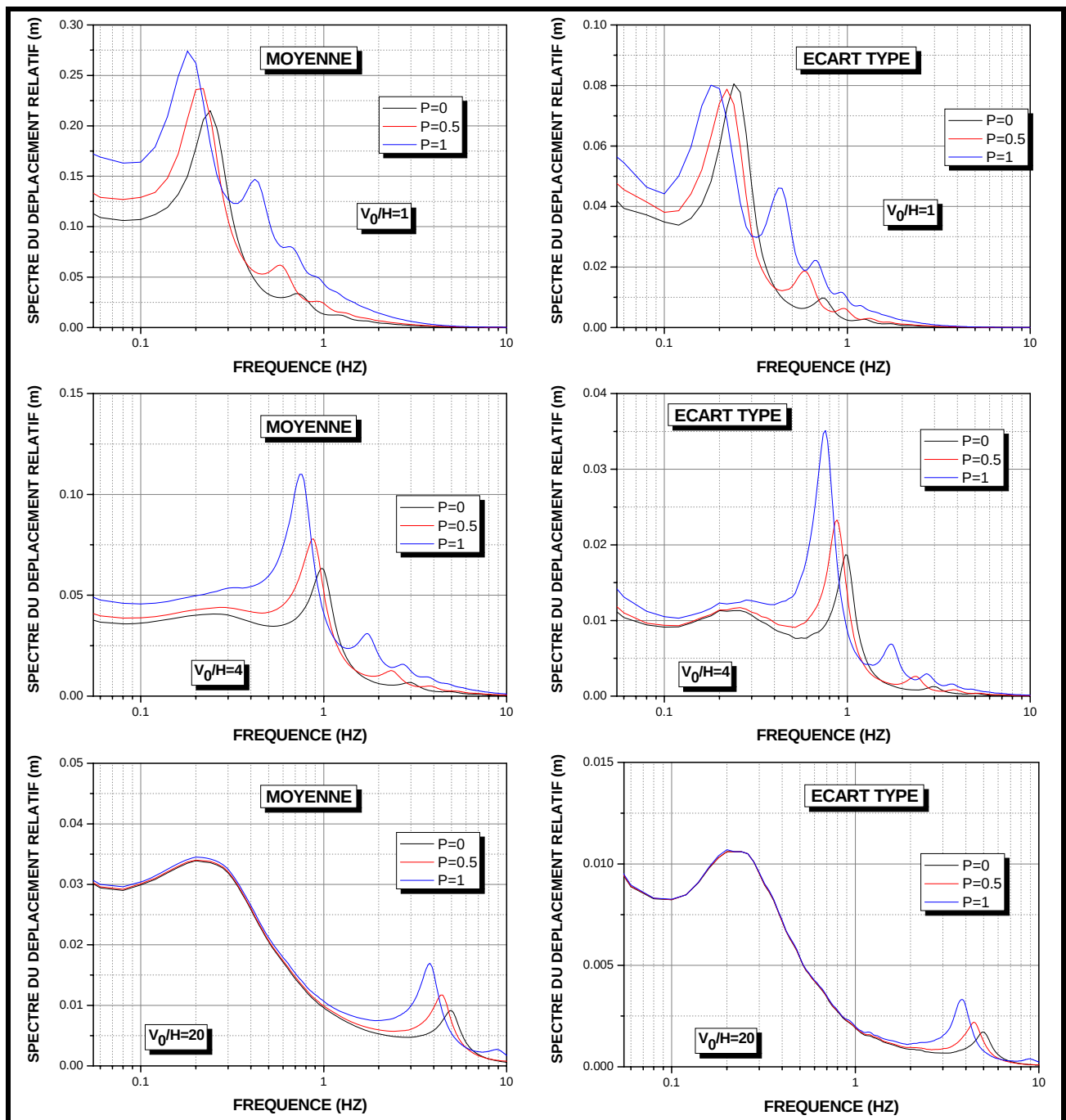


Figure 6.2 Variation du spectre du déplacement relatif sous l'effet du paramètre 'p' et du paramètre V_0/H ($q=0$).

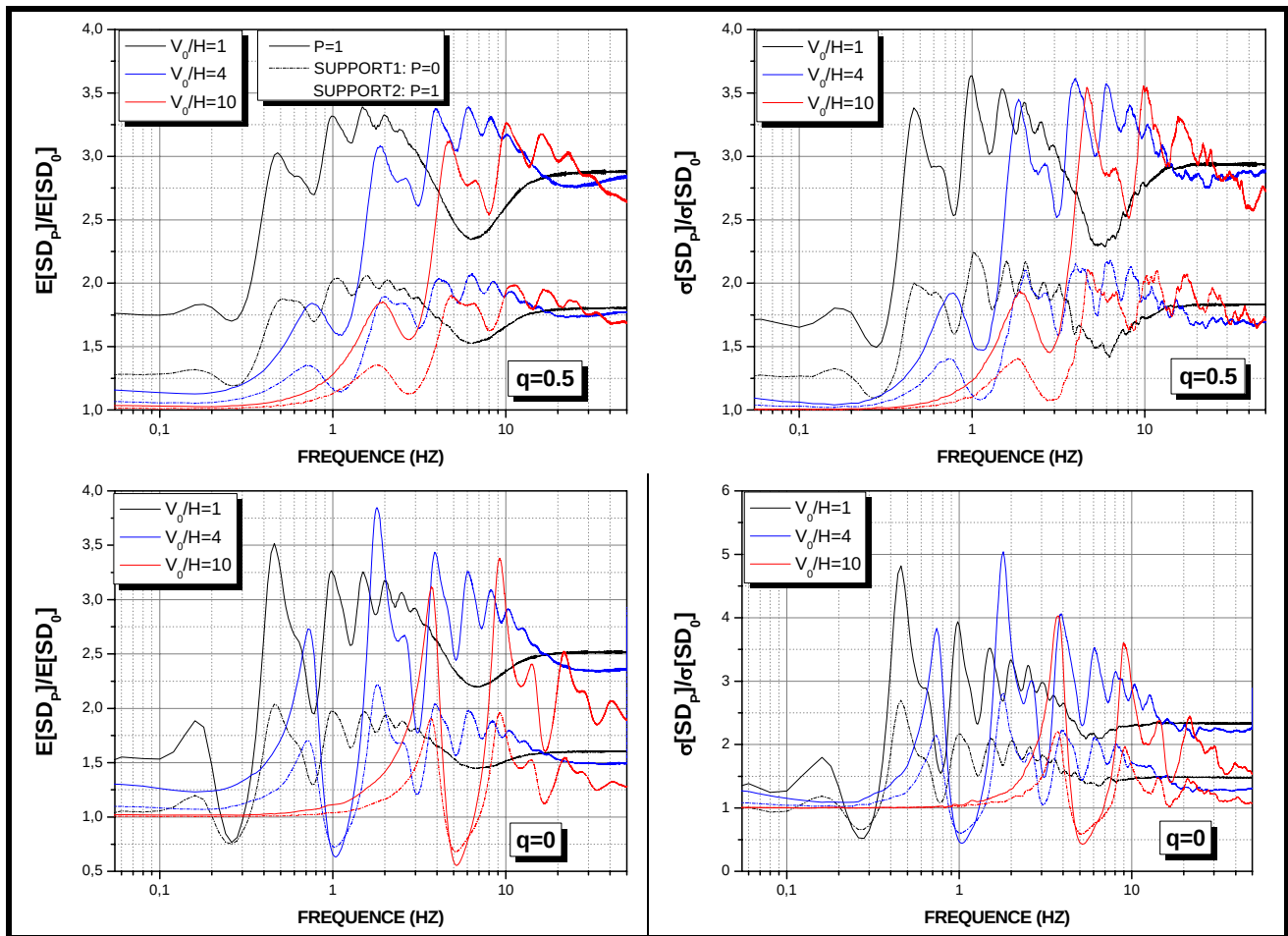


Figure 6.3 Rapport entre SD lorsque le sol est inhomogène par rapport à celui homogène.

Courbe continue : conditions locales du site identiques avec 'P=1'

Courbe discontinue : conditions locales du site non identiques avec 'P=0 ;1'

respectivement au niveau des deux supports.

VI.8.1.2 SPECTRE DU DEPLACEMENT TOTAL

En ce qui concerne le déplacement total maximal, les deux premiers moments statistiques (moyenne et écart type) exhibent une augmentation lorsque le paramètre d'inhomogénéité 'p' augmente (fig. 6.4). Cette augmentation devient plus importante lorsque le sol est flexible ou encore si le sol est caractérisé par une valeur faible de V_0/H . Celle-ci devient négligeable pour les sols rigides ayant un rapport V_0/H important ($V_0/H > 10$) comme pour le cas du SDR. On pourra noter également que ces deux moments convergent vers les valeurs homologues du PGD lorsque l'oscillateur est infiniment rigide ($\omega \gg 1$).

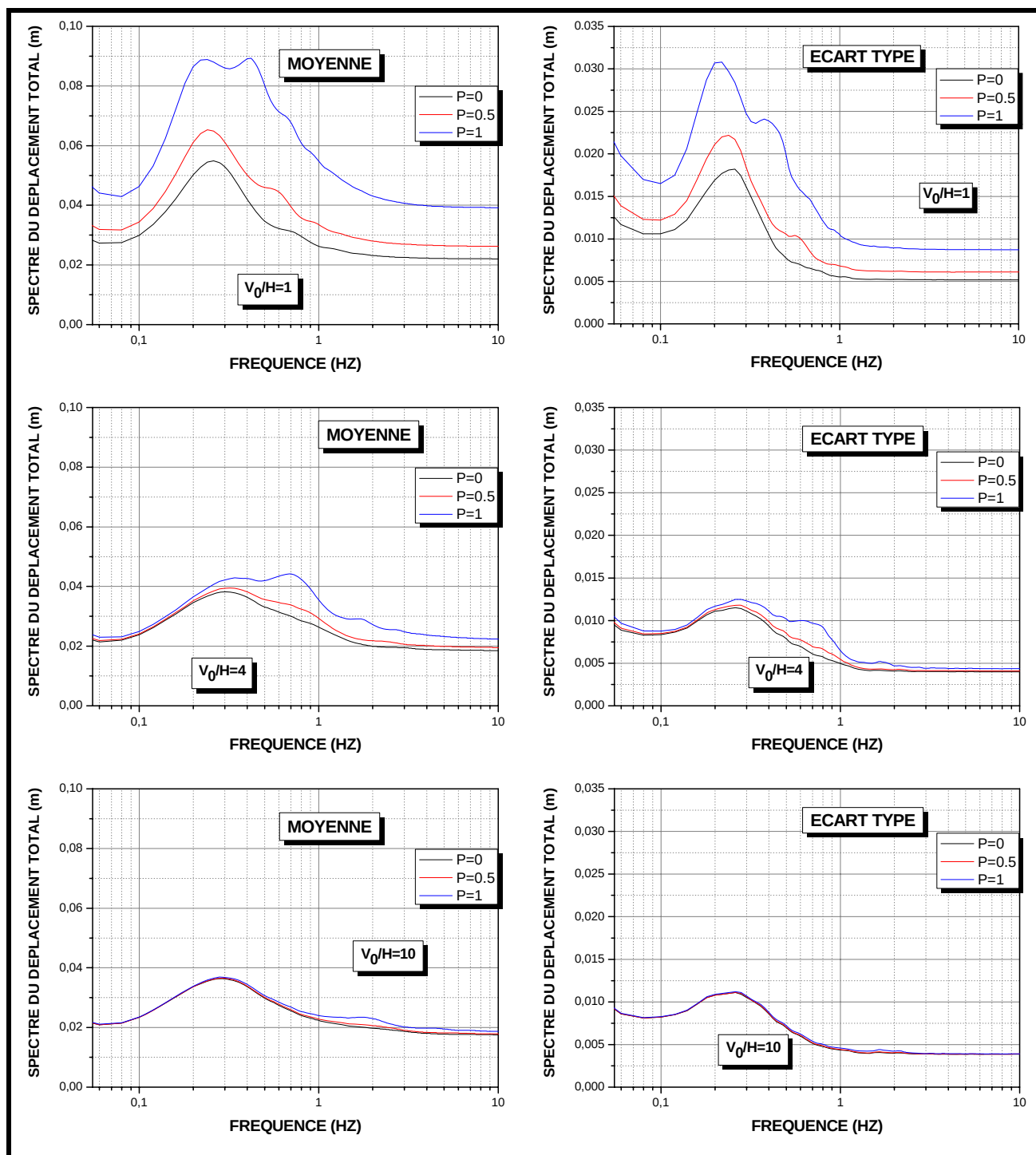


Figure 6.4 Variation du spectre du déplacement total sous l'effet du paramètre 'p' et du paramètre V_0/H

VI.8.1.3 SPECTRE DE LA PSEUDO ACCELERATION

Après analyse de l'effet de l'inhomogénéité, la flexibilité et la rigidité du sol sur les spectres des déplacements relatifs (SDR) et total de l'oscillateur, il est intéressant d'étendre cette analyse sur le spectre de la pseudo accélération (PSA). Les figures 6.5 et 6.6 montrent l'effet du paramètre d'inhomogénéité ' p ', du rapport ' V_0/H ' et du rapport d'impédance ' q ' sur la moyenne et l'écart type du PSA. Les courbes du PSA sont tracées sur la gamme de fréquences de 0-50Hz pour les sols flexibles et moyens et de 0-100Hz pour les sols rigides. A partir de ces deux figures, on remarque que les courbes exhibent des pics qui coïncident avec les fréquences propres du sol. Généralement, ces pics ne sont pas visibles lorsque le rapport d'impédance est faible et le sol est flexible et plus particulièrement sur les courbes du PSA moyen. Dans l'analyse dynamique des structures, on dit qu'une structure, soumise à une excitation donnée, est en résonance (valeur de la réponse maximale) lorsque sa fréquence fondamentale coïncide avec la fréquence fondamentale du sol. Or, d'après la présente analyse qui tient compte des modes supérieurs du sol, cette définition n'est pas toujours vraie. Cette analyse paramétrique des deux moments statistiques du PSA montre que l'amplitude spectrale est également importante au niveau des fréquences coïncidents avec celles des modes supérieurs du sol (fréquences de résonances) et le PSA est riche sur une large plage de fréquences (basses et hautes fréquences). Cette amplitude peut même être plus importante, au niveau de ces fréquences, comparée à celle correspondant au mode fondamental et plus particulièrement lorsque le rapport d'impédance est faible (sol ferme), le sol est flexible et le sol est inhomogène (fig. 6.5). Ceci est dû essentiellement à la nature de l'input sismique au bedrock pris en considération qui est caractérisé par un contenu fréquentiel à bande large ($B_g=0.8$). En se référant aux différents règlements parasismiques et plus particulièrement celui de l'Algérie (RPA 99, 2003), l'allure du spectre peut constituer un palier qui englobe les pics correspondants à quelques fréquences de résonances du sol.

Dans le cas étudié, pour un sol ayant un rapport d'impédance ' $q=0.5$ ', un paramètre ' $V_0/H=1$ ', le PSA moyen exhibe un pic extrême au niveau de la fréquence coïncidant avec le 5^{ème} mode de résonance lorsque le sol est homogène et le 7^{ème} mode de résonance

lorsque le sol est parfaitement inhomogène ($p=1$). Cependant, le PSA moyen présente un pic extrême au niveau de la fréquence coïncidant avec celle du mode fondamental du sol lorsque le rapport d'impédance est important (sol meuble) et le sol est rigide (fig. 6.6). On peut remarquer que dans ce cas, le PSA est riche sur une plage réduite de fréquences (hautes fréquences). Or, il est important de noter que si l'input sismique au bedrock a une fréquence centrale au voisinage de la fréquence fondamentale du sol (résonance du sol), le PSA moyen exhibe un pic extrême au voisinage de cette fréquence et son amplitude devient de plus en plus importante par rapport aux autres pics si le contenu fréquentiel de l'accélération au niveau du bedrock est à bande étroite (B_g faible). Dans ce contexte, le PSA est riche sur une plage réduite de fréquences dont la fréquence centrale est égale à la fréquence fondamentale du sol. En conclusion, on peut dire que le PSA peut être riche en basses, (et /ou) intermédiaires (et /ou) en hautes fréquences. Ceci dépend essentiellement du rapport d'impédance et de la fréquence fondamentale du sol. Généralement, l'inhomogénéité du sol entraîne une amplification de la moyenne et de l'écart type du PSA (fig. 6.3). Pour un sol parfaitement inhomogène, la moyenne et l'écart type du PSA peuvent être amplifiés de plus de trois fois sur la gamme de fréquences qui englobe les fréquences de résonances du sol pour les trois types de sol (flexible, moyen et rigide). On peut remarquer que sur ce palier de fréquences, les courbes d'amplification exhibent, avec un certain décalage, approximativement la même allure pour les trois types de sols (fig. 6.3). Lorsqu'un sol est caractérisé par un rapport d'impédance important, on peut remarquer une déamplification du PSA, dû à l'inhomogénéité, au niveau de certaines fréquences proches de part et d'autre des fréquences de résonances du sol homogène. Ceci est le résultat du décalage des fréquences propres du sol inhomogène par rapport à celles du sol homogène. On peut également déduire des courbes de la fig. 6.3 le rapport des PGD ($f=0$) et le rapport des PGA ($f \rightarrow \infty$).

D'autre part, il est intéressant d'évaluer, au niveau des pics, l'amplification des deux moments statistiques du PSA causée par un sol inhomogène par rapport au cas homogène.

Tableau 6.4 : Taux d'amplification de la moyenne et de l'écart type du PSA dû à un fort degré d'inhomogénéité ($p=1$) : $q=0$.

		$V_0/H=1$	$V_0/H=4$	$V_0/H=10$
E[PSA]	Mode1	0.81	1.02	1.08
	Mode2	1.51	1.57	2.62
	Mode3	1.94	2.15	3.04
	Mode4	2.20	2.86	2.9
σ [PSA]	Mode1	0.64	1.04	1.13
	Mode2	1.64	1.86	3.08
	Mode3	2.43	2.55	3.31
	Mode4	2.7	3.6	2.61

On peut remarquer que l'inhomogénéité induit à une amplification du PSA au niveau des fréquences coïncidant avec les fréquences naturelles du sol et plus particulièrement les modes supérieurs. Généralement, cette amplification est proportionnelle à la rigidité du sol (voir tableau 6.4). Néanmoins, on peut remarquer une déamplification du PSA à la fréquence de l'oscillateur coïncidant avec la fréquence fondamentale d'un sol flexible.

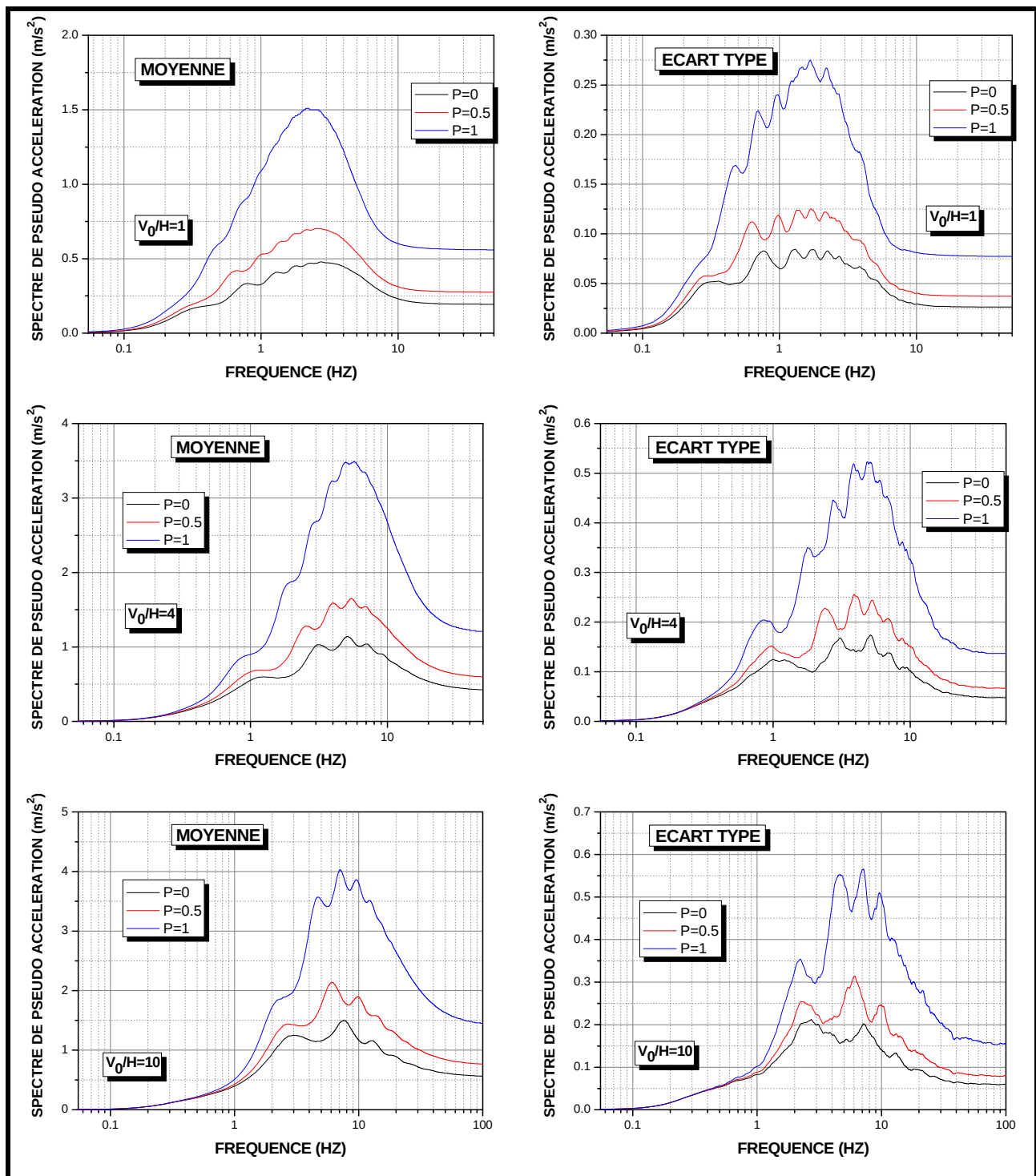


Figure 6.5 Variation du PSA sous l'effet du paramètre ' p ' et du paramètre V_0/H ($q=0.5$).

