

## Chapitre 3. Détermination de formules approchées pour évaluer les effets de site topographiques

---

### 3.1. Formules approchées (ANS)

#### 3.1.1. Développement

Un des objectifs principaux de ce projet de recherche est de trouver une méthode approchée pour quantifier les effets de site topographiques sans recourir à des simulations numériques. De plus, pour qu'une telle méthode soit applicable dans le domaine de l'ingénierie, elle doit être simple et facile à manipuler. Dans ce but, nous avons développé différentes approches numériques en utilisant les analyses statistiques.

De nombreuses simulations numériques ont été réalisées en faisant varier les paramètres géomorphologiques du versant ainsi que les caractéristiques du signal sismique. Sur la base des résultats obtenus lors des analyses paramétriques présentées dans le 2<sup>e</sup> chapitre, on a choisi de faire varier uniquement les paramètres dominants: la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ), la pente ( $\alpha$ ), le coefficient de Poisson ( $\nu$ ) et le taux d'amortissement ( $\xi$ ). Le Tableau 13 montre les paramètres des différentes simulations retenues.

- Dans tous cas, la fréquence adimensionnelle est le paramètre le plus important à considérer. Pour changer la valeur de  $\eta$  ( $= HF/Vs$ ), on garde le rapport  $H/Vs$  constant et on change la fréquence  $F$  du signal sismique de 0.5 à 10Hz. En conséquence, la valeur de  $\eta$  est variable dans l'intervalle des valeurs [0.05 ; 0.1 ; 0.2 ; 0.3 ; 0.4 ; ... ; 1.0].
- Le deuxième paramètre important est la pente du versant. Elle varie de 20° à 90° comme montré dans le Tableau 13.
- Dans les cas où le coefficient de Poisson est variable, il prend successivement 4 valeurs :  $\nu = 0.2$  ; 0.25 ; 0.3 ; 0.35. Dans tous les autres cas, il est égal à 0.25.
- Dans la réalité, le taux d'amortissement ( $\xi$ ) est un paramètre difficile à déterminer, il est fortement dépendant du contexte morphologique, géologique et hydrogéologique du site étudié. Cependant, il est intéressant de le prendre en compte dans les calculs pour se rapprocher de la réalité. 5 valeurs de  $\xi$  ont été considérées : 0 % , 5 % ; 10 % ; 15 % ; 20 %.

Dans tous les autres cas et pour les paramètres non mentionnés, les valeurs par défaut ci-après sont utilisées:  $H = 50$  m,  $E = 1.25$  GPa,  $\nu = 0.25$ ,  $\rho = 2000$  kg/m<sup>3</sup>,  $Vs = 500$  m/s,  $\xi = 0$  %. Au total, 275 simulations numériques ont été effectuées.

**Tableau 13.** Variation des paramètres retenus dans les simulations numériques

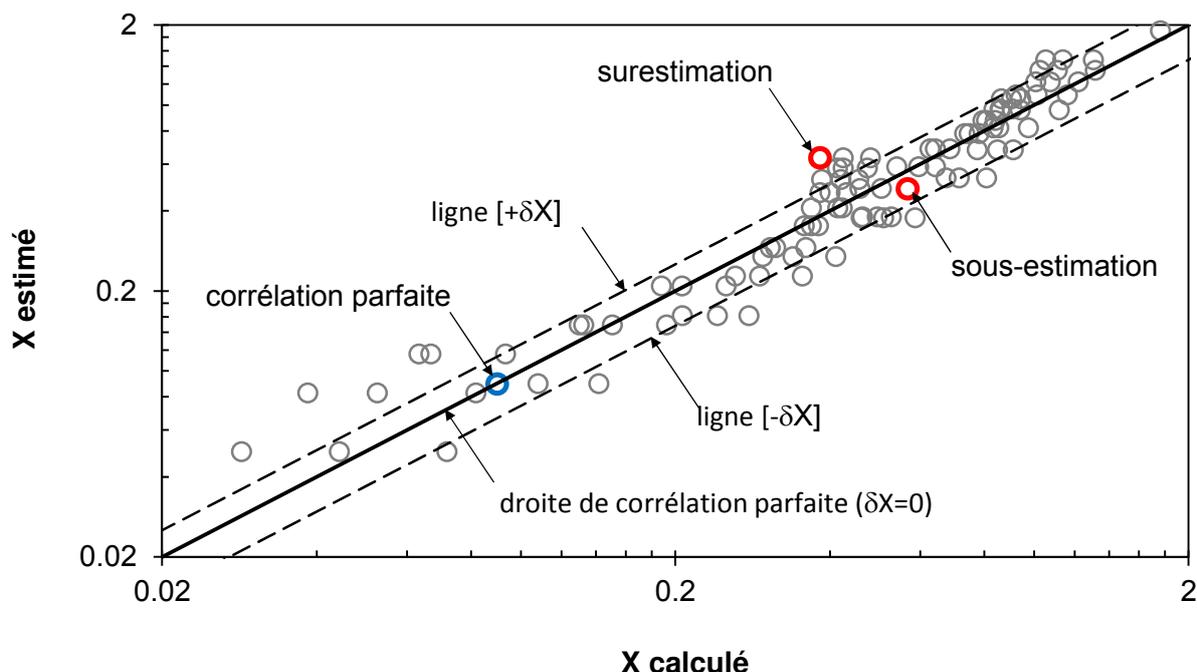
|                             |        |        |              |        |                  |        |             |        |             |
|-----------------------------|--------|--------|--------------|--------|------------------|--------|-------------|--------|-------------|
| <b>Pente du versant(°)</b>  | 20     | 25     | 30           | 40     | 50               | 60     | 70          | 80     | 90          |
| <b>Paramètres variables</b> | $\eta$ | $\eta$ | $\eta, \nu,$ | $\eta$ | $\eta, \nu, \xi$ | $\eta$ | $\eta, \nu$ | $\eta$ | $\eta, \nu$ |

Les résultats obtenus sont ensuite analysés en utilisant le logiciel statistique R. Pour chaque critère étudié, l'analyse de l'interaction entre les paramètres est réalisée en considérant la valeur du coefficient de corrélation. Cette analyse permet d'évaluer le niveau de dépendance de chaque paramètre. Les relations numériques entre les paramètres considérés et les critères d'études sont enfin déduites par la régression. Les équations obtenues permettent d'approcher en pratique la plupart des situations sans avoir recours à des simulations numériques. La série d'équations obtenues est nommée les ANS (*Approaches derived from Numerical simulations with excitation of Sinusoidal seismic signal*). Il est important de noter que le coefficient de Poisson n'est pas considéré comme variable à part entière dans ces équations. Vu que son influence est beaucoup plus faible en comparaison des autres paramètres, seul son impact moyen a été pris en compte.

Pour valider les approches, les valeurs estimées par ces formules doivent être comparées avec les résultats des simulations numériques. La Figure 108 présente un exemple de comparaison pour un critère X (X peut être  $A_{x-1}$ ,  $A_y$ ,  $p_{SAS}$ ,  $Hx/H$ ,  $Dxc/H$ ). Dans cette figure, l'abscisse du graphique présente les valeurs obtenues par les calculs numériques (X calculé) et l'ordonnée présente les valeurs estimées par les ANS (X estimé). Pour un cas donné, si la prévision correspond parfaitement au résultat numérique, le symbole s'est localisé sur la droite de corrélation parfaite (la diagonale). Au contraire, si le symbole se trouve au-dessus de cette droite, la valeur estimée est alors plus élevée que le résultat numérique, il s'agit dans ce cas d'une surestimation. Si le symbole est au-dessous de la droite, c'est sous-estimé. De plus, les deux lignes en tirets de chaque côté de la droite de corrélation parfaite représentent l'écart-type des écarts relatifs ( $\delta X$ ) dont la valeur est déterminée d'après l'équation [33]. Le nombre des points dont l'écart relatif est inférieur à  $\delta X$  est d'environ 68.2 % au nombre total des points. Autrement dit, il y a environ 68.2 % des points situés entre deux lignes en tirets.

$$\delta X = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left[ \left( \frac{X_{i,estimé} - X_{i,calculé}}{X_{i,calculé}} \right)^2 \right]} \quad [33]$$

- $X_{i,estimé}$  : valeur du critère X estimée par les ANS
- $X_{i,calculé}$  : valeur du critère X obtenue par la simulation numérique
- $N$  : nombre des valeurs à comparer (nombre des points dans le graphique)
- $\delta X$  (%) : écart-type des écarts relatifs du critère X



**Figure 108.** Exemple d'un graphique présentant la comparaison des valeurs estimées et des valeurs calculées d'un critère X quelconque

### 3.1.2. Présentation des ANS

#### 3.1.2.1. Estimation du facteur d'amplification $A_x$

Le facteur d'amplification de l'accélération horizontale  $A_x$  peut être calculé approximativement par l'équation [34] qui contient trois coefficients multiplicateurs  $P_{Ax,0}$ ,  $m_r$  et  $m_{Ax,dp}$ . La signification de chaque coefficient est donnée dans les paragraphes suivants.

- $P_{Ax,0}$  représente la valeur brute de  $A_x-1$  dans laquelle les effets de la résonance et de l'amortissement ne sont pas pris en compte. La valeur de  $P_{Ax,0}$  augmente avec l'augmentation de  $\eta$  jusqu'à  $\eta_s$ . Au-delà de ce seuil dont la valeur est déterminée par l'équation [36] ou la Figure 109, le facteur d'amplification reste invariable et égal à celui de  $\eta_s$  (Figure 111). La Figure 109 montre que la valeur de  $\eta_s$  est inférieure à 2.0 pour tous les cas et que dans la plupart des cas ( $\alpha \geq 30^\circ$ ), elle est supérieure à 1.0.
- $m_r$ , déterminé par l'équation [37], est le coefficient de résonance qui représente l'augmentation du facteur d'amplification, due au phénomène de la résonance. Ce coefficient est applicable pour les valeurs de  $\eta$  situées dans l'intervalle de 0.1 et 0.3 ( $0.1 \leq \eta \leq 0.3$ ), et pour les versants de pente raide ( $I = \alpha / 90 \geq 0.5$ ). Dans les autres cas restants, il est égal à 1.0.

- L'effet de l'amortissement des ondes sismiques est pris en compte au moyen du coefficient multiplicateur  $m_{Ax,dp}$  qui est calculé en fonction du taux d'amortissement  $\xi$  et de la fréquence adimensionnelle  $\eta$  (équation [38]). Ce coefficient représente l'effet de réduction de  $A_x$  en raison de la présence de la capacité d'atténuation du signal sismique du matériau. Sa valeur doit être inférieure ou égale à 1.0 dans tous les cas. Cependant, en raison de la simplicité de la formule ainsi que les éventuelles erreurs numériques, la valeur estimée de  $m_{Ax,dp}$  donnée par l'équation [38] peut être parfois supérieure à 1.0, dans ce cas on le prend égal à 1.0. Les résultats numériques montre que dans quelques cas particuliers, si les conditions géomorphologiques du versant favorisent l'atténuation des ondes sismiques, l'amplification maximale dans le versant peut perdre jusqu'à 73% de son intensité. Par exemple, pour le cas  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\eta = 0.7$ ,  $\xi = 10\%$ , on a  $m_{Ax,dp} = 0.265$  (Figure 110), le taux de perte de  $A_x-1$  est de 73.5 %.

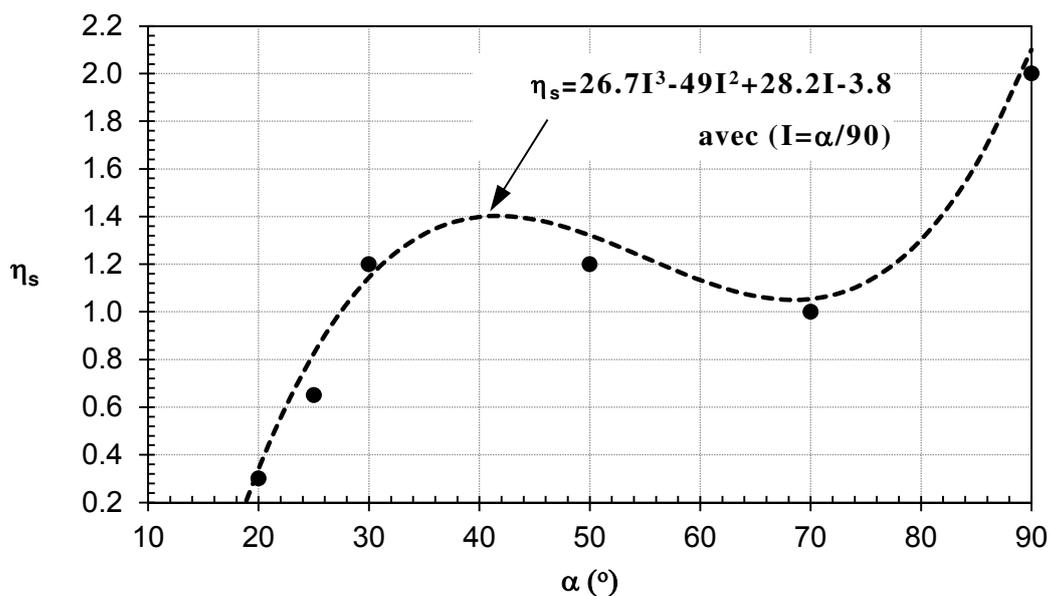
$$Ax - 1 = P_{Ax,0} \times m_r \times m_{Ax,dp} \quad [34]$$

$$P_{Ax,0} = \begin{cases} 0.6\eta^{0.6} & (\eta \leq \eta_s) \\ 0.6\eta_s^{0.6} & (\eta > \eta_s) \end{cases} \quad [35]$$

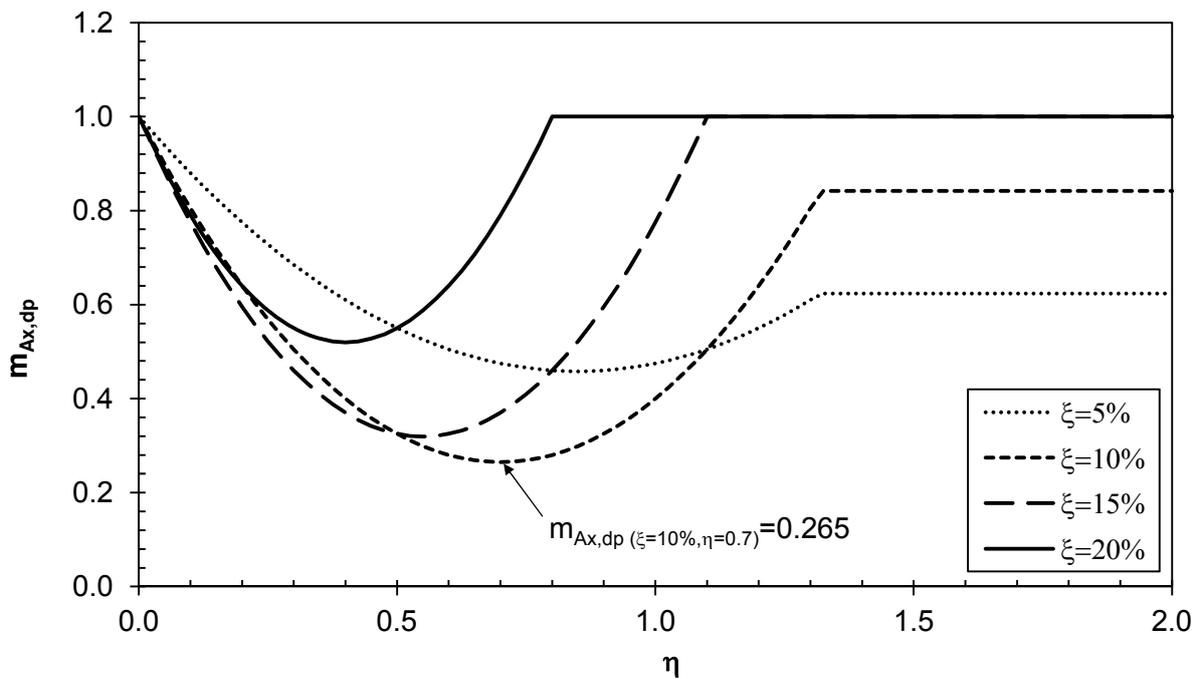
$$\eta_s = 26.7I^3 - 49I^2 + 28.2I - 3.8 \quad [36]$$

$$m_r = \begin{cases} 2I & \left\{ \begin{array}{l} 0.1 \leq \eta \leq 0.3 \\ I \geq 0.5 \end{array} \right. \\ 1 & \text{Autres cas} \end{cases} \quad [37]$$

$$m_{Ax,dp} = \begin{cases} 1 - 15\eta\xi[2 - \eta - 6\xi] & (\eta \leq \eta_s) \\ 1 - 15\eta_s\xi[2 - \eta_s - 6\xi] & (\eta > \eta_s) \end{cases} \leq 1 \quad [38]$$



**Figure 109.** Valeurs de  $\eta_s$  calculées et équation d'approximation proposée



**Figure 110.** Variation de  $m_{Ax,dp}$  en fonction de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ) pour différentes valeurs du taux d'amortissement ( $\xi$ ) pour le cas du versant de pente 50°

Un exemple de l'application de l'approche proposée est présenté dans la Figure 111. Deux versants de 30° et 70° ont été utilisés. La fréquence adimensionnelle a varié entre 0.05 Hz et 3.0 Hz. Les résultats obtenus à partir des simulations numériques (courbe *Simulation*) sont comparés avec les prévisions des ANS (courbe *Prédiction*).

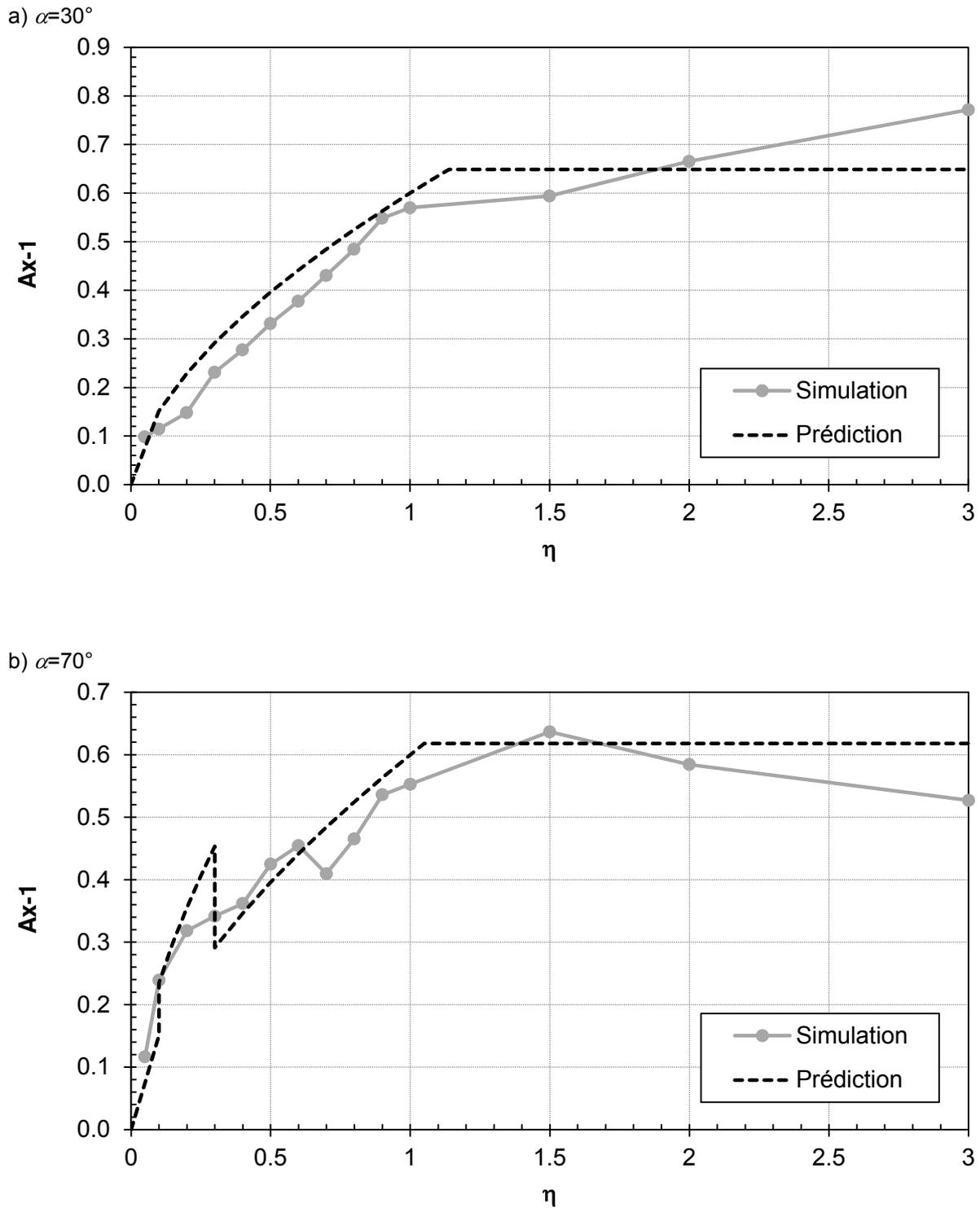
Une comparaison plus générale a été réalisée sur l'ensemble des cas de la base de données (275 cas). Le résultat est présenté dans le graphique de la Figure 112. Une valeur de l'écart-type des écarts relatifs de 26 % a été observée. Cette valeur est nettement plus faible que celle présentée dans les travaux de Bouckovalas et Papadimitriou, 2005<sup>[31]</sup> qui s'élève à 40 %.

De plus, les analyses paramétriques réalisées dans le chapitre 2 ont montré que l'amplification maximale n'est pas toujours située en crête du versant. Elle peut se trouver à une certaine distance derrière la crête. Les résultats obtenus à partir de nombreuses simulations numériques montrent que cette distance est généralement comprise entre 0.1 et 0.3 fois la longueur de l'onde incidente pour les versants de pente variable entre 20° et 90°.

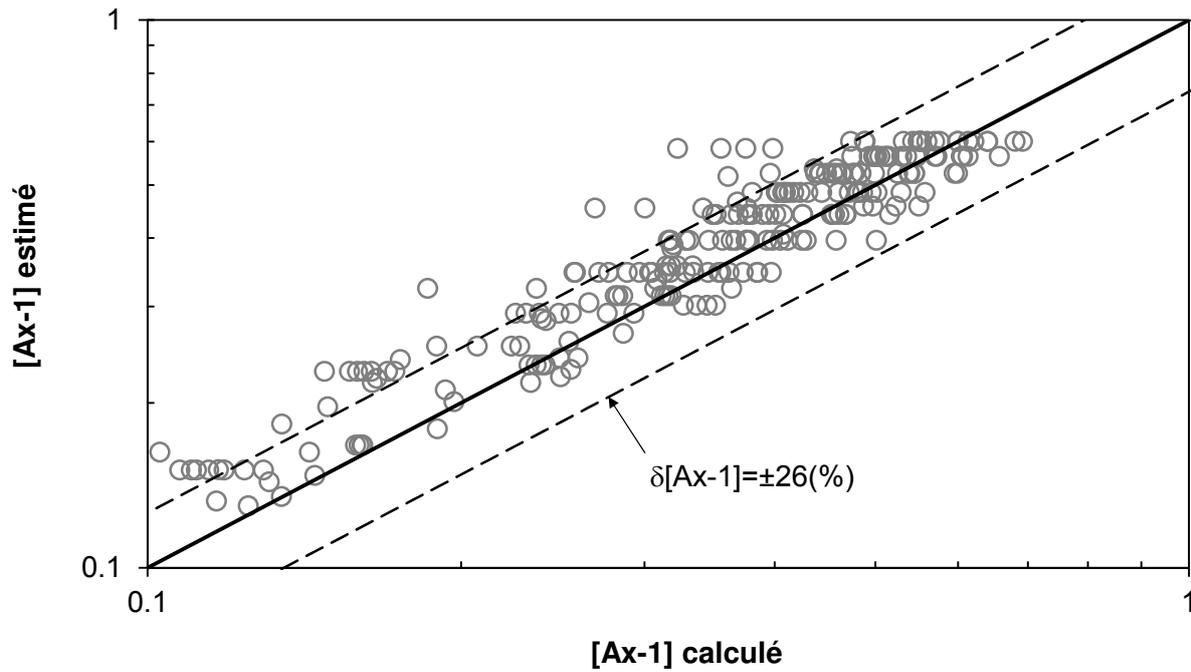
$$D_{Ax} = (0.1 \div 0.3) \lambda \quad [39]$$

$D_{Ax}$  (m) : distance entre la crête et la position de l'amplification horizontale maximale en arrière de la crête

$\lambda$  (m) : longueur d'onde prédominante du signal sismique



**Figure 111.** Comparaison des courbes de  $A_{x-1}$  obtenues par les simulations numériques (Simulation) et celles estimées par les ANS (Prédiction) pour les versants de pente  $30$  et  $70^\circ$  avec un taux d'amortissement nul ( $\xi = 0 \%$ ,  $m_{A_{x,dp}} = 1$ )



**Figure 112.** Comparaison des valeurs de  $Ax-1$  estimées par les ANS avec celles obtenues par les simulations numériques pour tous les cas étudiés

### 3.1.2.2. Estimation du facteur d'amplification $A_y$

La valeur de  $A_y$  peut s'approcher à l'aide de deux multiplicateurs comme présenté dans l'équation [40] : 1)  $P_{A_y,0}$  représente l'estimation de  $A_y$  en fonction de la fréquence adimensionnelle et de la pente sans prise en compte de l'amortissement mécanique ( $P_{a_y,0}$ ) et 2)  $m_{A_y,dp}$  résume l'effet de l'amortissement ( $m_{A_y,dp}$ ).

$$A_y = P_{A_y,0} \times m_{A_y,dp} \quad [40]$$

$$P_{A_y,0} = \begin{cases} 1.9 \times \eta^{0.85} \times I & (\eta \leq 1.0) \\ 1.9 \times I & (\eta > 1.0) \end{cases} \quad [41]$$

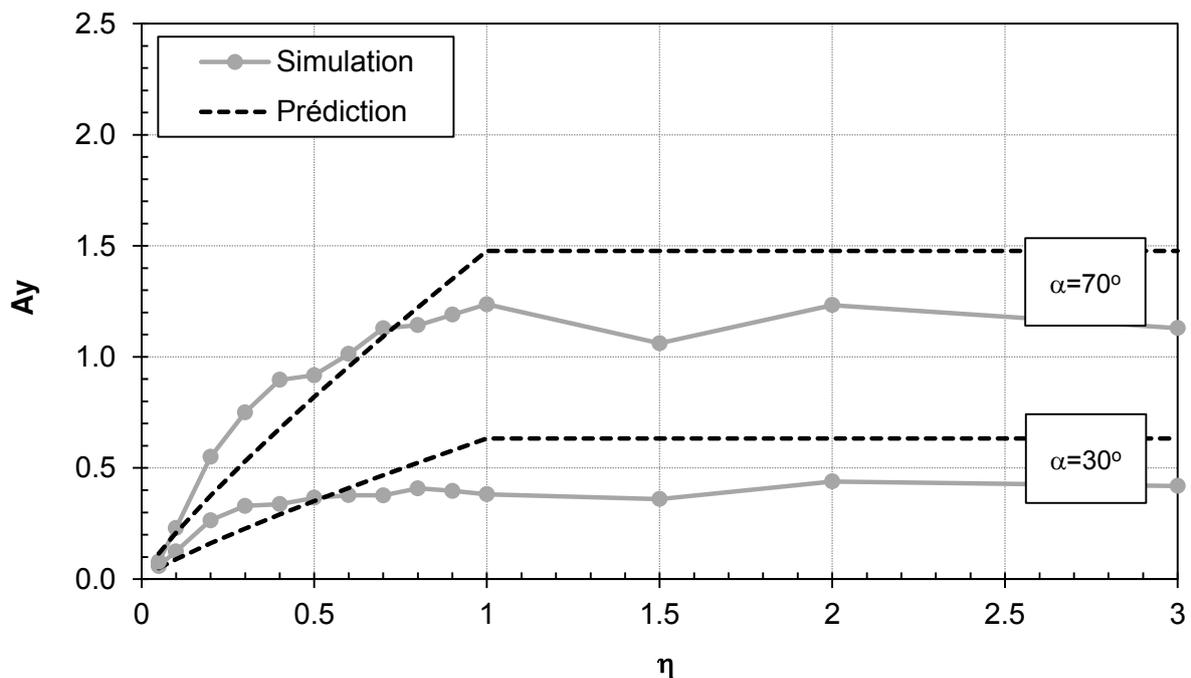
$$m_{A_y,dp} = \begin{cases} 1 - 3\eta\xi & (\eta \leq 1.0) \\ 1 - 3\xi & (\eta > 1.0) \end{cases} \quad [42]$$

Les résultats des simulations numériques montrent que la valeur de  $A_y$  a tendance à augmenter avec l'augmentation de  $\eta$  et de  $I$  ( $= \alpha/90$ ). Cependant, à partir d'une valeur seuil ( $\eta_s = 1.0$ ), l'influence de  $\eta$  est négligeable, la valeur de  $A_y$  ne dépend plus que de la pente. Ce comportement se traduit mathématiquement par l'équation [41] et est illustré par le

graphique de la Figure 113. Cette figure présente également une comparaison simple entre les prédictions des ANS et les résultats des simulations numériques pour les versants de différentes pentes.