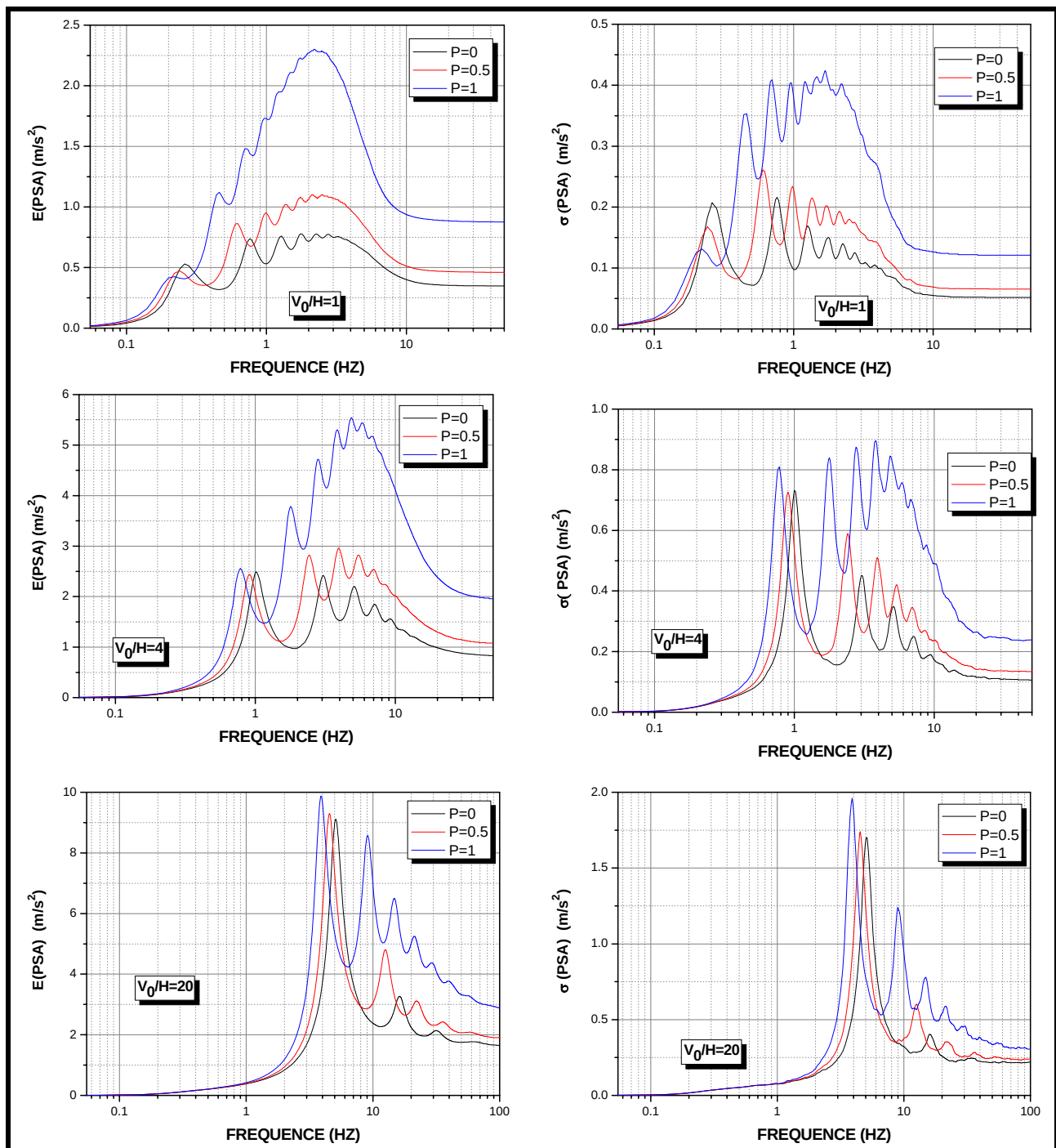


Figure 6.6 Variation du PSA sous l'effet du paramètre 'p' et du paramètre V_0/H ($q=0$).

VI.8.2 INFLUENCE DU DEGRE D'INHOMOGENEITE 'P' DU SOL ET DU PARAMETRE V_0/H SUR LES SPECTRES DE REPNSES : LES CONDITIONS LOCALES DU SITE NON IDENTIQUES

VI.8.2.1 SPECTRES DU DEPLACEMENT DYNAMIQUE ET PSEUDO ACCELERATION

Après avoir examiné le cas où les conditions locales du site sont les mêmes, il est intéressant d'étendre l'étude pour le cas où ces conditions locales du site sont variables. Cette variabilité peut être affectée par l'effet individuel ou mixte des paramètres ' p ' et V_0/H . La figure 6.7 montre la variation de la moyenne et de l'écart type des spectres du déplacement dynamique (SDD) et de la pseudo accélération (PSA) sous l'effet de la variabilité des conditions locales du site au niveau des supports. Le profil de sol est considéré homogène au niveau du support 1 et inhomogène ($P=1$) au niveau du support 2. On considère 3 types de sols, flexible ($V_0/H=1$), moyen ($V_0/H=4$) et rigide ($V_0/H=10$). Le SDD est généralement riche en basses fréquences ($0 < F < 1\text{Hz}$) alors que le PSA peut être riche en basses, (et /ou) intermédiaires (et /ou) en hautes fréquences comme pour le cas où les conditions de site sont identiques.

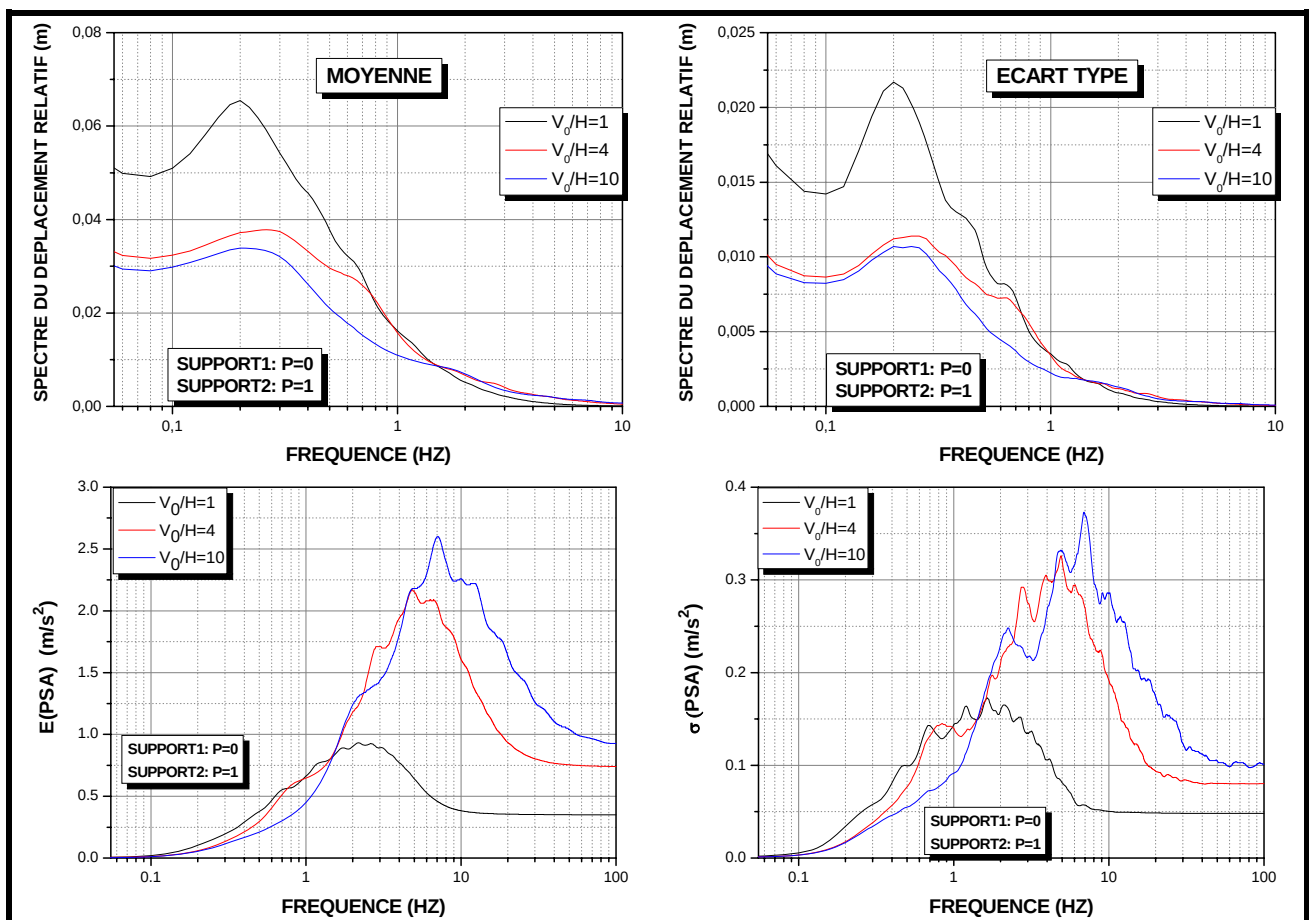


Figure 6.7 Variation du SDR et du PSA sous l'effet de la variabilité de l'inhomogénéité du sol sur le site.

Sur la plage de fréquences $0 < F < 1\text{Hz}$, on peut remarquer que la moyenne et l'écart type du SDD diminuent lorsque le sol devient rigide ou encore lorsque le paramètre V_0/H augmente. Alors que sur la plage $1\text{Hz} < F < 100\text{Hz}$ où le PSA est énergétique, les deux moments statistiques du PSA diminuent lorsque le sol devient flexible (V_0/H diminue). Comme on l'a déjà montré pour le cas des conditions locales identiques, les deux moments statistiques augmentent en fonction du degré d'inhomogénéité du sol (fig. 6.3). On peut remarquer que si le paramètre 'p' n'est pas le même au niveau des deux supports (p_1, p_2), la moyenne et l'écart type du SDD ou du PSA ont des valeurs inférieures comparées à celles correspondant à un ' $p = \max(p_1, p_2)$ ' identique au niveau des deux supports. Ceci permet de dire que le SDD et le PSA ne sont pas aussi influencés par l'effet de la variabilité des conditions géologiques au niveau des deux supports que par l'inhomogénéité du sol lui même. On peut estimer la valeur moyenne du SDD ou du PSA par la méthode stochastique en introduisant l'inter corrélation, $\rho_{s_1 s_2}$, entre les déplacements dynamiques relatifs $s_1(t)$ et $s_2(t)$ dus aux excitations des deux supports (fig. 6.8). Celle-ci est donnée par

$$\begin{cases} E[SD] = \frac{1}{2} \sqrt{E^2[SD_1] + 2\rho_{s_1 s_2} E[SD_1]E[SD_2] + E^2[SD_2]} \\ E[PSA] = \frac{1}{2} \sqrt{E^2[PSA_1] + 2\rho_{s_1 s_2} E[PSA_1]E[PSA_2] + E^2[PSA_2]} \end{cases} \quad (6.42)$$

avec

$$\rho_{s_1 s_2} = \frac{\int_{-\infty}^{+\infty} S_{s_1 s_2}(\omega) d\omega}{\left[\int_{-\infty}^{+\infty} S_{s_1 s_1}(\omega) d\omega \right]^{1/2} \left[\int_{-\infty}^{+\infty} S_{s_2 s_2}(\omega) d\omega \right]^{1/2}} \quad (6.43)$$

A partir de l'équation, (6.42), on peut déduire l'inégalité suivante pour le SDD et qui est également valable pour le PSA:

$$\frac{|E[SD_1] - E[SD_2]|}{2} \leq E[SD] \leq \frac{E[SD_1] + E[SD_2]}{2} \quad (6.44)$$

A partir de la fig. 6.8, on peut vérifier la similitude de la moyenne du PSA avec celle évaluée avec la formule stochastique (6.42). On peut également déduire que les déplacements dynamiques relatifs, $s_1(t)$ et $s_2(t)$, sont positivement corrélés ($\rho_{s_1 s_2} > 1$) quelque soit la fréquence de l'oscillateur. Pour le cas où le sol au niveau des deux

supports est rigide ($V_0/H=10$), le déplacement relatif devient indépendant du facteur d'inhomogénéité 'P' ($s_1(t) \approx s_2(t)$) sur la gamme de fréquences $0 < F_0 < 1\text{Hz}$ (fig. 6.1) et par conséquent l'inter corrélation, $\rho_{s_1 s_2}$, devient approximativement parfaite ($\rho_{s_1 s_2} \approx 1$).

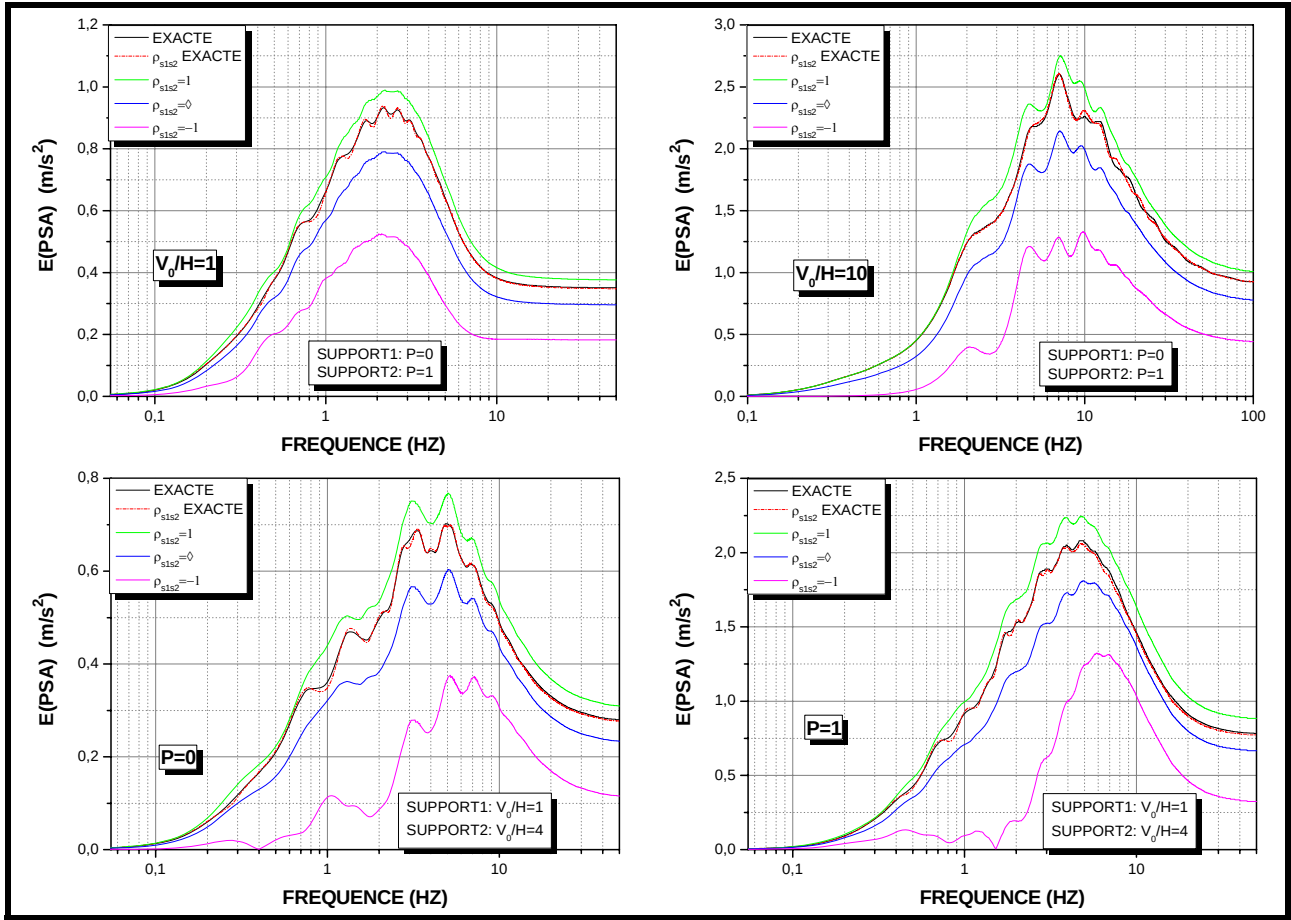


Figure 6.8 Comparaison du PSA moyen avec celui évalué avec la formule stochastique.

On peut remarquer que sur la gamme des fréquences ($0 < F < 100\text{Hz}$), les valeurs de la moyenne et de l'écart type du PSA peuvent dépasser légèrement deux fois celles correspondants à un sol homogène (fig. 6.3). Si on s'intéresse sur la gamme de fréquences la plus importante du SDD ($0 < F < 1\text{Hz}$), l'effet de l'inhomogénéité est très important lorsque le sol est flexible ($V_0/H=1$) et diminue lorsque le sol devient rigide. Le rapport α entre les valeurs des deux moments statistiques du SDD pour le cas d'un sol inhomogène et homogène sont résumées dans le tableau 6.2.

On peut également déduire des courbes de la figure 6.3 le rapport des PGD ($F \approx 0$) et le rapport des PGA ($F \rightarrow \infty$). Lorsque l'oscillateur est infiniment flexible ($F \approx 0$), le SDD converge vers le PGD du déplacement équivalent $u = (u_1 + u_2)/2$ à la surface du sol. Lorsque l'oscillateur est infiniment rigide ($F \rightarrow \infty$), le PSA converge vers le PGA de

l'accélération équivalente $\ddot{u} = (\ddot{u}_1 + \ddot{u}_2)/2$ à la surface du sol. Les valeurs du PGD et du PGA peuvent être estimées par la méthode stochastique à partir de l'équation (6.45).

$$\begin{cases} PGD = \frac{1}{2} \sqrt{PGD_1^2 + 2\rho_{u_1 u_2} PGD_1 PGD_2 + PGD_2^2} \\ PGA = \frac{1}{2} \sqrt{PGA_1^2 + 2\rho_{\ddot{u}_1 \ddot{u}_2} PGA_1 PGA_2 + PGA_2^2} \end{cases} \quad (6.45)$$

Où $\rho_{u_1 u_2}$ et $\rho_{\ddot{u}_1 \ddot{u}_2}$ sont les coefficients d'inter corrélation entre les déplacements et les accélérations au niveau des deux supports. Soit $x = u; \ddot{u}$, $\rho_{x_1 x_2}$ peut être évalué par l'expression suivante

$$\rho_{x_1 x_2} = \frac{\int_{-\infty}^{+\infty} S_{x_1 x_2}(\omega) d\omega}{\left[\int_{-\infty}^{+\infty} S_{x_1 x_1}(\omega) d\omega \right]^{1/2} \left[\int_{-\infty}^{+\infty} S_{x_2 x_2}(\omega) d\omega \right]^{1/2}} \quad (6.46)$$

Dans une seconde étape, l'analyse de l'effet de la variabilité spatiale de la fréquence fondamentale du sol sur les deux moments statistiques du SDD et du PSA est effectuée. On considère 3 types de sols, homogène, moyennement inhomogène ($P=0.5$) et fortement inhomogène ($P=1$). Le profil de sol est considéré flexible au niveau du support 1 ($V_0/H=1$) et moyen ($V_0/H=4$) au niveau du support 2. D'après les figures 6.9 et 6.10, on peut remarquer que les deux moments statistiques ont des valeurs inférieures ou intermédiaires par rapport à celles correspondants à des sites flexible et moyen. Ce résultat peut être vérifié à partir de l'inégalité 6.44 donnant l'estimation du SDD et du PSA pour le cas des conditions de sites variables (fig. 6.8).

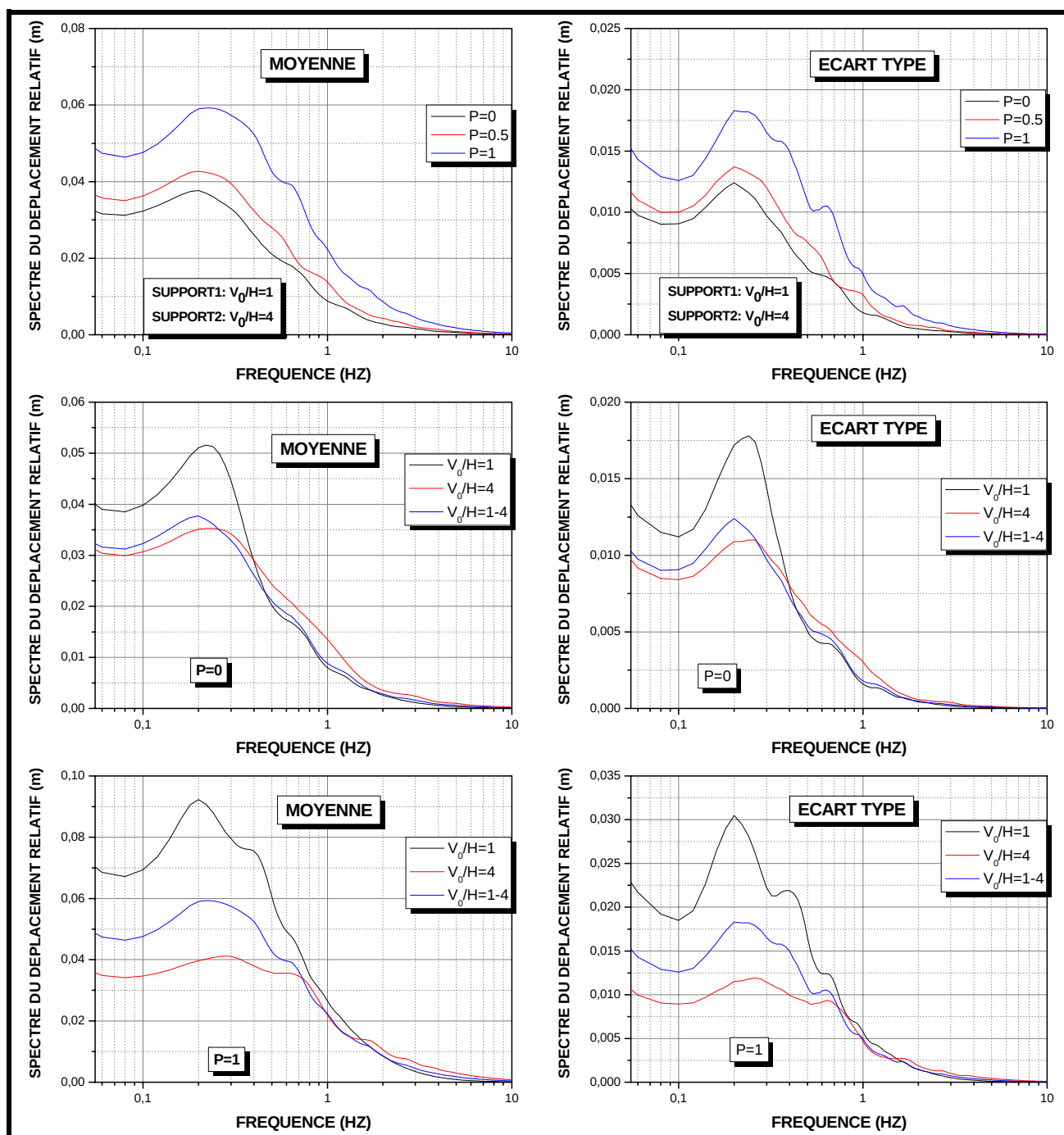


Figure 6.9 Variation du SDR sous l'effet de la variabilité de la fréquence fondamentale du sol sur le site.