L'amortissement mécanique est pris en compte dans l'évaluation de  $A_y$  par le coefficient  $m_{A_y,dp}$ . Ce coefficient dépend à la fois de  $\xi$  et de  $\eta$ , comme montré dans l'équation [42] et il est toujours inférieur à 1.0. Pour un matériau présentant un amortissement élevé (e.g.  $\xi = 20\%$ ) la réduction de  $A_y$  peut atteindre jusqu'à 60 % ( $m_{A_y,dp} = 0.4$ ) de sa valeur initiale (sans amortissement) comme montré dans la Figure 114.

La comparaison entre les valeurs de  $A_y$  estimées par l'approche proposée et calculées par simulations numériques sur les 275 cas de la base de données est présentée dans le graphique de la Figure 115. On observe que tous les points sont répartis régulièrement des deux côtés de la ligne de corrélation parfaite. Les différences relatives entre les valeurs calculées et celles données par les ANS sont de l'ordre de 26 %. Cette valeur de l'écart-type est légèrement plus faible que celle présentée dans les travaux de Bouckovalas et Papadimitriou (29 %).



**Figure 113.** Comparaison des courbes de  $A_y$  obtenues par les simulations numériques (Simulation) et celles estimées par les ANS (Prédiction) pour les versants de pente  $30$  et  $70^\circ$  avec un taux d'amortissement nul ( $\xi = 0\%$ ,  $m_{A_y,dp} = 1$ )

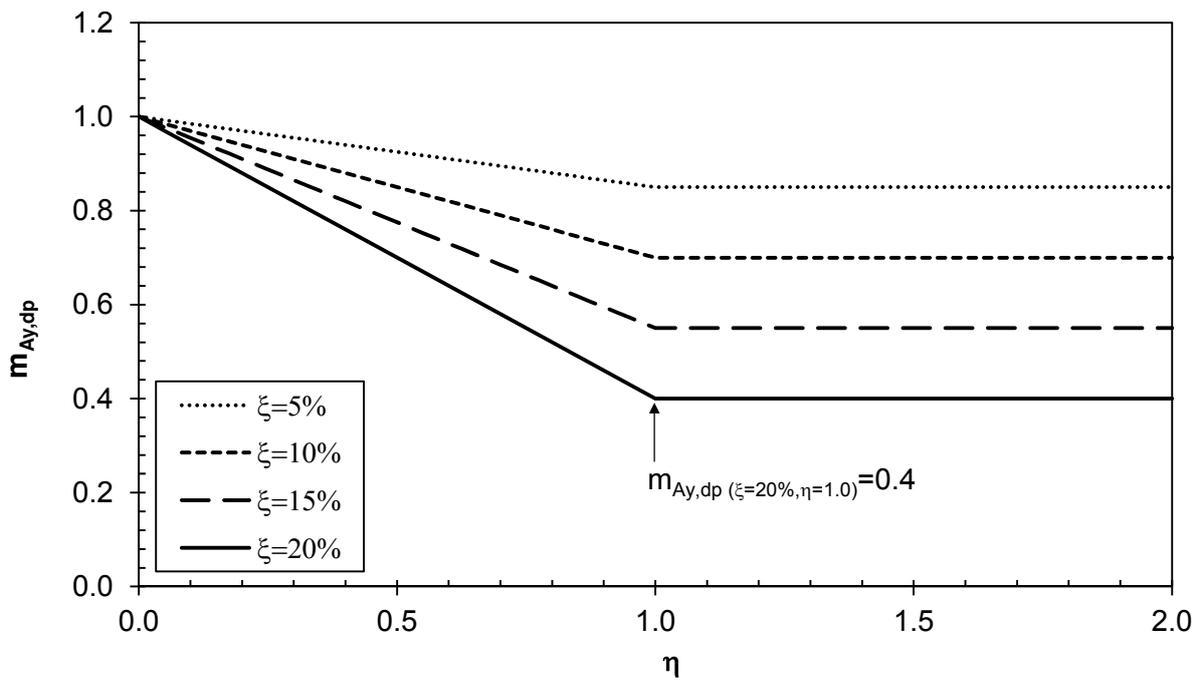


Figure 114. Variation de  $m_{Ay,dp}$  en fonction de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ) pour différentes valeurs du taux d'amortissement ( $\xi$ )

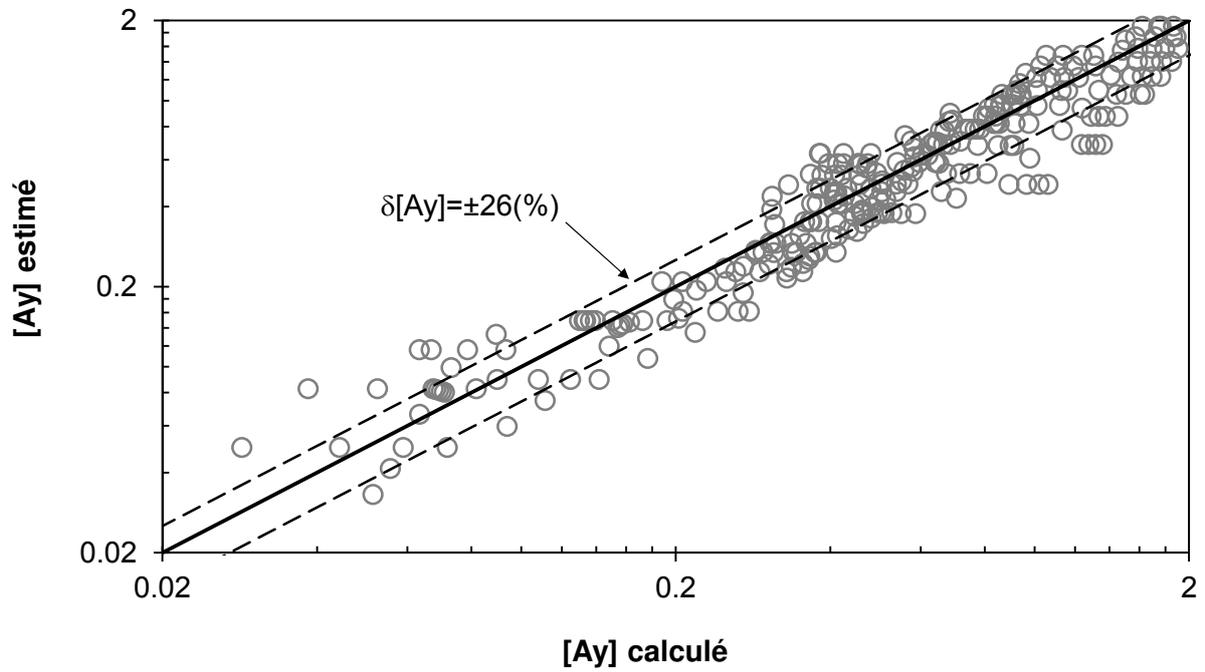


Figure 115. Comparaison des valeurs de  $Ay$  estimées par les ANS avec celles obtenues par les simulations numériques pour tous les cas étudiés

### 3.1.2.3. Estimation du pourcentage de l'aire des zones d'amplification dans la région critique en contact avec les surfaces libres ( $pS_{AS}$ )

D'après les analyses paramétriques réalisées dans le chapitre 2, la valeur de  $pS_{AS}$  a tendance à diminuer quand la fréquence adimensionnelle augmente. Cependant, la variation de ce critère en fonction de l'angle de la pente est plus compliquée. Il augmente avec la pente quand  $\eta$  est inférieure à 0.15 et diminue quand  $\eta$  dépasse 0.15. De plus, quand  $\eta$  est supérieure à 0.5, l'effet de la pente devient moins significatif et la valeur de  $pS_{AS}$  est quasiment invariable pour les valeurs de  $\eta$  élevées. Il est donc difficile d'établir une seule équation qui puisse rendre compte de ces trois tendances de variation de  $pS_{AS}$ . Nous avons donc décidé de privilégier la tendance considérée comme la plus importante. Dans ce sens, la tendance de variation du critère pour les valeurs de  $\eta$  supérieures à 0.15 mérite une plus grande attention. Bien que l'aire des zones d'amplification générées pour les valeurs de  $\eta$  dans cet intervalle soit moins large que celles obtenues pour les valeurs de  $\eta$  plus faibles ( $\eta < 0.15$ ), l'intensité des amplifications (horizontale et verticale) est au contraire plus élevée, et le risque d'instabilité est en conséquence plus important.

$$pS_{AS} = P_{pS,0} \times m_{pS,dp} \quad [43]$$

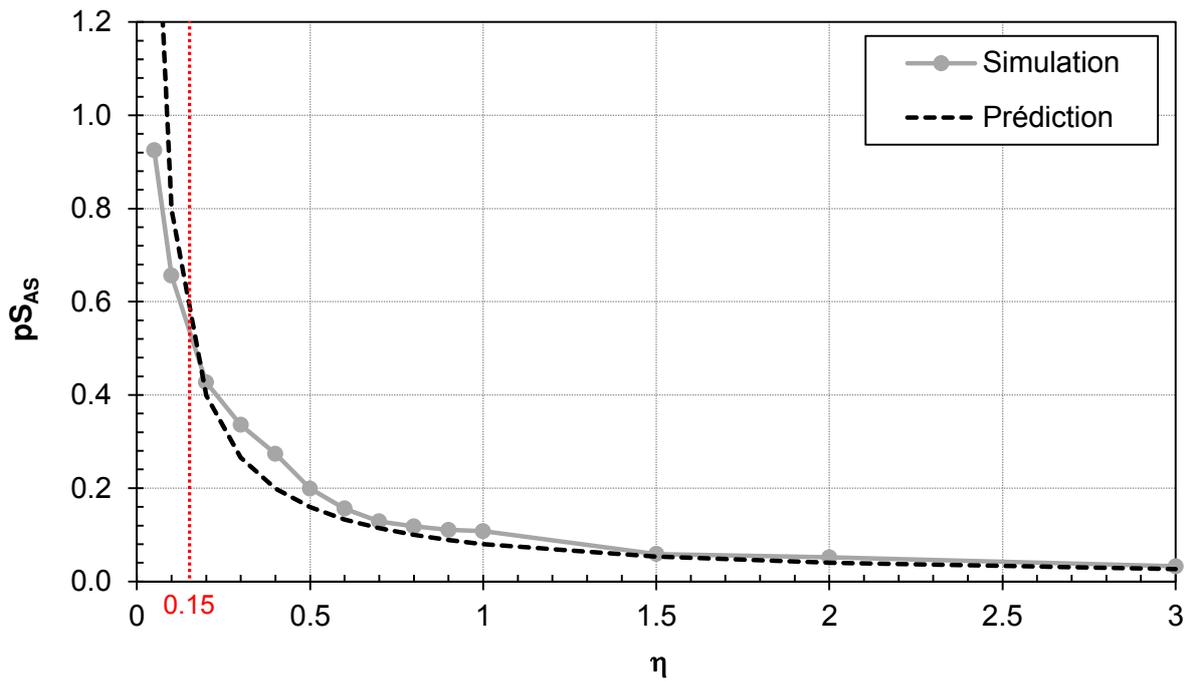
$$P_{pS,0} = 0.035 \times \eta^{-1} \times I^{-0.75} \quad [44]$$

$$m_{pS,dp} = \begin{cases} 1 - 10\eta\xi(\eta - 6\xi) & (\eta \leq 1.0) \\ 1 - 10\xi(1 - 6\xi) & (\eta > 1.0) \end{cases} \quad [45]$$

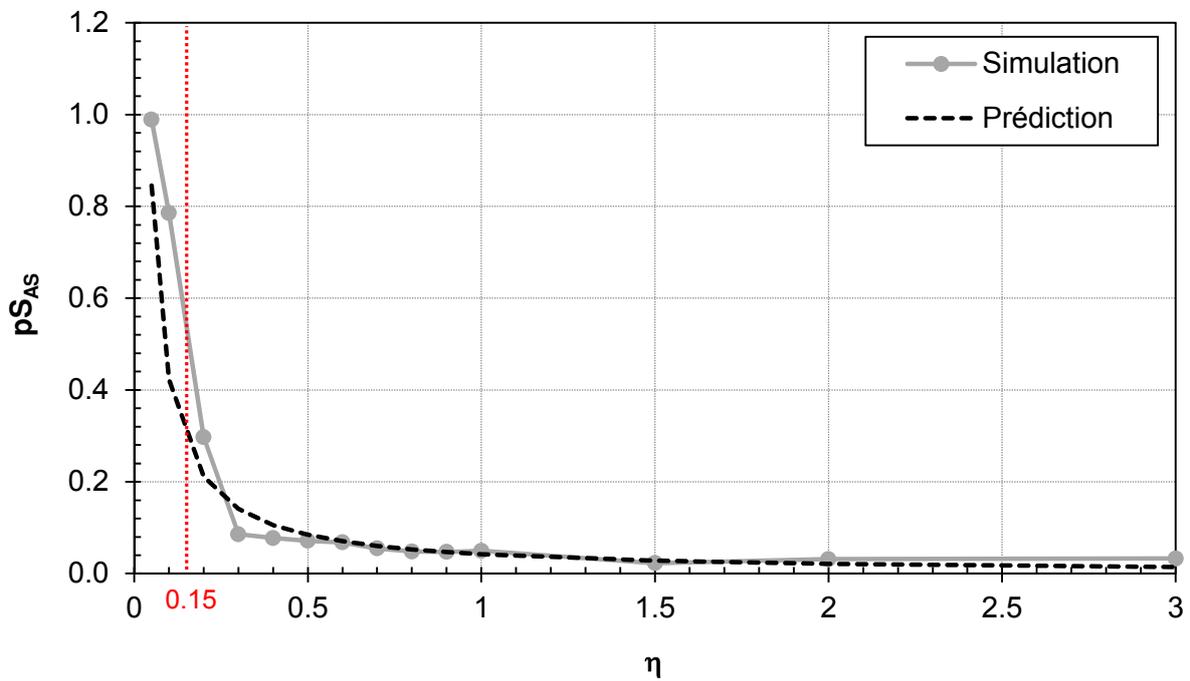
La valeur de  $pS_{AS}$  peut donc être estimée par les équations [43], [44] et [45]. Ces équations sont valables pour les valeurs de  $\eta$  supérieures à 0.15. Pour cette raison, l'application de cette formule pour une valeur de  $\eta$  faible ( $\eta < 0.15$ ) peut engendrer un écart important comme présenté dans la Figure 116. Il faut noter que le rapport  $pS_{AS}$  ( $= S_{AS}/S_T$ ) ne peut pas dépasser 1.0 dans tous les cas, alors si la valeur estimée par cette approche est supérieure à 1.0 (ceci peut arriver quand  $\eta$  est proche de 0.05), on prend  $pS_{AS}$  égale à 1.0. Les graphiques de la Figure 116 montrent également que les courbes de prédiction sont proches des courbes de simulations numériques, notamment dans l'intervalle de  $\eta$  considéré ( $\eta \geq 0.15$ ). De plus, quand  $\eta$  est inférieure à 0.15, on obtient souvent une surestimation pour les versants de faible pente ( $\alpha < 50^\circ$ ), et au contraire, une sous-estimation pour les versants de pente modérée et raide ( $\alpha \geq 50^\circ$ ).

Il est intéressant de remarquer qu'une augmentation de l'amortissement ne conduit pas toujours à une diminution de la taille des zones amplifiées, comme c'était le cas pour les facteurs d'amplification. En effet, la prise en compte de l'amortissement peut conduire à une augmentation jusqu'à 72 % ( $m_{pS,dp} = 1.72$ ), ou une réduction jusqu'à 40 % ( $m_{pS,dp} = 0.6$ ) en comparaison avec le cas de l'amortissement nul. Les exemples de la variation du coefficient  $m_{pS,dp}$  en fonction de la fréquence adimensionnelle et du taux d'amortissement sont présentés dans la Figure 117.

a)  $\alpha = 30^\circ$



b)  $\alpha = 70^\circ$



**Figure 116.** Comparaison des courbes de  $pS_{AS}$  obtenues par les simulations numériques (Simulation) et celles estimées par les ANS (Prédiction) pour les versants de pente  $30$  et  $70^\circ$  avec un taux d'amortissement nul ( $\xi = 0 \%$ ,  $m_{pS,dp} = 1$ )

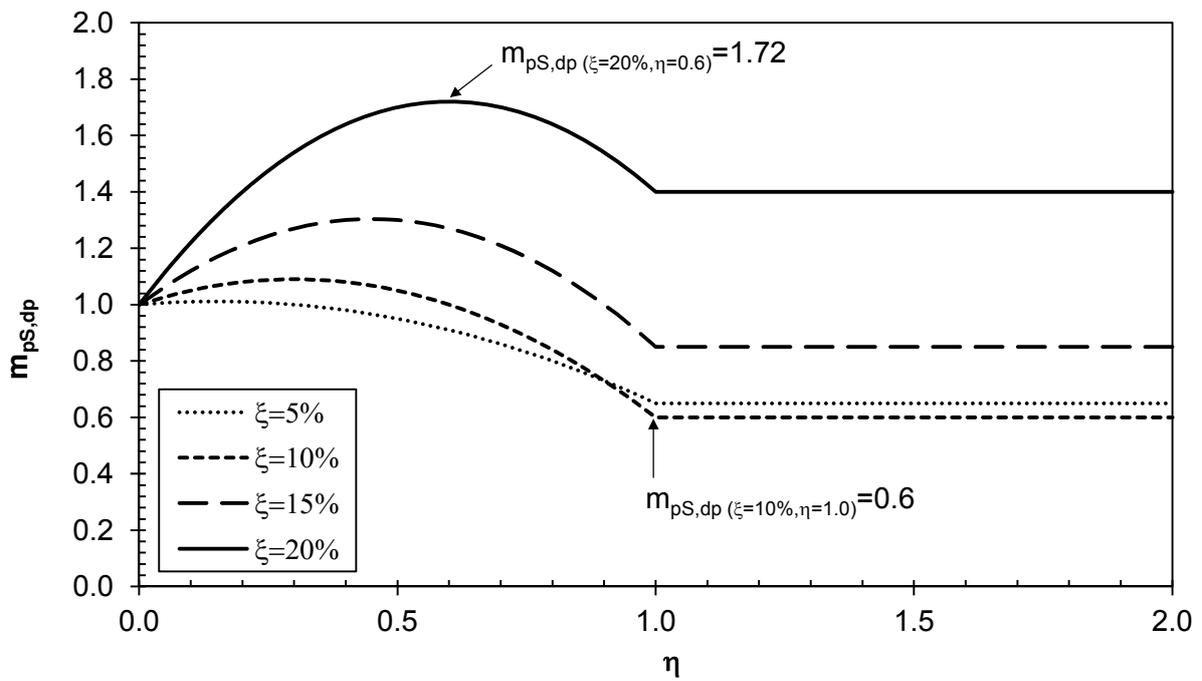


Figure 117. Variation de  $m_{pS,dp}$  en fonction de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ) pour différentes valeurs du taux d'amortissement ( $\xi$ )

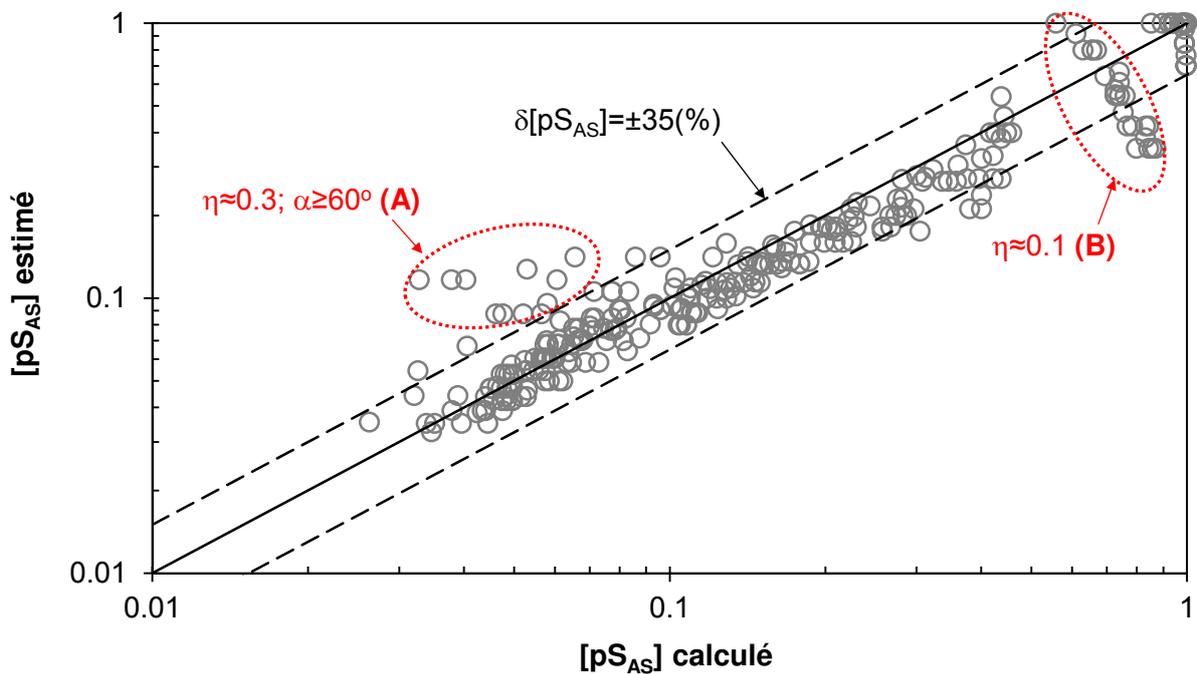
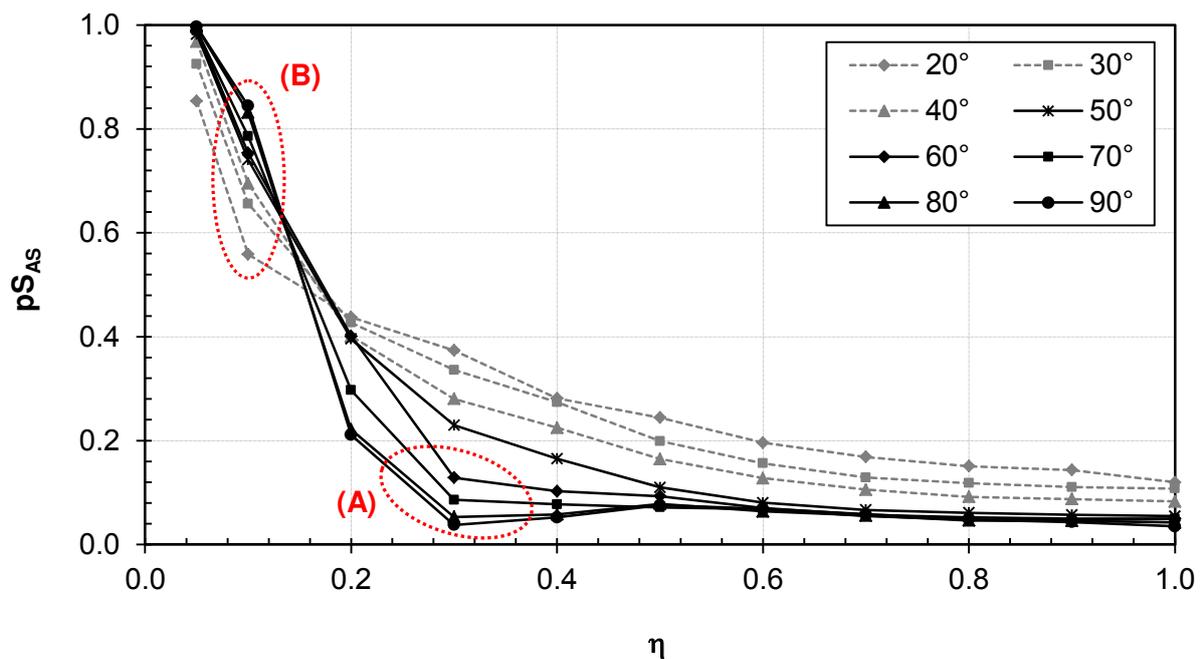


Figure 118. Comparaison des valeurs de  $pS_{AS}$  estimées par les ANS avec celles obtenues par les simulations numériques pour tous les cas étudiés

La comparaison entre les résultats calculés par méthode numérique et les estimations données par les formules, pour tous les cas de la base de données, est présentée dans la Figure 118. Un écart-type des écarts relatifs d'environ 35 % a été trouvé. De plus, il y a deux groupes de données, notés groupe A et groupe B (Figure 118 et Figure 119), dont les résultats présentent un comportement différent par rapport aux autres résultats.

- Groupe A ( $\eta \approx 0.3$ ;  $\alpha \geq 60^\circ$ ) : la Figure 119 montre que les valeurs du critère d'analyse calculées avec  $\eta$  et  $\alpha$  dans cet intervalle sont particulièrement faibles. Les formules approchées donnent donc des surestimations significatives qui peuvent atteindre parfois 100 %.
- Groupe B ( $\eta \approx 0.1$ ) : pour les valeurs de  $\eta$  plus faibles que 0.15, les formules approchées ne décrivent pas bien la tendance de variation du critère en fonction de la pente. Ceci explique les différences significatives observées pour les valeurs de  $\eta$  faibles. Particulièrement, quand  $\eta$  est proche de 0.1, où il y a une forte influence de la pente sur le critère d'analyse (Figure 119), les écarts relatifs peuvent augmenter jusqu'à plus de 100 %.



**Figure 119.** Courbes de  $pS_{AS}$  en fonction de  $\eta$  pour différentes valeurs de pente ( $\alpha = 20^\circ \div 90^\circ$ ) et les points correspondant aux écarts relatifs élevés

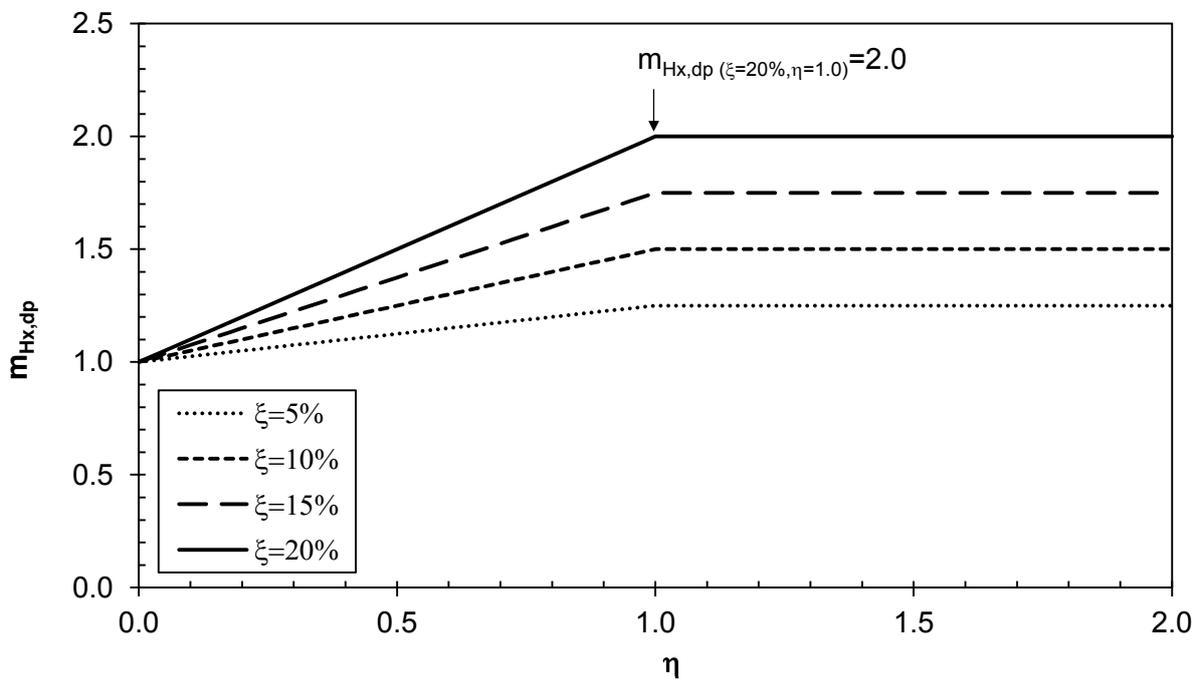
### 3.1.2.4. Estimation de la hauteur $H_x$ de la masse d'amplification en crête du versant

La valeur de  $H_x$  peut être estimée en utilisant les équations [46], [47] et [48]. D'après l'équation [48], le coefficient  $m_{H_x,dp}$  est toujours supérieur ou égal à 1.0, ce qui signifie que la prise en compte de la capacité d'atténuation des ondes dans le matériau conduit à une augmentation de  $H_x$ . Pour les cas du taux d'amortissement élevé (e.g.  $\xi = 20\%$ ), cette augmentation peut atteindre 100% ( $m_{H_x,dp}=2$ ) comme montré dans la Figure 120. Des exemples de l'application de ces formules approchées sur les versants de 30 et 70° sont présentés dans la Figure 121.

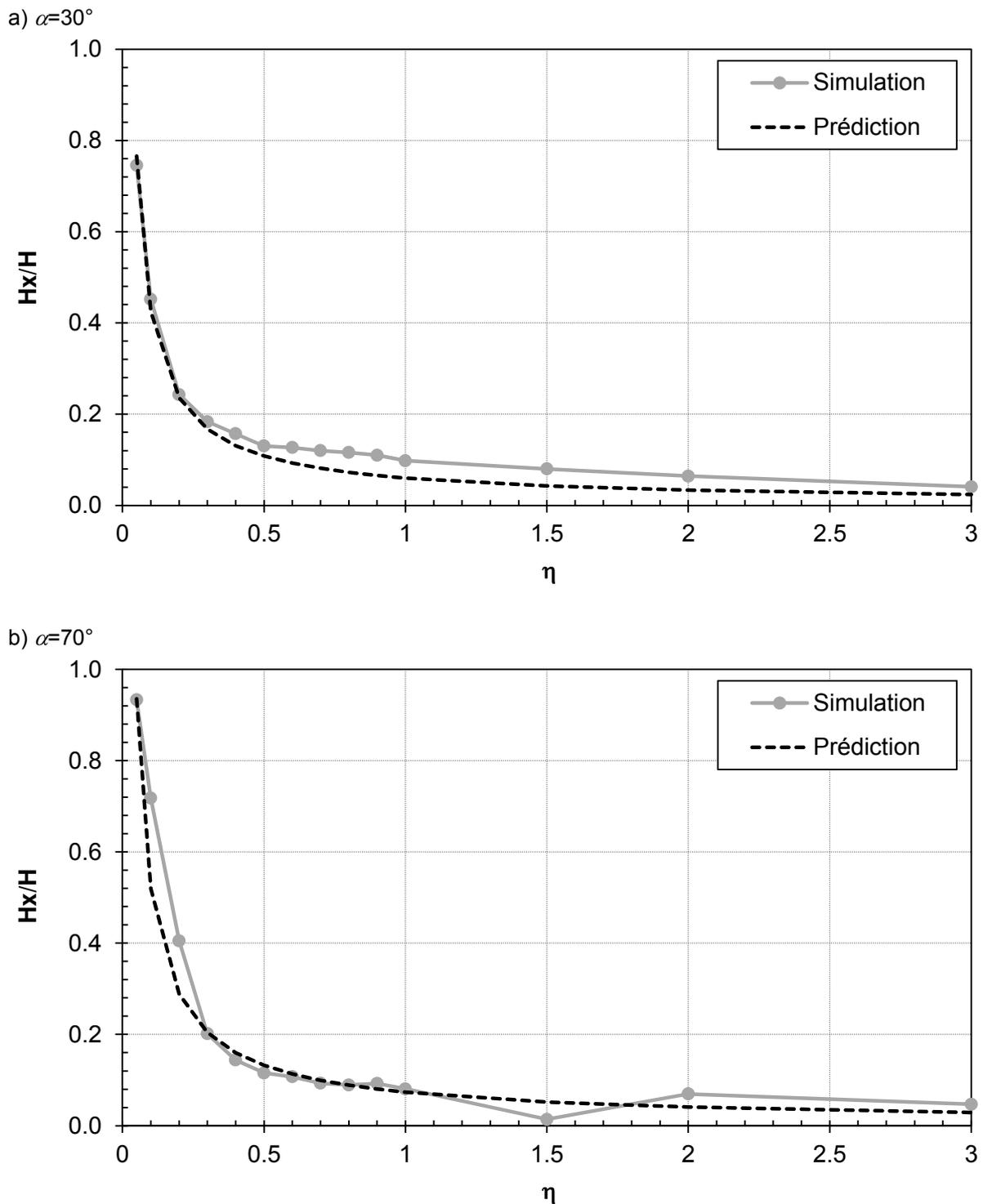
$$\frac{H_x}{H} = P_{H_x,0} \times m_{H_x,dp} \quad [46]$$

$$P_{H_x,0} = \eta^{-0.85} [0.05 + 0.03I] \quad [47]$$

$$m_{H_x,dp} = \begin{cases} 1 + 5\eta\xi & (\eta \leq 1.0) \\ 1 + 5\xi & (\eta > 1.0) \end{cases} \quad [48]$$



**Figure 120.** Variation de  $m_{H_x,dp}$  en fonction de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ) pour différentes valeurs du taux d'amortissement ( $\xi$ )



**Figure 121.** Comparaison des courbes de  $Hx/H$  obtenues par les simulations numériques (Simulation) et celles estimées par les ANS (Prédiction) pour les versants de pente  $30^\circ$  et  $70^\circ$  avec un taux d'amortissement nul ( $\zeta=0\%$ ,  $m_{Hx,dp}=1$ )

Les résultats obtenus à partir des 275 simulations numériques ont été utilisés pour comparer avec les prédictions données par les formules approchées (Figure 122). Une différence relative moyenne de 25 % a été trouvée sur l'ensemble de données. Certains cas particuliers présentent un écart plus élevé, même plus grand que 100 % (groupe A dans la Figure 122).

Ils concernent le versant de 50° et particulièrement pour les valeurs de  $\eta$  supérieures à 0.7. D'après la Figure 123, les valeurs de  $Hx$  trouvées par les calculs numériques pour ces cas sont très proches de zéro ou égales à zéro. Pour cette raison, un moindre écart entre l'estimation et le résultat des simulations peut produire une différence relative élevée.

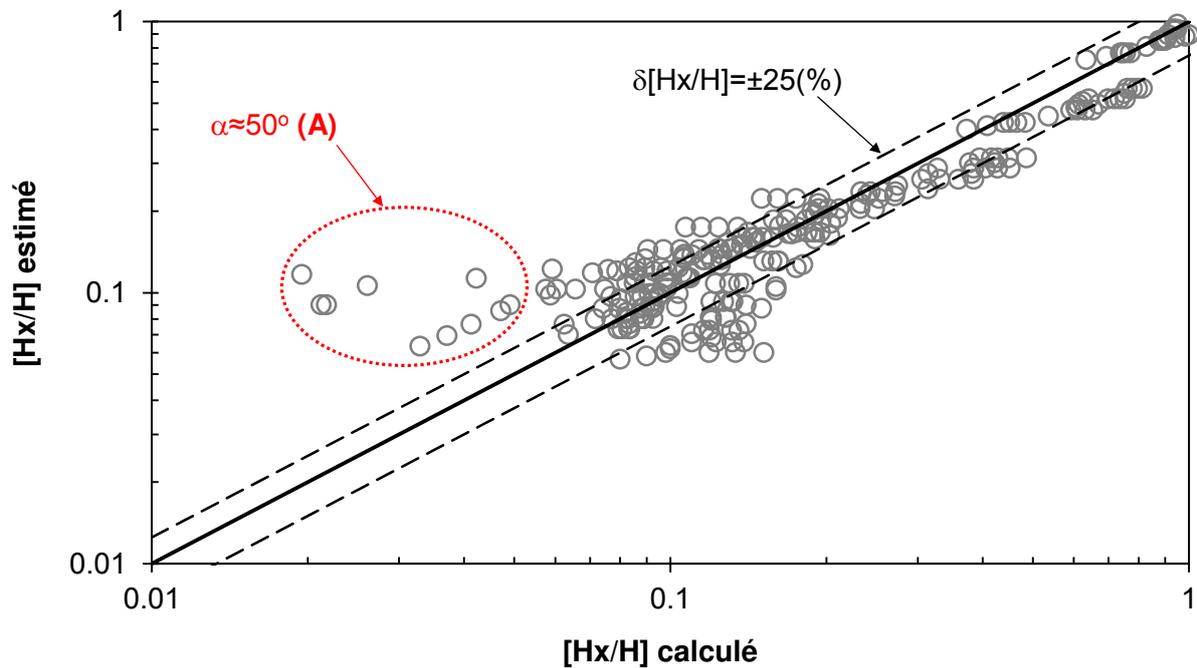


Figure 122. Comparaison des valeurs de  $Hx/H$  estimées par les ANS avec celles obtenues par les simulations numériques pour tous les cas étudiés

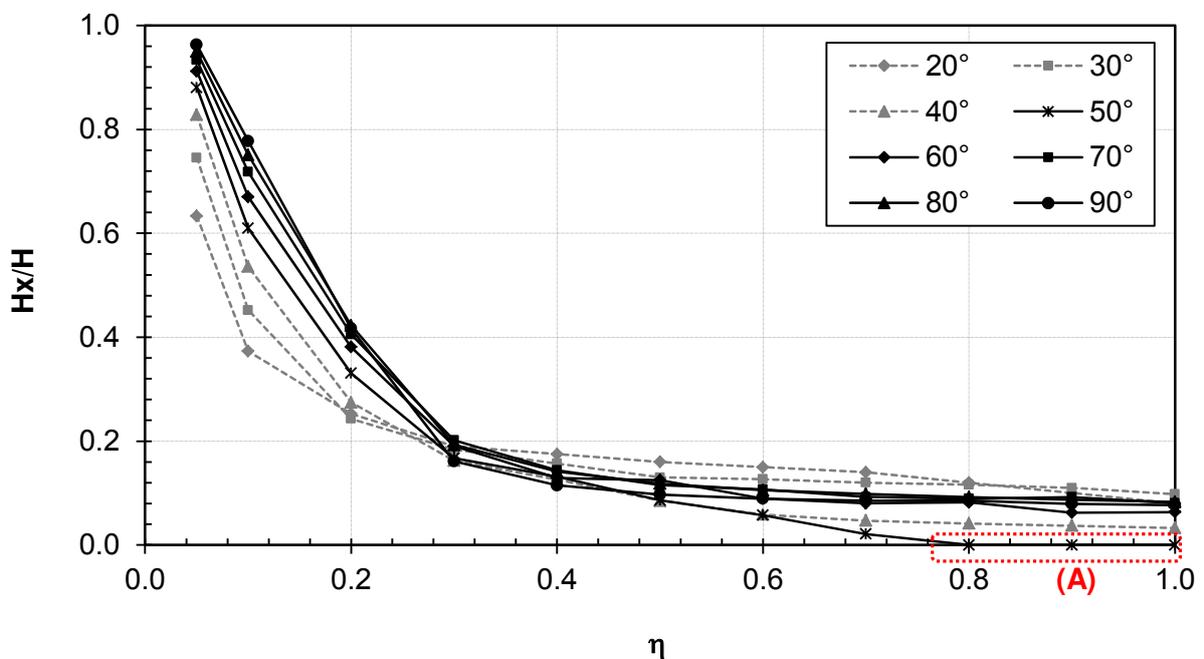


Figure 123. Courbes de  $Hx/H$  en fonction de  $\eta$  pour différentes valeurs de pente ( $\alpha=20^\circ-90^\circ$ ) et les points correspondant aux écarts relatifs élevés

### 3.1.2.5. Estimation de l'extension $D_{xc}$ de la masse d'amplification en crête du versant

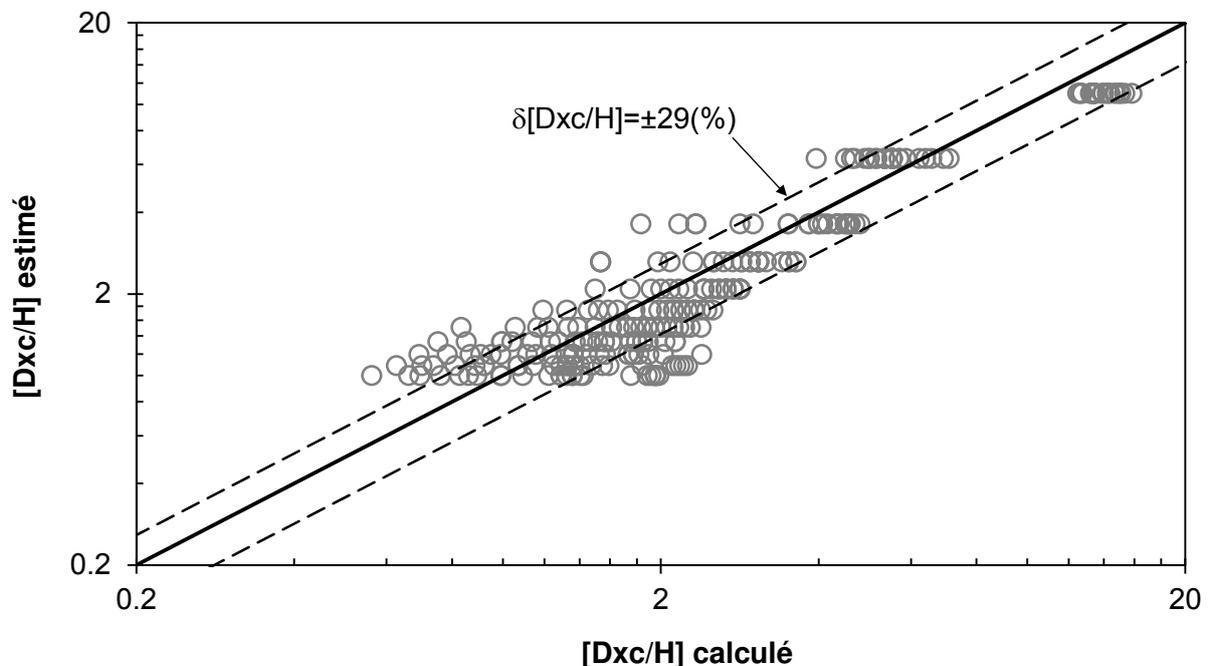
Les analyses paramétriques menées au chapitre 2 ont montré que la variation de  $D_{xc}$  dépend principalement de la fréquence adimensionnelle. L'impact de la pente est très faible voire négligeable. Pour cette raison, l'estimation de  $D_{xc}$  peut être basée uniquement sur le paramètre  $\eta$ . D'autre part, les résultats numériques montrent que la valeur de  $D_{xc}$  est influencée par l'effet de l'amortissement mais cette influence est faible. Les analyses statistiques montrent effectivement que l'incorporation du taux d'amortissement dans l'établissement des formules approchées ne permet pas d'augmenter de façon significative le coefficient de corrélation. L'impact de l'amortissement est donc négligé dans cette approche. Les équations de [49] à [51] déduites à partir des analyses statistiques permettent d'estimer l'extension  $D_{xc}$ .

$$\frac{D_{xc}}{H} = P_{D_{xc},0} \times m_{D_{xc},dp} \quad [49]$$

$$P_{D_{xc},0} = \eta^{-0.8} \quad [50]$$

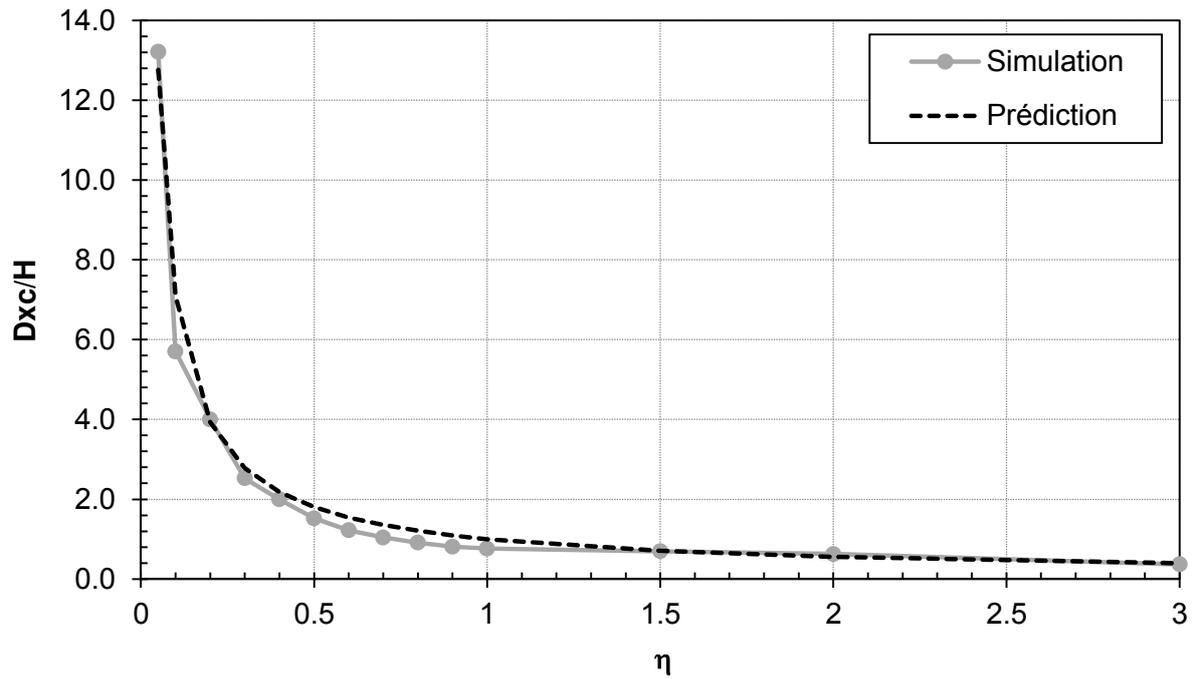
$$m_{D_{xc},dp} = 1.0 \quad [51]$$

La comparaison entre valeurs calculées et approchées pour deux versants de 30 et 70° est présentée dans la Figure 125. On voit que la courbe des valeurs estimées (courbe *Prédiction*) est quasiment confondue avec la courbe des résultats numériques (courbe *Simulation*). D'autre part, une comparaison générale a été effectuée pour les cas de la base de données. Le résultat présenté dans la Figure 124 montre que tous les points sont répartis régulièrement sur les deux côtés de la ligne de corrélation parfaite avec un des écarts relatifs de l'ordre de 29 %.

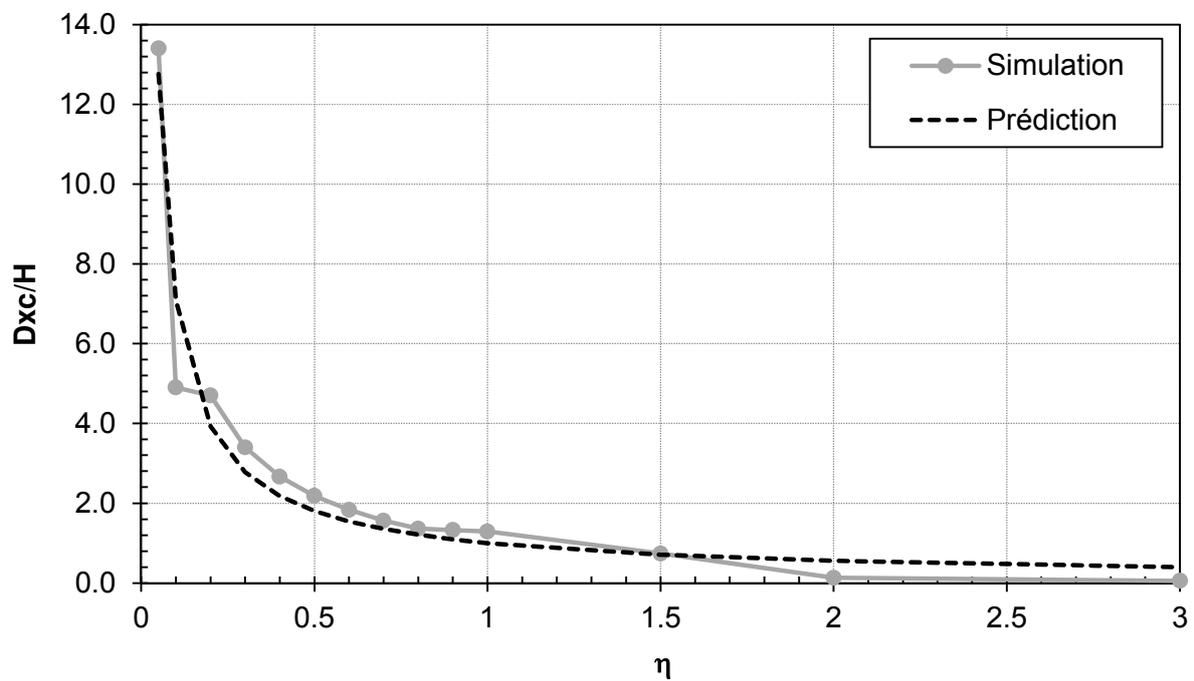


**Figure 124.** Comparaison des valeurs de  $D_{xc}/H$  estimées par les ANS avec celles obtenues par les simulations numériques pour tous les cas étudiés

a)  $\alpha=30^\circ$



b)  $\alpha=70^\circ$



**Figure 125.** Comparaison des courbes de  $D_{xc}/H$  obtenues par les simulations numériques (Simulation) et celles estimées par les ANS (Prédiction) pour les versants de pente  $30^\circ$  et  $70^\circ$  avec un taux d'amortissement nul ( $\xi = 0\%$ ,  $m_{Hx,dp} = 1$ )

### 3.1.3. Comparaison avec les normes parasismiques

Le Tableau 14 présente une comparaison préliminaire des intervalles de variation des facteurs d'amplification  $A_x$  et  $A_y$  calculés par différentes approches. Quatre méthodes de calcul ont été considérées : l'ancien code parasismique français PS-92, l'Eurocode 8 (EC-8), les approches numériques proposées par Bouckovalas et Papadimitriou, 2005<sup>[31]</sup> (B&P), et les approches proposées par ce travail (ANS).

Pour le facteur d'amplification horizontale  $A_x$ , EC-8 ne donne que la limite inférieure et ne propose pas de formules de calcul. Cette approche est ainsi trop grossière. Les règles PS-92 sont au contraire plus pratiques. Elles donnent les formules de calcul simples et claires, qui permettent de déduire l'intervalle de variation de  $A_x$  de 1.0 à 1.4. Cette gamme de valeur est légèrement plus faible que celles données par les méthodes de B&P et ANS. Pour les deux réglementations, l'évaluation de l'amplification verticale ( $A_y$ ) est omise. De plus, seules les conditions morphologiques ( $H$  et  $\alpha$ ) sont considérées dans les calculs. Les caractéristiques géomécaniques du matériau du versant et les caractéristiques du signal sismique ne sont pas prises en compte.

Sur le même domaine d'application, les limites de variation de  $A_x$  et  $A_y$  données par les approches numériques (B&P et ANS) sont quasiment identiques. En plus des conditions morphologiques, ces approches considèrent également les paramètres géomécaniques ( $E$ ,  $\nu$ ,  $\rho$ ) du site et la fréquence prédominante du signal sismique, ainsi que l'amortissement des ondes. Ces éléments sont incorporés dans le calcul sous forme du paramètre de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ) et du taux d'amortissement ( $\xi$ ).

Il faut noter que, pour les approches numériques, l'intervalle des valeurs de  $\eta$  mentionné dans le « domaine d'application » correspond à des valeurs souvent rencontrées dans la réalité. Ce ne sont pas les limites d'application des approches qui sont également utilisables pour les valeurs de  $\eta$  supérieures à 1.0.

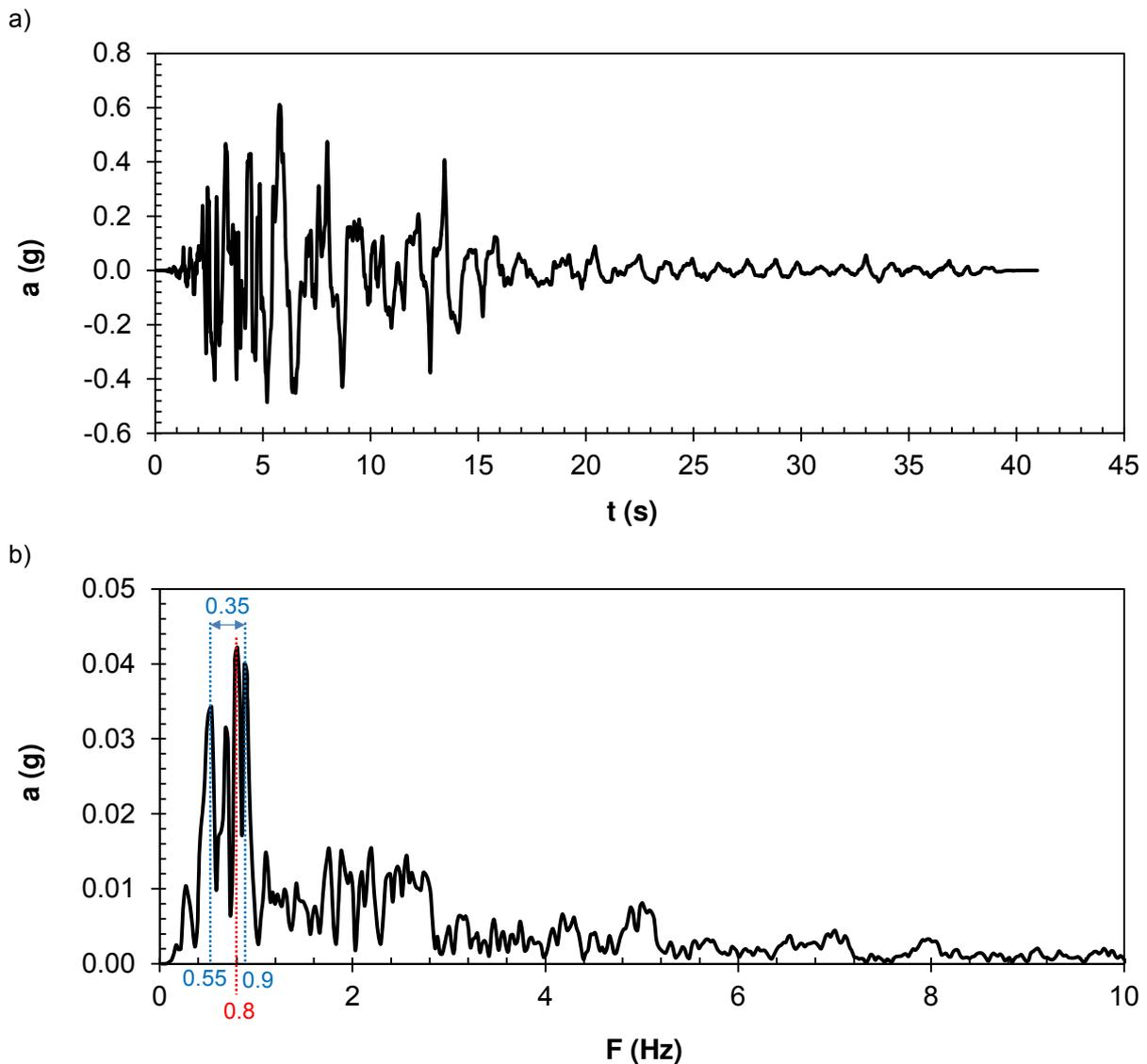
**Tableau 14.** Gammes des valeurs des facteurs d'amplification données par les approches (ANS, B&P) et recommandées par les codes parasismiques (PS-92, EC-8)

|                              | PS-92   | EC-8  | B&P   | ANS   |
|------------------------------|---|---|---|---|
| <b><math>A_x</math></b>      | 1.0÷1.4   | $\geq 1.2$  | 1.00÷1.66   | 1.09÷1.60   |
| <b><math>A_y</math></b>      | -   | -   | 0.02÷1.88   | 0.03÷1.90   |
| <b>Domaine d'application</b> | $H \geq 10\text{m}$<br>$23^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ | $H \geq 30\text{m}$<br>$15^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$ | $20^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$<br>$0.05 \leq \eta \leq 1.0$<br>$0\% \leq \xi \leq 20\%$ | $20^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$<br>$0.05 \leq \eta \leq 1.0$<br>$0\% \leq \xi \leq 20\%$ |

### 3.1.4. Applications à des cas réels

#### 3.1.4.1. Signal sismique réel avec une faible bande de fréquences prédominantes

Dans le but de valider les formules approchées (ANS) développées dans la partie précédente, il est nécessaire de les tester avec des signaux sismiques réels. Dans un premier temps, les tests sont réalisés sur un enregistrement sismique avec une bande de fréquences prédominantes assez limitée. C'est en fait un signal multi-fréquentiel mais qui, en terme du spectre de fréquence, est assez proche d'un signal mono-fréquentiel. Dans ce but, l'accélérogramme du séisme de Kobe au Japon en 1995 a été choisi (Figure 126a). Ce sismogramme a été enregistré à la station de Takatori, située dans la ville de Kobe. Son spectre de Fourier (Figure 126b) montre une bande de fréquences prédominantes relativement faible, de 0.55 à 0.9 Hz, avec une fréquence centrale prononcée à 0.8 Hz.