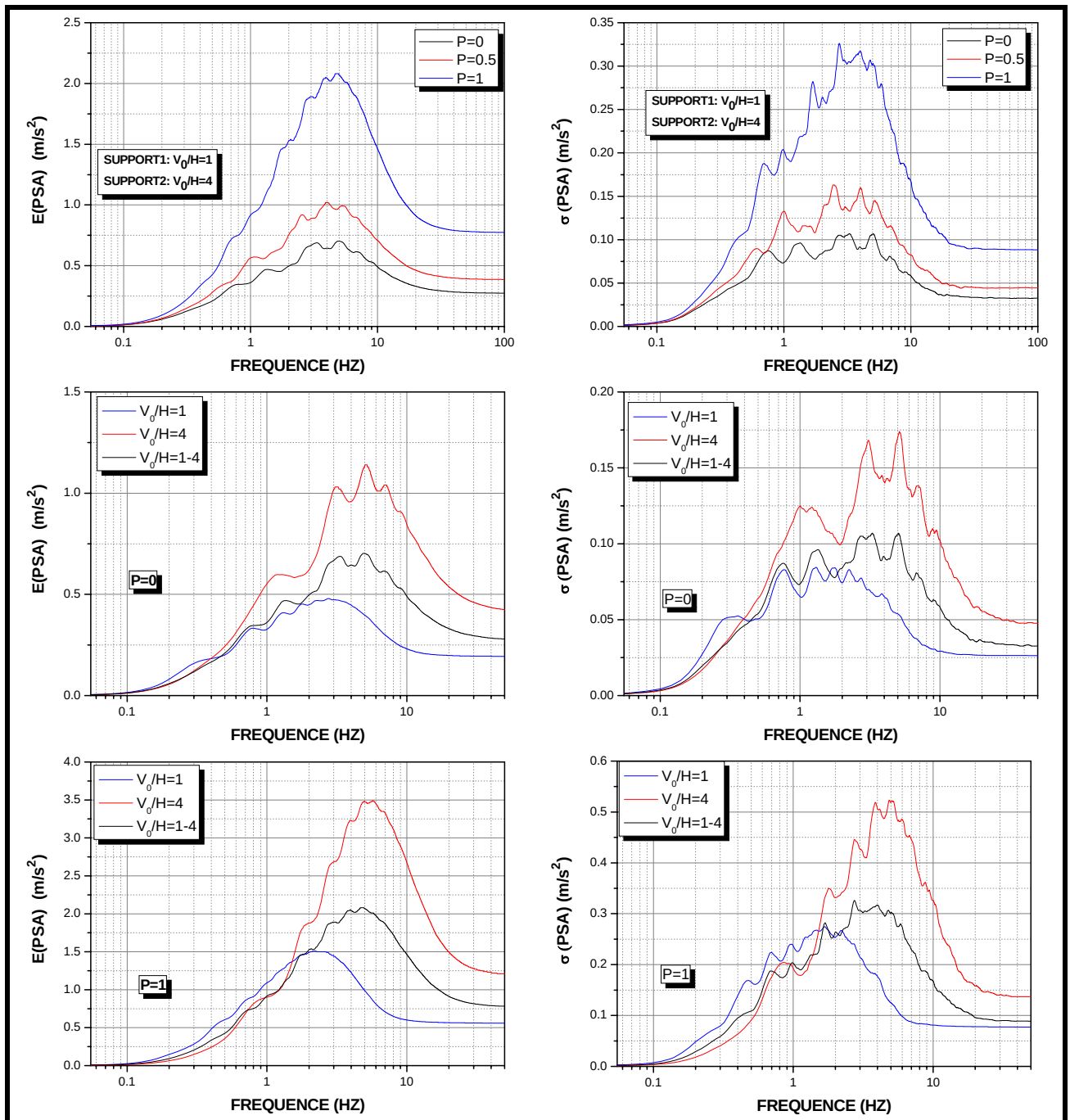


Figure 6.10 Variation du PSA sous l'effet de la variabilité de la fréquence fondamentale du sol sur le site.

VI.8.2.2 SPECTRE DE L'EFFORT TRANCHANT A LA BASE DE LA STRUCTURE

En effet, si l'input sismique est uniforme (conditions de sites identiques), l'effort tranchant à la base ou encore la force de réaction des appuis est proportionnelle au déplacement dynamique ou encore au déplacement relatif entre la masse de l'oscillateur et les supports, et a une valeur identique au niveau de tous les supports. En d'autres termes, l'effort tranchant pseudo statique est nul lorsque le mouvement sismique au niveau des appuis est uniforme. Par contre, si l'input sismique est variable spatialement, la contribution de la composante pseudo statique existe et l'effort tranchant total n'est

plus identique au niveau des supports (fig. 6.11 et 6.12). Dans le présent travail, pour montrer l'influence de cette variabilité, deux cas font l'objet de l'étude :

- Cas 1 : L'effet de la variabilité due à l'inhomogénéité du sol : les profils de sol au niveau des deux supports ont le même paramètre V_0/H . Le sol est homogène au niveau du support 1 et inhomogène ($P=1$) au niveau du support 2.
- Cas 2 : L'effet de la variabilité due à la fréquence fondamentale du sol (V_0/H variable) : les profils de sol au niveau des deux supports ont le même degré d'inhomogénéité. Le sol est flexible ($V_0/H=1$) au niveau du support 1 et moyen ($V_0/H=4$) au niveau du support 2.

Les figures 6.11 et 6.12 montrent clairement que la moyenne et l'écart type de l'effort tranchant total maximal sont proportionnels à l'inhomogénéité du sol ($p \uparrow$) ainsi qu'à sa flexibilité ($V_0/H \downarrow$). Lorsque l'oscillateur est infiniment rigide ($f \rightarrow \infty$), l'effort tranchant converge vers la composante pseudo statique qui est proportionnelle au déplacement différentiel entre les supports. Celui-ci a la même valeur au niveau des deux supports en valeur absolue mais l'inter corrélation est parfaitement négative ($\rho_{R_1^s R_2^s} = -1$) entre les composantes pseudos statiques au niveau des deux supports. Elle est donnée par

$$R_1^s(t) = -R_2^s(t) = k \left[\frac{u_2(t) - u_1(t)}{2} \right] \quad (6.47)$$

Lorsque l'oscillateur est infiniment flexible ($f \approx 0$), le déplacement total est nul et l'effort tranchant au niveau du support ' k ' est donc lié directement au déplacement excitant ce support par l'intermédiaire de la raideur de celui-ci, $R_k^s(t) = -k_k u_k(t)$. Ainsi, la moyenne et l'écart type de l'effort tranchant total normalisé (par rapport à la raideur) au niveau du support ' k ', convergent vers ceux du PGD ($\max[u_k(t)]$).

Dans le cas 1, on peut remarquer qu'aux très basses fréquences, les deux moments statistiques de l'effort tranchant sont légèrement plus importants au niveau du 2^{ème} support qui est fondé sur un sol parfaitement inhomogène ($\text{PGD}(P=1) > \text{PGD}(P=0)$). On peut le vérifier dans le chapitre IV concernant l'effet de l'inhomogénéité du sol sur les deux premiers moments statistiques du PGA et du PGD. De plus, l'inter corrélation entre les composantes dynamique et pseudo statique est positive pour le cas du 2^{ème}

support comme on peut le montrer dans l'analyse stochastique, ce qui conduit à une valeur de l'effort tranchant total plus importante. D'autre part, on peut remarquer que dans la gamme de fréquences intermédiaires, la moyenne et l'écart type de l'effort tranchant total sont plus significatifs au niveau du 1^{er} support. Ceci s'explique par le fait que l'inter corrélation est positive pour le cas du 1^{er} support. Il faut noter que lorsque l'inter corrélation est nulle, les réactions d'appuis ont des valeurs identiques. Les mêmes interprétations s'appliquent pour le cas 2. En d'autres termes, qu'aux très basses fréquences, les deux moments statistiques de l'effort tranchant sont légèrement plus importants au niveau du 1^{er} support qui est fondé sur un sol flexible ($PGD(V_0/H=1) > PGD(V_0/H=4)$) car l'inter corrélation entre les composantes dynamique et pseudo statique est positive pour le cas du 1^{er} support. Dans la gamme de fréquences intermédiaires, Ils sont plus significatifs au niveau du 2^{ème} support par le fait que l'inter corrélation est négative pour le cas du 1^{er} support.

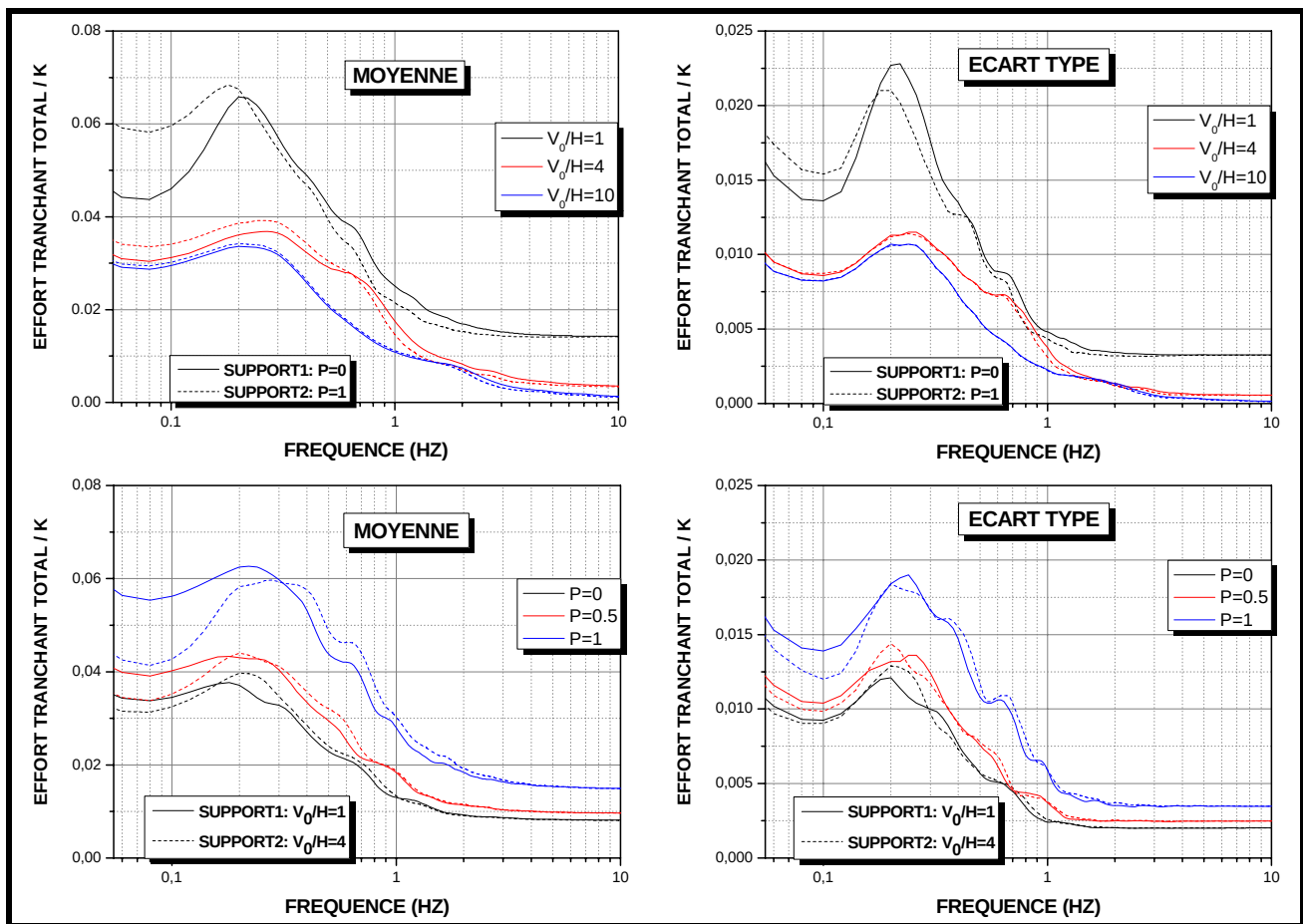


Figure 6.11 Variation de l'effort tranchant total sous l'effet individuel de la variabilité de l'inhomogénéité du sol et de la fréquence fondamentale du sol au niveau du site ($q=0.5$).

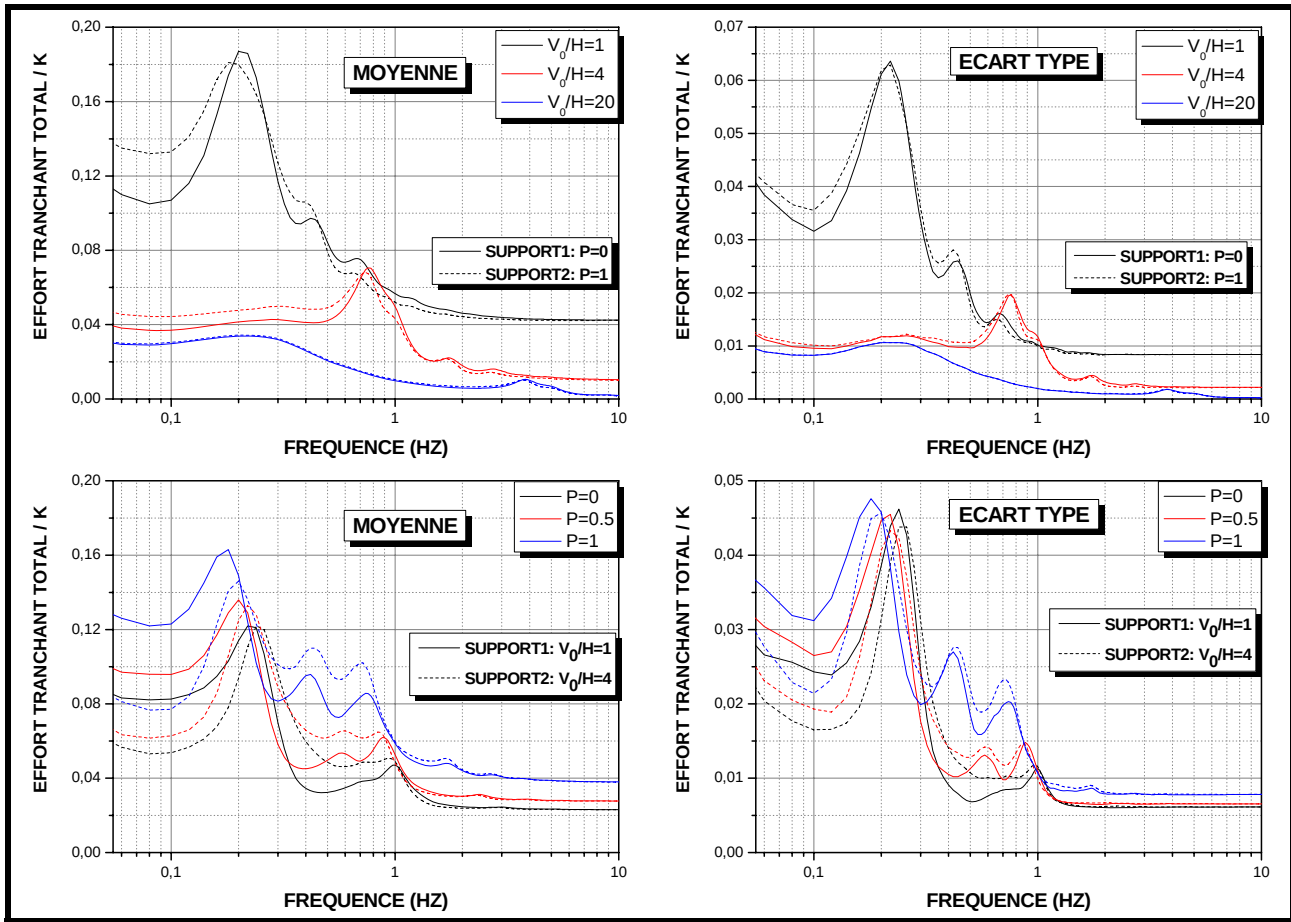


Figure 6.12 Variation de l'effort tranchant total sous l'effet individuel de la variabilité de l'inhomogénéité du sol et de la fréquence fondamentale du sol au niveau du site ($q=0$).

D'autre part, pour montrer les effets de l'inhomogénéité du sol et de sa variabilité spatiale, on a tracé les rapports entre l'effort tranchant maximal (moyenne et écart type) dans le cas d'un sol homogène au niveau des deux supports et celui dans le cas d'un sol fortement inhomogène ainsi que celui dû à une variabilité de l'inhomogénéité au niveau des deux supports (figs. 6.13 et 6.14). Comme on peut le constater, l'inhomogénéité du sol fait augmenter généralement la moyenne et l'écart type de l'effort tranchant au niveau des supports. Lorsqu'un sol est caractérisé par un rapport d'impédance important, on peut remarquer une déamplication de la moyenne et de l'écart type de l'effort tranchant total, dû à l'inhomogénéité, au niveau de certaines fréquences proches de part et d'autre de la fréquence fondamentale du sol homogène pour lesquelles la partie dynamique est prédominante. Ceci est le résultat du décalage des fréquences propres du sol inhomogène par rapport à celles du sol homogène comme a été mentionné pour le SDR. D'autre part, si les profils de sol au niveau des deux supports ne sont pas les mêmes, cet aspect induit à un mouvement différentiel entre les appuis, et par conséquent, l'effort tranchant total reçoit la contribution de la composante pseudo

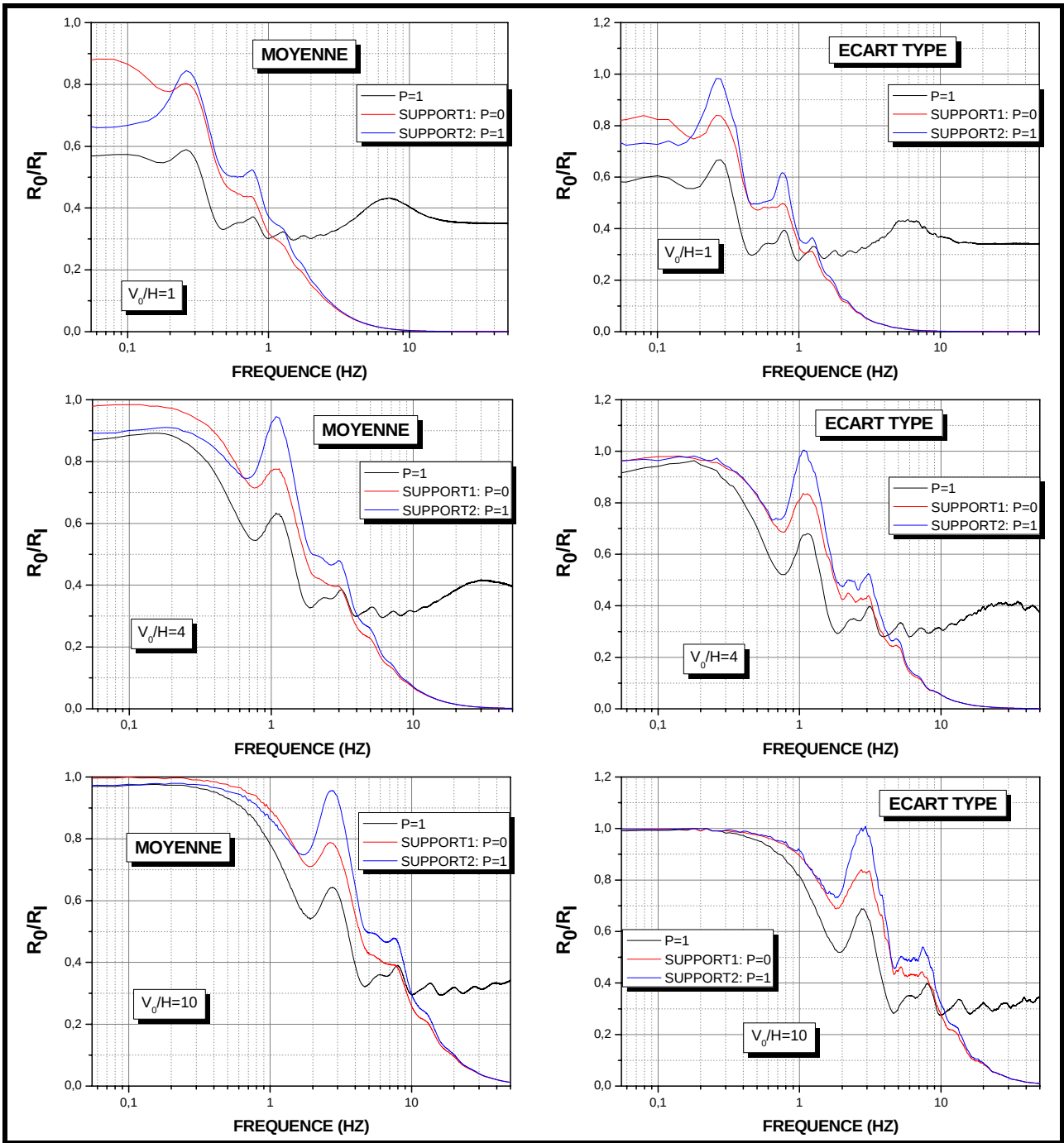


Figure 6.13 Rapport de l'effort tranchant dû à un sol homogène sur celui dû à un sol inhomogène ($q=0.5$).

statique. Le taux de contribution de cette dernière devient important avec l'augmentation de la fréquence de l'oscillateur ($f \rightarrow \infty \rightarrow R(t) = R^s(t)$). Il dépend essentiellement de l'inhomogénéité du sol ainsi que du paramètre V_0/H . En d'autres termes, si l'oscillateur présente une fréquence propre importante (structure de rigidité moyenne à forte), la composante dynamique devient faible et dans ce cas l'effort tranchant total est plus important comparée à celui dû à une forte inhomogénéité du sol (sites identiques). La fréquence de l'oscillateur, f_{im} , à partir de laquelle on observe l'effet

prédominant de la composante pseudo-statique est proportionnelle au paramètre V_0/H . Lorsque le sol est flexible, la prédominance de cette composante est visible sur une plage importante de fréquences. Comme on peut le remarquer, f_{lim} est sensiblement égale au paramètre V_0/H du sol. Pour que ça ne soit pas une coïncidence, il faudra le démontrer mathématiquement ou bien faire une étude paramétrique plus large.