**Figure 126.** a) Accélérogramme et b) spectre de Fourier du séisme de Kobe (Japon, 1995),  $M_w = 6.9$

**Tableau 15.** Valeurs des paramètres morphologiques et mécaniques des modèles de versant utilisées dans les calculs dynamiques avec le signal sismique de Kobe

| a) | $\xi$ (%) | $\alpha$ (°) |    | b) | $\nu$ | $V_s$ (m/s) |     |     |     |
|----|-----------|--------------|----|----|-------|-------------|-----|-----|-----|
|    |           | 40           | 70 |    |       | 1000        | 500 | 250 | 125 |
|    | 5         | x            | x  |    | 0.25  | x           | x   | x   | x   |
|    | 15        | x            | x  |    | 0.35  | x           | x   | x   | x   |

Différents modèles de versant ont été construits en faisant varier les caractéristiques géomorphologiques et sismiques relatives au site étudié. Pour un couple de valeur ( $\alpha$ ,  $\xi$ ) du Tableau 15a, on a fait varier les paramètres géomécaniques ( $V_s$  et  $\nu$ ) 8 fois comme présenté dans le Tableau 15b. Il y a ainsi au total 32 cas de test. La hauteur du versant est invariable ( $H = 50$  m). Les graphiques dans la Figure 127 présentent les comparaisons réalisées sur les résultats obtenus à partir des simulations numériques (en abscisse) et les estimations données par les ANS (en ordonnée). De plus, ces résultats ont également été comparés avec ceux donnés par la méthode B&P et le code parasismique PS-92. Il faut noter que la valeur de la fréquence adimensionnelle utilisée dans les formules approchées de B&P et de ANS est déterminée pour  $H = 50$  m,  $V_s$  dans le Tableau 15b et la fréquence centrale du signal sismique  $F_c = 0.8$  Hz. La valeur de  $\eta$  est alors variable entre 0.04 et 0.32. Pour les calculs d'après les formules de PS-92, seules les valeurs de la hauteur ( $H$ ) et de la pente ( $\alpha$ ) sont nécessaires.

#### a. Amplification maximale de l'accélération horizontale ( $A_x$ )

Comme montré dans la Figure 127a, l'écart-type des écarts relatifs entre les valeurs de  $A_x-1$  estimées par les ANS et celles des simulations numériques est de 22%. D'autre part, on observe que les estimations obtenues par la méthode de B&P sont légèrement plus élevées que celles données par la méthode ANS. Ces écarts relatifs avec les résultats numériques sont d'environ 60 %. Une analyse détaillée a été réalisée pour expliquer la différence entre les résultats d'estimation obtenus par les deux approches B&P et ANS. En fait, on trouve une bonne cohérence entre ces deux approches quand le taux d'amortissement est nul ( $\xi = 0$  %). Par contre, la prise en compte d'un amortissement conduit à une grande différence. Par exemple, dans l'intervalle des valeurs de  $\eta$  et  $\xi$  communes ( $0 < \eta < 1$  ;  $0 \leq \xi \leq 20$  %), d'après la méthode de B&P, l'effet de l'amortissement peut produire une réduction maximale de 15 % en comparaison avec le cas de  $\xi$  nul. Par contre, cette réduction peut atteindre 73.5 % d'après les ANS (Figure 110).

Les valeurs calculées d'après PS-92 sont plus élevées que les résultats numériques et que les estimations de ANS et de B&P. L'écart-type des écarts relatifs s'élève jusqu'à plus de 200 %.

#### b. Amplification maximale de l'accélération verticale ( $A_y$ )

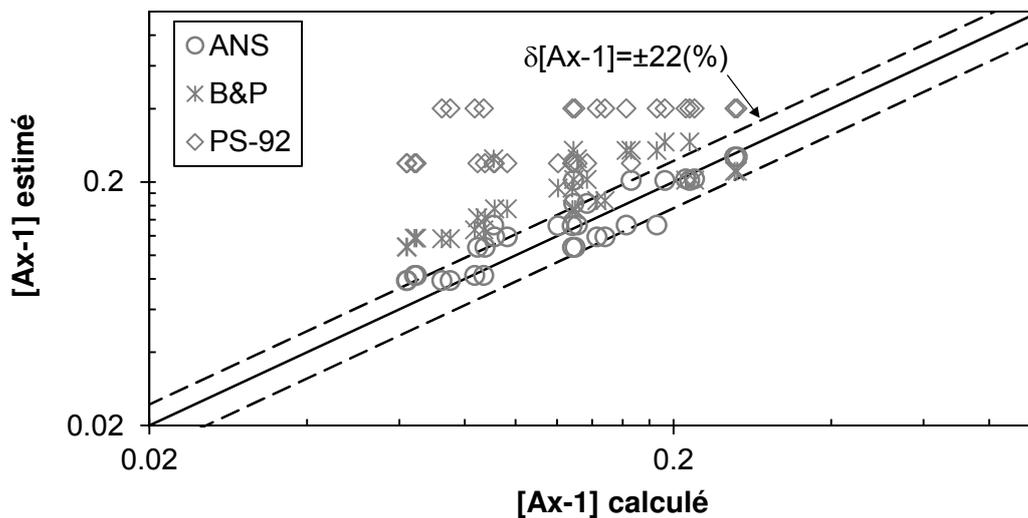
Pour le facteur d'amplification verticale ( $A_y$ ), les estimations des ANS sont réparties régulièrement sur les deux côtés de la ligne de corrélation parfaite avec un écart-type des écarts relatifs de 22 % (Figure 127b). Les valeurs estimées par les approches de B&P sont

plus faibles par rapport aux valeurs calculées et aux estimations réalisées par les ANS. Une des raisons qui explique cette différence concerne la méthode de détermination de  $A_y$ . Bouckovalas et Papadimitriou, 2005<sup>[31]</sup> ont considéré, dans leur étude,  $A_y$  comme l'amplification verticale maximale trouvée en surface supérieure (surface en amont, derrière la crête), tandis que dans notre étude,  $A_y$  est définie comme la valeur maximale trouvée dans tout le massif du versant, y compris le long de la pente du versant et de la surface supérieure. Pour cette raison, les valeurs de  $A_y$  obtenues par les calculs numériques et par les ANS sont souvent plus élevées que celles données par la méthode de B&P.

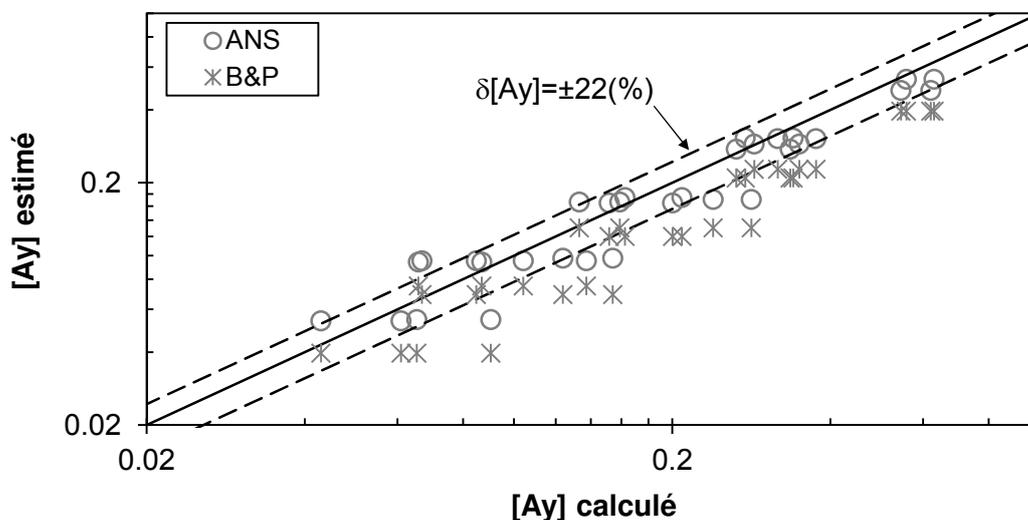
### c. Aire des zones d'amplification ( $pS_{AS}$ )

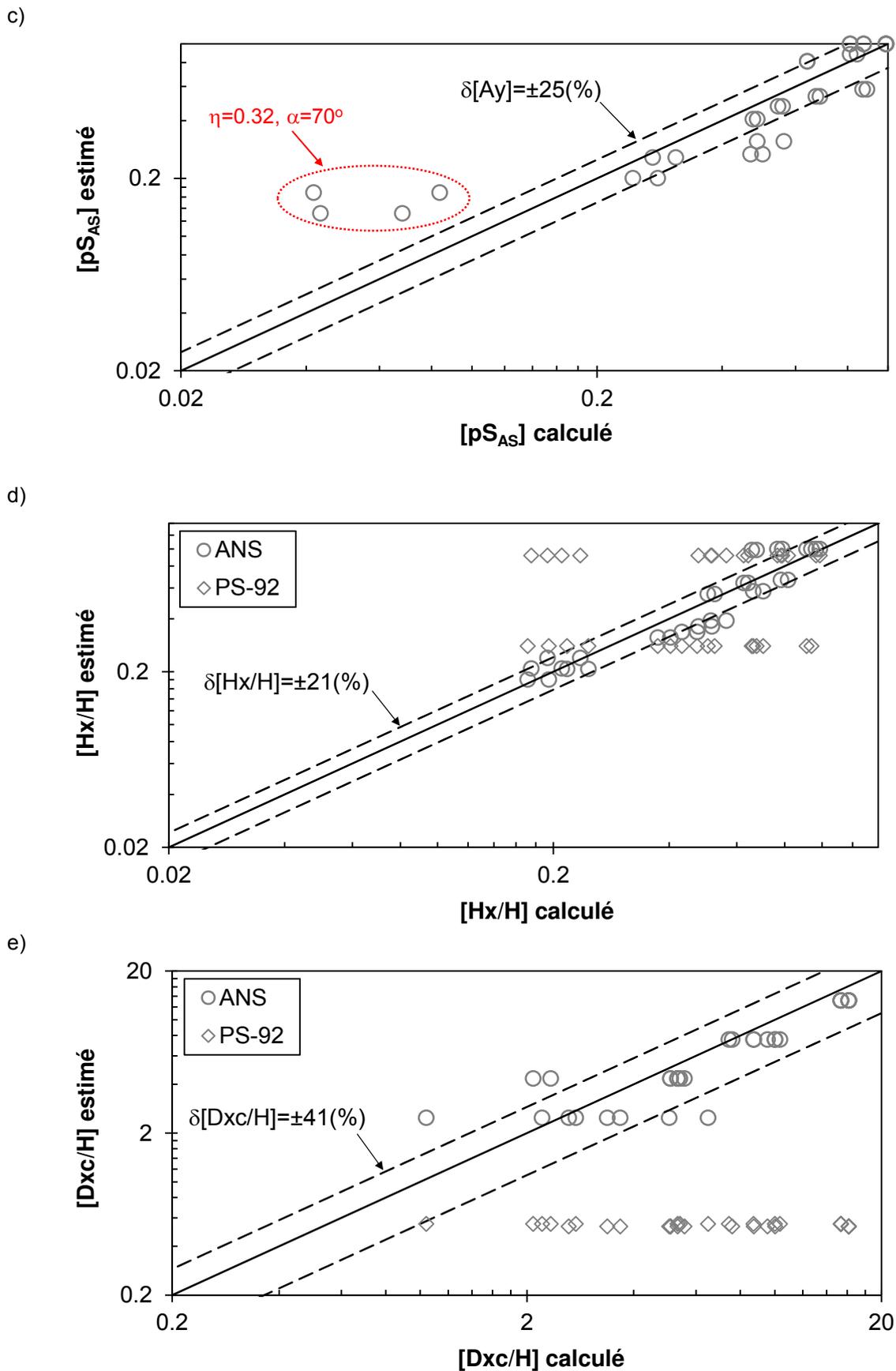
L'analyse des résultats de  $pS_{AS}$  donne une valeur d'écart-type égale à 25 % (Figure 127c). En particulier, il y a 4 parmi les 32 cas testés pour lesquels on observe un écart assez éloigné de cette valeur. Ils concernent les versants pour lesquels  $\eta = 0.32$  et  $\alpha = 70^\circ$  qui s'inscrivent dans les cas particuliers pour lesquels les ANS ne sont plus valides ( $\eta \approx 0.3$  et  $\alpha > 60^\circ$ ). L'explication de ce phénomène a été présentée dans la partie 3.1.2.3.

a)



b)





**Figure 127.** Comparaison des valeurs des critères d'interprétation estimées par les méthodes approchées (ANS, B&P et PS-92) et les résultats de simulations numériques pour le cas de calcul avec le signal sismique de Kobe (Japon, 1995)

#### d. Dimension de la zone d'amplification en crête ( $H_x$ et $D_{xc}$ )

La Figure 127d et la Figure 127e présentent les comparaisons, entre valeurs calculées et estimées, pour les paramètres des dimensions de la zone d'amplification en crête du versant :  $H_x$  et  $D_{xc}$ . Une valeur d'écart-type de 21 % a été calculée pour  $H_x$  et 41 % pour  $D_{xc}$ . En général, les points sont répartis régulièrement autour de la ligne de corrélation parfaite. Il n'y a pas de valeur particulièrement éloignée de cette droite. Les valeurs calculées d'après les règles PS-92 ont été également présentées dans les graphiques. On observe des écarts assez importants entre les estimations de PS-92 et les résultats de simulation numérique. Les valeurs d'écart-type calculées pour  $H_x$  et  $D_{xc}$  sont de 135 % et de 90 % respectivement. Ce phénomène peut s'expliquer par la non prise en compte des paramètres géomécaniques du versant et de la fréquence du signal sismique dans les calculs de PS-92. Or, ces paramètres présentent un effet important et non négligeable dans l'évaluation des effets de site topographiques, comme montré dans plusieurs travaux de recherche présentés dans le chapitre 1 ainsi que dans les résultats des études paramétriques dans le chapitre 2.

#### e. Observations globales pour $A_x$ , $A_y$ , $pS_{AS}$ , $H_x$ , $D_{xc}$

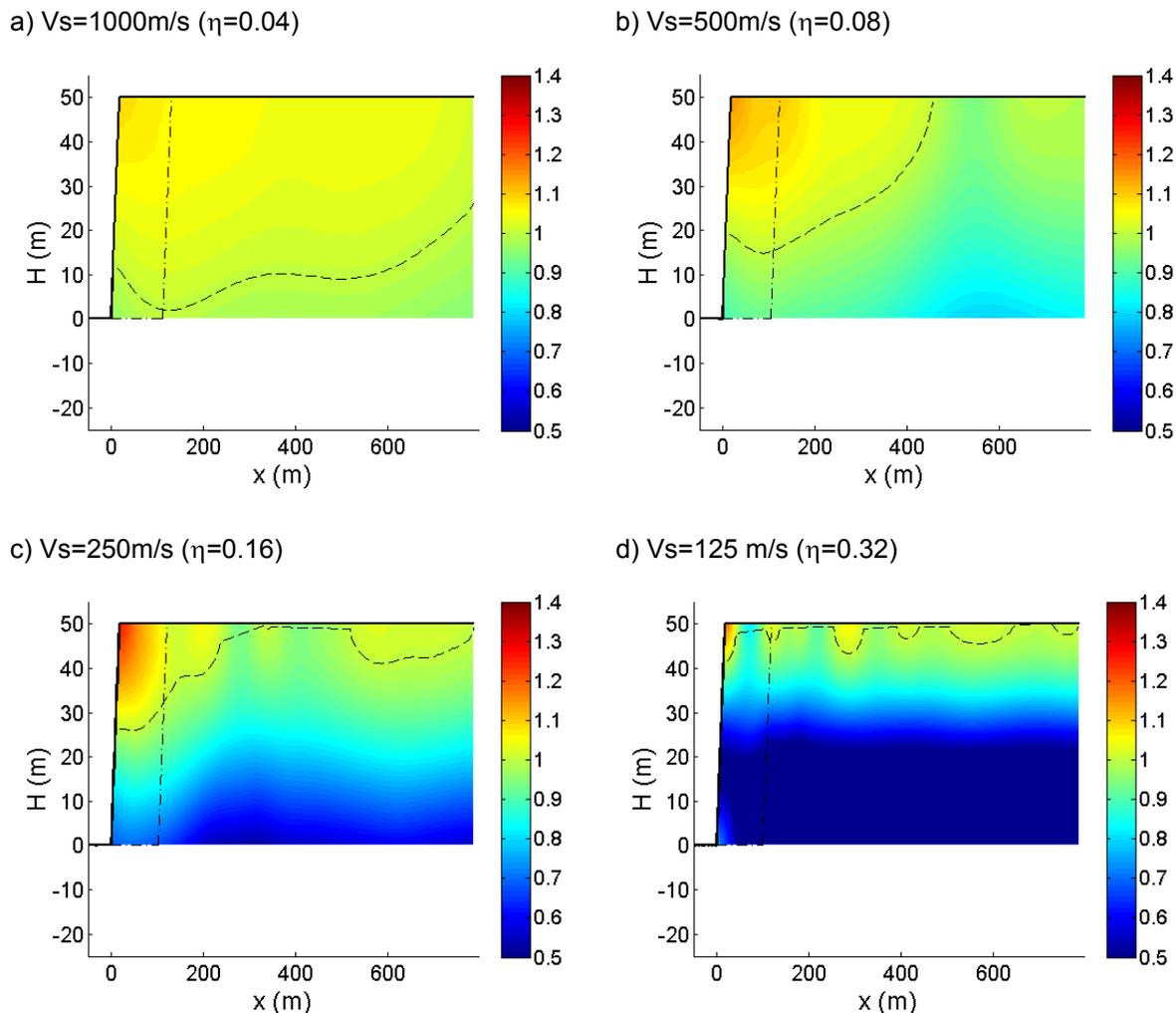
Les écarts relatifs entre les résultats des simulations numériques et les estimations approchées par les ANS pour le cas du signal sismique de Kobe varient entre 21 et 41 %. Ces écarts sont comparables avec ceux obtenus pour un signal sinusoïdal ( $\delta = 25 \div 35$  %).

#### f. Distribution spatiale des amplifications dans le massif de versant

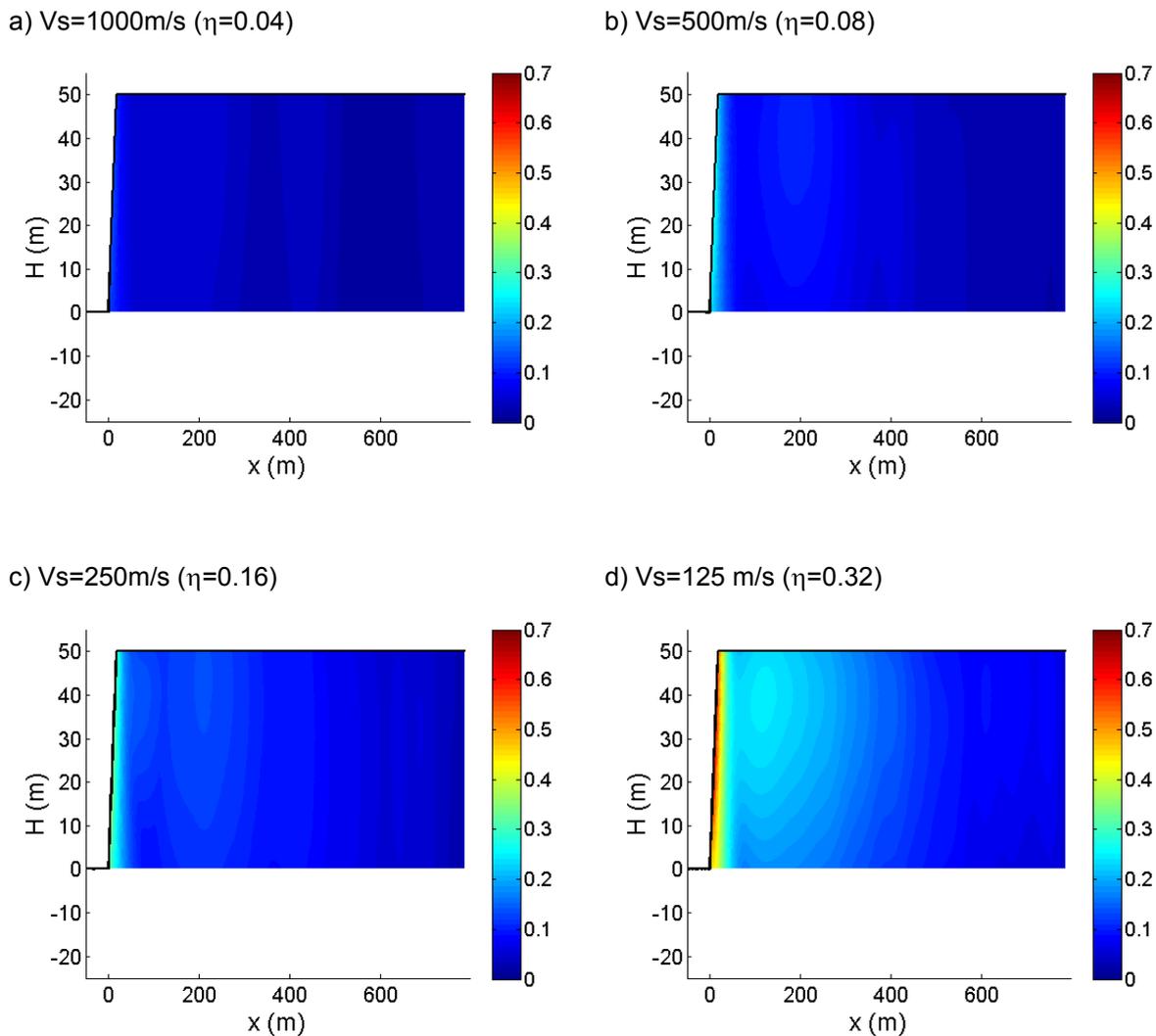
Pour la distribution spatiale des amplifications de l'accélération horizontale et verticale dans le massif de versant, on a trouvé un bon accord avec les résultats obtenus dans le chapitre 2. À titre d'illustration, la Figure 128 et la Figure 129 présentent respectivement les graphiques des accélérations horizontales et verticales normalisées pour un versant avec  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 5$  % et  $\nu = 0.25$ .

- Pour la distribution spatiale de l'amplification horizontale  $A_x$ :
  - Toutes les valeurs de  $\eta$  considérées dans cette analyse sont inférieures à 0.5. Ainsi, les zones d'amplification sont en contact avec les surfaces libres (tous les graphiques de la Figure 128), il n'y a pas de zones d'amplification en profondeur.
  - Pour les deux cas de valeurs de  $\eta$  inférieures à 0.15 présentés dans la Figure 128a et b, il y a une seule zone d'amplification dans le versant qui se trouve en crête du versant. Pour les deux autres cas avec des valeurs de  $\eta$  plus élevées ( $\eta = 0.16$  et  $0.32$ ), de nouvelles zones d'amplification commencent à apparaître en arrière de la crête (Figure 128c et d).
  - En outre, on voit bien que plus la valeur de  $\eta$  est élevée, plus la surface de la zone amplifiée en crête diminue, mais plus l'amplification maximale augmente.
- Pour la distribution spatiale de l'amplification verticale  $A_y$ :
  - Il y a une forte concentration des amplifications le long de la pente sur tous les graphiques présentés dans la Figure 129.
  - Les valeurs de la fréquence adimensionnelle considérée dans les cas étudiés sont inférieures à 0.5. Ainsi, d'après les conclusions présentées dans le

chapitre 2, les amplifications verticales doivent être réparties régulièrement dans tout le massif du versant. Cependant, cette conclusion n'est pas tout à fait cohérente avec les graphiques de la Figure 129 dans lesquels de fortes amplifications ont tendance à se concentrer dans la moitié gauche du massif (du côté de la pente). Cette différence peut s'expliquer par le fait qu'on a utilisé un coefficient d'amortissement dans le calcul. En fait, le mouvement sismique vertical est né après la réflexion sur la pente du signal sismique incident sur la pente. Alors la pente et les zones alentours sont les premières zones touchées par le mouvement vertical. Pour la plupart des cas étudiés dans le chapitre 2, l'amortissement n'a pas été pris en compte. Pour cette raison, après la réflexion sur la pente, les ondes sismiques continuent à se propager sans être atténuées jusqu'aux bords latéraux. On obtient en conséquence une amplification verticale marquée dans tout le massif. Par contre, dans cet exemple, les ondes réfléchies sont maximum juste en arrière de la pente (juste après la réflexion) et diminuent progressivement avec la distance de propagation. Ceci explique pourquoi de fortes amplifications ne sont observées que dans la moitié gauche du versant juste en arrière de la pente.



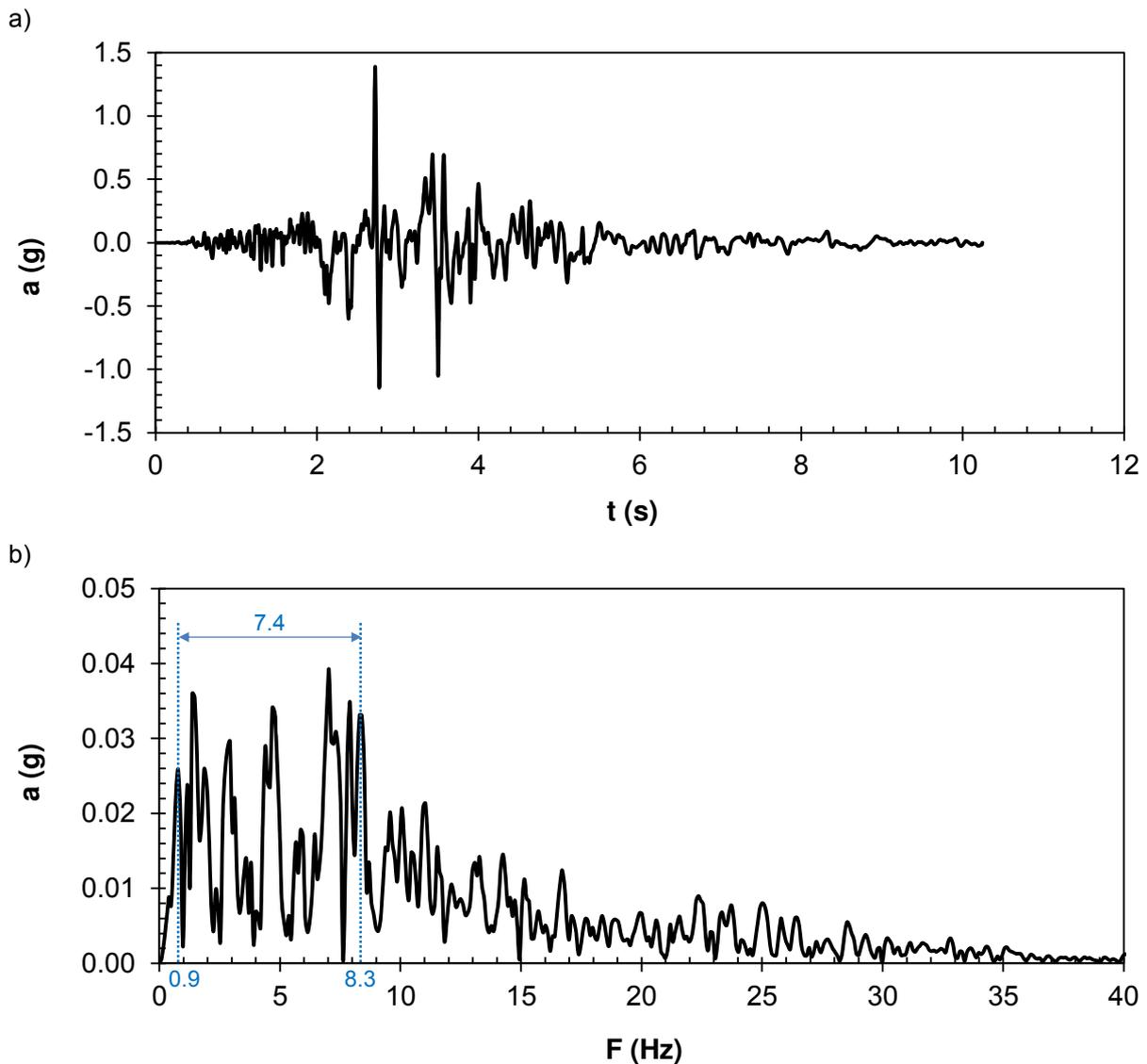
**Figure 128.** Amplification horizontale dans les versants pour le cas  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 5\%$ ,  $\nu = 0.25$  et différentes  $V_s$ , avec la sollicitation du signal de Kobe



**Figure 129.** Amplification verticale dans les versants pour le cas  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 5\%$ ,  $\nu = 0.25$  et différentes  $V_s$ , avec la sollicitation du signal de Kobe

### 3.1.4.2. Signal sismique réel avec une large bande de fréquences prédominantes

Toujours avec le même objectif de tester les approches proposées (ANS), un autre signal sismique avec une bande de fréquence prédominante plus large que celle du séisme de Kobe a été considéré. On a choisi l'enregistrement du séisme de Cerro Prieto (Basse Californie, Mexique,  $M_L = 5.4$ , 1987) dont l'accélérogramme est présenté dans la Figure 130a. Ce signal présente une large bande de fréquences prédominantes de 0.9 à 8.3 Hz (Figure 130b). Dans cette gamme de fréquences, il est difficile, voire impossible, de déterminer une fréquence centrale (comme pour le cas du signal de Kobe). Alors, pour l'utilisation des formules approchées, on a choisi d'utiliser les valeurs limites de la bande de fréquences prédominantes (0.9 Hz et 8.3 Hz). Cette procédure permet d'obtenir un intervalle de valeurs potentielles pour chaque critère d'analyse.