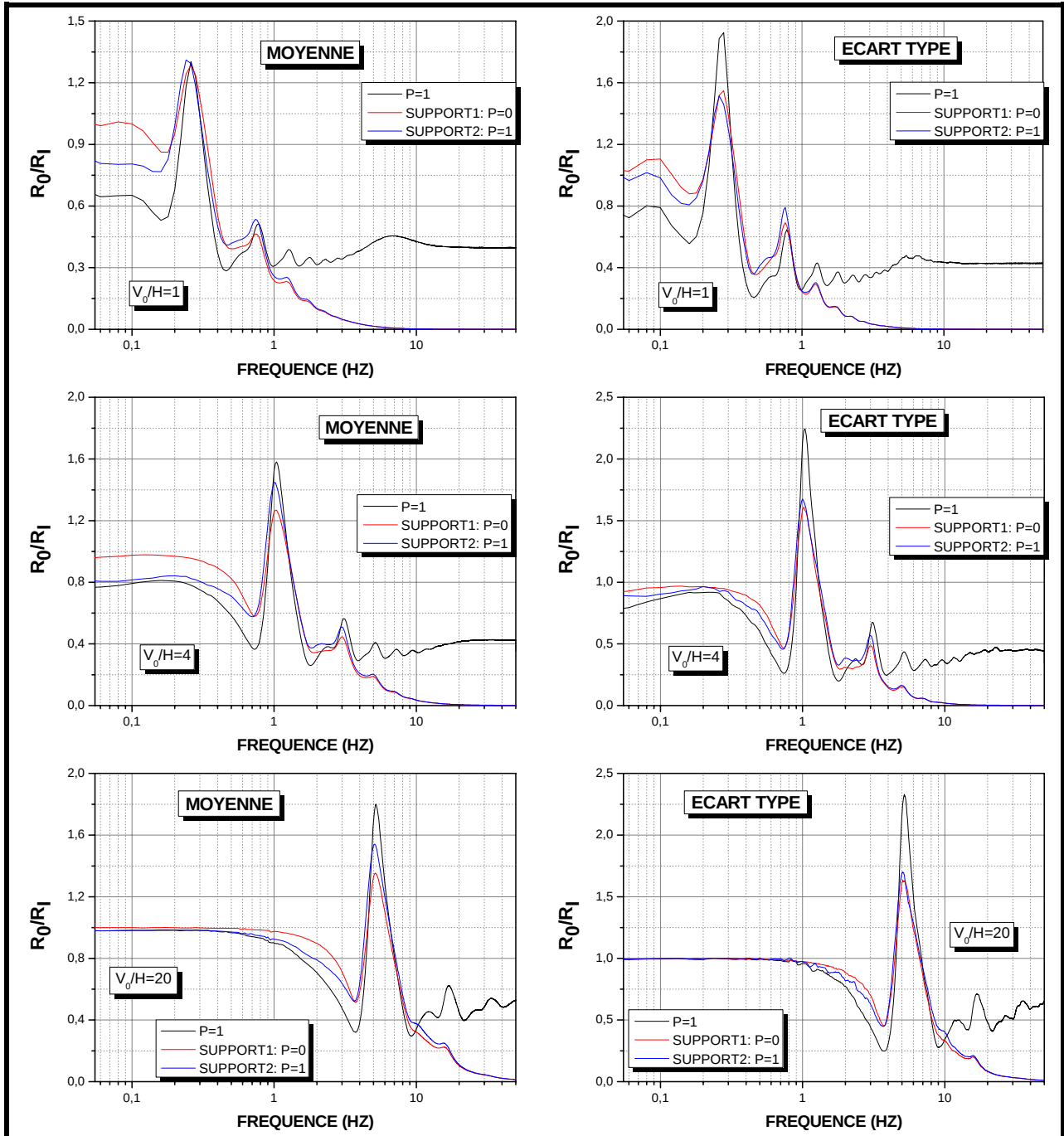


Figure 6.14 Rapport de l'effort tranchant dû à un sol homogène sur celui dû à un sol inhomogène ($q=0$).

VI.9 ANALYSE STOCHASTIQUE DE LA REPONSE MAXIMALE DES STRUCTURES SOUS L'EFFET DE SITE

En général, pour les processus non stationnaires, l'évaluation des valeurs extrêmes est effectuée soit en modifiant la durée stationnaire du processus par une durée équivalente (Gupta et Trifunac (1996, 1998) ; Rahman et Yeh (1999)), soit en modifiant la densité spectrale de puissance (DSP) du processus par une DSP équivalente qui soit compatible avec un spectre de réponse donné (Gupta et Trifunac (1996, 1998)). Cette DSP équivalente tient compte automatiquement des effets de la non stationnarité de l'accélération du sol ainsi que de la nature transitoire de la réponse pour les longues périodes naturelles.

Dans cette section, l'objectif est d'étudier sous certaines hypothèses le degré de fiabilité des modèles probabilistes pour l'évaluation des spectres SDR et PSA et de déduire le modèle le plus représentatif par rapport à la simulation. Les hypothèses prises en considération sont les suivantes : a) L'excitation et la réponse de l'oscillateur sont considérés des processus stochastiques stationnaires gaussiens de moyenne nulle $\Rightarrow$ La densité spectrale de la réponse de l'oscillateur suit l'expression (6.38). b) La durée de la phase forte est prise constante ($T_m = 10s$). pour toute la gamme de fréquences des spectres.

Dans ce contexte, une étude paramétrique du SDR et du PSA est élaborée en fonction des paramètres d'inhomogénéité ' p ', le paramètre V_0/H et le rapport d'admittance ' q '. La moyenne et l'écart type du SDR et du PSA sont calculés avec trois modèles probabilistes : modèle de Vanmarcke, modèle de Davenport et le modèle de Der Kiureghian (modèle de Davenport modifié).

Soit une structure à un seul degré de liberté, constituée d'un plancher indéformable de masse m et de deux supports de rigidités identiques. Cette structure est modélisée en un oscillateur simple ayant les paramètres dynamiques (ω_s, ξ) . Celle-ci est soumise à des excitations uniformes au niveau des deux appuis.

L'input sismique au substratum rocheux suit le modèle de Kanai-Tajimi (K-T) filtré avec le modèle de Clough et Penzien. Le taux d'amortissement critique de l'oscillateur est pris égal à 5%.

VI.9.1 LE SPECTRE SDR

En général, le pic de la réponse est proportionnel à son énergie moyenne qui est définie par l'aire de sa densité spectrale comme a été indiquée dans le chapitre IV. Cependant, ces modèles probabilistes, basés sur des processus stochastiques stationnaires, ne sont pas efficaces pour l'évaluation de la réponse d'un oscillateur de faible fréquence (longue période). La raison est que l'hypothèse de stationnarité n'est pas valide quand la période de l'oscillateur est longue en relation avec la durée de l'excitation. En d'autres termes, si la durée de la réponse est large comparée à la période naturelle de l'oscillateur (généralement entre 5 à 10 cycles), la réponse peut être supposée stationnaire et aucune correction n'est nécessaire. En faibles fréquences, la valeur de la réponse est plus faible par rapport à celle résultant d'une supposition de stationnarité. Par conséquent, en se basant de Rosenblueth et Elorduy (1969), une estimation approximative de la réponse d'un oscillateur en faibles fréquences peut être obtenue, en remplaçant son taux d'amortissement, ξ , par un taux d'amortissement équivalent, ξ_{eq} , défini par

$$\xi_{eq} = \xi + \frac{2}{\omega_s T_m} \quad (6.48)$$

Les figures 6.15-6.18 montrent les courbes du SDR pour le cas de sols flexibles et rigides évalués avec la simulation et les modèles probabilistes. Les modèles probabilistes sont comparés à la simulation d'un processus non stationnaire d'une durée stationnaire (durée de la phase forte) $T_m = 10s$. La comparaison des spectres est effectuée en trois phases : Très longues périodes ($0.02Hz < F_s < 0.1Hz$), longues périodes ($0.1Hz < F_s < 1Hz$) et intermédiaires à hautes fréquences ($1Hz < F_s < 10Hz$).

a) Longues périodes ($0.1Hz < F_s < 1Hz$)

La moyenne et l'écart type du SDR évalués avec les modèles probabilistes ont des valeurs non conservatrices sur une zone critique de la gamme de fréquences la plus énergétique du spectre (zone regroupant les fréquences de part et d'autre du pic,). La sous-estimation de ces paramètres est généralement maximale au niveau de la fréquence correspondant au pic du spectre. La largeur de bande de cette zone dépend essentiellement des paramètres V_0/H , ' p ' et ' q '. Cette zone regroupe généralement les fréquences entre 0.1Hz et 1Hz. Le taux de sous-estimation est légèrement inférieur dans

le cas d'un sol inhomogène. Dans le cas d'un sol ayant un rapport d'impédance moyen ($q = 0.5$ dans notre cas), le pic du SDR moyen peut être sous-estimé par les modèles de Vanmarcke et Der Kiureghian avec un taux variant de 15% à 30%. Cette sous-estimation est plus importante dans le cas d'un sol caractérisé par un rapport d'impédance très important ($q = 0$ dans notre cas) et peut atteindre 40% dans le cas d'un sol flexible. Par contre, le pic de l'écart type du SDR peut être sous-estimé par les modèles de Vanmarcke et Der Kiureghian d'un taux variant de 40% à 50%. Cette sous-estimation est légèrement plus importante dans le cas d'un sol rigide.

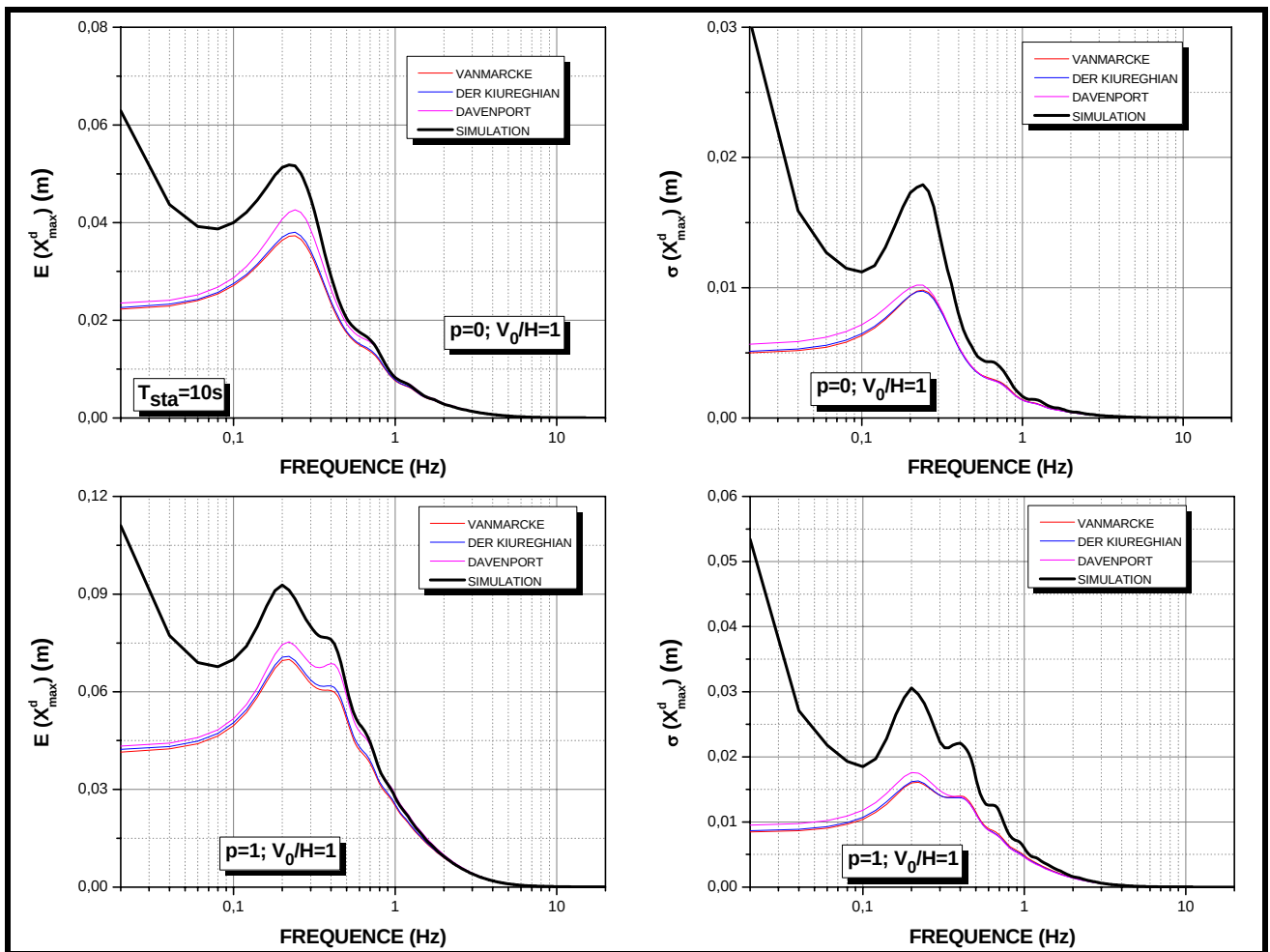


Fig. 6.15 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation et les modèles probabilistes. ($V_0/H = 1$, $q = 0.5$)

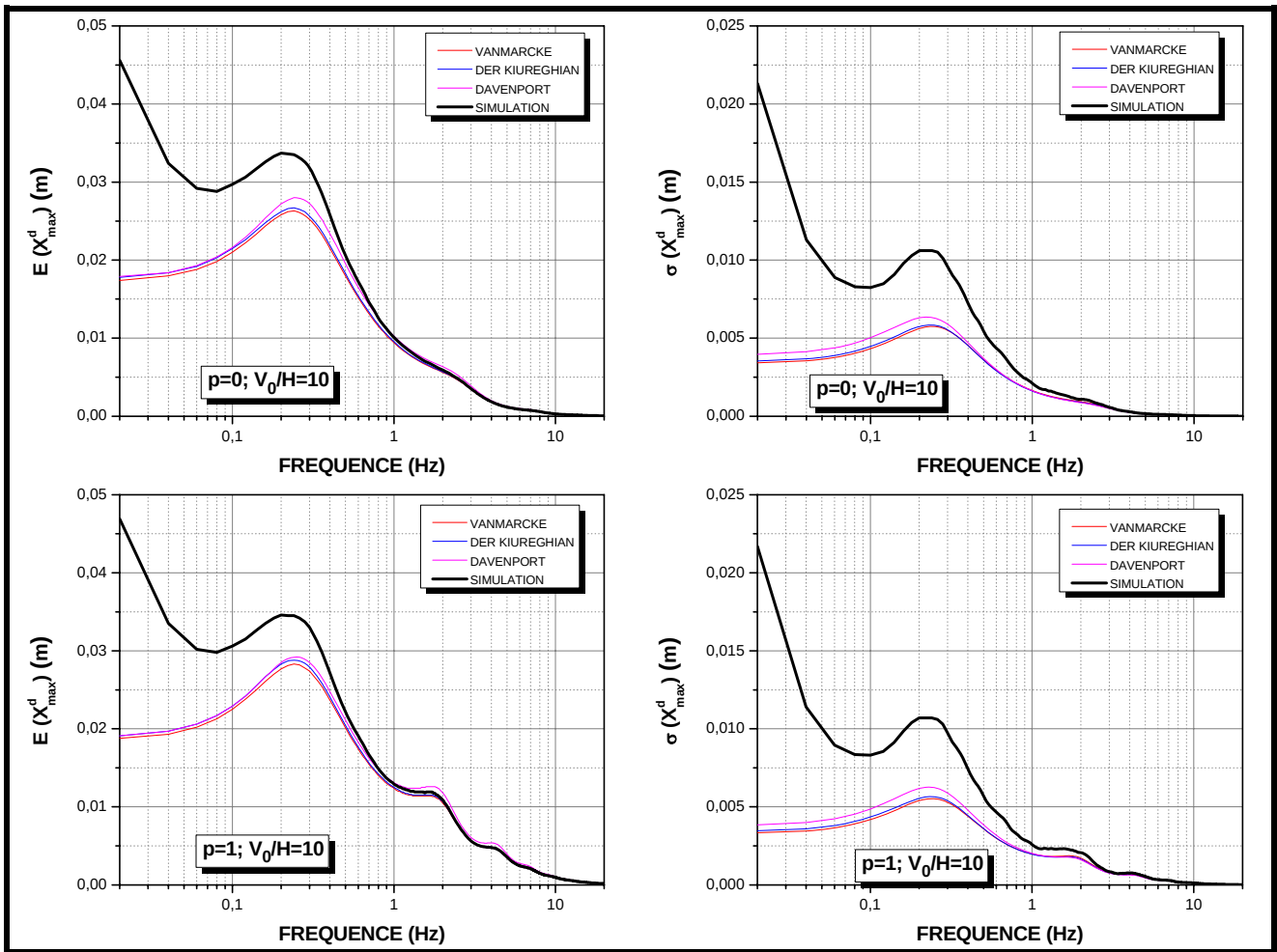


Fig. 6.16 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation et les modèles probabilistes.
($V_0/H=10$, $q=0.5$)

D'autre part, on peut observer que les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, qui tiennent compte de l'effet de la dépendance entre les seuils de franchissements, donnent généralement des valeurs d'estimation du SDR différentes comparées à celles estimées par le modèle de Davenport. Cette différence d'estimation du SDR moyen diminue en fonction de la rigidité et de l'inhomogénéité du sol et augmente en fonction du rapport d'impédance. Lorsque le rapport d'impédance est moyen ($q=0.5$), cette erreur peut atteindre 15% pour un sol flexible et 7% pour un sol rigide. Alors que pour un sol caractérisé par un rapport d'impédance très important ($q=0$), cette erreur peut varier de 18% à 33% pour un sol flexible et 2% à 5% pour un sol rigide. En ce qui concerne l'écart type du SDR, l'étude paramétrique montre que le taux d'erreur entre les valeurs estimées par les modèles de Davenport et de Vanmarcke augmente en fonction de la rigidité du sol (entre 13% et 16%) et est approximativement indépendant de l'inhomogénéité du sol et du rapport d'impédance. On peut toutefois remarquer que ce taux d'erreur peut chuter de 13% à 7% pour un sol homogène flexible lorsque le rapport d'impédance est très important.

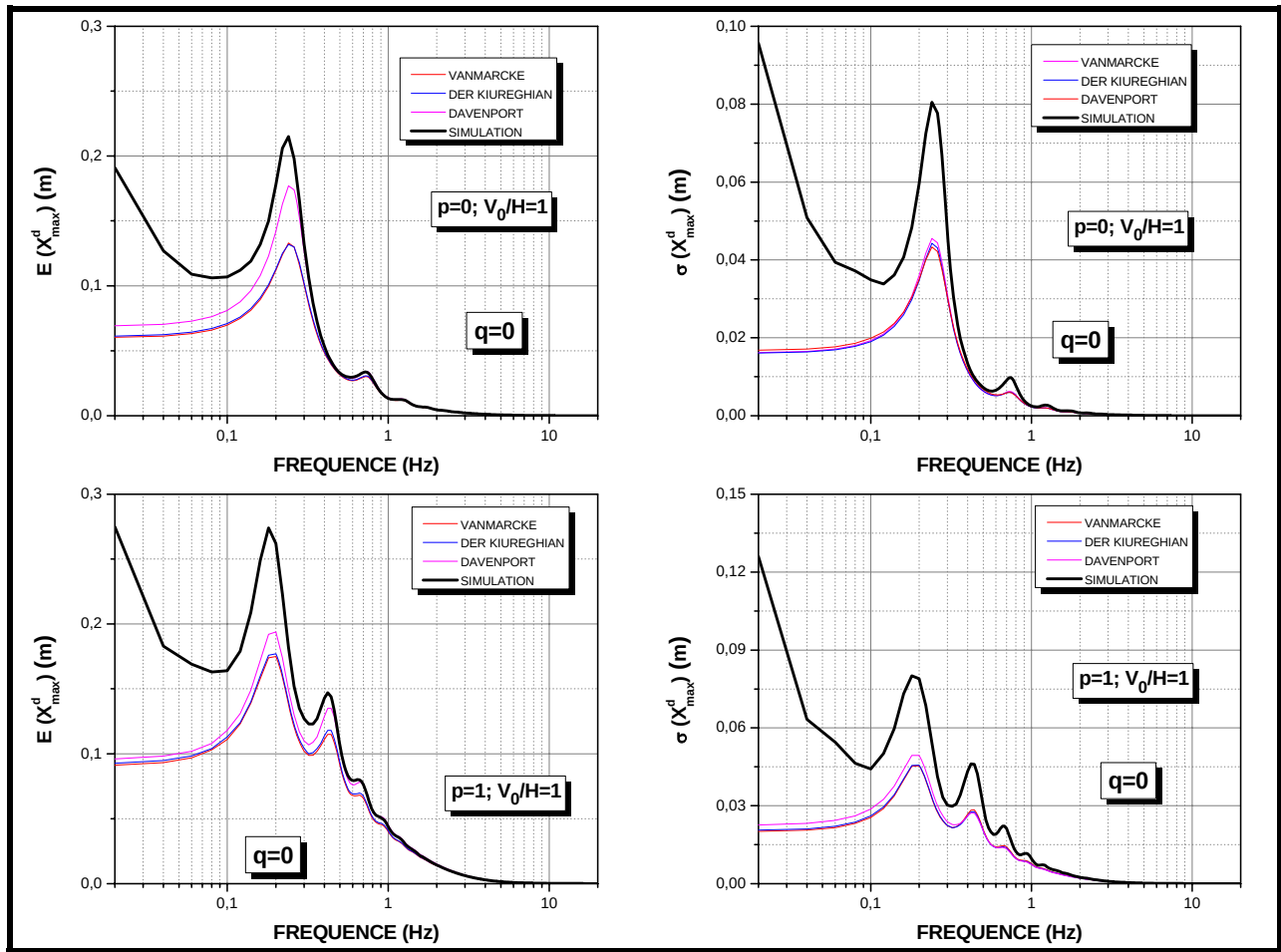


Fig. 6.17 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation et les modèles probabilistes ($V_0/H=1$, $q=0$.)