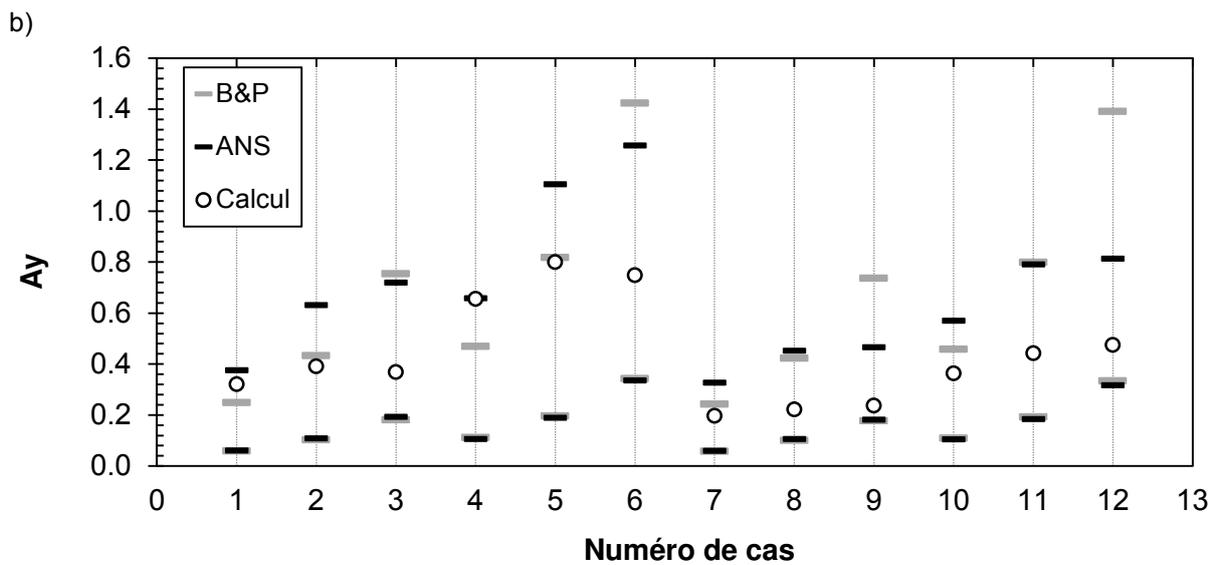
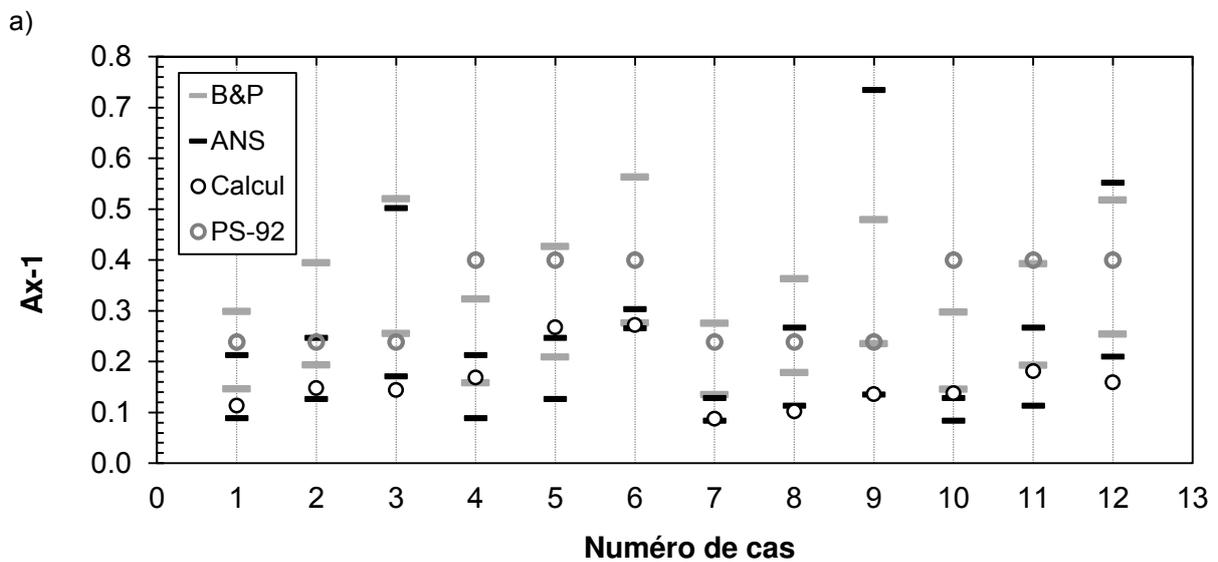


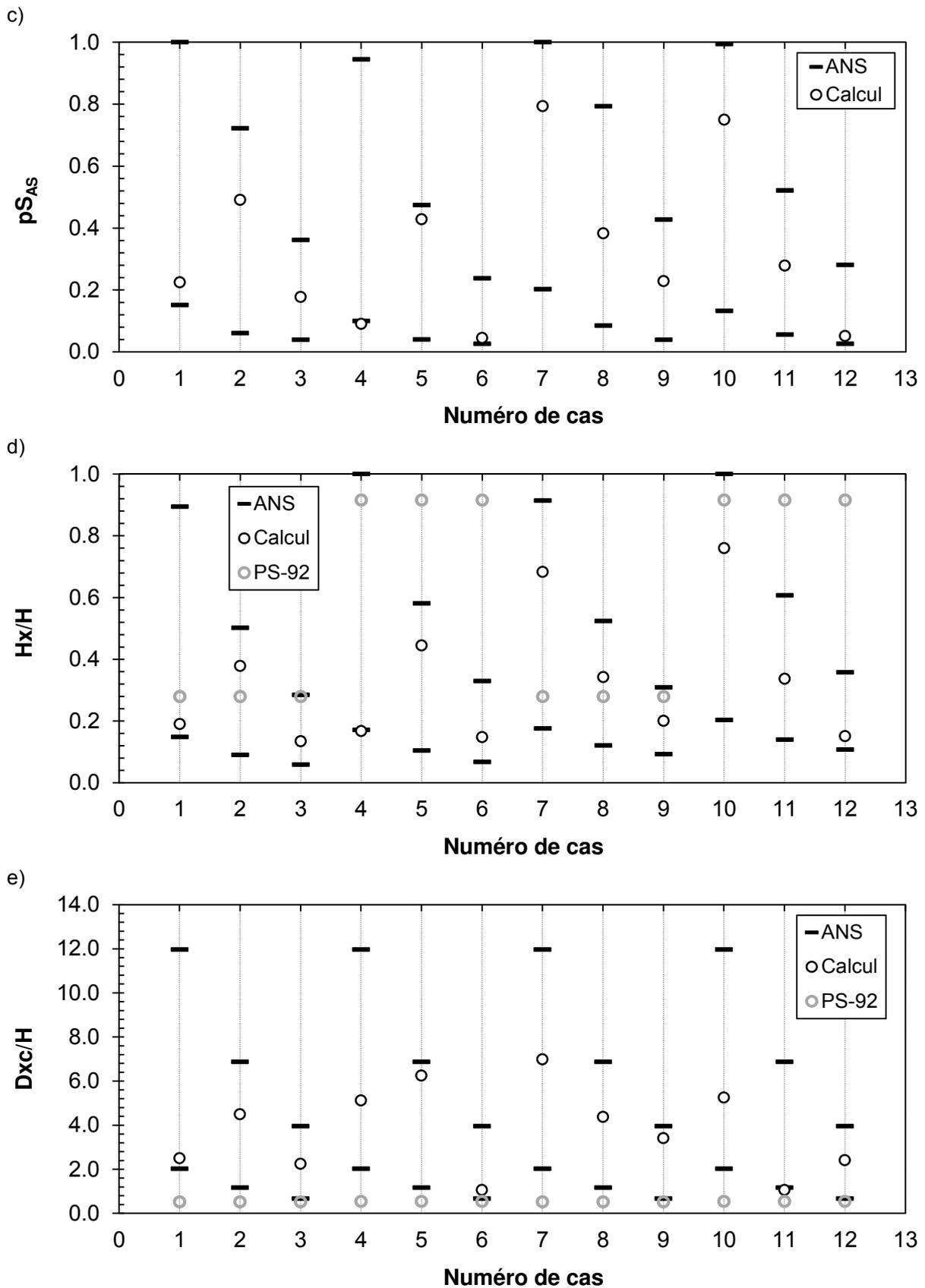
**Figure 130.** a) Accélérogramme et b) spectre de Fourier du séisme de Cerro Prieto (Basse California, Mexique, 1987),  $M_L = 5.4$

Douze calculs dynamiques ont donc été réalisés sur un modèle de versant de 50m de hauteur. Les conditions morphologiques et mécaniques correspondantes sont présentées dans le Tableau 16. Les résultats des calculs numériques sont comparés avec les estimations données par les approches B&P et ANS. Dans les graphiques de la Figure 131, les résultats des simulations numériques sont représentés par les points, les résultats approchés par B&P et ANS sont présentés sous forme d'intervalles. Les deux limites de chaque intervalle sont calculées en utilisant les valeurs limites de la bande de fréquences prédominantes du signal sismique (0.9 et 8.3 Hz).

**Tableau 16.** Valeurs des paramètres morphologiques et mécaniques des modèles de versant utilisées dans les calculs dynamiques avec le signal sismique de Cerro Prieto

| $\xi$ (%)    | 5    |     |     |      |     |     | 15   |     |     |      |     |     |
|--------------|------|-----|-----|------|-----|-----|------|-----|-----|------|-----|-----|
| $\alpha$ (°) | 40   |     |     | 70   |     |     | 40   |     |     | 70   |     |     |
| Vs (m/s)     | 1000 | 500 | 250 | 1000 | 500 | 250 | 1000 | 500 | 250 | 1000 | 500 | 250 |
| Cas n°       | 1    | 2   | 3   | 4    | 5   | 6   | 7    | 8   | 9   | 10   | 11  | 12  |





**Figure 131.** Comparaison des valeurs des critères d'interprétation estimées par les approches ANS et B&P avec les résultats des calculs numériques pour le cas du signal sismique de Cerro Prieto (Mexique, 1987)

a. *Facteurs d'amplification ( $A_x, A_y$ )*

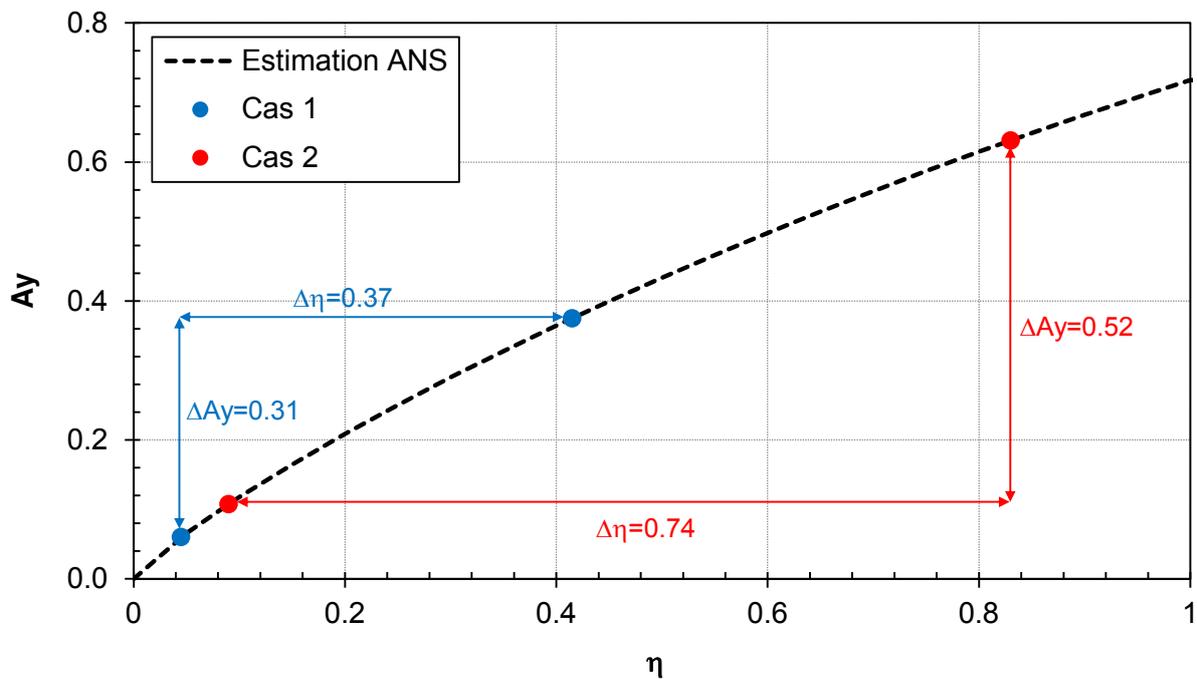
La Figure 131a présente la comparaison pour le paramètre  $A_x$ . Parmi les 12 cas calculés, il y en a 5 dont le résultat des simulations numériques ne se trouve pas à l'intérieur de l'intervalle des valeurs estimées par les ANS (les cas 3 ; 5 ; 8 ; 10 ; 12) mais est proche des bornes. Les moins bonnes estimations concernent les cas 3 et 12 qui correspondent aux versants de faible vitesse de propagation (250 m/s). Dans ces cas, comme la valeur de  $V_s$  est faible, les deux fréquences adimensionnelles calculées pour les valeurs limites de la bande de fréquences prédominantes sont très différentes (Tableau 17). Ainsi, l'effet du caractère multi-fréquentiel du signal incident est plus marqué. Ceci explique les différences significatives entre les résultats des simulations numériques et les résultats calculés avec les ANS qui sont applicables pour les signaux mono-fréquentiels ou quasi mono-fréquentiels. Pour les approches B&P, il y a 9 cas où la valeur calculée n'est pas à l'intérieur de l'intervalle de variation. Les plus grands écarts de résultat concernent les versants avec une vitesse de propagation des ondes faible et modérée (250 m/s et 500 m/s). Les valeurs calculées d'après PS-92 sont toujours plus élevées que les résultats des simulations numériques (comme observé dans l'exemple de calcul avec le signal de Kobe). Les différences sont significatives et parfois très importantes comme dans les cas 10, 11, 12.

**Tableau 17.** Fréquences adimensionnelles extrêmes correspondant aux fréquences extrêmes de la bande des fréquences dominantes du signal sismique pour chaque vitesse de propagation

| $V_s$ (m/s)  |                | 1000  |       | 500  |      | 250  |      |
|--------------|----------------|-------|-------|------|------|------|------|
| $F_{min}$    | $F_{max}$ (Hz) | 0.9   | 8.3   | 0.9  | 8.3  | 0.9  | 8.3  |
| $\eta_{min}$ | $\eta_{max}$   | 0.045 | 0.415 | 0.09 | 0.83 | 0.18 | 1.66 |
|              | $\Delta\eta$   | 0.37  |       | 0.74 |      | 1.48 |      |

Pour les valeurs de  $A_y$  présentées dans la Figure 131b, on remarque que l'intervalle des valeurs extrêmes estimées par les ANS encadrent bien le résultat du calcul numérique pour les douze cas étudiés. Ce même résultat est obtenu par les formules B&P, mais seulement pour dix cas sur douze. De plus, on observe le même phénomène que pour le facteur  $A_x$  : *plus la vitesse de propagation des ondes est faible plus l'intervalle des valeurs estimées est large*. Ce phénomène s'explique par l'augmentation de l'écart entre deux fréquences adimensionnelles limites.

Il faut noter que la variation de l'écart  $\Delta\eta$  ( $= \eta_{max} - \eta_{min}$ ) intervient de manière importante sur la taille de l'intervalle des valeurs estimées de  $A_x$  et  $A_y$  seulement quand  $\eta_{max}$  et  $\eta_{min}$  sont inférieures à  $\eta_s$  (valeur de seuil, variable en fonction de la pente pour  $A_x$  et égale à 1.0 pour  $A_y$ ). Pour les valeurs de  $\eta$  supérieures à  $\eta_s$ , les valeurs des facteurs d'amplification deviennent stables et sont donc quasiment indépendantes de la variation de  $\eta$ . Par contre, quand  $\eta_{max}$  et  $\eta_{min}$  sont inférieures à  $\eta_s$ , plus  $\Delta\eta$  est grand plus  $\Delta A_y$  est élevé. À titre d'exemple, la Figure 132 présente un exemple de comparaison entre le cas 1 et le cas 2 pour le facteur  $A_y$ . On voit bien que l'intervalle des valeurs potentielles ( $\Delta A_y$ ) devient plus large quand l'écart entre les deux valeurs limites de  $\eta$  ( $\Delta\eta$ ) augmente.

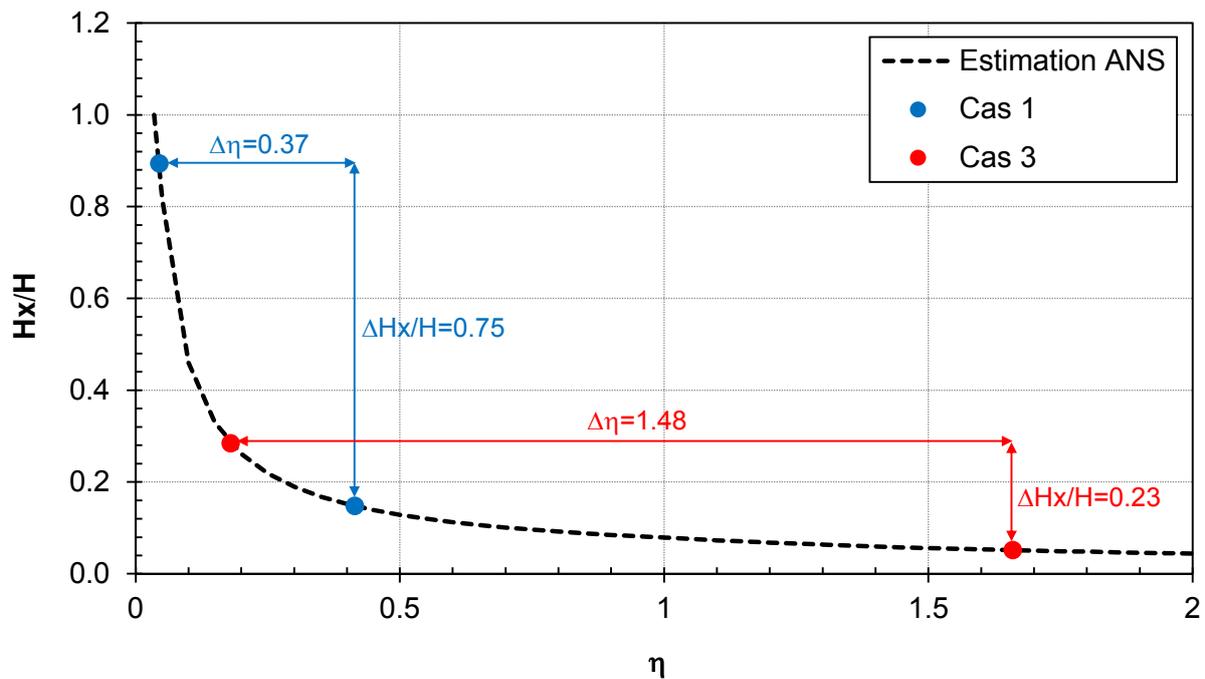


**Figure 132.** Représentation des intervalles de variation de la fréquence adimensionnelle dans les cas 1 et 2 et des intervalles de variation de  $A_y$  correspondants sur la courbe des valeurs approchées des ANS

*b. Critères caractérisant l'aire et les dimensions des zones d'amplification*

Ces critères comprennent  $pS_{AS}$ ,  $Hx$  et  $Dxc$ . On voit que tous les résultats de calcul se trouvent bien dans l'intervalle des valeurs estimées (Figure 131c, d, e). Cependant, ces intervalles sont généralement assez larges. De plus, au contraire du phénomène observé pour les facteurs d'amplification ( $A_x$ ,  $A_y$ ), pour ces critères, plus la vitesse de propagation des ondes est faible plus la largeur de l'intervalle des valeurs estimées est réduite. La raison est que, pour ces critères, la taille de cet intervalle ne dépend pas principalement de l'écart entre les fréquences adimensionnelles limites, mais elle dépend plutôt de la gamme de fréquence où se situent les fréquences adimensionnelles limites. Par exemple, la Figure 133 présente une comparaison de  $Hx/H$  pour les cas 1 et 3. On voit sur le graphique que  $\Delta\eta$  du cas 1 est beaucoup plus faible que  $\Delta\eta$  du cas 3 mais  $\Delta Hx/H$  du cas 1 est plus élevé que dans le cas 3. Ceci s'explique par le fait que les valeurs de  $\eta$  du cas 1 sont dans la gamme des fréquences où  $Hx$  dépend beaucoup de la fréquence adimensionnelle. Au contraire, les valeurs limites de  $\eta$  du cas 3 sont dans la gamme des fréquences où la valeur de  $Hx$  commence à se stabiliser. Les mêmes commentaires peuvent être faits pour les valeurs de  $pS_{AS}$  et  $Dxc$  car ces trois critères d'interprétation montrent une même tendance de variation avec la fréquence adimensionnelle.

Les valeurs de  $Hx$  et  $Dxc$  sont également comparées avec celles préconisées par le code PS-92. Pour  $Hx$ , il y a seulement six cas sur dix où les préconisations de PS-92 sont proches des résultats des simulations numériques (cas numéro 1, 2, 3, 8, 9, 10). Pour les autres cas, les différences sont importantes. Les résultats de PS-92 sont parfois éloignés des intervalles de variation estimés par les ANS (cas numéro 5, 6, 11, 12). Concernant l'extension de la zone d'amplification en crête  $Dxc$ , le code parasismique PS-92 a sous-estimé cette distance. La différence est parfois très importante comme dans les cas 2, 4, 5, 7, 8, 10.



**Figure 133.** Représentation des intervalles de variation de la fréquence adimensionnelle du cas 1 et 2 et des intervalles de variation de  $Hx/H$  correspondant sur la courbe des valeurs approchées des ANS

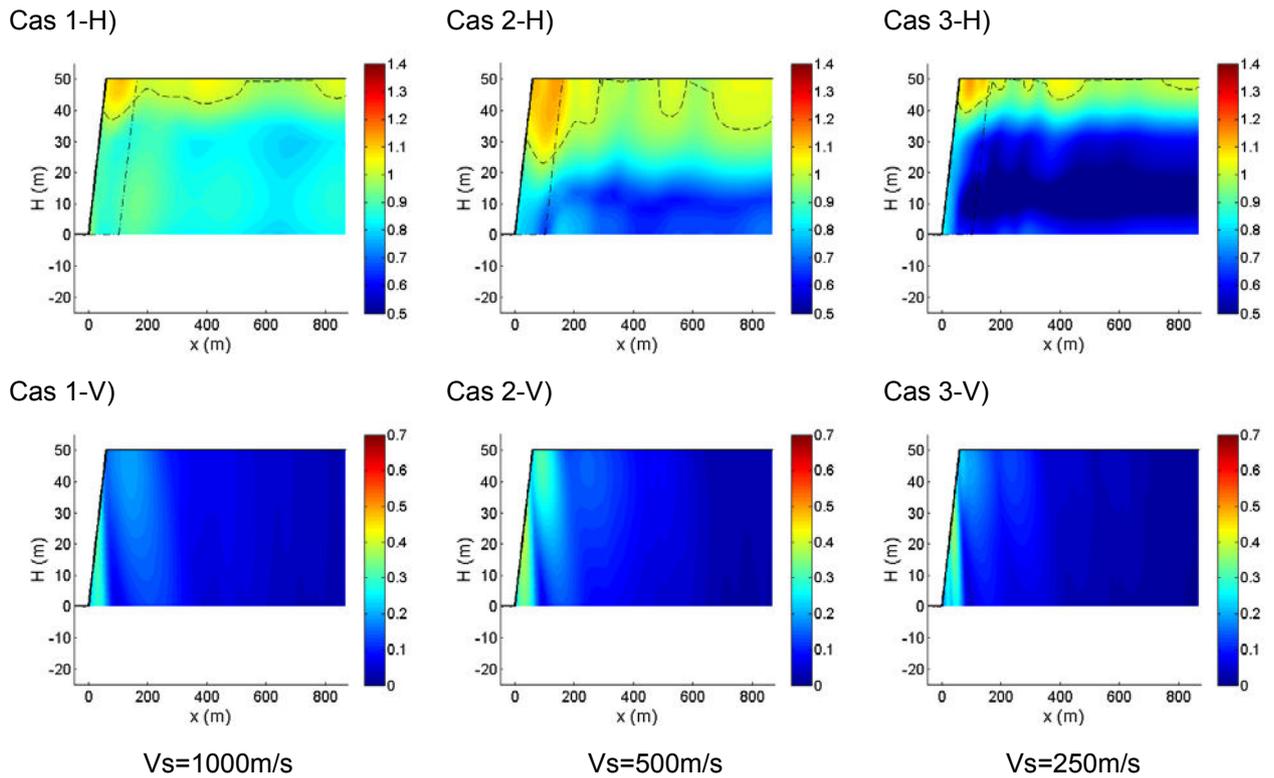
### c. Distribution spatiales des zones d'amplification

Les représentations graphiques de la Figure 134 et de la Figure 135 montrent que les conclusions tirées pour les signaux mono-fréquentiels sont également valables pour les signaux multi-fréquentiels.

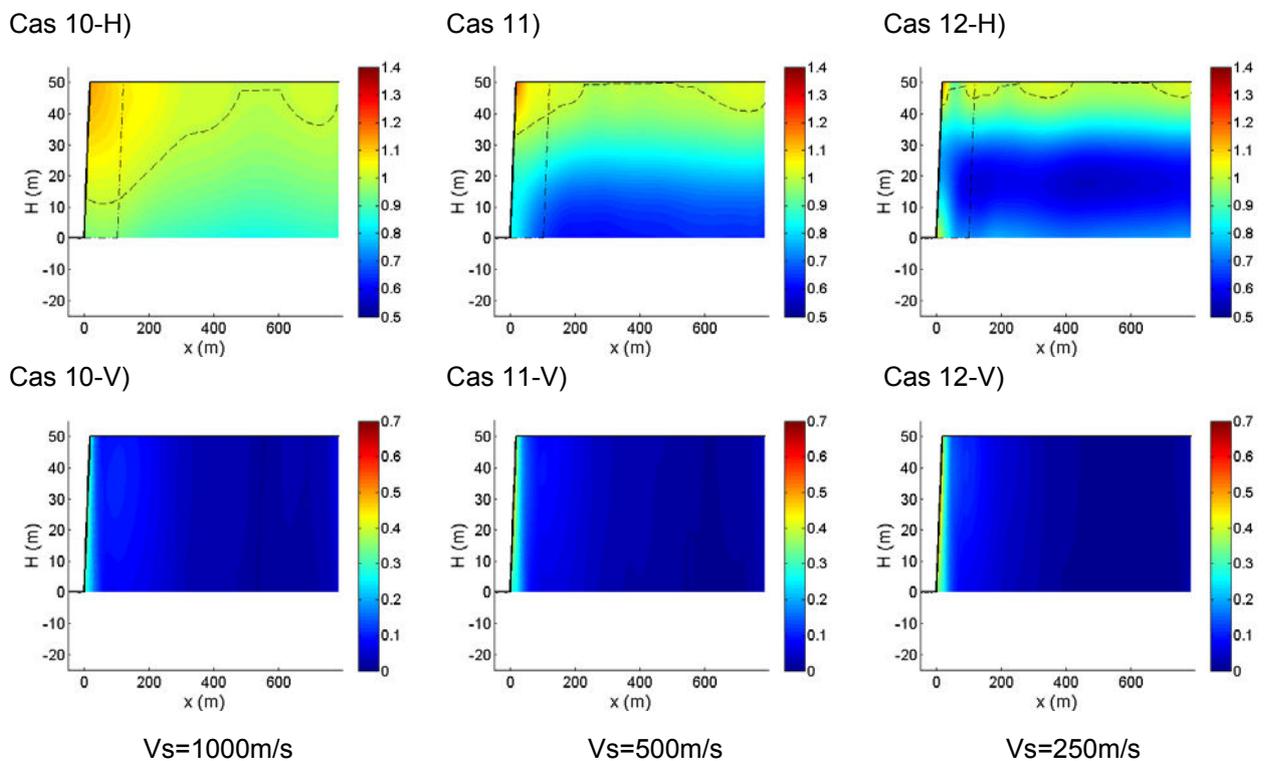
- Les zones d'amplification de l'accélération horizontale sont souvent situées en crête de la pente et le long de la surface supérieure en arrière de la crête.
- Les fortes amplifications de l'accélération verticale se concentrent toujours le long de la pente.

### d. Conclusion

D'une manière générale, les analyses des résultats de calcul obtenus avec le signal de Cerro Prieto montrent que les méthodes ANS peuvent être utilisées dans le cas de signaux sismiques multi-fréquentiels avec une large bande de fréquences prédominantes en les appliquant aux fréquences limites de la bande. De cette manière, on obtient un intervalle de variation dans lequel se situe la valeur qu'on obtiendrait en faisant la simulation numérique. La largeur de cet intervalle dépend en même temps de la largeur de la bande de fréquences prédominantes, de la gamme des fréquences adimensionnelles correspondantes et du critère étudié.



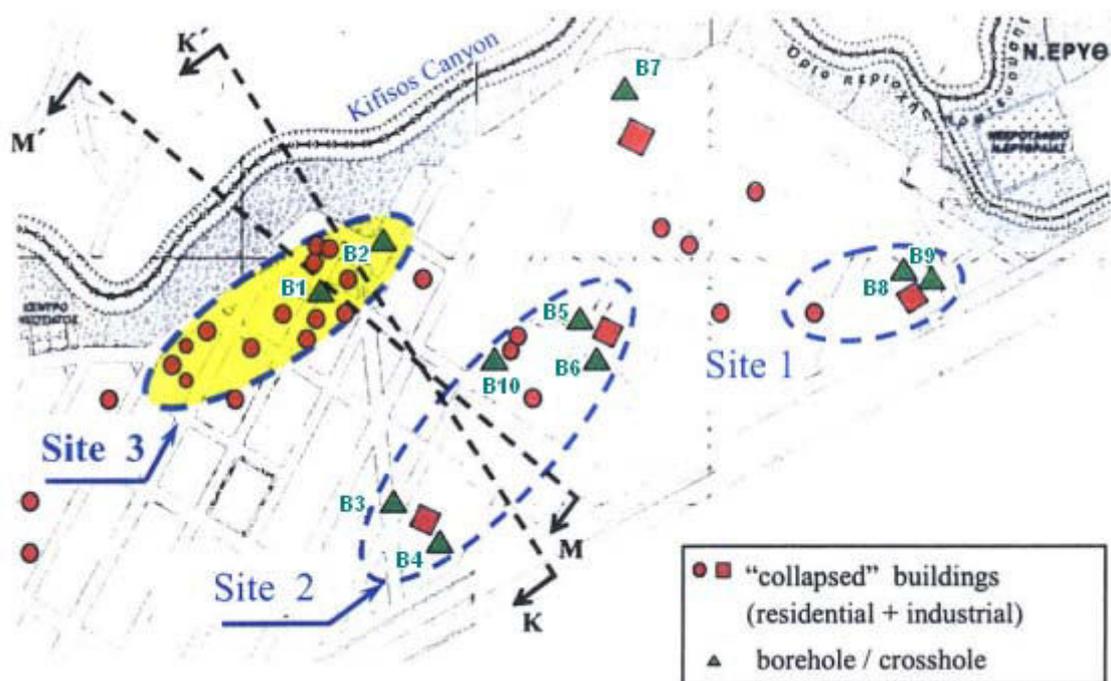
**Figure 134.** Distribution spatiale des accélérations horizontales (H) et verticale (V) normalisées dans le massif de versant des cas 1 ; 2 et 3 ( $\alpha = 40^\circ$ ,  $\xi = 5\%$ ,  $V_s = 1000 ; 500 ; 250$  m/s)



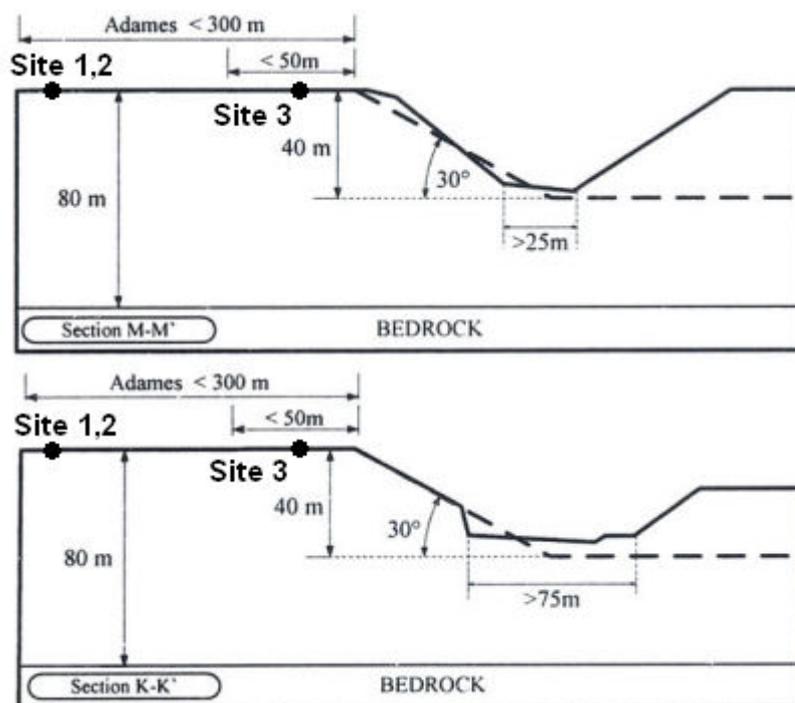
**Figure 135.** Distribution spatiale des accélérations horizontale (H) et verticale (V) normalisées dans le massif de versant des cas 1 ; 2 et 3 ( $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 15\%$ ,  $V_s = 1000 ; 500 ; 250$  m/s)

### 3.1.4.3. Le séisme d'Athènes (1999) et le cas de la ville d'Adames

Comme présenté dans le chapitre 1, le cas de la ville d'Adames lors du séisme d'Athènes du 7 septembre 1999 est un exemple représentatif des effets de site topographique du versant isolé. Plusieurs investigations post-sismiques ont été réalisées sur ce site. Au moyen de simulations numériques, plusieurs auteurs ont cherché à comprendre et à expliquer les importants effets causés par la présence du canyon Kifisos à côté de la ville. Pour rappel, cette ville est à une même distance de l'épicentre que la ville d'Athènes (environ 17 km). Cependant, alors que les dégâts sont très légers à Athènes avec aucun dommage structurel important, la ville d'Adames a subi des dommages très graves : 18 morts, nombreux blessés, plusieurs bâtiments industriels et d'habitation effondrés, nombreux bâtiments gravement endommagés. De plus, une forte variation spatiale de dégât a été observée en arrière de la crête de la pente du canyon. Comme montré sur le plan de Figure 19 et les sections transversales présentées dans la Figure 20, les dommages structurels sont plus marqués sur le site 3 (situé à moins de 50 m de la pente) que sur les sites 1 et 2 (situés à peu près à 300 m en arrière de la pente).



**Figure 136.** Ville d'Adames avec localisation des constructions endommagées et des forages géotechniques (Assimaki D, 2004<sup>[10]</sup>)

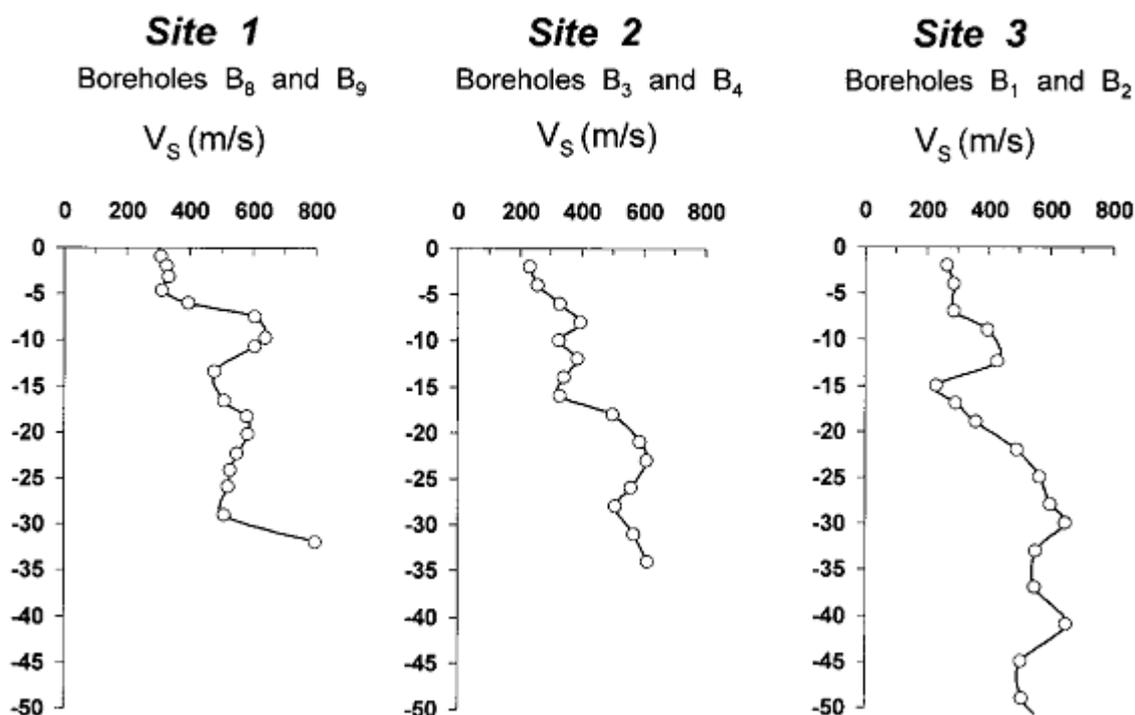


**Figure 137.** Sections transversales du relief du canyon de la rivière de Kifissos (Assimaki D, 2004<sup>[10]</sup>)

Plusieurs investigations topographiques et géologiques ont été effectuées en l'an 2000 par le Département d'Ingénierie de Surveillance de l'Université Technique Nationale d'Athènes. Les mesures ont été interprétées et présentées dans les travaux de Assimaki, Kausel et Gazetas (Gazetas et al., 2002<sup>[65]</sup>; Assimaki D et al., 2005<sup>[14]</sup>; Assimaki D et al., 2005<sup>[11]</sup>; Assimaki D et al., 2005<sup>[13]</sup>). À titre d'exemple, la Figure 138 présente les vitesses de propagations des ondes dans les couches de sol de différents sites.

Les analyses géotechniques dans le cadre de ces investigations montrent que tous les sites comprennent une couche de surface à faible vitesse (autour de 300 m/s) sur une épaisseur de 5 à 7 m, puis des alternances de couches de sable limono-graveleux et d'argile sablo-graveleuse sur une profondeur de 20 à 30 m sous la surface. Dans certains forages, on obtient parfois des couches intercalées de grès ou de marne. En combinant les résultats de ces investigations avec les données géotechniques connues de la région, ces auteurs ont conclu que la vitesse moyenne de la couche de 30 m de profondeur de la surface ( $V_{s,30}$ ) est d'environ 500 m/s pour le site 1, 400 m/s pour le site 2 et 340 m/s pour le site 3. Les roches de faibles caractéristiques mécaniques (marne et grès) avec une vitesse de 550 à 800 m/s sont trouvées à une profondeur de 30 à 80 m. Ces auteurs ont supposé une vitesse de 800m/s pour les couches de sols au-dessous de 80 m de profondeur.

En raison de l'absence d'enregistrement du signal sismique directement sur le site étudié (ville d'Adames), Assimaki, Kausel et Gazetas ont utilisé un signal de type Ricker dans les calculs numériques de rétro-analyse. Les résultats numériques calculés par ces auteurs sont utilisés pour faire une comparaison avec les estimations données par les formules approchées (B&P, ANS) et également avec les observations expérimentales.



**Figure 138.** Vitesses de propagation des ondes correspondant à chaque site, déduites à partir des mesures SPT in situ (Gazetas et al., 2002<sup>[65]</sup>)

*a. Versant homogène*

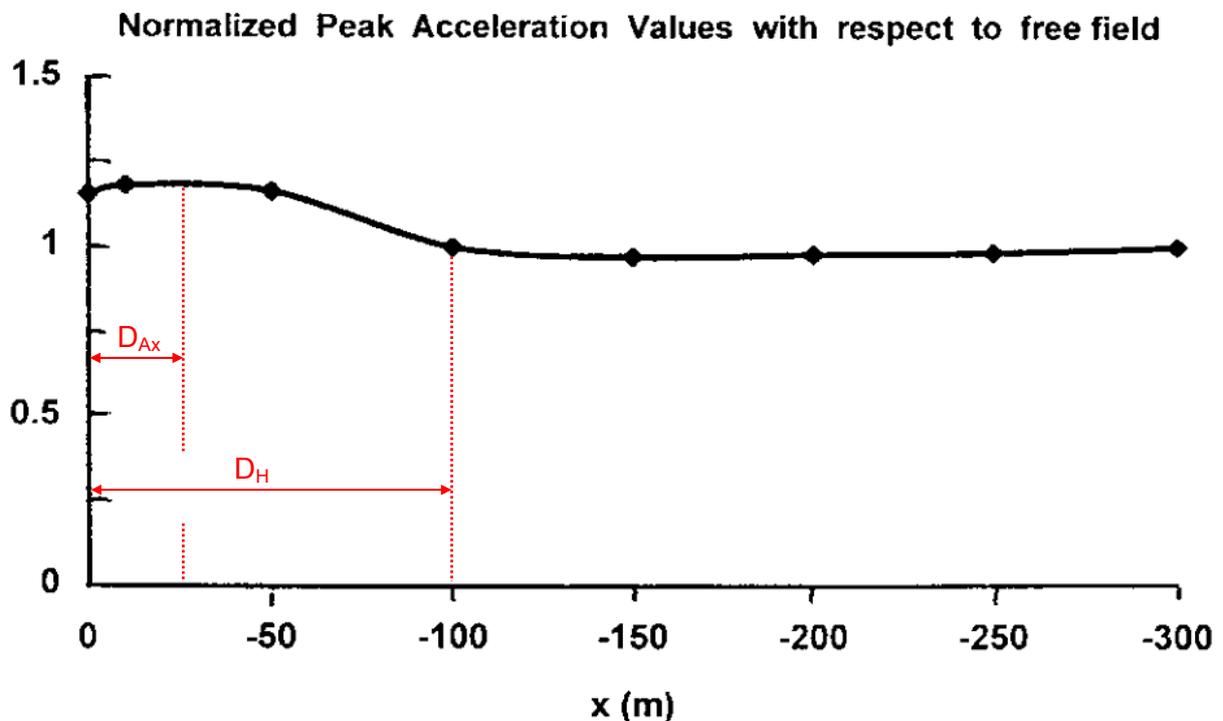
Les auteurs (Assimaki, Kausel et Gazetas, 2005) ont réalisé des calculs sur un modèle de versant homogène avec  $V_s = 550$  m/s dans tout le massif. Le taux d’amortissement est supposé égal à 5 %. Le signal incident est de type Ricker avec une fréquence centrale de 3 Hz. La comparaison des résultats numériques avec les résultats approchés par les formules de B&P et ANS ainsi que la préconisation de PS-92 est donnée dans le Tableau 18. Pour le facteur  $A_x$ , on obtient une bonne cohérence entre les estimations (B&P et ANS) et le calcul numérique. Par contre, la valeur préconisée par PS-92 est beaucoup plus faible que les autres valeurs. Pour le facteur  $A_y$ , les estimations sont un peu plus faibles que le résultat numérique.

**Tableau 18.** Valeurs des facteurs d’amplifications topographiques ( $A_x$ ,  $A_y$ ) calculées par plusieurs méthodes pour un modèle homogène représentant le massif de la ville d’Adames (site 2) sous sollicitation d’un signal sismique de type Ricker

| Méthodes            | $A_x$ | $A_y$ |
|---------------------|-------|-------|
| Calculs numériques  | 1.20  | 0.24  |
| Prédictions de B&P  | 1.23  | 0.13  |
| Prédictions des ANS | 1.18  | 0.17  |
| PS-92               | 1.10  | -     |

Un phénomène remarqué pour la ville d'Adames lors du séisme 1999 est que le niveau de dégât n'est pas similaire dans toute la ville. Des dégâts plus importants ont été observés à une distance de 10 à 50 m en arrière de la crête (site 3). Une comparaison a été effectuée entre les observations de terrain, le résultat des simulations numériques et les estimations par les formules approchées. La Figure 139 présente les amplifications de l'accélération horizontale le long de la surface en amont obtenues à partir des simulations numériques. Sur cette figure, on peut déterminer deux distances :

- $D_{Ax}$  : la distance d'amplification maximale qui est déterminée par la distance entre la crête du versant et le point où se trouve l'amplification maximale de l'accélération horizontale.
- $D_H$  : la distance affectée par l'amplification qui est déterminée par la distance entre la crête du versant et le point où l'amplification est égale à 1 (réponse en champ libre).



**Figure 139.** Accélérations horizontales normalisées le long de la surface en amont de la pente ( $x=0$  correspond à la crête) obtenues par simulation numérique et les distances  $D_H$ ,  $D_{Ax}$  correspondantes

Les estimations de ces deux distances calculées par les formules approchées peuvent être alors comparées avec les résultats des simulations numériques et les observations de terrain. Dans le Tableau 19, on voit que l'intervalle de distance  $D_{Ax}$  estimée par les formules ANS (équation [39]) correspond bien avec les observations de terrain. C'est également le cas des résultats obtenus par simulations numériques. Ainsi, on obtient une bonne cohérence entre les observations de terrain et les estimations. On peut donc conclure que la zone où se trouvent les plus forts dégâts coïncide avec la zone dans laquelle l'amplification

horizontale atteint son maximum. La méthode de B&P ne permet pas de déterminer la valeur de  $D_{Ax}$  tandis que le résultat de PS-92 montre une grande différence par rapport aux observations de terrain.

D'après les observations post-sismiques, les dégâts de structures sont peu ou pas observables sur les sites 1 et 2 qui sont à moins de 300 m de la pente. Ceci conduit à conclure que la zone affectée par les amplifications s'étend sur une distance de moins de 300 m. Les résultats des calculs numériques et des formules approchées (B&P et ANS) ont confirmé que cette extension ( $D_H$ ) est de l'ordre de 100 à 170 m. Pour le code parasismique PS-92, cette distance est beaucoup sous-estimée, comme déjà montré dans les exemples du signal sismique de Kobe (3.1.4.1) et de Cerro Prieto (3.1.4.2).

Il faut noter que les formules de B&P ne permettent pas d'évaluer la distance  $D_{Ax}$ . De plus, pour calculer  $D_H$ , la méthode de B&P demande de connaître le nombre de cycle significatif du signal sismique ( $N$ ) qu'on ne connaît pas. Le calcul a été alors effectué en appliquant les valeurs que les auteurs ont utilisées généralement dans leurs calculs  $N = 2 \div 4$ . Pour les estimations par ANS, comme déjà présenté dans le paragraphe précédent, la distance  $D_{Ax}$  est calculée d'après l'équation [39]. Dans le cas modélisé, il y a une seule zone d'amplification et celle-ci est localisée en crête du versant comme le montre la Figure 139. La distance  $D_H$  coïncide alors avec l'extension  $D_{xc}$  définie par la méthode des ANS.

**Tableau 19.** Comparaison entre la distance d'amplification maximale  $D_{Ax}$  et la distance affectée par les amplifications  $D_H$  déterminées par plusieurs méthodes

| Méthodes                | $D_{Ax}$ (m) | $D_H$ (m) |
|-------------------------|--------------|-----------|
| Observations de terrain | 10÷50        | <300      |
| Simulations numériques  | 25           | 100       |
| Estimations de B&P      | -            | 127÷171   |
| Estimations par ANS     | 18÷55        | 135       |
| PS-92                   | 0÷11         | 21        |

#### *b. Versant multicouche*

Un autre calcul numérique a été effectué sur un modèle de versant de multicouche. Ce modèle représente les conditions géologiques et géomécaniques similaires à celles du site 2 de la Figure 138. Le signal d'excitation est toujours de type Ricker avec une fréquence centrale de 3 Hz. Le taux d'amortissement est supposé égal à 5 %. Il faut se rappeler que les formules approchées sont applicables uniquement pour les versants homogènes. Dans le cas d'un versant multicouche, l'application de ces formules peut conduire à des sous-estimations car les effets liés aux forts contrastes d'impédance entre les couches ne sont pas pris en compte.

Dans cet exemple, on a essayé d'appliquer quand même les formules approchées à un versant multicouche pour évaluer les différences entre les résultats numériques et les estimations. On sait que la réponse sismique du versant est beaucoup affectée par la couche de surface qui est souvent de faible caractéristique mécanique. On considère alors cette couche comme la couche la plus importante qui contrôle la réponse sismique obtenue en surface. Sa vitesse ( $V_{s,30}$ ) est donc utilisée dans les formules approchées. Ainsi, la valeur de  $V_s$  égale à 400m/s (site 2) est utilisée pour calculer les facteurs d'amplifications présentés dans le Tableau 20.

Pour le code parasismique PS-92, les valeurs sont calculées en se basant uniquement sur les caractères morphologiques du versant : la pente et la hauteur. La variation des caractéristiques géologiques et géomécaniques ne donne alors aucun effet sur les résultats calculés. Les valeurs présentées dans le Tableau 20 sont donc identiques à celles du Tableau 18 et du Tableau 19. Les valeurs des observations de terrain de  $D_{Ax}$  et  $D_H$  sont aussi identiques à celle du Tableau 19.

**Tableau 20.** Facteurs d'amplifications topographiques et distances  $D_{Ax}$ ,  $D_H$  calculés par plusieurs méthodes pour un modèle multicouche du massif de la ville d'Adames (site 2) sous sollicitation d'un signal sismique de type Ricker

| Méthodes                | $A_x$ | $A_y$ | $D_{Ax}$ (m) | $D_H$ (m) |
|-------------------------|-------|-------|--------------|-----------|
| Observations de terrain | -     | -     | 10÷50        | <300      |
| Simulations numériques  | 1.35  | 0.27  | -            | -         |
| Estimations de B&P      | 1.27  | 0.16  | -            | 149÷201   |
| Estimations des ANS     | 1.20  | 0.22  | 13÷40        | 105       |
| PS-92                   | 1.10  | -     | 0÷11         | 21        |

D'un point de vue général, toutes les estimations données par les formules approchées sont plus faibles que les résultats des simulations numériques. Cette différence s'explique par le fait que l'effet multicouche n'est pas pris en compte dans les approches simplifiées. Ceci montre que les conditions géologiques en général et les effets de multicouche en surface en particulier exercent une influence significative sur les facteurs d'amplification topographique. Pour approcher la réalité, il est donc important de prendre en compte tous ces effets qui entraînent sans doute une augmentation des amplifications dans tout le massif et notamment dans les couches de surface.

Les résultats numériques concernant les distances  $D_{Ax}$  et  $D_H$  du versant multicouche ne sont pas présentés dans les travaux de ces auteurs. Pour cette raison, on ne peut pas comparer avec les résultats approchés. En faisant la comparaison avec les observations de terrain, on voit que les résultats des ANS sont toujours cohérents et les résultats de PS-92 sont plus faibles comme déjà observé dans la partie précédente. Cependant, cette comparaison n'a pas beaucoup de sens car les intervalles des valeurs observées au terrain sont assez larges.

### **3.1.5. Conclusion**

De nombreuses simulations numériques ont été réalisées, au cours desquelles on a fait varier la valeur des paramètres importants pour couvrir la gamme des valeurs usuelles dans la réalité. Une étude statistique des résultats obtenus a permis de déduire des formules approchées nommées les ANS. Elles sont utilisables pour estimer les critères d'interprétation des effets de site topographiques ( $A_x$ ,  $A_y$ ,  $pS_{AS}$ ,  $H_x$ ,  $D_{xc}$ ) en fonction de la fréquence adimensionnelle ( $\eta$ ), de la pente ( $\alpha$ ) et du taux d'amortissement ( $\xi$ ).

La comparaison préliminaire avec les codes parasismiques (PS-92 et EC-8) montre que dans les conditions géomorphologiques souvent rencontrées en pratique, les valeurs du facteur d'amplification horizontale ( $A_x$ ), données par les ANS, sont en général plus élevées que celles recommandées par les codes. De plus, ces codes parasismiques ne tiennent compte que des paramètres morphologiques du versant (hauteur et pente). Les formules approchées proposées dans ce travail ont, au contraire, pris en compte non seulement les paramètres morphologiques mais aussi les caractéristiques géomécaniques du massif ainsi que le contenu fréquentiel du signal sismique.

Les calculs réalisés sur des signaux sismiques mono-fréquentiels ou des signaux sismiques réels présentent des écarts relatifs, entre simulations numériques et formules approchées, souvent de l'ordre de 25 % pour les critères  $A_x$ ,  $A_y$ ,  $pS_{AS}$ ,  $H_x$  et de 3 à 5% pour  $D_{xc}$ . Les approches proposées (ANS) sont mieux adaptées pour des signaux sismiques présentant une bande de fréquences prédominantes relativement étroite, avec une fréquence centrale bien marquée. Dans les autres cas, l'application de ces formules ne donne pas une estimation unique mais un intervalle de valeurs potentielles. La largeur de cet intervalle ne dépend pas seulement de la largeur de la bande de fréquences prédominantes mais aussi de la gamme des fréquences adimensionnelles correspondantes et du critère étudié. De plus, ces formules approchées sont applicables uniquement pour les massifs homogènes. Dans le cas où il existe plusieurs couches géologiques notamment avec des caractéristiques mécaniques bien différentes, l'utilisation des ANS peut entraîner des sous-estimations du phénomène.

## **3.2. Méthode de décomposition du signal sismique (MD)**

### **3.2.1. Principe général de la méthode**

L'évaluation du facteur d'amplification horizontale est une des étapes importantes pour évaluer des effets de site topographiques. Sa valeur peut être estimée en utilisant les ANS. Cependant, les approches proposées présentent encore des points faibles dans le cas de signal sismique de large bande de fréquences prédominantes. Pour surmonter ces faiblesses, il est nécessaire de développer une nouvelle méthode qui tient compte de l'intégralité du contenu fréquentiel du signal sismique, et non pas seulement d'une fréquence centrale comme c'est le cas dans les approches ANS.

Grâce à la transformation de Fourier, un signal complexe réel peut être décomposé en plusieurs ondes sinusoïdales élémentaires. Si l'on réussit à évaluer les impacts provoqués par chacune de ces ondes élémentaires, une combinaison de ces impacts par une méthode appropriée (par exemple suivant la proportion de l'énergie transportée par chaque onde élémentaire) serait prometteuse. Inspirée de ce principe, une méthode basée sur la décomposition du signal sismique a été développée. Cette méthode sert à estimer la valeur de l'amplification maximale dans un versant isolé soumis à un signal sismique de large bande de fréquences prédominantes.

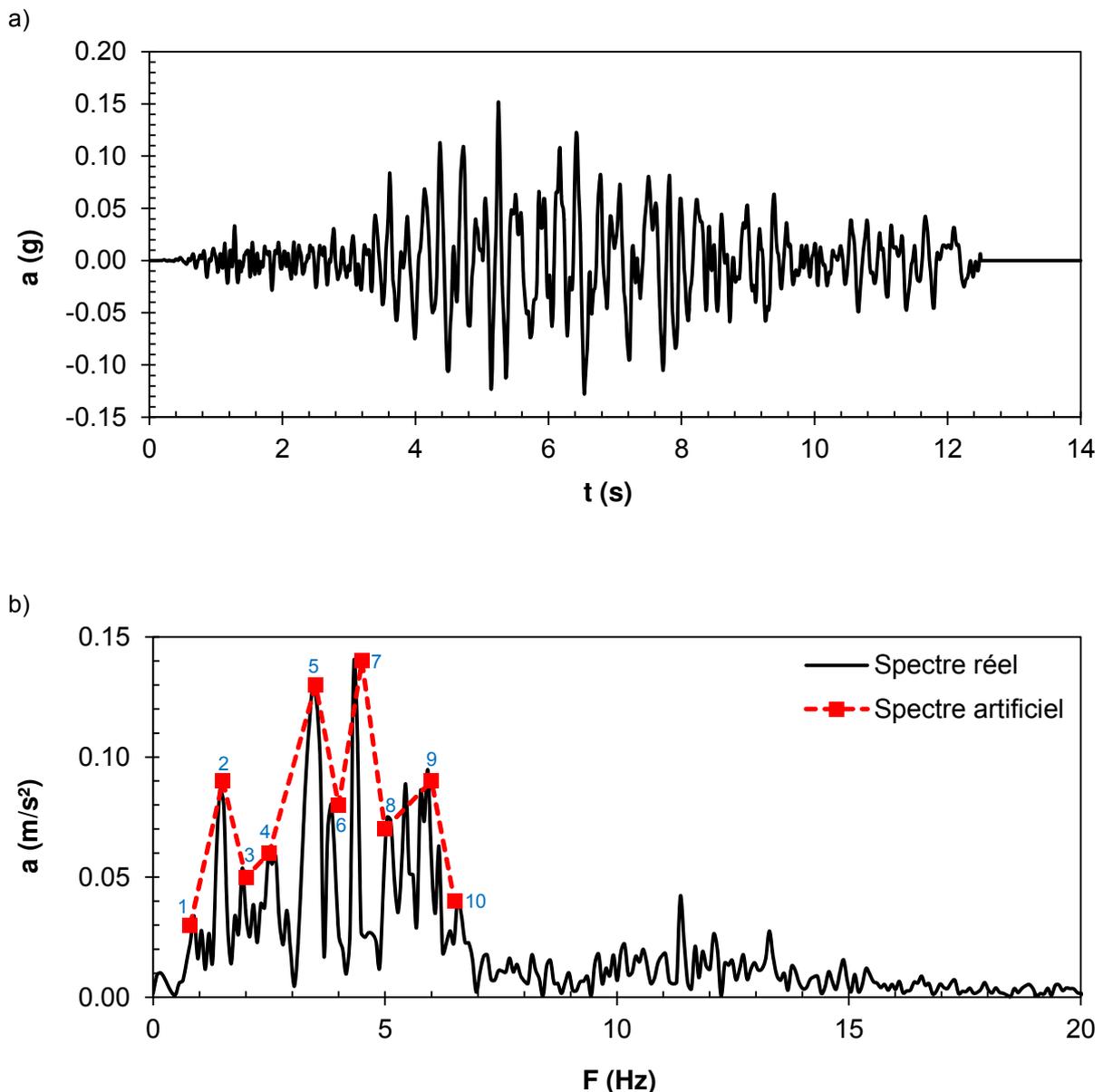
### **3.2.2. Développement de la méthode**

#### **3.2.2.1. Influence du déphasage des ondes élémentaires**

Quand un signal complexe est décomposé en ondes sinusoïdales élémentaires, outre la fréquence et l'amplitude de chaque onde, la phase joue aussi un rôle important. En effet, pour les mêmes ondes élémentaires (mêmes amplitudes, mêmes fréquences), c'est la différence des phases qui conduira à différents signaux combinés. L'objectif de cette partie est d'étudier si la combinaison des effets de site de chaque signal élémentaire est proche de l'effet de site obtenu par simulation numérique en appliquant le signal réel. Pour ce faire, une étude simple réalisée avec des signaux artificiels a été menée. En se basant sur le spectre de Fourier d'un signal sismique réel, un séisme de Sicile en Italie (Figure 140), on a sélectionné 10 ondes élémentaires dont les fréquences peuvent représenter de manière globale les caractéristiques principales de la bande de fréquences prédominantes du signal réel. Chaque onde est caractérisée par sa fréquence ( $F$ ), son amplitude ( $A$ ) et sa phase ( $\varphi$ ). Différentes combinaisons ont été effectuées à partir de ces ondes en faisant varier la phase de chaque onde. Six combinaisons (C1-C6) ont été retenues et sont présentées dans le Tableau 21. Les courbes des signaux combinés obtenues sont illustrées dans la Figure 141.