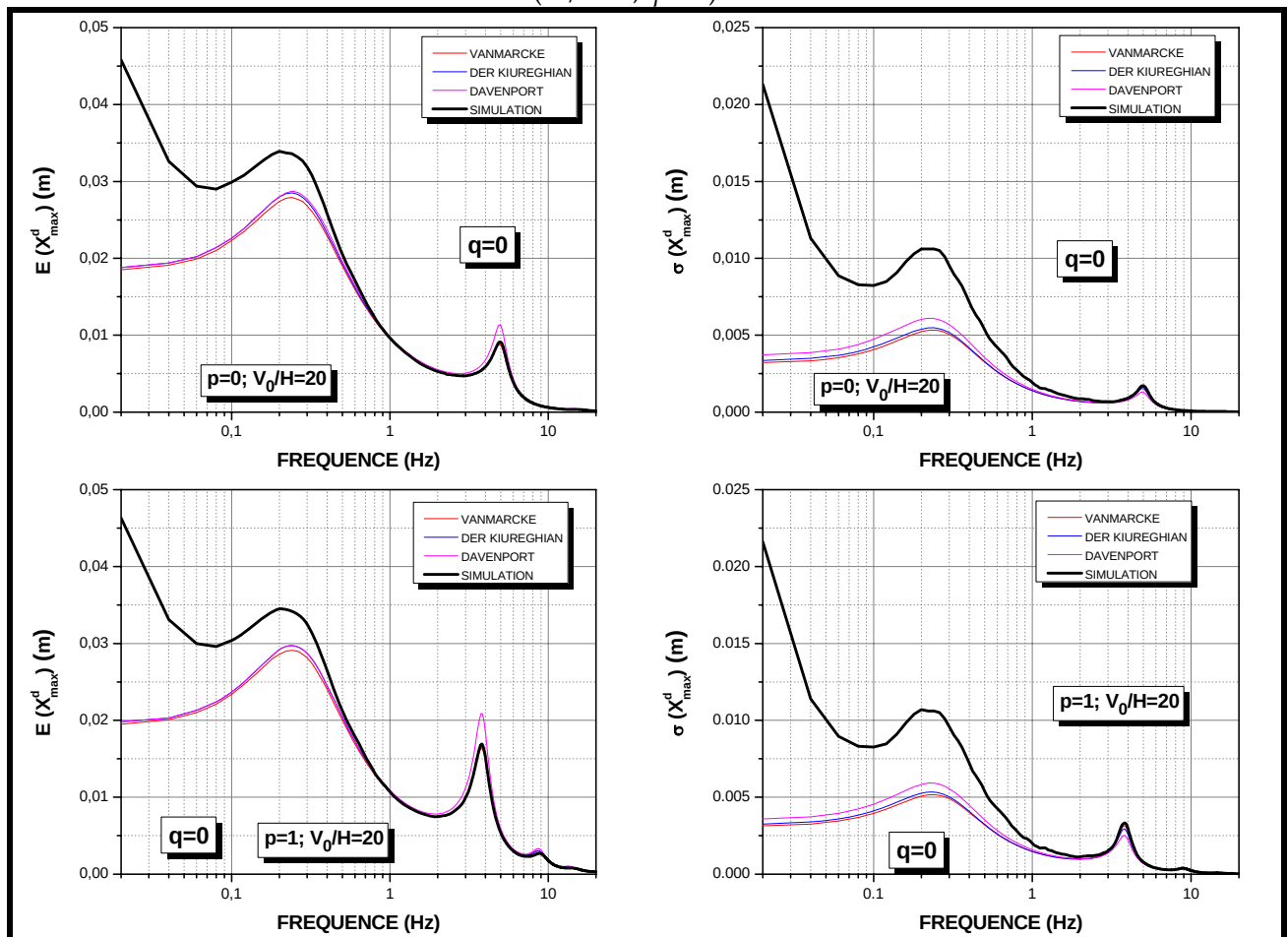


Fig. 6.18 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation et les modèles probabilistes. ($V_0/H=20$, $q=0$.)

b) Intermédiaires à hautes fréquences ($1\text{Hz} < F_s < 10\text{Hz}$)

Sur la gamme de fréquences supérieures à cette zone critique, les modèles probabilistes donnent des estimations, des deux moments statistiques, semblables comparées à la simulation et plus spécialement les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian. Néanmoins, on peut observer pour le SDR moyen une surestimation maximale (de l'ordre de 30%) du modèle de Davenport au niveau de la fréquence de l'oscillateur coïncidant avec la fréquence de résonance du deuxième mode d'un sol rigide caractérisé par un rapport d'impédance important (fig. 6.18).

c) Très longues périodes ($0.02\text{Hz} < F_s < 0.1\text{Hz}$)

On peut observer sur la gamme de fréquences inférieures à la zone critique, un taux de sous-estimation très important des deux premiers moments du SDR évalués avec les modèles probabilistes. Cette observation est due principalement à la divergence de la moyenne et de l'écart type du SDR au niveau des très basses fréquences (longues périodes) évalués avec la simulation. En d'autres termes, les courbes de ces paramètres évalués avec la simulation exhibent une allure décroissante sur cette gamme de fréquences au lieu qu'elle soit croissante et les valeurs de ces paramètres ne convergent pas vers les valeurs homologues du PGD lorsque l'oscillateur est infiniment flexible. Ce phénomène est généralement remarqué sur les données accélérométriques réelles. Ce résultat est dû principalement à la divergence de l'allure du déplacement temporel évalué par une double intégration de l'accélération temporelle. Quelques chercheurs ont procédé à donner des solutions à ce problème parmi lesquels Malhotra (2001), Boore et Akkar (2003), Guan et al (2004), Boore et Bommer (2005).

Généralement, la solution nécessite deux opérations de correction. Il s'agit de la correction de la ligne de base de l'enregistrement et le filtrage de celui-ci par un filtre passe haut pour éliminer le bruit au niveau des basses fréquences. Il est important de noter que la plus part des codes parasismique n'exigent pas que le SDR converge vers le PGD au niveau des très longues périodes qui n'ont pas un intérêt dans l'ingénierie. Néanmoins, plusieurs études (Guan et al (2004), Boore et Bommer (2005)) ont montré que ces corrections peuvent également influencer le SDR sur la gamme de fréquences

intermédiaires concernant une large classe de structures (particulièrement les structures flexibles).

Dans le présent travail, une démarche est proposée pour l'estimation de la moyenne et de l'écart type du SDR qui convergent au mieux vers les valeurs homologues du PGD. La procédure consiste à estimer l'accélération, excitant le support de la structure, à partir du déplacement simulé, $d(t)$, en faisant une double dérivation. La vitesse $v(t)$ et l'accélération $a(t)$ à l'instant t déduites à partir du déplacement sont données par

$$v(t) = \frac{d(t) - d(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad ; \quad a(t) = \frac{v(t) - v(t - \Delta t)}{\Delta t} \quad (6.49)$$

A partir de ces expressions, on peut déduire directement l'expression de l'accélération en fonction du déplacement. Elle est donnée par

$$a(t) = \begin{cases} \frac{d(t) - 2d(t - \Delta t) + d(t - 2\Delta t)}{(\Delta t)^2} & 0 < t \leq T \\ 0 & t = 0 \end{cases} \quad (6.50)$$

On appelle cette méthodologie qui permet l'évaluation de la moyenne et de l'écart type du SDR la simulation corrigée.

Les figures 6.19-6.22 montrent les courbes des deux moments statistiques du SDR corrigés comparés à ceux évalués avec la simulation non corrigée et le modèle de Vanmarcke. On peut remarquer que des résultats très satisfaisants sont obtenus avec cette méthodologie.

Cette dernière n'affecte que la gamme de fréquences inférieures à la fréquence correspondant au pic. Lorsque $f \ll 1$, la moyenne et l'écart type du SDR convergent exactement vers les valeurs homologues du PGD. Il est important de noter que la simulation corrigée n'est utilisée que pour la détermination du spectre du déplacement dynamique. Généralement, elle peut donner des résultats divergents pour le PSA.

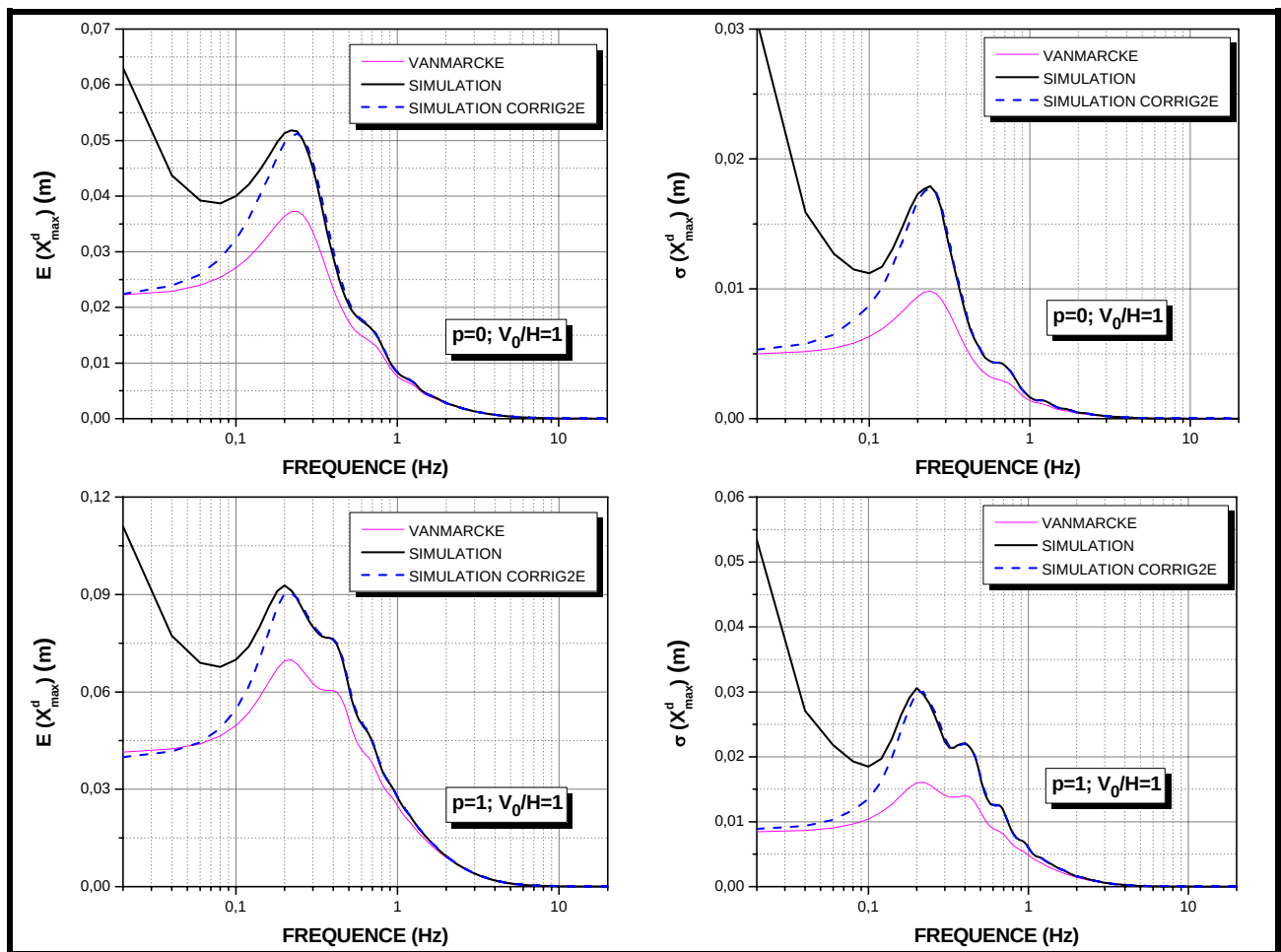


Fig. 6.19 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation, le modèle de Vanmarcke et la simulation corrigée. ($V_0/H=1$, $q = 0.5$).

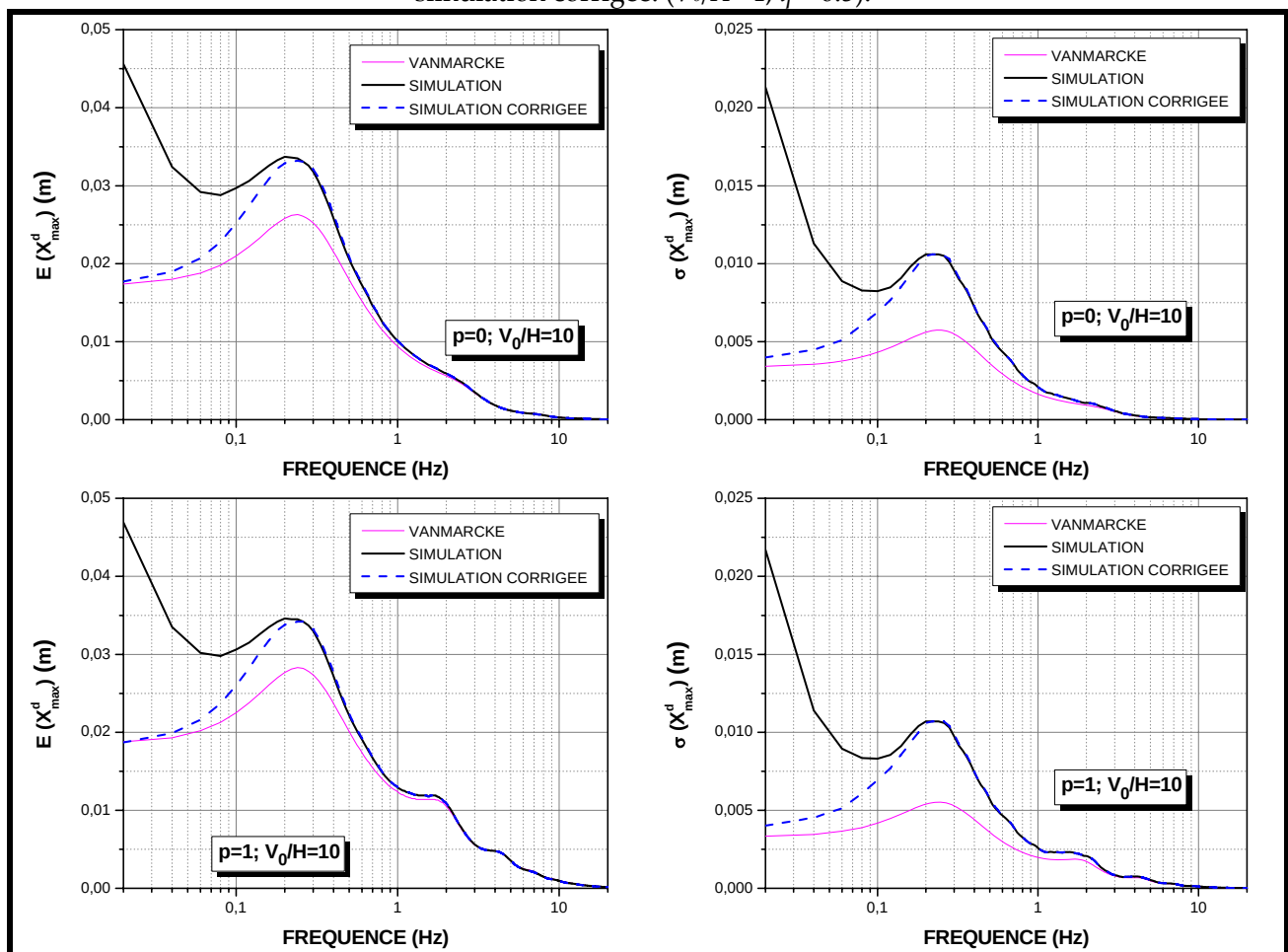
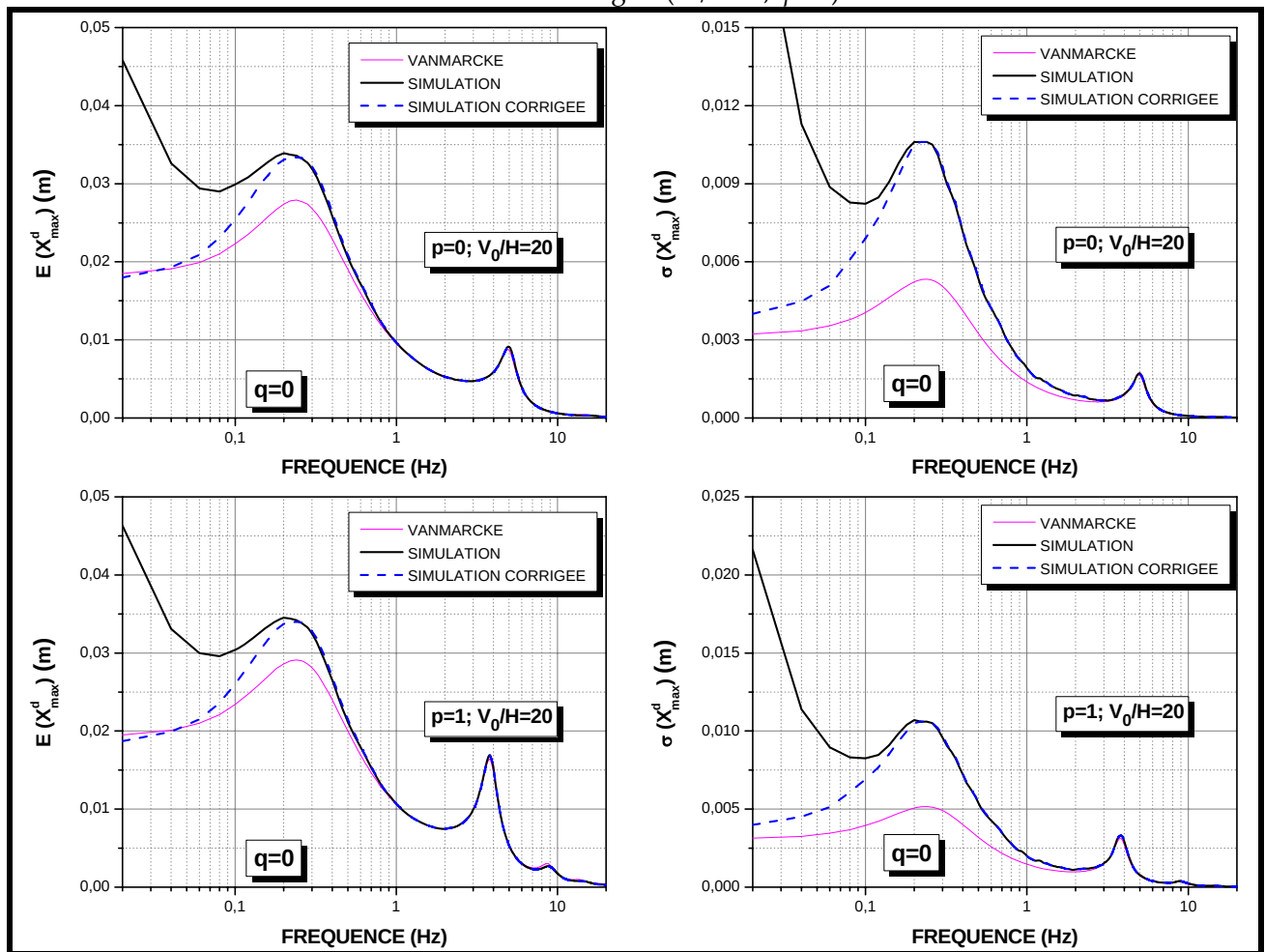
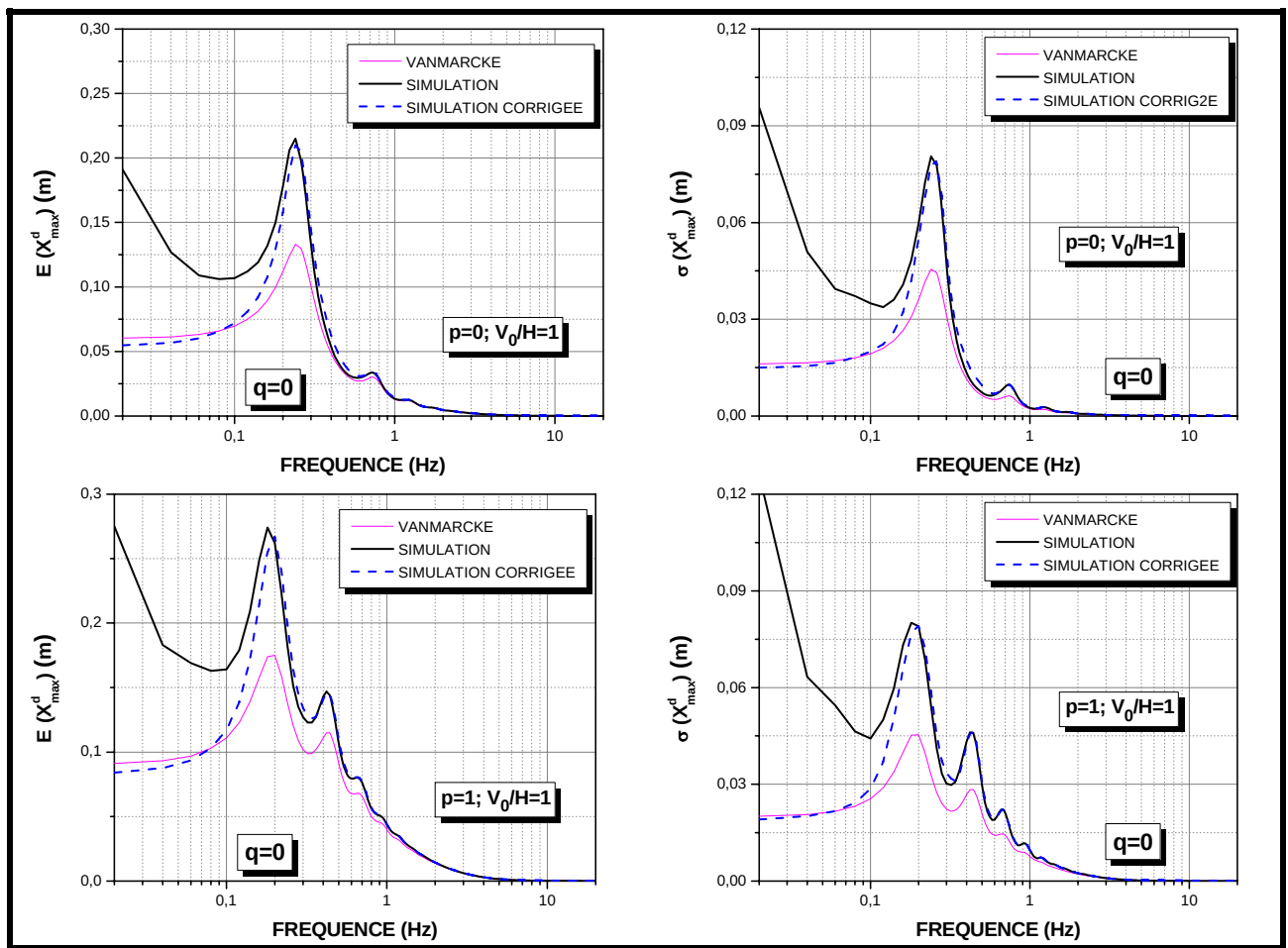


Fig. 6.20 : Moyenne et écart type du SDR évalués avec la simulation, le modèle de Vanmarcke et la simulation corrigée. ($V_0/H=10$, $q = 0.5$)



VI.9.2 LE SPECTRE PSA

Les figures 6.23-6.26 montrent les courbes du PSA pour le cas de sols flexibles et rigides évalués avec la simulation et les modèles probabilistes. Les modèles probabilistes sont comparés à la simulation d'un processus non stationnaire d'une durée stationnaire (durée de la phase forte) $T = 10s$.