On observe globalement que la variation du déphasage des ondes élémentaires peut conduire à des signaux très différents aussi bien en forme qu'en amplitude ( $a_{max}$ ).

Ces signaux artificiels ont été appliqués à des modèles de versant de mêmes caractéristiques géomorphologiques ( $H = 50$  m,  $\alpha = 50^\circ$ ,  $V_s = 500$  m/s,  $\xi = 0$  %). Les résultats obtenus, en termes des critères d'analyse, sont présentés dans le Tableau 22. Pour chaque critère, la dispersion des résultats est évaluée par le coefficient de variation ( $CV = \text{écart-type/moyenne}$ ). D'un point de vue général, les valeurs de CV liées aux facteurs d'amplification sont assez faibles (7÷18 %) par rapport aux autres critères (53÷79 %).



**Figure 140.** a) Accélérogramme et b) spectre de Fourier du séisme de Sicile (Italie) et les 10 ondes élémentaires choisies (spectre artificiel)

Des simulations identiques ont été faites sur trois autres modèles de versant de pente et de taux d'amortissement différents: 1)  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 0\%$ ; 2)  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 5\%$ ; 3)  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 15\%$ . Les résultats sont présentés successivement dans le Tableau 23, le Tableau 24 et le Tableau 25. Les valeurs de CV calculées pour ces trois cas varient de 11 à 27 % pour les facteurs d'amplification et de 13 à 61 % pour les autres critères. Ces résultats montrent que le déphasage des ondes élémentaires a un impact moins important sur l'intensité des amplifications ( $A_x$ ,  $A_y$ ) que sur la taille des zones d'amplification ( $\rho S_{AS}$ ,  $H_x$ ,  $D_xc$ ). De plus, entre les deux facteurs d'amplification, cette influence est plus stable pour le facteur d'amplification horizontale ( $A_x$ ) que le facteur d'amplification verticale ( $A_y$ ), CV = 18÷21 % pour  $A_x-1$  comparée à 7÷27 % pour  $A_y$ .

**Tableau 21.** Différentes combinaisons des phases des ondes élémentaires

| N°                 | $F_i$ (Hz) | $A_i$ (m/s <sup>2</sup> ) | $\varphi_i$ |           |           |           |           |           |
|--------------------|------------|---------------------------|-------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
|                    |            |                           |             |           |           |           |           |           |
| 1                  | 0.8        | 0.03                      | 0           | 0         | $\pi$     | 0         | $\pi$     | $\pi$     |
| 2                  | 1.5        | 0.09                      | 0           | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     |
| 3                  | 2.0        | 0.05                      | 0           | 0         | 0         | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     |
| 4                  | 2.5        | 0.06                      | 0           | 0         | 0         | $\pi$     | 0         | $\pi$     |
| 5                  | 3.5        | 0.13                      | 0           | 0         | 0         | 0         | $\pi$     | $\pi$     |
| 6                  | 4.0        | 0.08                      | 0           | 0         | 0         | $\pi$     | 0         | 0         |
| 7                  | 4.5        | 0.14                      | 0           | 0         | 0         | 0         | 0         | 0         |
| 8                  | 5.0        | 0.07                      | 0           | 0         | 0         | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     |
| 9                  | 6.0        | 0.09                      | 0           | 0         | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     |
| 10                 | 6.5        | 0.04                      | 0           | 0         | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     | $\pi$     |
| <b>Combinaison</b> |            |                           | <b>C1</b>   | <b>C2</b> | <b>C3</b> | <b>C4</b> | <b>C5</b> | <b>C6</b> |

**Tableau 22.** Valeurs des critères d'analyse obtenues par application de différents signaux sismiques combinés dans le cas du versant  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 0\%$ 

| Critères                        | Combinaison |      |      |      |      |      | CV(%)     |
|---------------------------------|-------------|------|------|------|------|------|-----------|
|                                 | C1          | C2   | C3   | C4   | C5   | C6   |           |
| <b><math>A_x-1</math></b>       | 0.19        | 0.21 | 0.13 | 0.20 | 0.23 | 0.18 | <b>18</b> |
| <b><math>A_y</math></b>         | 0.38        | 0.43 | 0.44 | 0.46 | 0.44 | 0.46 | <b>7</b>  |
| <b><math>\rho S_{AS}</math></b> | 0.12        | 0.08 | 0.04 | 0.07 | 0.02 | 0.06 | <b>53</b> |
| <b><math>H_x/H</math></b>       | 0.11        | 0.06 | 0.01 | 0.02 | 0.16 | 0.07 | <b>79</b> |
| <b><math>D_xc/H</math></b>      | 2.2         | 3.3  | 4.5  | 4.5  | 8.5  | 15   | <b>75</b> |

**Tableau 23.** Valeurs des critères d'analyse obtenues par application de différents signaux sismiques combinés dans le cas du versant  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 0 \%$ 

| Critères                        | Combinaison |      |      |      |      |      | CV(%)     |
|---------------------------------|-------------|------|------|------|------|------|-----------|
|                                 | C1          | C2   | C3   | C4   | C5   | C6   |           |
| <b>Ax-1</b>                     | 0.19        | 0.18 | 0.14 | 0.21 | 0.24 | 0.24 | <b>19</b> |
| <b>Ay</b>                       | 0.53        | 0.63 | 0.69 | 0.72 | 0.63 | 0.70 | <b>11</b> |
| <b><math>\rho S_{AS}</math></b> | 0.05        | 0.04 | 0.03 | 0.04 | 0.09 | 0.03 | <b>48</b> |
| <b>Hx/H</b>                     | 0.12        | 0.10 | 0.08 | 0.05 | 0.17 | 0.11 | <b>38</b> |
| <b>Dxc/H</b>                    | 2.4         | 3.5  | 4.6  | 11.5 | 8.7  | 11.2 | <b>57</b> |

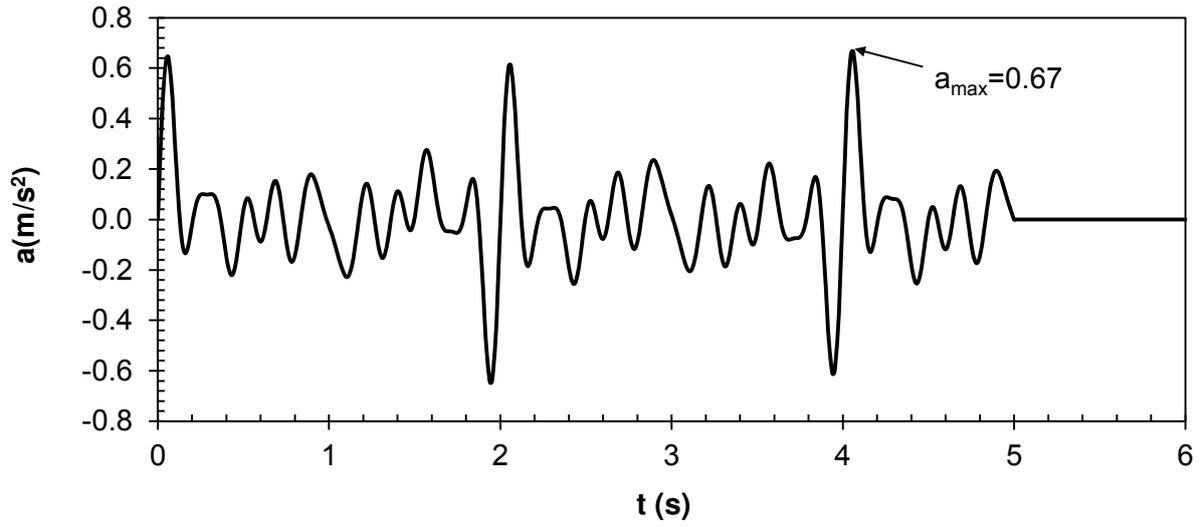
**Tableau 24.** Valeurs des critères d'analyse obtenues par application de différents signaux sismiques combinés dans le cas du versant  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 5 \%$ 

| Critères                        | Combinaison |      |      |      |      |      | CV(%)     |
|---------------------------------|-------------|------|------|------|------|------|-----------|
|                                 | C1          | C2   | C3   | C4   | C5   | C6   |           |
| <b>Ax-1</b>                     | 0.14        | 0.17 | 0.18 | 0.22 | 0.17 | 0.23 | <b>18</b> |
| <b>Ay</b>                       | 0.29        | 0.41 | 0.49 | 0.44 | 0.42 | 0.44 | <b>16</b> |
| <b><math>\rho S_{AS}</math></b> | 0.17        | 0.16 | 0.18 | 0.14 | 0.26 | 0.25 | <b>26</b> |
| <b>Hx/H</b>                     | 0.14        | 0.14 | 0.14 | 0.13 | 0.21 | 0.19 | <b>21</b> |
| <b>Dxc/H</b>                    | 2.7         | 2.6  | 6.4  | 2.4  | 3.7  | 9.3  | <b>61</b> |

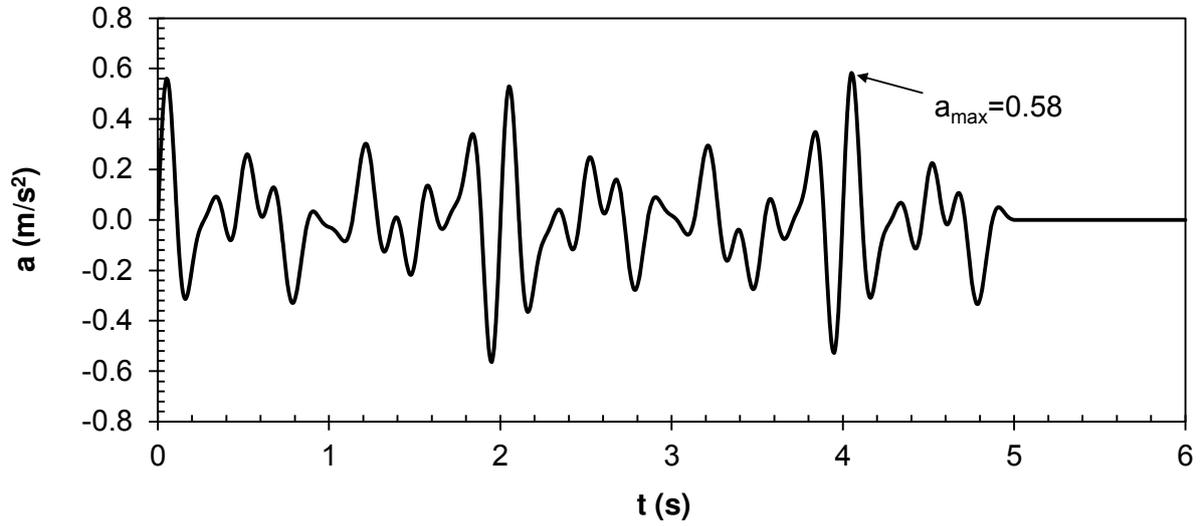
**Tableau 25.** Valeurs des critères d'analyse obtenues par application de différents signaux sismiques combinés dans le cas du versant  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 15 \%$ 

| Résultats                       | Combinaison |      |      |      |      |      | CV(%)     |
|---------------------------------|-------------|------|------|------|------|------|-----------|
|                                 | C1          | C2   | C3   | C4   | C5   | C6   |           |
| <b>Ax-1</b>                     | 0.10        | 0.10 | 0.10 | 0.15 | 0.12 | 0.16 | <b>22</b> |
| <b>Ay</b>                       | 0.20        | 0.35 | 0.49 | 0.33 | 0.37 | 0.34 | <b>27</b> |
| <b><math>\rho S_{AS}</math></b> | 0.29        | 0.25 | 0.31 | 0.35 | 0.29 | 0.44 | <b>21</b> |
| <b>Hx/H</b>                     | 0.28        | 0.25 | 0.27 | 0.29 | 0.27 | 0.38 | <b>16</b> |
| <b>Dxc/H</b>                    | 3.2         | 3.0  | 3.0  | 4.0  | 2.9  | 3.5  | <b>13</b> |

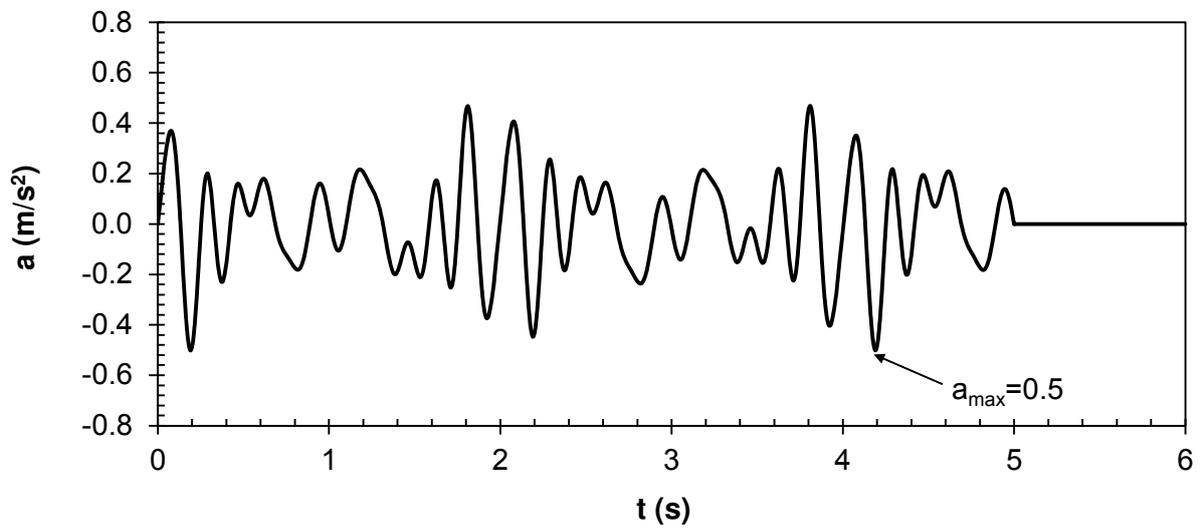
a) C1



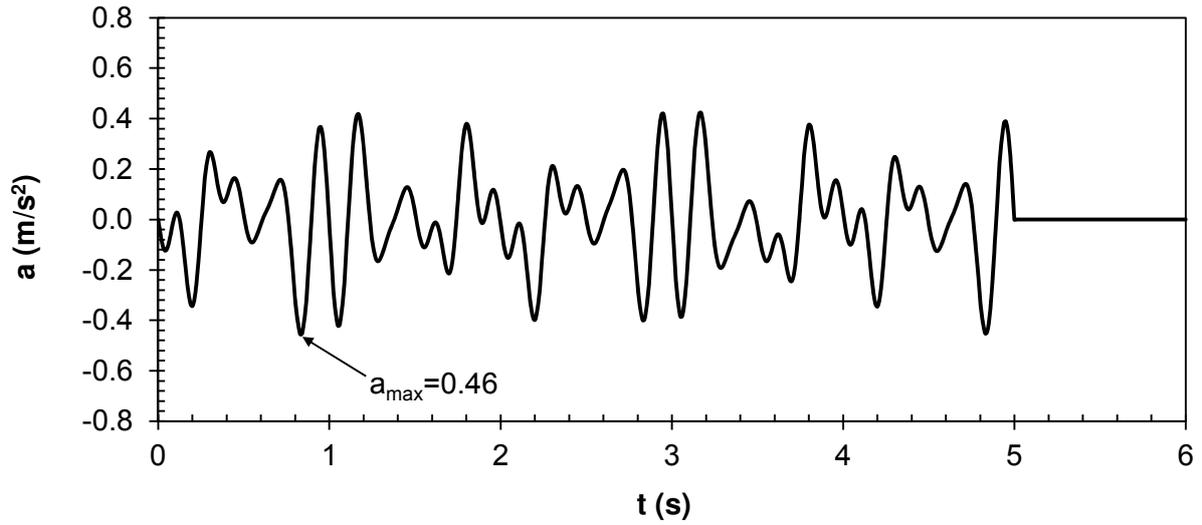
b) C2



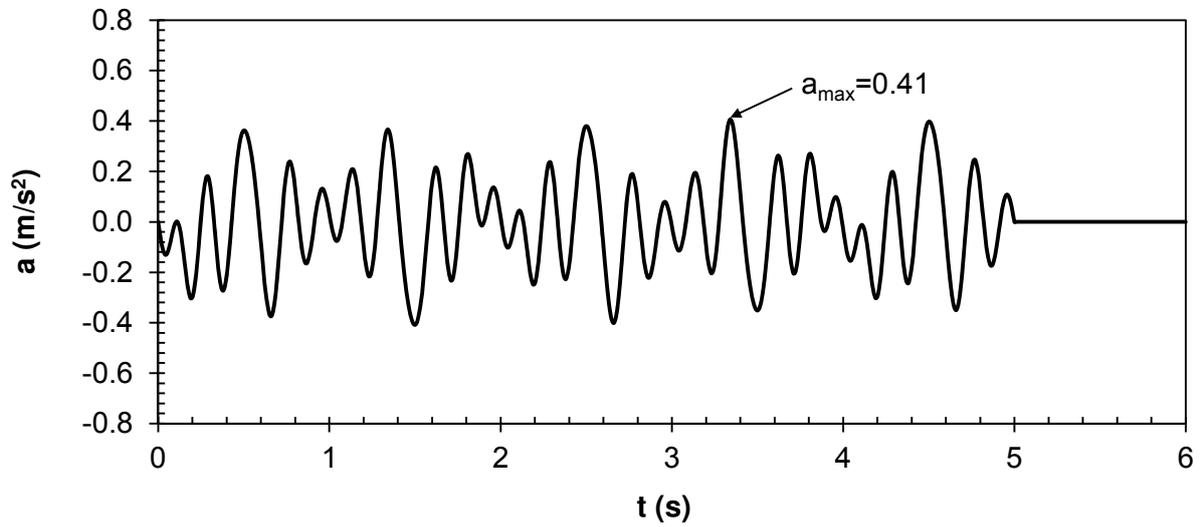
c) C3



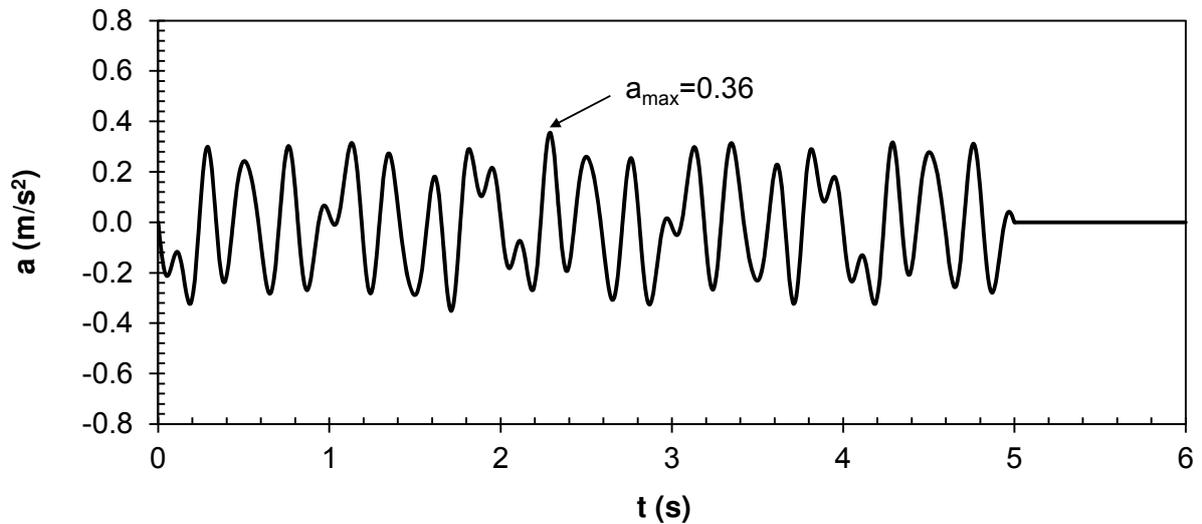
d) C4



e) C5



f) C6



**Figure 141.** Signaux artificiels composés à partir de 10 ondes élémentaires pré-choisies et différentes combinaisons des phases

### 3.2.2.2. Approche du facteur d'amplification horizontale $A_x$

Les résultats obtenus dans la partie précédente sont présentés dans le graphique de la Figure 142a.

Pour rappel, les 6 signaux artificiels combinés à partir des 10 ondes élémentaires ont été utilisés respectivement comme source de sollicitation. Pour chaque simulation, un signal combiné d'amplitude  $a_{max}$  est utilisé pour solliciter un modèle de versant avec  $H = 50$  m,  $\alpha = 50^\circ$ ,  $V_s = 500$  m/s.

On sait que s'il y a effet de site, l'accélération maximale obtenue en surface du versant (PGA) peut être déterminée en majorant l'accélération maximale du site de référence ( $PGA_{ref}$ ) par un facteur d'amplification  $A_x$ . De plus, si l'amortissement du matériau constituant le versant est négligeable ( $\xi = 0\%$ ), le  $PGA_{ref}$  est égal à deux fois l'amplitude de l'onde incidente. La relation entre le PGA du site étudié et l'amplitude du signal de sollicitation  $a_{max}$  est ainsi établie et représentée par l'équation [52].

$$PGA = A_x \cdot PGA_{ref} = A_x [2a_{max}] \quad [52]$$

Le produit de  $A_x$  et  $a_{max}$  est noté  $P_A$  comme présenté dans l'équation [53]. Ce coefficient représente la moitié de la quantité de PGA obtenue sur le site de versant.

$$P_A = A_x \times a_{max} = 0.5PGA \quad [53]$$

Le calcul numérique est répété avec 6 signaux de sollicitation différents. Il faut rappeler que ces 6 signaux artificiels ont le même spectre de Fourier car ils résultent de la combinaison des mêmes ondes élémentaires. Les résultats de calcul sont présentés dans le graphique de la Figure 142a dans lequel  $a_{max}$  est l'amplitude du signal incident et  $P_A$  est la moitié de PGA obtenu sur le versant sous la sollicitation de ce signal. On voit que la relation est quasiment linéaire. Les calculs ont été répétés sur un autre versant de pente différente ( $\alpha=70^\circ$ ) et on obtient le même résultat (Figure 142b).

On a décidé d'étendre les calculs à des modèles de versant constitué de matériau avec amortissement non négligeable ( $\xi=5\%$  et  $15\%$ ). Les résultats présentés dans les graphiques de la Figure 142c et d montrent que la relation entre  $a_{max}$  et  $P_A$  est toujours presque linéaire. Il faut noter que dans le cas où l'amortissement est non nul, le coefficient  $P_A$  n'a aucun sens physique. Il est le produit de  $A_x$  et  $a_{max}$  mais celui-ci n'est pas égal à la moitié de PGA obtenu sur le site étudié. On peut conclure que les signaux résultant de combinaisons des mêmes ondes élémentaires produisent des effets de site topographiques différents mais il existe toujours une relation entre eux. Celle-ci peut se présenter sous forme d'une relation linéaire entre  $a_{max}$  et  $P_A$  :

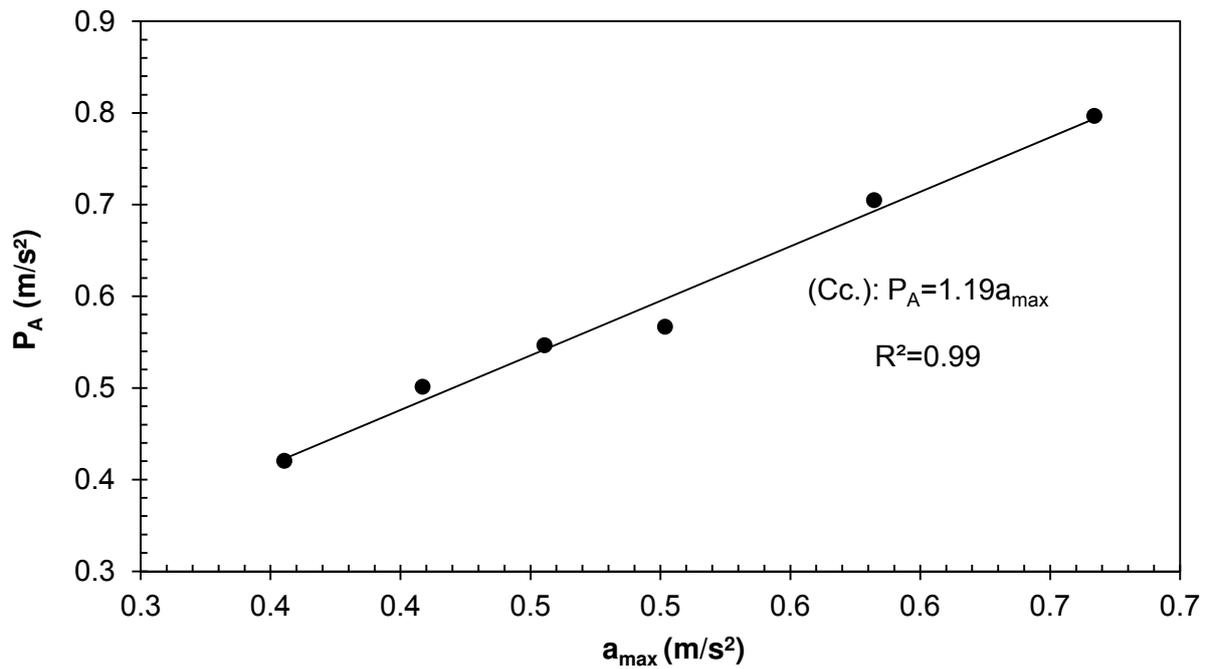
$$P_A = k a_{max} \quad [54]$$

La connaissance de l'équation  $P_A = k a_{max}$  est intéressante car elle peut être utilisée pour évaluer la valeur de  $A_x$  (équation [55]) quand l'amplitude  $a_{max}$  du signal d'excitation est