Généralement, les modèles probabilistes sous-estiment la moyenne et l'écart type du PSA comparés à la simulation sur la gamme des basses et intermédiaires fréquences comme a été discuté pour le SDR. On peut observer que pour le PSA moyen, la sous-estimation des modèles probabilistes est négligeable dans le cas de sols rigides (figs. 6.24 et 6.26) et plus particulièrement le modèle de Davenport. Par contre pour les sols flexibles (fig. 6.25), les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian donnent des sous-estimations non négligeables au niveau des fréquences correspondant aux fréquences de résonance du sol et plus particulièrement au niveau du mode fondamental. Le taux de sous-estimation peut atteindre 30%. En ce qui concerne l'écart type du PSA, les modèles probabilistes donnent des sous-estimations négligeables dans le cas des sols rigides ayant un contraste d'impédance important (6.26). Pour les sols flexibles et les sols rigides ayant un contraste d'impédance faible à moyen, cette sous-estimation devient importante au niveau des fréquences de résonance et plus particulièrement au niveau de la fréquence fondamentale du sol. D'autre part, sur la gamme des hautes fréquences, les modèles probabilistes surestiment les deux moments statistiques et notamment le modèle de Davenport. Ceci peut être vérifié dans l'analyse des PGA effectuée dans le chapitre V.

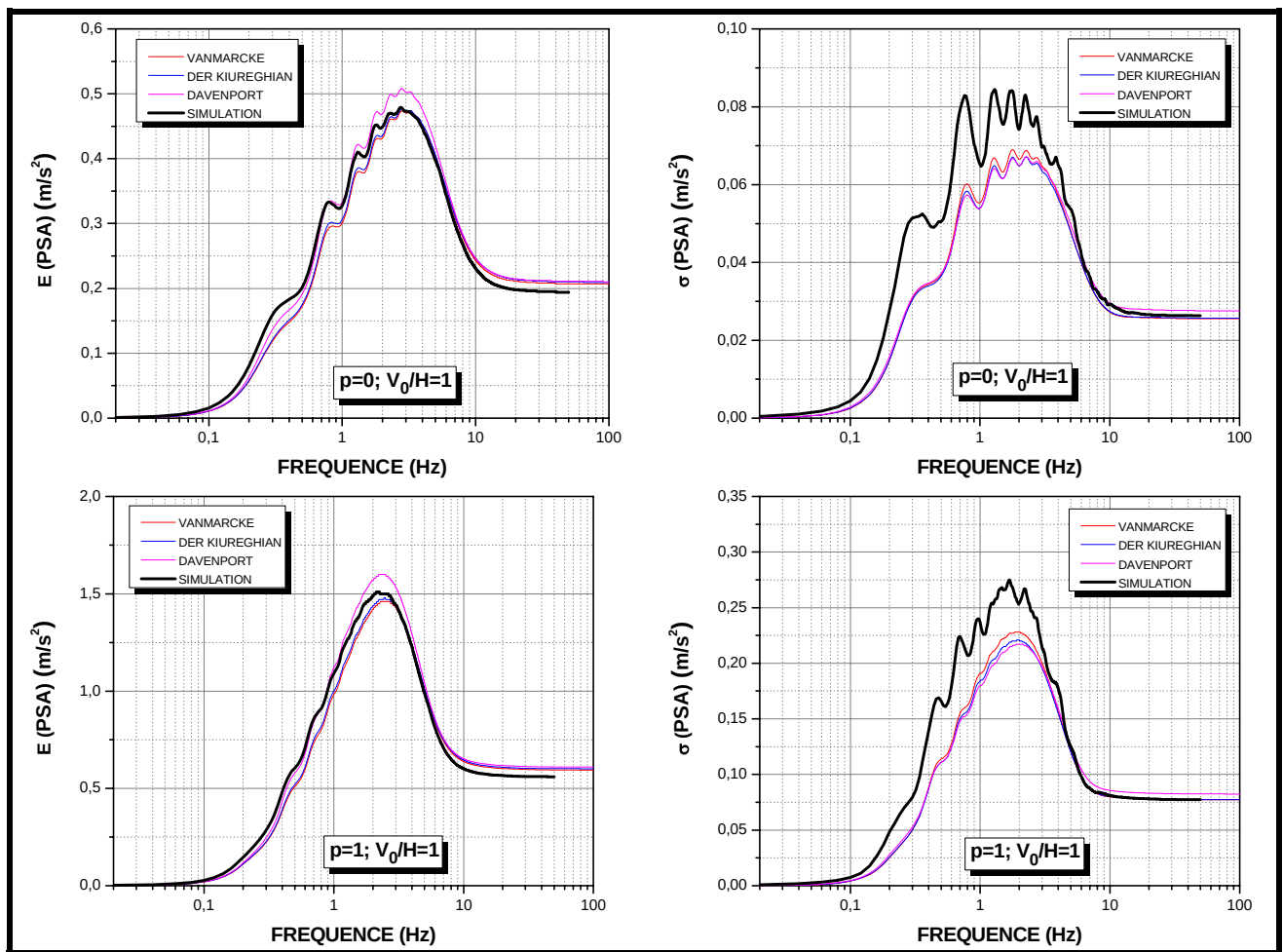


Fig. 6.23 : Moyenne et écart type du PSA évalués avec la simulation et les modèles probabilistes.
($V_0/H=1$, $q=0.5$)

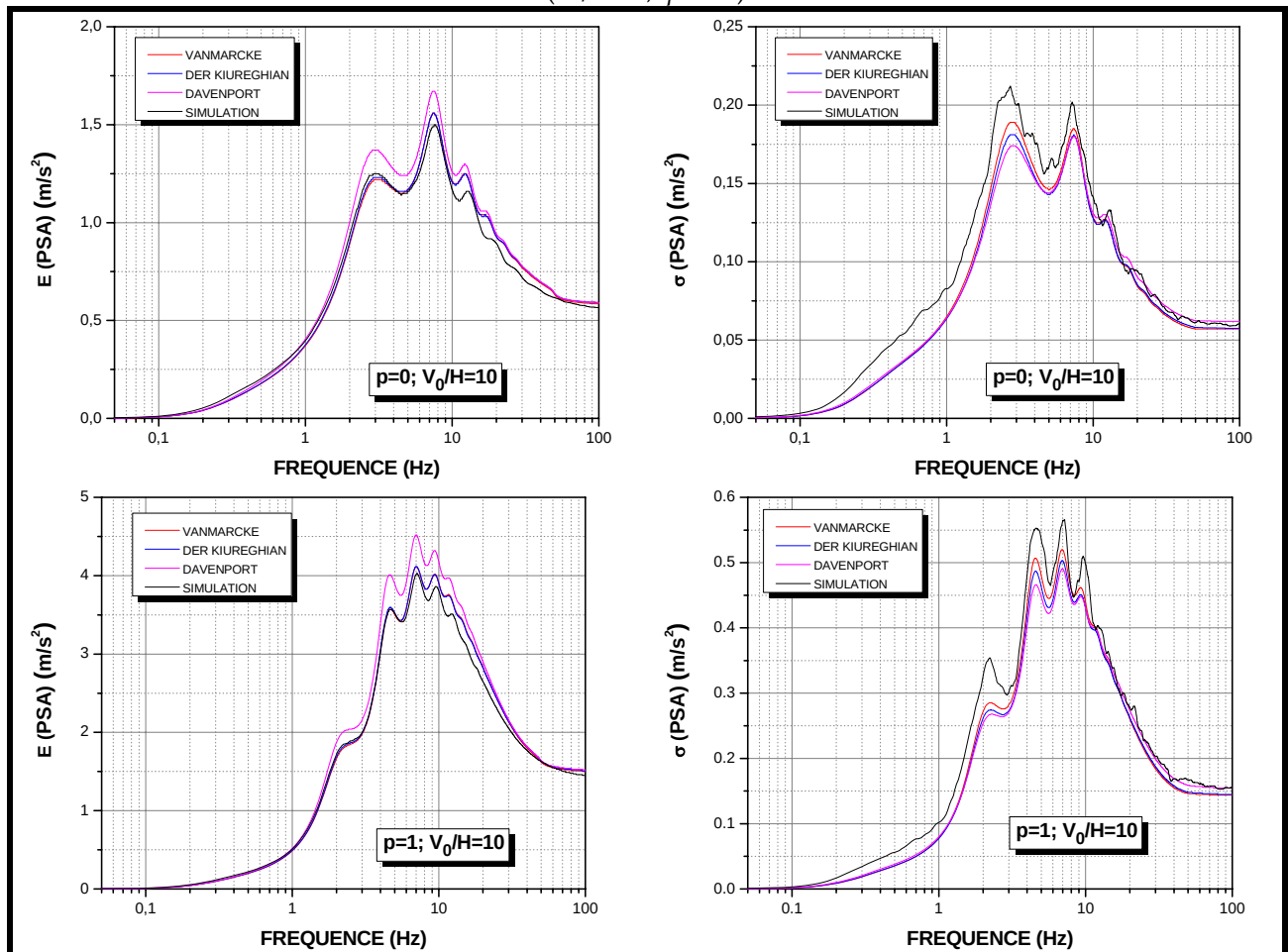


Fig. 6.24 : Moyenne et écart type du PSA évalués avec la simulation et les modèles probabilistes.
($V_0/H=10$, $q=0.5$)

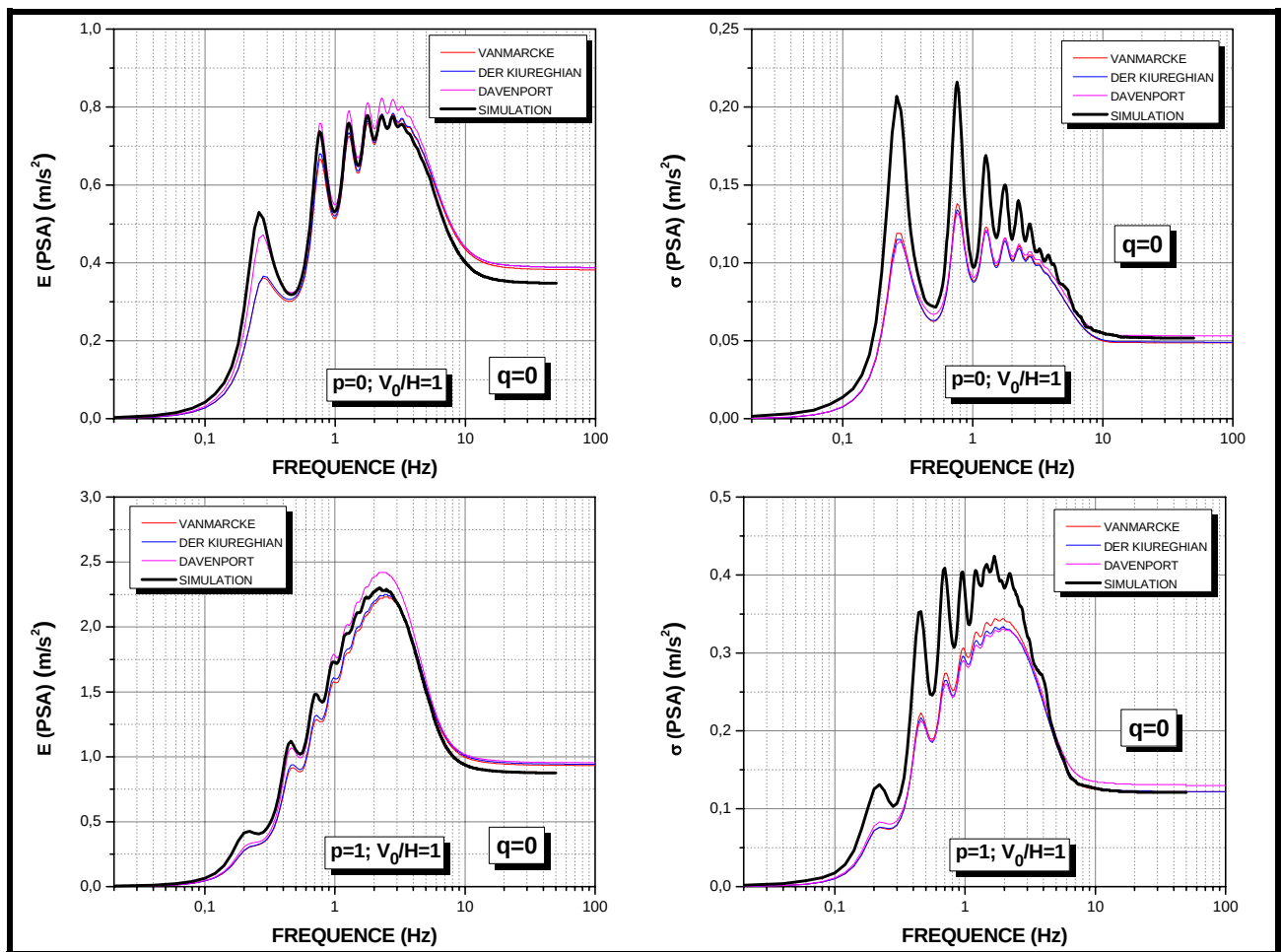


Fig. 6.25 : Moyenne et écart type du PSA évalués avec la simulation et les modèles probabilistes.
($V_0/H=1, q=0$.)

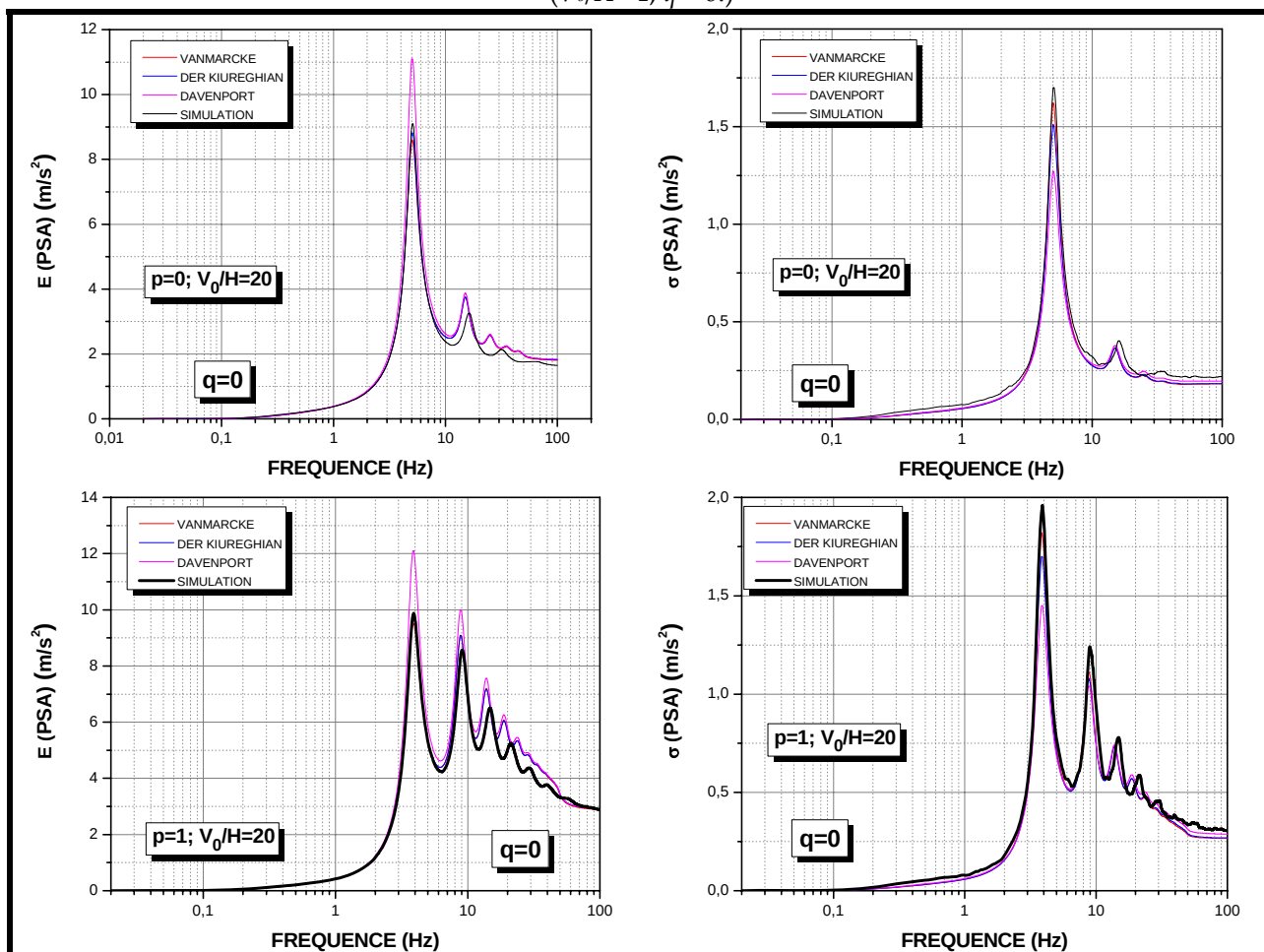


Fig. 6.26 : Moyenne et écart type du PSA évalués avec la simulation et les modèles probabilistes.
($V_0/H=20, q=0$.)

VI.10 CONCLUSION

Dans ce chapitre, une analyse statistique des effets de l'inhomogénéité et de la fréquence fondamentale du sol est effectuée sur les spectres élastiques du déplacement relatif SDR, de la pseudo accélération PSA et de l'effort tranchant à la base. On a considéré un système structurel linéaire, à masse concentrée, à un degré de liberté, à deux supports, et soumis à des excitations sismiques translationnelles unidirectionnelles considérées dans un premier cas uniformes : ' p ' et ' V_0/H ' variables, mais identiques au niveau des deux supports et dans un second cas non uniformes : ' p ' et ' V_0/H ' variables au niveau des deux supports ; Les résultats concernant le 1^{er} cas sont les suivants :

- 1- La moyenne et l'écart type du SDR augmentent généralement lorsque le degré d'inhomogénéité et l'impédance augmentent et ce quelque soit la fréquence de l'oscillateur et plus particulièrement dans le cas de sols flexibles et moyens. Cette inhomogénéité peut entraîner une amplification des spectres $E(\text{SDR})$ et de $\sigma(\text{SDR})$ qui peut dépasser un facteur de 3. Par contre dans le cas de sols rigides, les deux moments statistiques du SDR deviennent sensiblement indépendants du paramètre ' p '.
- 2- Le PSA peut être riche en basses, (et /ou) intermédiaires (et /ou) en hautes fréquences. Ceci dépend essentiellement du rapport d'impédance et de la fréquence fondamentale du sol. Quelque soit le type de sol, les spectres $E(\text{PSA})$ et $\sigma(\text{PSA})$ peuvent subir une amplification de plus de trois fois sous l'effet de l'inhomogénéité (même amplification causée sur les spectres $E(\text{SDR})$ et $\sigma(\text{SDR})$).
- 3- Les courbes du PSA exhibent des pics qui coïncident avec les fréquences propres du sol. Lorsque le rapport d'impédance est faible, l'amplitude spectrale des modes supérieures est plus importante comparée à celle correspondant au mode fondamental. Dans ce cas, le PSA est riche sur une large plage de fréquences (basses et hautes fréquences). Lorsque, le rapport d'impédance est important, le PSA moyen présente un pic extrême au niveau de la fréquence coïncidant avec celle du mode fondamental du sol et ce dans le cas des sols rigides. Dans ce cas, le PSA est riche sur une plage réduite de fréquences (hautes fréquences).

Dans le cas où les conditions géologiques au niveau des deux supports ne sont pas identiques, il ressort les résultats suivants :

- 4- Les deux moments statistiques du SDD ou du PSA augmentent en fonction du degré d'inhomogénéité du sol comme pour le cas des conditions locales identiques, mais leurs valeurs restent inférieures comparées à celles correspondant à un $p = \max(p_1, p_2)$ identique au niveau des deux supports. Ceci permet de dire que le SDD et le PSA ne sont pas aussi influencés par l'effet de la variabilité des conditions géologiques au niveau des deux supports que par l'inhomogénéité du sol lui-même. Sur la gamme des fréquences ($0 < F < 100\text{Hz}$), les valeurs de la moyenne et de l'écart type du PSA peuvent dépasser légèrement deux fois celles correspondants à un sol homogène.
- 5- Dans le cas où p est constant et inhomogène et V_0/H variable (le support1 est fondé sur un sol flexible et le support2 est fondé sur un sol moyen), nous avons conclu que les deux moments statistiques du SDD et du PSA ont des valeurs inférieures ou intermédiaires par rapport à celles correspondants à des sites identiques flexibles et moyens.
- 6- Les paramètres statistiques de l'effort tranchant total maximal sont proportionnels à l'inhomogénéité du sol ($p \uparrow$) ainsi qu'à sa flexibilité ($V_0/H \downarrow$).
- 7- Lorsque l'oscillateur est flexible, l'effet de la composante dynamique de l'effort tranchant est prédominant alors que pour un oscillateur rigide, la composante pseudo statique qui l'emporte. Cette dernière est proportionnelle au déplacement différentiel entre les supports et a la même valeur au niveau des deux supports en valeur absolue mais l'inter corrélation est parfaitement négative ($\rho_{R_1^s R_2^s} = -1$) entre les composants pseudos statiques au niveau des deux supports.
- 8- On peut remarquer qu'au niveau des basses et très basses fréquences, les deux moments statistiques de l'effort tranchant sont légèrement plus importants au niveau du support fondé sur un sol inhomogène ($\text{PGD}(P=1) > \text{PGD}(P=0)$) (et/ou) sur un sol flexible ($\text{PGD}(V_0/H=1) > \text{PGD}(V_0/H=4)$) car l'inter corrélation entre les composantes dynamique et pseudo statique est positive. Dans la gamme de

fréquences intermédiaires, Ils sont plus significatifs au niveau de l'autre support qui est fondé sur un sol homogène (et/ou) sur un sol rigide.

Dans un second lieu, une comparaison de la moyenne et de l'écart type du SDD et du PSA, évalués avec la simulation, est effectuée avec les modèles probabilistes de Vanmarcke, de Davenport et de Der Kiureghian (modèle de Davenport modifié). Il s'agit dans ce cas de vérifier la fiabilité de ces modèles probabilistes pour l'évaluation des spectres de déplacement relatif et de la pseudo accélération et de déduire le modèle le plus représentatif par rapport à la simulation.

Les résultats suivants sont tirés :

- 9- Les paramètres statistiques du SDR et du PSA évalués avec les modèles probabilistes ont généralement des valeurs non conservatrices sur la gamme des basses et intermédiaires fréquences. La sous-estimation de $E(\text{SDR})$ et de $E(\text{PSA})$ est plus importante dans le cas d'un sol flexible ayant un rapport d'impédance très important ($q = 0$), alors que $\sigma(\text{SDR})$ et $\sigma(\text{PSA})$ exhibent une sous-estimation légèrement plus importante dans le cas de sols rigides ayant un fort contraste d'impédance.
- 10- Généralement, sur la gamme des hautes fréquences, les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, qui tiennent compte de l'effet de la dépendance entre les seuils de franchissements, donnent généralement des valeurs d'estimation des moments statistiques (E et σ) du SDR et du PSA meilleurs comparées à celles estimées par le modèle de Davenport.
- 11- Sur la gamme des très basses fréquences (longues périodes), on remarque la divergence de la moyenne et de l'écart type du SDR évalués avec la simulation. Ce phénomène est généralement remarqué sur les données accélérométriques réelles. Pour y remédier à ce problème, une correction de la simulation est proposée et consiste à estimer l'accélération, excitant le support de la structure, à partir du déplacement simulé, en faisant une double dérivation. Des résultats très satisfaisants sont obtenus avec cette méthodologie.

CHAPITRE VII

CONCLUSIONS ET SUGGESTIONS

VII.1 CONCLUSIONS

L'effet de site est l'un des phénomènes de la variabilité spatiale du mouvement sismique, qui devrait être pris en considération, dans le cadre du calcul parasismique des structures.

Tenant compte de cet aspect, une formulation analytique de la fonction de transfert a été établie par Pecker et Afra en 1995 et par Hadid et Afra en 2000, respectivement pour une vitesse de l'onde de cisaillement nulle et non nulle en surface et ce, sous l'hypothèse d'un modèle unidimensionnel composé d'une seule couche avec une variation continue en fonction de la profondeur des propriétés mécaniques du sol et notamment son module de cisaillement. Cette dernière, dépend essentiellement des paramètres d'inhomogénéité ' p ' et d'admittance ' q '. Les résultats ont révélés que dans ce cas de figure, l'amplification est plus importante pour les sols lâches que pour les sols cohérents et rigides et que le paramètre adimensionnel ' q ' n'affecte que l'amplitude de la fonction d'amplification et enfin la prise en compte du module de cisaillement non nul au niveau de la surface libre a une influence non négligeable sur la réponse des profils de sols lâches de faible résistance.

Tenant compte de cette fonction d'amplification et en considérant deux cas d'input sismique au substratum rocheux à savoir, le bruit blanc (B-B) et le modèle de Kanai-Tajimi (K-T) filtrés avec le modèle de Clough et Penzien, une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale à la surface du sol, donnée en termes de moyennes et d'écart types des accélérations et des déplacements, a été menée. En ce qui concerne l'analyse statistique, ces paramètres ont été obtenus à partir de la simulation numérique d'une collection d'excitations effectuée par la méthode de la représentation spectrale et en ce qui concerne l'analyse stochastique,

ils ont été obtenus à partir des trois modèles probabilistes : modèle de Vanmarcke, de Der Kiureghian et de Davenport. Et afin de déduire le modèle le plus représentatif, une comparaison de ces derniers avec la simulation dans l'évaluation des PGA a été présentée. Les résultats tirés de cette analyse sont les suivants :

1- Les paramètres statistiques du PGM sont proportionnels à l'inhomogénéité du sol. Ceci est dû à l'énergie que peut produire un sol non homogène comparée au sol homogène ayant le même paramètre V_0/H . Ce résultat reste représentatif pour le PGD sauf dans le cas des sols flexibles, car ses paramètres statistiques diminuent en fonction de la fréquence fondamentale du sol et deviennent approximativement indépendants du degré d'inhomogénéité pour les sols ayant un paramètre $V_0/H > 10$ d'où ils convergent vers ceux simulés au niveau du bedrock. Par contre en ce qui concerne le PGA moyen et son écart type, ses derniers augmentent en fonction de la fréquence fondamentale du sol jusqu'à ce que celle-ci soit proche d'une valeur extrême puis diminue sur la gamme de fréquences supérieures. Dans le cas où l'input sismique au bedrock est un B-B, cette valeur extrême diminue en fonction de l'inhomogénéité du sol et du rapport d'admittance ' q ' et dans le cas où il suit le modèle de Kanai-Tajimi, cette dernière est proche de la fréquence prédominante de ce modèle.

2- Quelque soient les paramètres du sol (' p ', ' q ' et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGM moyen ainsi que son écart type sont plus importants si le mouvement simulé est un processus stochastique respectivement stationnaire et non stationnaire. Ceci induit à une dispersion (coefficient de variation) du PGM de plus en plus importante dans le cas non stationnaire. Cette dernière est approximativement indépendante de ' p ', presque insensible au rapport d'admittance ' q ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '.

3- Le mouvement en surface peut être déamplifié, cet aspect concerne les sols ayant un paramètre V_0/H inférieur à une certaine valeur critique $(V_0/H)_{cr}$. Cette

dernière diminue en fonction de l'inhomogénéité ' p ' et du contraste d'impédance ' $1/q$ ' et augmente avec l'amortissement matériel ' ξ '.

4- La prise en compte de la vitesse de cisaillement non nulle en surface définie par le paramètre ' λ ', a montré que les paramètres statistiques du PGA diminuent généralement en fonction de ce paramètre. Ils sont légèrement sensibles à la variation de ce dernier lorsque le degré d'inhomogénéité est inférieur à 50%. Par contre lorsque ($p \rightarrow 1$), une chute importante de ces paramètres statistiques sur la borne $0 \leq \lambda \leq 0.05$ est observée, cette chute est inversement proportionnelle à la rigidité du profil de sol. Le taux de réduction de ces deux paramètres statistiques est approximativement le même et ce quels que soient le type d'excitation, et les caractéristiques du sol (p et V_0/H). Ceci permet de conclure que la dispersion du PGA n'est pas sensible vis-à-vis du paramètre ' λ ' et le coefficient de variation est donc sensiblement le même que celui dans le cas où le module de cisaillement en surface est nul ($\lambda = 0$).

5- Dans l'analyse stochastique de la réponse maximale à la surface du sol, l'étude paramétrique effectuée en fonction des paramètres du sol (p et V_0/H) et de l'input sismique a fait ressortir les mêmes allures que celles obtenus dans l'analyse statistique. La comparaison entre les résultats obtenus par les modèles probabilistes avec la simulation a montré que le PGA moyen est sensiblement le même que celui évalué par la simulation et plus particulièrement pour les sols ayant un $V_0/H < 10$. Par contre pour les sols très rigides, le PGA moyen est légèrement surestimé par ces modèles probabilistes et notamment lorsque le sol présente un taux d'inhomogénéité très important. Ces résultats concernent aussi bien le cas des processus stationnaires et non stationnaires. Dans ce cas, la comparaison des trois modèles entre eux a montré que ces derniers donnent généralement les mêmes valeurs d'estimation du PGA moyen, ce résultat est confirmé moyennant les facteurs de pics évalués avec les modèles de Davenport et de Der Kiureghian, ou on a constaté une légère surestimation par le modèle de Davenport et ce en raison de la valeur modérée du paramètre de dispersion spectrale ' δ '. Par contre, en ce qui concerne l'écart type du

PGA, les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian sont généralement fiables pour l'estimation de ce dernier comparé au modèle de Davenport qui le surestime. Cette surestimation est beaucoup plus importante lorsque le degré d'inhomogénéité est important ($P > 0.5$) et V_0/H très faible (sols très flexibles). Ce résultat est confirmé moyennant les facteurs de pics. Cependant on conclue que le facteur de pic de l'écart type du PGA est plus sensible à la variation du paramètre δ comparée à celui du PGA moyen.

6- Quelque soient les paramètres du sol (p' , et V_0/H) et de l'input sismique (bruit blanc ou modèle de Kanai-Tajimi), le PGA moyen est proportionnel à la durée de la réponse du sol ' T ', l'écart type du PGA lui est inversement proportionnel. Ceci implique que lorsque la durée ' T ' diminue, la dispersion des valeurs du PGA devient importante. Cette dispersion est approximativement indépendante de ' p ' et décroît généralement en fonction du paramètre ' V_0/H '.

7- L'effet de l'inhomogénéité du sol a été également vérifié moyennant la distribution de probabilité de l'un des modèles théoriques, à savoir le modèle de Vanmarcke, où on a constaté dans ce cas que la distribution des PGA exhibe une allure décalée vers les valeurs supérieures (PGA moyen plus important) en fonction de ' p ', avec une dispersion plus importante (écart type du PGA plus important). La comparaison de ces distributions de probabilités avec la simulation numérique, en fonction des paramètres ' p ', ' V_0/H ' et de l'input sismique (B-B et K-T) a fait ressortir que ce modèle théorique peut être ajusté à la simulation et ce dans le cas où les deux premiers moments du PGA estimés sont proches de ceux déduits par la simulation, dans le cas contraire où l'estimation des deux premiers moments du PGA est moins fiable, la densité de probabilité est décalée par rapport à celle déduite de la simulation.

Enfin, une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale des structures sous l'effet de site sur les spectres élastiques du déplacement relatif SDR, de la pseudo accélération PSA et de l'effort tranchant à la base est également effectuée. La structure étudiée est un oscillateur simple à un seul degré de liberté,

composée d'une masse concentrée et de deux supports de rigidités identiques, et soumis à des excitations sismiques translationnelles unidirectionnelles considérées dans un premier cas uniformes : ' p ' et ' V_0/H ' variables, mais identiques au niveau des deux supports et dans un second cas non uniformes : ' p ' et ' V_0/H ' variables au niveau des deux supports ; Les résultats concernant l'analyse statistique sont les suivants :

8- l'effet de site est un phénomène qui est très important et qu'il faut prendre en compte dans le cadre du calcul parasismique des structures, car le mouvement de ces dernières donné en termes des paramètres statistiques du (SDR) et du (PSA) peut subir une amplification de plus de trois fois sous l'effet de l'inhomogénéité du sol et ce dans le 1^{er} cas et une amplification qui peut dépasser légèrement deux fois celles correspondants à un sol homogène et ce dans le 2eme cas. Ceci permet de conclure que le SDD et le PSA ne sont pas aussi influencés par l'effet de la variabilité des conditions géologiques au niveau des deux supports que par l'inhomogénéité du sol lui même. Ce résultat concerne les sols flexibles et moyens dans le cas du SDR qui est riche en basses fréquences et tous les types de sol dans le cas du PSA qui peut être riche en basses, (et /ou) intermédiaires (et /ou) en hautes fréquences cela dépend essentiellement du rapport d'impédance et de la fréquence fondamentale du sol.

9- En ce qui concerne, l'effort tranchant c'est le 2eme cas qui est le plus prépondérant car dans ce cas, ce dernier reçoit la contribution de la composante pseudo statique et c'est l'effet de cette composante qui est le plus prédominant lorsque l'oscillateur est rigide: elle est proportionnelle au déplacement différentiel entre les supports et est la même au niveau des deux supports en valeur absolue. Par contre lorsque l'oscillateur est flexible, c'est l'effet de la composante dynamique de l'effort tranchant qui l'emporte.

10- Les paramètres statistiques de l'effort tranchant total maximal sont proportionnels à l'inhomogénéité du sol ainsi qu'à sa flexibilité. On peut remarquer qu'au niveau des basses fréquences, les deux moments statistiques de l'effort tranchant sont légèrement plus importants au niveau du support fondé sur un sol inhomogène ($PGD(P=1) > PGD(P=0)$) (et/ou) sur un sol flexible ($PGD(V_0/H=1) >$

PGD($V_0/H=4$) car l'inter corrélation entre les composantes dynamique et pseudo statique est positive. Dans la gamme de fréquences intermédiaires, Ils sont plus significatifs au niveau de l'autre support qui est fondé sur un sol homogène (et/ou) sur un sol rigide.

En ce qui concerne, l'analyse stochastique, une comparaison des paramètres statistiques du SDD et du PSA, évalués avec la simulation, est effectuée avec les trois modèles probabilistes. Il s'agit dans ce cas de vérifier la fiabilité de ces modèles probabilistes pour l'évaluation des spectres de déplacement relatif et de la pseudo accélération et de déduire le modèle le plus représentatif par rapport à la simulation.

Les résultats suivants sont tirés :

11- Les paramètres statistiques du SDR et du PSA évalués avec les modèles probabilistes ont généralement des valeurs non conservatrices sur la gamme des basses et intermédiaires fréquences. La sous-estimation de $E(\text{SDR})$ et de $E(\text{PSA})$ est plus importante dans le cas d'un sol flexible ayant un rapport d'impédance très important ($\eta = 0$), alors que $\sigma(\text{SDR})$ et $\sigma(\text{PSA})$ exhibent une sous-estimation légèrement plus importante dans le cas de sols rigides ayant un fort contraste d'impédance.

12- Généralement, sur la gammes des hautes fréquences, les modèles de Vanmarcke et de Der Kiureghian, qui tiennent compte de l'effet de la dépendance entre les seuils de franchissements, donnent généralement des valeurs d'estimation des moments statistiques (E et σ) du SDR et du PSA meilleurs comparées à celles estimées par le modèle de Davenport.

13- Sur la gamme des très basses fréquences (longues périodes), on remarque la divergence de la moyenne et de l'écart type du SDR évalués avec la simulation. Ce phénomène est généralement remarqué sur les données accélérométriques réelles. Pour y remédier à ce problème, une correction de la simulation est proposée et consiste à estimer l'accélération, excitant le support de la structure, à partir du déplacement simulé, en faisant une double dérivation. Des résultats très satisfaisants sont obtenus avec cette méthodologie.

VII.2 RECOMMANDATIONS ET SUGGESTIONS POUR LES RECHERCHES FUTURES

Une analyse statistique et stochastique de la réponse maximale des sols et des structures sous l'effet de site a été effectuée. Les recherches futures qui peuvent être engagées dans ce domaine sont données par les points suivants :

- Etude de la réponse de structures importantes et étendues sous l'effet de site telles que : les ponts à plusieurs appuis, les barrages et les tunnels, etc.
- Tenir compte de la non linéarité dans l'évaluation des réponses statistiques et stochastiques des structures en se basant sur la théorie des vibrations aléatoires appliquée aux systèmes non linéaires.
- Prise en compte de l'effet d'interaction sol- structure.

Références Bibliographiques

- Afra, H., 1995. "Calcul des Fréquences de Vibration et de la Fonction d'Amplification d'un profil de sol à Caractéristiques Géotechniques Variables avec la Profondeur". Algérie Equipement.
- Aki, K., and Larner, K.L., 1970. "Surface Motion of a Layered Medium having an Irregular Interface due to Incident Plane SH Waves". *J. Geophys. Res.*, 75, 1921-1941.
- Aki, K., and Richards, P.G., 1980. "Quantitative Seismology Theory and Methods". W.H. Freeman and Co., San Francisco, Calif.
- Amini, A., and Trifunac, M.D., 1985. "Statistical Extension of Response Spectrum Superposition". *Soil Dynam. and Earthquake Eng.*, 4, 54-63.
- Ang, A., and Newmark, N., 1971. "Development of a Transmitting Boundary for Numerical Wave Motion Calculation". Technical report, *Defence atomic support agency*, Washington DC, contract DASA-1-0040.
- Aubry, D., and Clouteau, D., 1991. "A Regularized Boundary Element Method for Stratified Media". *Mathematical and Numerical Aspects of Wave Propagation*. Eds G. Cohen et al., 660-670, SIAM.
- Bard, P.Y., and Bouchon, M., 1980. "The Seismic Response of Sediment-Filled Valleys". Part 1 The Case of Incident P and SV Waves, *Bull. Seism. Soc. Am.*, 70, 1963-1286.
- Bard, P.Y., and Bouchon, M., 1980. "The Seismic Response of Sediment-Filled Valleys". Part 2 The Case of Incident P and SV waves, *Bull. Seism. Soc. Am.*, 70, 1921-1941.
- Bard, P.Y., 1982. "Diffracted Waves and Displacement Field over Two-Dimensional Elevated Topographies". *Geophys. J. R. Astr. Soc.*, 71, 731-760.
- Bard, P.Y., 1998. "Microtremor Measurement: a Tool for Site Effect Estimation? " In K. Irikura K. Kudo H. Okada T. Sasatami Eds. Pp. 1251-1279.
- Bard, P.Y., 2002. "Les effets de site de la cuvette grenobloise", *Risques Info* N°13.
- Basu, B., Gupta, V.K., and Kundu, D., 1994. "A study on Ordered Peaks in Seismic Damage Analysis, *Report No. 94-01*, Dept. of civil Engng, Indian Institute of Technology, Kanpur, India.
- Berrah, M.K., and Kausel, E., 1990. "Modified Response Spectrum Model for the Design of Structures Subjected to Spatially Varying Seismic Excitations". *Report No. R90-2*, MIT Department of Civil Engineering, Cambridge, Massachusetts, USA.
- Berrah, M.K., and Kausel, E., 1992. "Response Spectrum Analysis of Structures Subjected to Spatially Varying Motions". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 21, No. 6, pp. 461-470.
- Berrah, M.K., and Kausel, E., 1993. "A Modal Combination Rule for Spatially Varying Seismic Motions". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 22, No. 9, pp. 791-800.
- Berrah, M.K., and Kausel, E., 1993. "Spectrum Analysis of a Beam Under Non Uniform Seismic Motion". *Structural Dynamics-EURODYN'93*, Moan et al., eds., Balkema, Rotterdam, Vol. 1, pp. 27-31.
- Berrah, M.K., and Kausel, E., 1994. "On Combining Modes Under Non Uniform Ground Motion". *Proceedings of the Second International Conference on Earthquake Resistant Construction and Design*, Savidis (ed.), Balkema, Rotterdam, pp. 661-668.
- Beskos, D.E., 1991. "Wave Propagation in Layered Grounds, in *Ondes Acoustiques et Vibratoires, Interactions Fluide-Structures Vibrantes*". Eds P. Filippi et D. Habault, 49-72, Publ. LMA No. 126, Sept. CNRS, Paris.
- Boore, D., 1972. "A Note on the Effect of Simple Topography on Seismic SH waves". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 62 :275-284.
- Boore, D., Harmsen, S., and Harding, S., 1981. "Wave scattering from a steep change in surface topography". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 71 :117-125.
- Boore DM, Akkar S. Effect of causal and acausal filters on elastic and inelastic response spectra. *Earthquake Eng Struct Dyn* 2003;32: 1729-48.
- Boore DM., Bommer JJ., 2005. " Processing of strong-motion accelerograms: needs, options and consequences ". *Soil Dynamics and Earthquake Eng.*, 25: 93-115.
- Borchedt, R.D., 1970. "Effects of Local Geology on Ground Motion Near San Fransisco Bay". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 60 :29-61.
- Bouchon, M., 1973. "Effect of Topography on Surface Motion". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 63, 615-632.

- Bouchon, M., 1979. "Discrete Wave Number Representation of Elastic Wave Fields in Three-Space Dimensions". *J. Geophys. J. R. Astr. Soc.*, 71, 731-760.
- Bour, M., Fouissac, D., Dominique, P., and Martin, C., 1998. "On the Use of Microtremor Recordings in Seismic Microzonation". *Soil Dynamics and Earthquake Eng.* 17(7-8): 465-474.
- Burridge, R., Mainardi, F., and Servizi, G., 1980. "Soil Amplification of Plane Seismic Waves". *Phys. of the Earth and Planet. Ints.*, 22, 122-136.
- Cartwright, D.E., and Longuet-Higgins, M.S., 1956. "The Statistical Distribution of Maxima for a Random Function, *Proc. Royal Soc. of London*, Ser. A327, 212-232.
- Chang, S.W., Bray, J.D., and Seed, R.B., 1996. "Engineering Implications of Ground Motions from the Northridge Earthquake". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 86, 1B, S270-S288.
- Ching, J., and Glaser, D., 2001. "1D Time-Domain Solution for Seismic Ground Motion Prediction. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*". Vol. 127, No.1.
- Claerbout, J. F., 1968. "Synthesis of a Layered Medium from its Acoustic Transmission Response". *Geophysics*, 33, 264-269.
- Claerbout, J. F., 1985. "Fundamentals of Geophysical Data Processing". *Blackwell Scientific Publications*, Palo Alto, Calif.
- Clough, R.W., and Penzien, J., 1975. "Dynamics of Structures". McGraw-Hill Book Co., New York, NY., USA.
- Corotis, R.B., and Vanmarcke, E.H., 1972. "First Passage of Nonstationary Random Processes". *J. Eng. Mech. Div.*, ASCE, 98(EM2), 401-414.
- Cramer, H., and Leadbetter, M.R., 1966. "Stationary and Related Stochastic Processes". Wiley, New York, NY.
- Crandall, S.H., 1963. "Zero Crossings, Peaks and Other Statistical Measures of Random Responses". *J. Acoust. Soc. Amer.*, 35(11), 1693-1699.
- Crandall, S.H., 1970. "First-Crossing Probabilities of Linear Oscillator". *J. Sound and Vib.*, 12(3), 285-299.
- Davenport, A.G., 1964. "Note on the Distribution of the Largest Value of a Random Function with Application to Gust Loading". *Proceedings of Institution of Civil Engineers*, London, Vol. 28, pp. 187-196.
- Der Kiureghian, A., 1980. "Structural Response to Stationary Excitation". *Journal of Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol. 106, pp. 1195-1213.
- Der Kiureghian, A., and Neuenhofer, A., 1992. "Response Spectrum Method for Multi-Support Seismic Excitations". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 21, pp. 713-740.
- Der Kiureghian, A., Keshishian, P., and Hakopian, A., 1997. "A Multiple Support Response Spectrum Analysis of Bridges Including the Site-Response Effect and MSRS code". In: *Report No EERC 97-02*. Berkeley (CA): Earthquake Engineering Research Center, University of California, 1997.
- Dobry, R., Withman, R.V., and Roesset, J.M., 1971. "Soil Properties and the One Dimensional Theory of Earthquake Amplification". *Report R71-18*, M.I.T., Cambridge, MA.
- Dravinski, M., and Mossessian, T.K., 1987. "Scattering of Plane Harmonic P, SV and Rayleigh Waves by Dipping Layers of Arbitrary Shape"? *Bull. Seism. Soc. Am.*, 77, 212-235.
- Dunkin, J.W., 1965. "Computation of Modal Solutions in Layered, Elastic Media at High Frequencies". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 55, 335-358.
- Duval, A.M., 1996. "Détermination de la Réponse d'un Site aux Séismes à l'aide du Bruit de Fond". *Thèse de Doctorat, Université Paris VI, Etudes et Recherches des LPC*, GT62, LCPC, Paris.
- Ewing, M., Jardetzky, W., and Press, F., 1957. "Elastic Waves in Layered Media". *MC-Graw Hill Book Co.*, New York.
- Fäh, D., Suhadolc, P., and Panza, G.F., 1993. "Variability of Seismic Ground Motion in Complex Media: the Case of a Sedimentary Basin in the Friuly (Italy) Area". *J. Appl. Geophys.*, 9, 643-688.
- Faccioli, E., and Paolucci, R., 1990. "Engineering Seismology Studies for the Design and Analysis of Bridge Structures". *Eur. Earthquake Eng.* 3:17-28.
- Frankel, A., and Vidale, J., 1992. "A Three-Dimensional Simulation of Seismic Waves in the Santa Clara Valley, California, from a Loma Prieta Aftershock". *Bull. Seim. Soc. Am.*, 82, 2045-2074.

- Frankel, A., 1993. "Three-Dimensional Simulations of Ground Motion in the San Bernardino Valley, California, for Hypothetical Earthquakes on the San Andreas Fault". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 83, 1020-1041.
- Gaffet, S., and Bouchon, M., 1989. "Effects of Two-Dimensional Topographies Using the Discrete Wavenumber-Boundary Integral Equation Method in P-SV Cases". *J. Acoust. Soc. Am.*, 85 :2277-2283.
- Gaspirini, D.A., 1979. Response of MDOF Systems to Non-Stationary Random Excitation, *J. Engng. Mech. Div.*, ASCE, 105(EM1), 13-27.
- Gatmiri, B., and Kamalian, M., 2002. "Combination of Boundary Element and Finite Element Methods for Evaluation of Dynamic Response of Saturated Porous Media". In *5th European Conference on Numerical Methods in Geomechanical Engineering NUMGE 2002*, pages 947-956, Paris. Presses de l'ENPC-LCPC.
- Gazetas, G., 1984. "Seismic Response of End-Bearing Single Piles". *Soil dynamics and Earthquake Engineering*; 3(2): 82-93.
- Geli, L., Bard, P.Y., and Jullien, B., 1998. "The Effect of Topography on Earthquake Ground Motion: a Review and New Results". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 78 :42-63.
- Goupillaud, P.L., 1961. "An Approach to Inverse Filtering of Near-Surface Layer Effects from Seismic Records". *Geophysics*, 26(6), 754-760.
- Guan, J., Hao, H., and Lu, Y., 2004. "Generation of probabilistic displacement response spectra for displacement-based design ". *Soil Dynamics and Earthquake Eng.*, 24: 149-166.
- Gupta, I.D., and Trifunac, M.D., 1988a. "Order Statistics of Peaks in Earthquake Response". *J. Engng. Mech. Div.*, ASCE, 114(10), 1605-1627.
- Gupta, I.D., and Trifunac, M.D., 1996 "Investigation of Nonstationarity in Stochastic Seismic Response of Structures". Report No. CE 96-01, Dept. of Civil Eng., Univ. of southern California, Los Angeles, CA.
- Hadid, M., and Afra, H., 2000. "Sensitivity Analysis of Site Effects on Response Spectra of Pipelines". *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 20: 249-260.
- Harada, T., 1984. "Probabilistic Modelling of Spatial Variation of Strong Earthquake Ground Displacements". *Proceedings of the 8th World Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, Vol. 2, pp. 605-612.
- Harada, T., and Shinozuka, M., 1986. "Ground Deformation Spectra". *Proceedings of the 3rd U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, Charleston, South Carolina, pp. 2191-2202.
- Harichandran, R.S., and Wang, W., 1988. "Response of Simple Beam to Spatially Varying Earthquake Excitation". *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 114, No. 9, pp. 1526-1541.
- Harichandran, R.S., and Wang, W., 1990. "Response of Indeterminate Two-Span Beams to Spatially Varying Earthquake Excitation". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 19, pp. 173-187.
- Harmsen, S., and Harding, S., 1981. "Surface Motion over a Sedimentary Valley for Incident Plane P and SV Waves". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 72 :655-670.
- Haskell, N.A., 1953. "The Dispersion of Surface Waves on Multilayered Media". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 43(4), 17-34.
- Haskell, N.A., 1962. "Crustal Reflection of Plane P and SV Waves". *J. Geophys. Res.*, 67, 4751-4767.
- Hill, N.R., and Levander, A.R., 1984. "Resonances of Low-Velocity Layers with Lateral Variations". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 74, 521-537.
- Hindy, A., and Novak, M., 1980. "Pipeline Response to Random Ground Motions" *Journal of Engineering Mechanics Division*, ASCE, Vol. 106, No. EM2, pp. 339-360.
- Horike, M., Uebayashi, H., and Minami, T., 1990. "Seismic Response in three-dimensional sedimentary basin due to plan S wave incidence". *J. Phys. Earthq.*, 40, 209-222.
- Idriss, I.M., and Seed, H.B., 1968. "Seismic Response of Horizontal Layers". *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE; 94(SM4): 1003-31.
- Jiang, T., Nishioka, S., Nagasaka, H., and Kuribayashi, E., 1993. "Three-Dimensional Reflectivity Method for Complicated Irregular Formations". *Soil Dyn. Earthq. Engrg.*, 12, 173-182.
- Kanai, K., 1957. "Semi-Empirical Formula for the Seismic Characteristics of the Ground" *Bulletin of Earthquake Research. Inst.*, University of Tokyo, Japan, Vol. 35, pp. 309-325.

- Kausel, E., and Roësset, J.M., 1981. "Stiffness Matrices for Layered Soils". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 71, 1743-1761.
- Kausel, E., and Roësset, J.M., 1984. "Soil Amplification: Some Refinements". *Soil Dyn. and Earthquake Engrg.*, 3(3), 116-123.
- Kausel, E., and Pais, A., 1984. "Deconvolution of Stochastic SH-Wave Motions in Soil Deposits". *Report No. R84-09*, MIT Department of Civil Engineering, Cambridge, Massachusetts, USA.
- Kawase, H., Sanchez-Sesma, F.J., and Aki, K., 1987. "Site Amplification far Beyond the Impedance Ratio for Incident SV waves". *EOS Trans. Am. Geophys. Union*, 68,1354.
- Kawase, H., and Aki, K., 1989. "A Study on the Response of a Soft Basin for Incident S, P and Rayleigh Waves with Special Reference to the Long Duration Observed in Mexico City". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 79:1361-1382.
- Kawase, H., 1998. "Time-Domain Response of a Semicircular Canyon for Incident SV, P and Rayleigh Waves Calculated by the Discrete Wavenumber Boundary Element Method". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 78:1415-1437.
- Kennett, B.L.N., 1983. "Seismic Wave Propagation in Stratified Media", *Cambridge University Press*, Cambridge, UK.
- Kham, M., 2005. "Propagation d'Ondes Sismiques dans les Bassins Sédimentaires: Des Effets de Site à l'Interaction Site-Ville". *Thèse de Doctorat*, ENPC.
- King, J., and Tucker, B., 1984. "Observed Variations of Earthquake Motion over a Sediment-Filled Valley". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 74 :135-152.
- Kramer, S., 1996. *Geotechnical earthquake engineering*. Prentice Hall.
- Laouami, N., Nour, A., (2000), Analyse bibliographique des méthodes analytiques, numériques et expérimentales pour la description et l'estimation des effets de site, rapport interne, National Earthquake Engineering center (C.G.S.), Hussein Dey, Algiers.
- Lee, V., 1982. "A Note on the Scattering of Elastic Plane Waves by a Hemispherical Canyon". *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 1: 122-129.
- Lee, M.C., and Penzien, J., 1983. "Stochastic Analysis of Structures and Piping Systems Subjected to Stationary Multiple Support Excitations". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 11, pp. 91-110.
- Li, X., Bielak, J., and Ghattas, O., 1992. "Three-Dimensional Earthquake Response" on a CM-2, *Proc. 10TH World Conf. Earth. Engrg.*, 2, 2959-964, Madrid, Spain.
- Liao, Z., Baipo, Y., and Yifan, Y., 1980. "Effect of Three-Dimensional Topography on Earthquake Ground Motion". In *Proc. World Conf. Earthquake. Eng.*, 7th, pages 161-168, Istanbul.
- Loh, C.H., and Yeh, Y., 1988. "Spatial Variation and Stochastic Modelling of Seismic Differential Ground Movement". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 16, pp. 583-596.
- Luco, J.E., Wong, H.L., and de Barros, F.C.P., 1990. "Three-Dimensional Response of a Cylindrical Canyon in a Layered Half-Space". *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 19, 799-817.
- Luco, J.E., and de Barros, F.C.P., 1995. "Three-Dimensional Response of a Layered Cylindrical Valley Embedded in a Layered Half-Space". *Earth. Eng. Struct. Dyn.*, 24, 109-125.
- Lutes, L.D., Chen, Y.T.T., and Tzuang, S.H., 1980. "First-Passage Approximations for Simple Oscillators". *J. Eng. Mech. Div.*, ASCE, 106(EM6), 1111-1124.
- Lysmer, J., and Drake, L.A., 1972. "A Finite Element Method for Seismology". in *Methods in Computational Physics*. Vol. 11 Seismology, ed B.A. Bolt, Academic Press, New York.
- Malhotra PK. Response spectrum of incompatible acceleration, velocity and displacement histories. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 2001; 30:279 –286.
- Mateos, J.L., Flores, J., Novaro, O., Alvarez-Tostado, J.M., and Seligman, T.H. "Generation of Inhomogeneous P waves in a Layered Medium". *Tectonophysics*, 218, 247-256.
- Mendel, J.M., 1983. "Optimal Seismic Deconvolution". *Academic Press, Inc.*, New York, N.Y.
- Middleton, D., 1960. *An Introduction to Statistical Communication Theory*, McGraw-Hill, New York, NY.
- Mossesian, T., and Dravinski, M., 1992. "A Hybrid Approach for Scattering of Elastic Waves by Three-Dimensional Irregularities of Arbitrary Shape". *J. Phys. Earth.*, 40 :241-261.

- Nakamura, Y., 1989. "A Method for Dynamic Characteristics Estimation of Subsurface Using Microtremor on the Ground Surface". *Quarterly Report*, 30, 1, RTRI, Japan.
- Nakamura, Y., Der Kiureghian, A., and Liu, D., 1993. "Multiple-Support Response Spectrum Analysis of the Golden Gate Bridge". *Report UCB /EERC-93/05*, Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, Berkeley, CA, USA.
- Nechtschein, S., Bard, P.Y., Gariel, J.C., Meneroud, J.P., Dervin, P., Cushing, M., Gaubert, B., Vidal, S., and Duval, A.M., 1995. "A Topographic Effect Study in the Nice Region". In *Proceedings of the fifth international conference on seismic zonation*, pages 1067-1074, Nice, France. Ouest Edition Nantes.
- Newland, D.E., 1984. "An Introduction to Random Vibrations and Spectral Analysis". Longman inc., New York.
- Nguyen, K., 2005. "Etude des Effets de Site dus aux Conditions Topographiques et Géotechniques par une Méthode Hybride Eléments Finis/ Eléments Frontières", *Thèse de Doctorat*, E.N.P.C., Paris.
- Nogoshi, M., and Higarashi, T., 1971. "On the Amplitude Characteristics of Microtremor". (Part II). In Japanese, *J. Seism. Soc. Japan* 24,26-40.
- Ohori, M., Koketsu, K., and Minami, T., 1990. "Seismic Responses of Three-Dimensional Sediment Filled Valleys Due to Incident Plane Waves". *J. Phys. Earthq.*, 40, 209-222.
- Olsen, K.B., and Shuster, G.T., 1995. "Causes of Low Frequency Ground Motion Amplification in the Salt Lake basin: the Case of Vertically Incident P wave". *Geophys. J. Int.*, 122, 1045-1061.
- Papageorgiou, A.S., and Kim, J., 1993. "Propagation and Amplification of Seismic Waves in 2-D Valleys Excited by Obliquely Incident P-and SV-Waves". *Earthq. Engrg. Structl. Dyn.*, 22, 167-182.
- Pecker, A., 1984. "Dynamique des Sols". *Presses de l'École Nationale des Ponts et Chaussées*.
- Pecker, A., and Afra, H., 1995. "Charts for Natural Frequencies and Transfer Functions of Inhomogeneous Soil Deposits". *Fifth International Conference on Seismic Zonation*, Nice, France.
- Pecker, A., 1995. "Validation of Small Strain Properties from Recorded Weak Seismic Motions". *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*; 14: 399-408.
- Pecker, A., 2003. "An Estimation of Maximum Ground Surface Motion". *C.R Mecanique*, 331: 661-666.
- Pecker, A., 2004. "An Estimate of Maximum Ground Surface Motion for non zero surface velocity". *C.R Mecanique*, 332: 725-730.
- Pedersen, H., Campilo, M., and Sanchez-Sesma, F., 1995. "Azimuth Dependent Wave Amplification in Alluvial Valleys". *Soil Dyn. Earth. Engr.*, 14 :289-300.
- Pitarka, A., and Irikura, K., 1996. "Basin Structure Effects on Long-Period Strong Motions in the San Fernando Valley and the Los Angeles Basin from the 1994 Northridge Earthquake and an Aftershock". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 86, 1B, S126-S137.
- Poceski, A., 1996. "The Ground Effect of the Skopje July 26, 1963 Earthquake". *Bull. Seism. Soc. Am*, 59: 1-29.
- Preumont, A., 1990. "Vibrations Aléatoires et Analyse Spectrale". *Presses Polytechniques et Universitaires Romandes*, CH-1015 Lausanne.
- Rassem, M., Ghobarah, A., and Heidebrecht, A.C., 1996. "Site Effects on the Seismic Response of a Suspension Bridge". *Eng. Struct*; 18(5):363-70.
- Reinoso, E., Wrobel, L., and Power, H., 1994. "Preliminary Results of the Modelling of the Mexico City Valley with Two-Dimensional Boundary Element Method for the Scattering of SH waves". *Soil. Dyn. Earth. Engr.*, 12 :457-468.
- Rial, J.A., Saltzman, N.G., and Ling, H., 1992. "Earthquake-Induced Resonance in Sedimentary Basins". *American Scientist*, 80, 566-578.
- Rice, S.O., 1944. "Mathematical Analysis of Random Noise". *Bell System Tech. J.*, 23, 282-332.
- Rice, S.O., 1945. "Mathematical Analysis of Random Noise" *Bell System Tech. J.*, 24, 46-156.
- Richart, F.E., and Hall, J.R., 1970. "Vibration of Soils and Foundations", Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall.
- Robinson, E. A., and Silvia, T.M., 1979. "Digital Foundations of Time Series Analysis, The Box-Jenkins Approach". Vol. 1, Holden-Day, San Francisco.
- Robinson, A.R., and Treitel, S., 1980. "Geophysical Signal Analysis". Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N.J.

- Rosenblueth, E., Elorduy, J. Response of linear systems to certain transient disturbances. Proceedings of the fourth World Conference on Earthquake Engineering, Santiago, Chile, A-1, 1969: p. 185-96.
- Rutenberg, A., and Heidebrecht, A.C., 1988. "Approximate Spectral Multiple Support Seismic Analysis: Travelling Wave Approach". *Proc. Instn. Civ. Engrs.*, Part2; 121(7):801-9.
- Safak, E., 1995. "Discrete-Time Analysis of Seismic Site Amplification". *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 121, No. 7.
- Sanchez-Sesma, F.J., and Rosenblueth, E., 1979. "Ground Motion at Cayons of Arbitrary Shape under Incident SH waves". *Eathq. Eng. Structl. Dyn.*, 7, 441-450.
- Sanchez-Sesma, F., 1985. "Diffraction of Elastic SH Waves by Wedges". *Bull. Seism. Soc. Am*, 75 :1435-1446.
- Sanchez-Sesma, F., 1990. "Elementary Solutions for the Response of a Wedge-Shaped Medium to Incident SH and SV waves". *Bull. Seism. Soc. Am*, 80 :737-742.
- Sanchez-Sesma, F., and Campillo, M., 1993. "Topographic effects for incident P, SV and Rayleigh waves". *Tectonophysics*, 218 :113-125.
- Sanchez-Sesma, F. et Luzon, F., 1996. "Can Horizontal P Waves be Trapped and Resonate in a Shallow Sedimentary Basin ? ". *Geophys. J. Int.*, 124, 209-214.
- Sanchez-Sesma, F., (). "Strong Ground Motion and Site Effects". *Computational Mechanics Publications*. Southampton, UK, Boston, USA.
- Sanchez-Sesma, F., Vai, R., Dretta, E., and Palencia, V.J., 1999. "Fundamentals of Elastic Wave Propagation for Site Amplification Studies". In: *Kausel, A., Manolis, B., editors. Wave motion in earthquake engineering*. Boston (MA): MIT Press; p.1-36.
- Scnabel, P.B., Lysmer, J., and Seed, H.B., 1972. "SHAKE: A Computer Program for Earthquake Response Analysis of Horizontally Layered Sites". *Report No UCB/EERC-72/12. Earthquake Engrg. Res. Ctr.*, Univ. of California, Berkeley, Calif.
- Seale, S.H., and Kausel, E., 1989. "Point Loads in Cross-Anisotropic Layered Halfspaces". *J. Engrg. Mech.* ASCE, 115, 509-524.
- Seed, H., Lee, K., and Idriss, I., 1969. "An Analysis of Sheffield Dam Failure". *Journal of soil mechanics and foundation division*, ASCE, 95(SM6) :1453-1490.
- Shearer, P.M., and Orcutt, J.A., 1987. "Surface and Near Surface Effects on Seismic Waves. Theory and Borehole Seismometer Results". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 77, 1168-1196.
- Shinozaki, Y., and Yoshida, N., 1992. "Seismic Ground Motion in Three-Dimensional Sedimentary Basin". In *Special Seminar on Seismic Ground Motion in Sedimentary Basin*, Kyoto, Japan.
- Shinozuka, M., Deodatis, G., and Harada, T., 1987. "Digital Simulation of Seismic Ground Motion". *Technical Report NCEER-87-0017*.
- Silvia, T.M., and Robinson, E.A., 1979. "Deconvolution of Geophysical Time Series in the Exploration for Oil and Natural Gas". *Elsevier Science*, Amsterdam.
- Slimani, A., and Berrah, M.K., 1996. "Dynamic Analysis of Extended Structures Subjected to Incoherent Ground Motion". *Proceedings of the First Maghrebian Congress of Mechanics*, Ghardaia, Vol. 3, pp. 135-140.
- Slimani, A., and Berrah, M.K., 1996. "Analyse Dynamique de Structures Etendues Soumises à un Mouvement Sismique Partiellement Cohérent". *Actes du 1^{er} Colloque National de Génie Parasismique*, Vol. 1, pp. 133-141.
- Slimani, A., 1997. "Analyse Dynamique de Structures Etendues Soumises à l'Effet de la Variabilité Spatiale de l'Action Sismique". *Thèse de Magister*, E.N.P., Alger.
- Somerville, P.G., McLaren, J.P., Sen, M.K., and Helmberger, D.V., 1993. "The Influence of Site Conditions on the Spatial Incoherence of Ground Motion". *Structural Safety*; 10:1-13.
- Spanos, P.T. and Lutes, L.D., 1980. "Probability of Response to Evolutionary Process". *J. Engng Mech. Div.*, ASCE, 106(EM2), 213-224.
- Sun, W.J., and Kareem, A., 1989. "Response of MDOF Systems to Non-Stationary Random Excitation". *Engineering structures*, 11, 83-91.

- Tajimi, H., 1960. "A Statistical Method of Determining the Maximum Response of a Building Structure During an Earthquake". *Proc. 2nd World Conference of Earthquake Engineering*, Tokyo and Kyoto, Vol. 2, pp. 781-798.
- Thomson, W.T., 1950. "Transmission of Elastic Waves on Multilayered Media". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 43, 17-34.
- Tolstoy, I., and Usdin, E., 1953. "Dispersive Properties of Stratified Elastic and Liquid Media: A ray theory". *Geophysics*, 18, 844-870.
- Toshinawa, T., and Ohmachi, T., 1992. "Love Wave Propagation in a Three-Dimensional Sedimentary Basin". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 82, 1661-1667.
- Trifunac, M., 1971. "Surface Motion of a Semi-Cylindrical Alluvial Valley for Incident Plane SH Waves". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 61 :1755-1770.
- Trifunac, M., 1973. "Scattering of Plane SH Waves by Semi- Cylindrical Canyon". *Int. J. Earthquake Eng. Struct. Dyn.*, 1 :267-281.
- Vanmarcke, E.H., 1975. "On the Distribution of the First-Passage Time for Normal Stationary Random Processes". *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 42, pp. 215-220.
- Virieux, J., . "SH-Wave Propagation in Heterogeneous Media: Velocity- Stress Finite-Difference Method". *Geophysics*, 49, 1933-1942.
- Wong, H., and Jennings, P., 1975. "Effect of Canyon Topographies on Strong Ground Motion". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 65 :1239-1257.
- Wong, H., and Trifunac, M.D., 1974a. "Scattering of Plane SH Waves by a Semi-Elliptical Cayon". *Earthq. Eng. Structl. Dyn.*, 3, 157-169.
- Wong, H., and Trifunac, M., 1974b. "Surface Motion of a Semi Elliptical Alluvial Valley for Incident Plane SH Waves". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 64 :1389-1408.
- Yamanaka, H., Kazuoh, S., and Takanori, S., 1989. "Effects of Sedimentary Layers on Surface-Wave Propagation". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 79, 631-644.
- Yang, J.N., 1972. "Nonstationary Envelope Process and First Excursion Probability". *J. Struct. Mech.*, ASCE 1(2), 231-249.
- Yomogida, K., and Etgen, J.T., (). "3-d wave propagation in the Los Angeles Basin for the Whittier-Narrows earthquake". *Bull. Seism. Soc. Am.*, 83, 1020-1041.
- Zavoni, E.H., and Vanmarcke, E.H., 1994. "Seismic Random-Vibration Analysis of Multisupport-Structural Systems". *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 120, No. 5, pp. 1107-1128.
- Zembaty, Z., 1988. "A note on non-stationary stochastic response and strong -motion duration". *Earthquake Eng. Struct. Dynam.*, 16(8), 1189-1200.
- Zembaty, Z., 1998. "Vibrations of Bridge Structure Under Kinematic Wave Excitations". *J. Struct. Eng.*, ASCE; 123(4):479-88.
- Zembaty, Z., and Rutenberg, A., 1998. "On the Sensitivity of Bridge Seismic Response With Local Soil Amplification". *Earthquake Eng. Struct. Dyn.* ; 27:1095-9.
- Zembaty, Z., and Rutenberg, A., 2002. "Spatial Response Spectra and Site Amplification Effects". *Eng. Struct.*; 24:1485-1496.
- Zerva, A., Ang, A. H-S., and Wen, Y.K., 1988. "Lifeline Response to Spatially Variable Ground Motions". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 16, pp. 361-379.
- Zerva, A., 1990. "Response of Multi-Span Beams to Spatially Incoherent Seismic Ground Motions". *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 19, pp. 819-832.
- Zerva, A., 1991. "Effect of Spatial Variability and Propagation of Seismic Ground Motions on the Response of Multiply-Supported Structures". *Probabilistic Engineering Mechanics*.
- Zerva, A., and Harada, T., 1994. "A Site-Specific Model for the Spatial Incoherences of the Seismic Ground Motions". In: *Proceedings of the 5th US National Conference on Earthquake Engineering*, Chicago, IL, vol. IV. p.931-40.
- Zhao, C., and Valliappan, S., 1993. "Seismic Wave Scattering Effects Under Different Canyon Topographic and Geological Conditions". *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 12 :129-143.