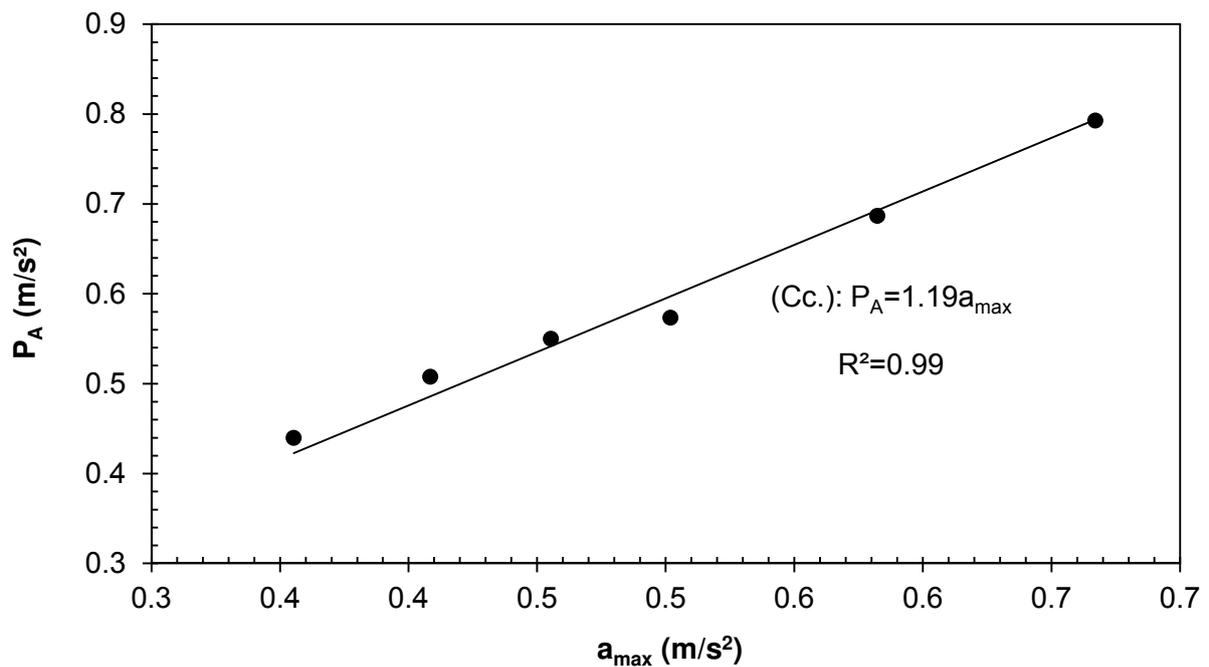
connue. Plus précisément, pour tous les signaux combinés à partir des mêmes ondes élémentaires (même spectre de Fourier), quelle que soit la combinaison de ces ondes, si l'on connaît l'amplitude du signal combiné et sa relation intrinsèque avec le site qui est représentée par l'équation  $P_A = k \cdot a_{max}$ , on peut calculer le facteur d'amplification produit par ce signal sur le site correspondant. La question posée est de savoir comment faire pour déterminer cette relation intrinsèque.

$$Ax = \frac{P_A}{a_{max}} = k \quad [55]$$

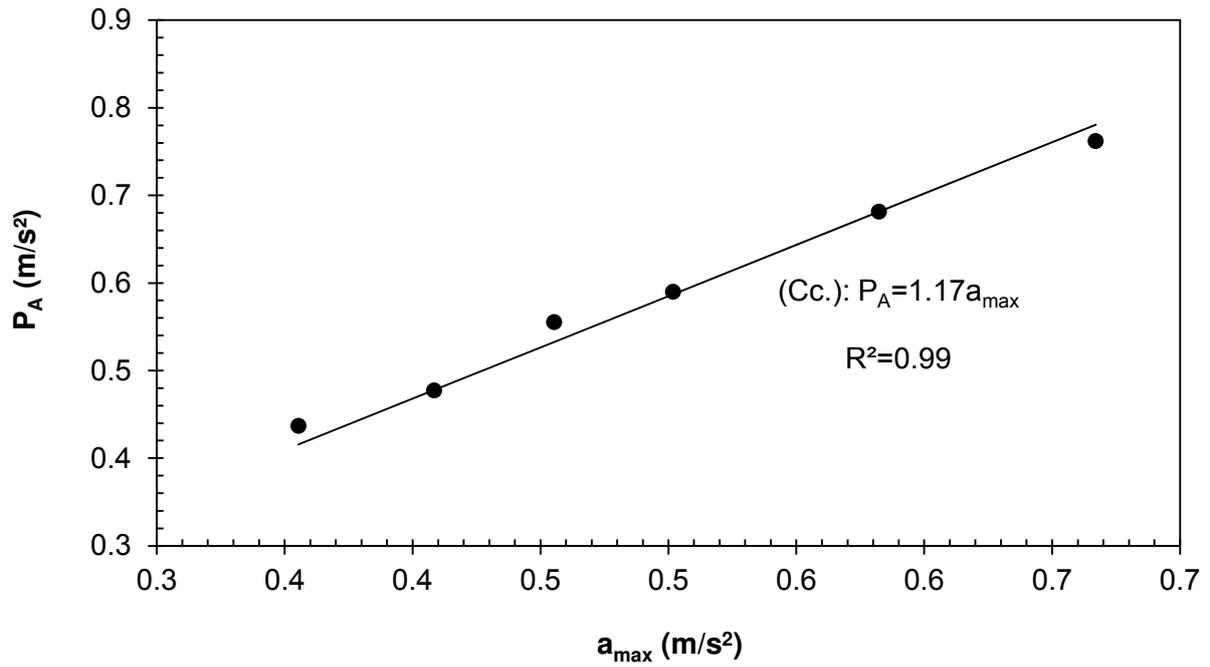
a)  $\alpha=50^\circ, \xi=0\%$



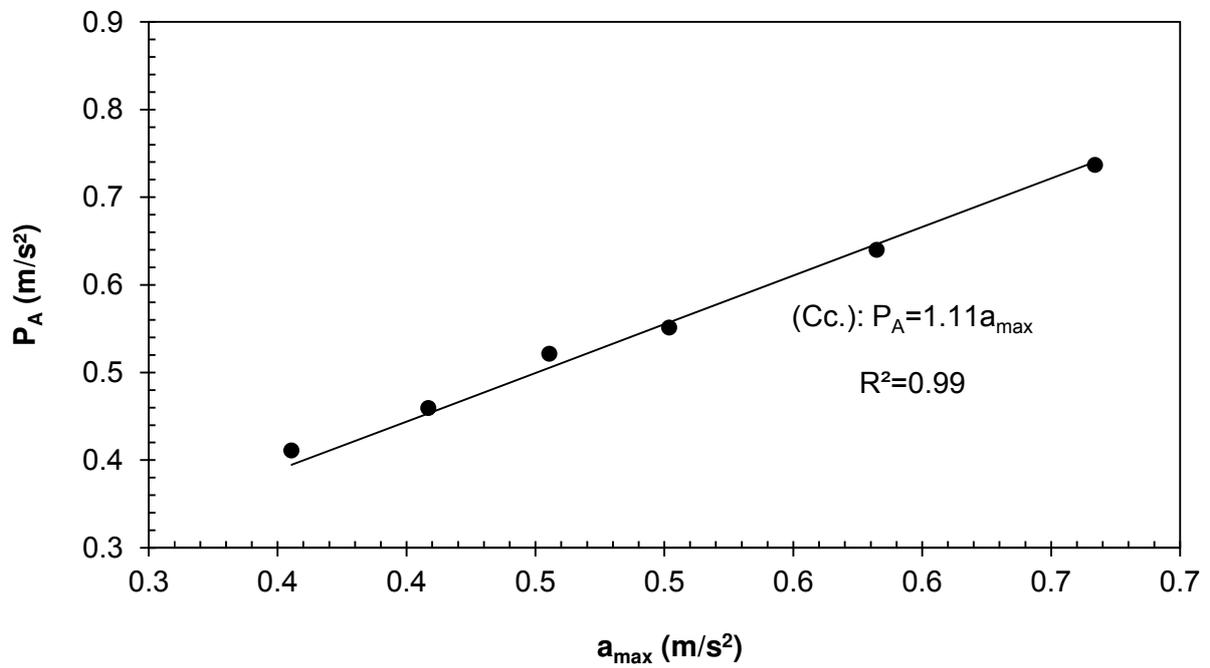
b)  $\alpha=70^\circ, \xi=0\%$



c)  $\alpha=50^\circ$ ,  $\xi=5\%$



d)  $\alpha=50^\circ$ ,  $\xi=15\%$



**Figure 142.** Relations linéaires entre  $P_A$  et  $a_{max}$  pour différents modèles de versant sous sollicitation de 6 signaux combinés de mêmes ondes élémentaires

Dans cette méthode, on fait l'hypothèse que l'impact total causé par le signal réel (ou combiné) est la somme de la contribution des ondes élémentaires. D'après cette hypothèse, le PGA produit par un signal multi-fréquentiel est alors considéré comme la somme des effets causés par chacune des ondes élémentaires mono-fréquentielles. La Figure 143 présente un exemple dans lequel le signal de sollicitation est composé de 4 ondes élémentaires. Alors, le PGA obtenu, situé au point  $x_0$ , est égal à la somme des accélérations générées par chacune des ondes élémentaires à ce point (équation [56]).

$$PGA = a_1 + a_2 + a_3 + a_4 = \sum_{i=1}^4 a_i(x_0) \quad [56]$$

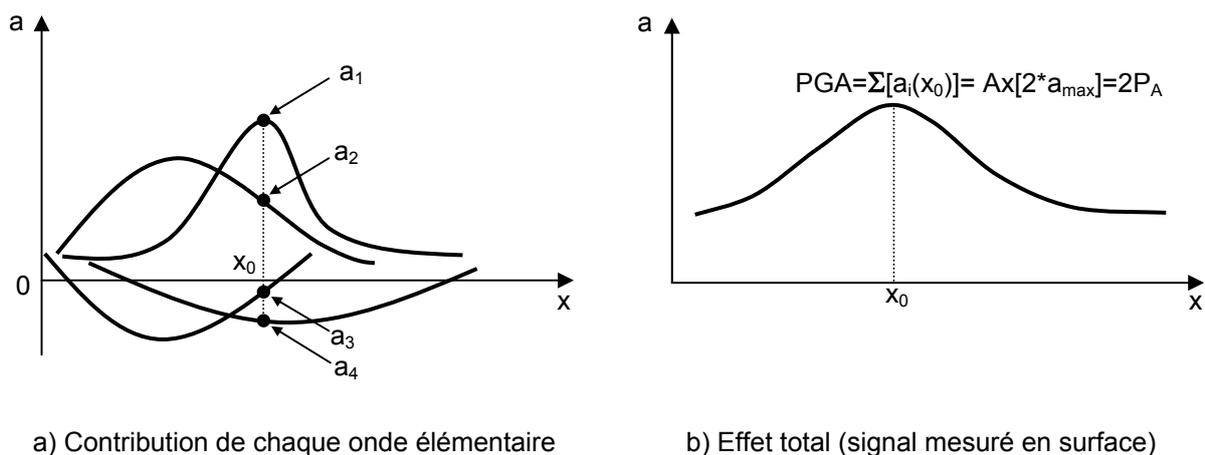
En considérant l'équation [52] et l'équation [56], on a :

$$PGA = \sum_{i=1}^4 a_i(x_0) = Ax[2a_{max}] \quad [57]$$

D'après l'équation [53], le produit  $Ax[a_{max}]$  est représenté par le coefficient  $P_A$ . Alors, on a une relation plus générale comme présenté dans l'équation [58] :

$$PGA = \sum_{i=1}^n a_i(x_0) = Ax[2a_{max}] = 2P_A \quad [58]$$

- $a_i(x_0)$ : accélération de l'onde élémentaire  $i$  au point  $x_0$  (point où on veut évaluer PGA)
- $n$  : nombre des ondes élémentaires mono-fréquentielles
- $Ax$  : facteur d'amplification maximale
- $a_{max}$  : amplitude du signal d'excitation composé de  $n$  ondes élémentaires
- $P_A$  : coefficient déterminé par le produit de  $Ax$  et  $a_{max}$



**Figure 143.** Schéma illustrant l'hypothèse de la contribution des ondes élémentaires

Dans le but de déterminer la relation linéaire intrinsèque entre  $P_A$  et  $a_{max}$  (équation [54]), on doit avoir au moins deux couples de valeurs ( $P_A$ ,  $a_{max}$ ). En général, pour chaque cas étudié, on connaît l'amplitude du signal appliqué ( $a_{max}$ ). Alors, il reste à déterminer  $P_A$ . D'après l'équation [58], il y a deux voies pour déterminer la valeur de  $P_A$ , soit par la somme  $\sum a_i$ , soit par le produit  $Ax \cdot a_{max}$ .

a. *Première méthode de détermination de la droite intrinsèque  $P_A=k \cdot a_{max}$*

Cette méthode nécessite de disposer d'un outil numérique. On lance des simulations numériques et on calcule directement le facteur d'amplification  $Ax$ . De cette manière, on obtient la valeur de  $P_A$  et ensuite le couple ( $a_{max}$ ,  $P_A$ ). En faisant varier la phase des ondes élémentaires, on construira un nouveau signal combiné avec une nouvelle amplitude  $a_{max}$ . En suivant la même procédure, on obtient le deuxième point ( $a_{max}$ ,  $P_A$ ). Les calculs sont répétés jusqu'à ce qu'on dispose de suffisamment de points pour tracer la droite  $P_A=k \cdot a_{max}$ . Cette méthode permet de déterminer la droite de tendance de la manière la plus précise possible car elle est construite à partir des résultats donnés par les simulations numériques. Cette droite est notée droite de calcul ou Cc.

b. *Deuxième méthode de détermination de la droite intrinsèque  $P_A=k \cdot a_{max}$*

Cette méthode ne nécessite pas de faire des simulations numériques. Le calcul de  $P_A$  est réalisé par l'intermédiaire des calculs de  $a_i(x_0)$ . On suppose qu'il **existe une phase pour chacune des ondes élémentaires pour que l'accélération extrême (maximale ou minimale) produite par chaque onde soit localisée au point  $x_0$  (hypothèse A)** comme montré dans la Figure 144. Il faut se rappeler que, dans le cas où le signal incident contient uniquement une onde élémentaire  $i$  (signal monofréquentiel), la valeur absolue de l'accélération extrême produite par cette onde  $a_i(x_0)$  est appelé le  $PGA_i$ . Ainsi, on a :

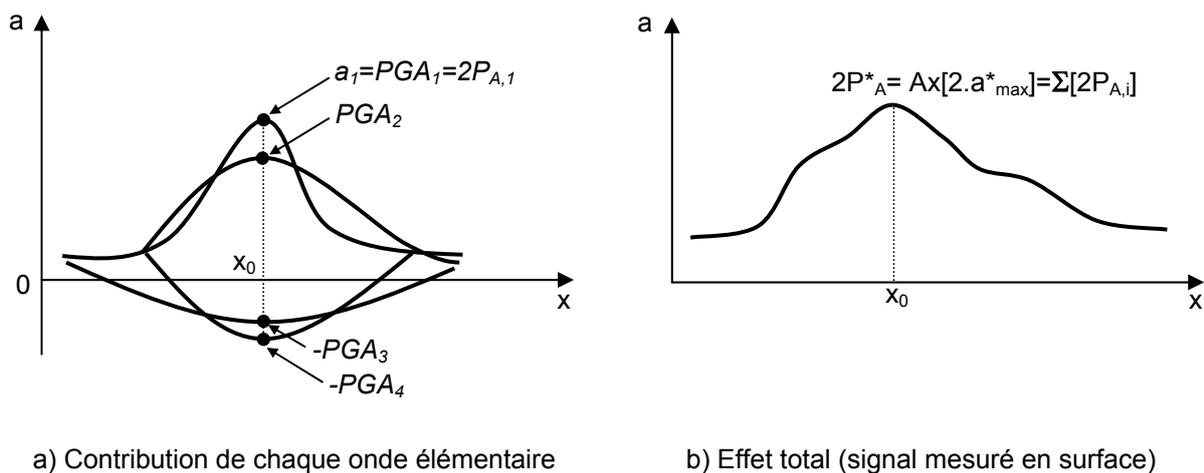
$$\begin{cases} a_i(x_0) = PGA_i = 2P_{A,i} = Ax_i [2a_{max,i}] & \text{si } a_i(x_0) > 0 \\ a_i(x_0) = -PGA_i = -2P_{A,i} = -Ax_i [2a_{max,i}] & \text{si } a_i(x_0) < 0 \end{cases} \quad [59]$$

Dans l'équation [59],  $a_{max,i}$  et  $Ax_i$  sont respectivement l'amplitude de l'onde élémentaire  $i$  et l'amplification produite uniquement par cette onde. Alors, au lieu de calculer  $\sum a_i(x_0)$ , on peut calculer  $\sum Ax_i [2a_{max,i}]$ . L'avantage de ce transfert est que la valeur de  $Ax_i$  peut être estimée rapidement en utilisant les ANS développées dans la partie 3.1.2.1. Une fois qu'on a trouvé la somme  $\sum a_i(x_0)$ , la valeur de  $P_A$  du signal combiné sera déterminée en divisant cette somme par deux (équation [58]). Le premier point ( $a_{max}$ ,  $P_A$ ) est ainsi déterminé.

Ce point devrait être théoriquement situé sur la droite Cc (droite intrinsèque  $P_A=k \cdot a_{max}$  déterminée par la première méthode en utilisant les résultats des simulations

numériques). Cependant, après plusieurs essais, on constate que ce point est souvent loin de cette droite. Ce résultat démontre que l'hypothèse A n'est pas bonne, autrement dit il n'existe pas dans la réalité les phases appropriées pour que les effets extrêmes aient lieu tous au même endroit. Donc, les phases évoquées dans l'hypothèse A sont appelées les phases fictives. Les valeurs de  $a_{max}$  et  $P_A$  obtenues par la combinaison des ondes élémentaires avec les phases fictives sont notées respectivement  $a_{max}^*$  et  $P_A^*$ .

Pour chaque onde élémentaire  $i$ , on a supposé pouvoir changer sa phase fictive de manière que l'accélération maximale produite par cette onde ( $a_i(x_0) > 0$ ) puisse devenir l'accélération minimale ( $a_i(x_0) < 0$ ). Ainsi, au lieu d'obtenir la valeur  $PGA_i$  au point  $x_0$ , on obtient alors  $-PGA_i$ . Donc, chaque fois que l'on change la valeur PGA d'une ou des ondes élémentaires de positif à négatif, on obtient un autre point ( $a_{max}^*, P_A^*$ ). En répétant cette procédure, on obtient plusieurs points ( $a_{max}^*, P_A^*$ ). Bien que ces points ne se situent pas sur la droite Cc, leur analyse graphique a conduit à un résultat intéressant: **la relation de  $a_{max}^*$  et  $P_A^*$  est également linéaire, et surtout cette droite (notée droite d'estimation ou Est.) est toujours parallèle ou presque à la droite Cc.**



**Figure 144.** Schéma illustrant l'hypothèse de la contribution des ondes élémentaires en utilisant la combinaison des phases fictives

À titre d'illustration, un calcul détaillé a été réalisé. Les dix ondes élémentaires du Tableau 21 ont été réutilisées dans ces calculs. Quatre modèles de versant ont été considérés.

- 1)  $H = 50$  m,  $V_s = 500$  m/s,  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 0$  %
- 2)  $H = 50$  m,  $V_s = 500$  m/s,  $\alpha = 70^\circ$ ,  $\xi = 0$  %
- 3)  $H = 50$  m,  $V_s = 500$  m/s,  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 5$  %
- 4)  $H = 50$  m,  $V_s = 500$  m/s,  $\alpha = 50^\circ$ ,  $\xi = 7$  %

La procédure se présente en deux grands étapes : la première étape concerne les calculs pour obtenir les couples de valeurs ( $a_{max}^*, P_A^*$ ) et la deuxième est l'analyse ces points sur le graphique ainsi que la recherche des modifications nécessaires pour s'approcher du résultat numérique.

- Première étape : on fait des combinaisons comme celles qui sont présentées dans le Tableau 26. Pour chaque onde élémentaire caractérisée par sa fréquence  $F_i$  et son amplitude  $a_{max,i}$ , la valeur du facteur d'amplification  $Ax_i$  est déterminée en appliquant les ANS. À titre d'exemple, pour le premier modèle de versant, les valeurs d'amplification calculées sont présentées dans le Tableau 27. La valeur de  $P_{A,i}$  de l'onde élémentaire  $i$  est calculée par le produit entre  $a_{max,i}$  et  $Ax_i$  (équation [53]). Pour chaque combinaison, la somme des  $a_{max,i}$  et des  $P_{A,i}$  donne respectivement  $a^*_{max,i}$  et  $P^*_{A,i}$  dont les valeurs (pour le 1<sup>er</sup> cas du modèle de versant) sont présentées dans le Tableau 28.

**Tableau 26.** Combinaisons envisagées pour les 10 ondes élémentaires choisies

| F               | Ax               | Combinaisons        |                   |                     |                   |                     |                   |                     |                   |                     |                   |
|-----------------|------------------|---------------------|-------------------|---------------------|-------------------|---------------------|-------------------|---------------------|-------------------|---------------------|-------------------|
|                 |                  | 1                   |                   | 2                   |                   | 3                   |                   | 4                   |                   | 5                   |                   |
| F <sub>1</sub>  | Ax <sub>1</sub>  | a <sub>max,1</sub>  | P <sub>A,1</sub>  | -a <sub>max,1</sub> | -P <sub>A,1</sub> | -a <sub>max,1</sub> | -P <sub>A,1</sub> | -a <sub>max,1</sub> | -P <sub>A,1</sub> | -a <sub>max,1</sub> | -P <sub>A,1</sub> |
| F <sub>2</sub>  | Ax <sub>2</sub>  | a <sub>max,2</sub>  | P <sub>A,2</sub>  | -a <sub>max,2</sub> | -P <sub>A,2</sub> | -a <sub>max,2</sub> | -P <sub>A,2</sub> | -a <sub>max,2</sub> | -P <sub>A,2</sub> | -a <sub>max,2</sub> | -P <sub>A,2</sub> |
| F <sub>3</sub>  | Ax <sub>3</sub>  | a <sub>max,3</sub>  | P <sub>A,3</sub>  | a <sub>max,3</sub>  | P <sub>A,3</sub>  | -a <sub>max,3</sub> | -P <sub>A,3</sub> | -a <sub>max,3</sub> | -P <sub>A,3</sub> | -a <sub>max,3</sub> | -P <sub>A,3</sub> |
| F <sub>4</sub>  | Ax <sub>4</sub>  | a <sub>max,4</sub>  | P <sub>A,4</sub>  | a <sub>max,4</sub>  | P <sub>A,4</sub>  | a <sub>max,4</sub>  | P <sub>A,4</sub>  | -a <sub>max,4</sub> | -P <sub>A,4</sub> | -a <sub>max,4</sub> | -P <sub>A,4</sub> |
| F <sub>5</sub>  | Ax <sub>5</sub>  | a <sub>max,5</sub>  | P <sub>A,5</sub>  | -a <sub>max,5</sub> | -P <sub>A,5</sub> |
| F <sub>6</sub>  | Ax <sub>6</sub>  | a <sub>max,6</sub>  | P <sub>A,6</sub>  |
| F <sub>7</sub>  | Ax <sub>7</sub>  | a <sub>max,7</sub>  | P <sub>A,7</sub>  |
| F <sub>8</sub>  | Ax <sub>8</sub>  | a <sub>max,8</sub>  | P <sub>A,8</sub>  |
| F <sub>9</sub>  | Ax <sub>9</sub>  | a <sub>max,9</sub>  | P <sub>A,9</sub>  |
| F <sub>10</sub> | Ax <sub>10</sub> | a <sub>max,10</sub> | P <sub>A,10</sub> |
| $\Sigma$        |                  | a* <sub>max,1</sub> | P* <sub>A,1</sub> | a* <sub>max,2</sub> | P* <sub>A,2</sub> | a* <sub>max,3</sub> | P* <sub>A,3</sub> | a* <sub>max,4</sub> | P* <sub>A,4</sub> | a* <sub>max,5</sub> | P* <sub>A,5</sub> |

**Tableau 27.** Amplification horizontale maximale correspondant à chaque onde élémentaire (exemple de calcul pour le premier cas du modèle de versant)

|  | Numéro des ondes élémentaires |      |      |      |      |      |      |      |      |      |
|--|-------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
|  | 1                             | 2    | 3    | 4    | 5    | 6    | 7    | 8    | 9    | 10   |
| <b>F<sub>i</sub> (Hz)</b>                  | 0.8                           | 1.5  | 2.0  | 2.5  | 3.5  | 4.0  | 4.5  | 5.0  | 6.0  | 6.5  |
| <b>a<sub>max,i</sub> (m/s<sup>2</sup>)</b> | 0.03                          | 0.09 | 0.05 | 0.06 | 0.13 | 0.08 | 0.14 | 0.07 | 0.09 | 0.04 |
| <b>Ax<sub>i</sub></b>                      | 1.13                          | 1.21 | 1.25 | 1.29 | 1.32 | 1.35 | 1.37 | 1.40 | 1.44 | 1.46 |

**Tableau 28.** Valeurs de  $a_{max}^*$  et  $P_A^*$  correspondant à chaque combinaison (exemple de calcul pour le premier cas du modèle de versant)

|                                 | Combinaisons |      |      |      |      |
|---------------------------------|--------------|------|------|------|------|
|                                 | 1            | 2    | 3    | 4    | 5    |
| $a_{max}^*$ (m/s <sup>2</sup> ) | 0.78         | 0.54 | 0.44 | 0.32 | 0.06 |
| $P_A^*$ (m/s <sup>2</sup> )     | 1.01         | 0.73 | 0.61 | 0.46 | 0.13 |

- Deuxième étape : pour chaque combinaison choisie, on a donc un point ( $a_{max}^*$ ,  $P_A^*$ ). Chaque graphique dans la Figure 145 présente les résultats correspondant à un modèle de versant. Les points ( $a_{max}$ ,  $P_A$ ) obtenus avec les simulations numériques ainsi que sa droite de tendance (droite Cc) sont également présentés dans le graphique. On observe que :
- Les points fictifs ( $a_{max}^*$ ,  $P_A^*$ ) ne se situent pas sur la droite (Cc).
  - Ces points ( $a_{max}^*$ ,  $P_A^*$ ) sont aussi distribués selon une droite (droite Est.) qui en général ne passe pas par l'origine.
  - La droite (Est.) est subparallèle à la droite (Cc).

Théoriquement, la droite (Est.) devrait passer par l'origine des coordonnées car quand il n'y a pas de sollicitation sismique ou autrement dit, il n'y a pas d'onde incidente ( $a_{max}^* = 0$ ), il n'y a pas d'effet de site topographique ( $P_A^* = 0$ ). Cependant, la plupart des droites (Est.) dans la Figure 145 ne passent pas par l'origine ( $a_{max}^* = 0$  mais  $P_A^* \neq 0$ ). Ceci peut être dû :

- Aux erreurs numériques : discrétisation du signal sismique, taille des mailles, dimension du maillage, arrondi décimal,...
- Au fait que l'hypothèse A n'est pas bonne.

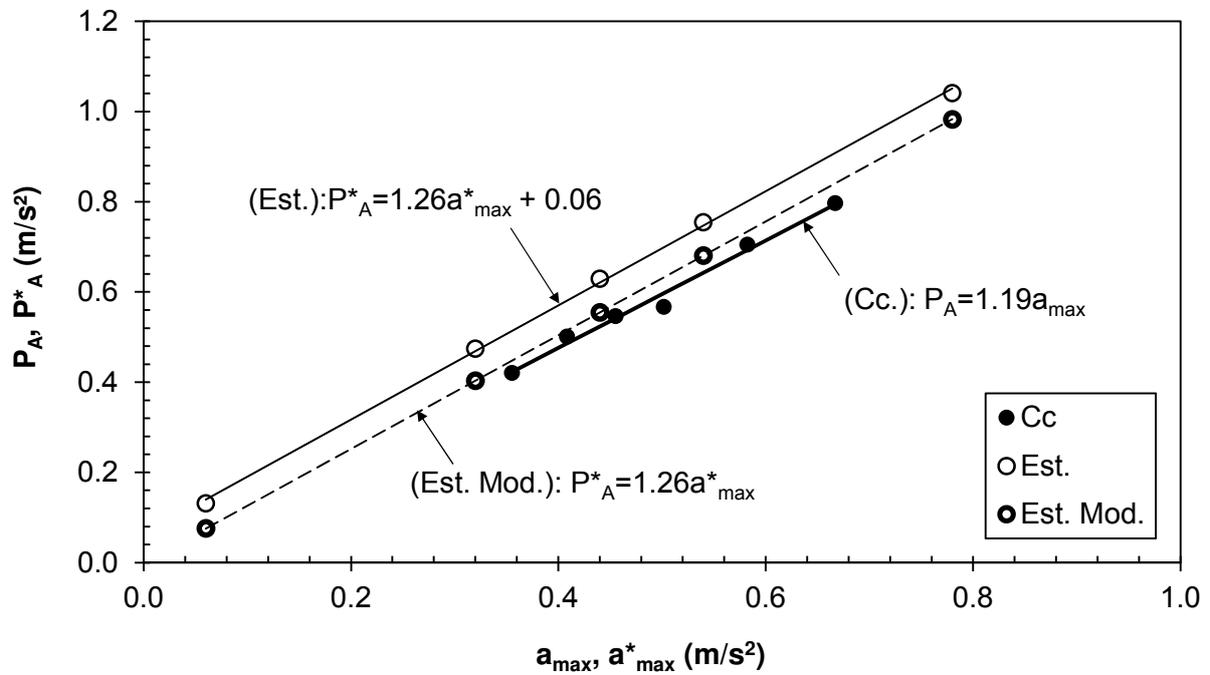
Donc, il est important de modifier la droite (Est.) pour qu'elle passe par l'origine. De plus, comme observé dans la Figure 145, les droites (Est.) sont subparallèles aux droites (Cc). Il est suffisant de déplacer la droite (Est.), en gardant la même pente, pour qu'elle passe par l'origine. On obtient ainsi la nouvelle droite, nommée la droite d'estimation modifiée (Est. Mod.), qui est très proche de la droite (Cc) (voire confondue avec) comme montré dans la Figure 145. Il est donc possible d'utiliser cette nouvelle droite pour calculer approximativement le facteur d'amplification en appliquant l'équation [60].

$$Ax = \frac{P_A^*}{a_{max}^*} = k \quad [60]$$

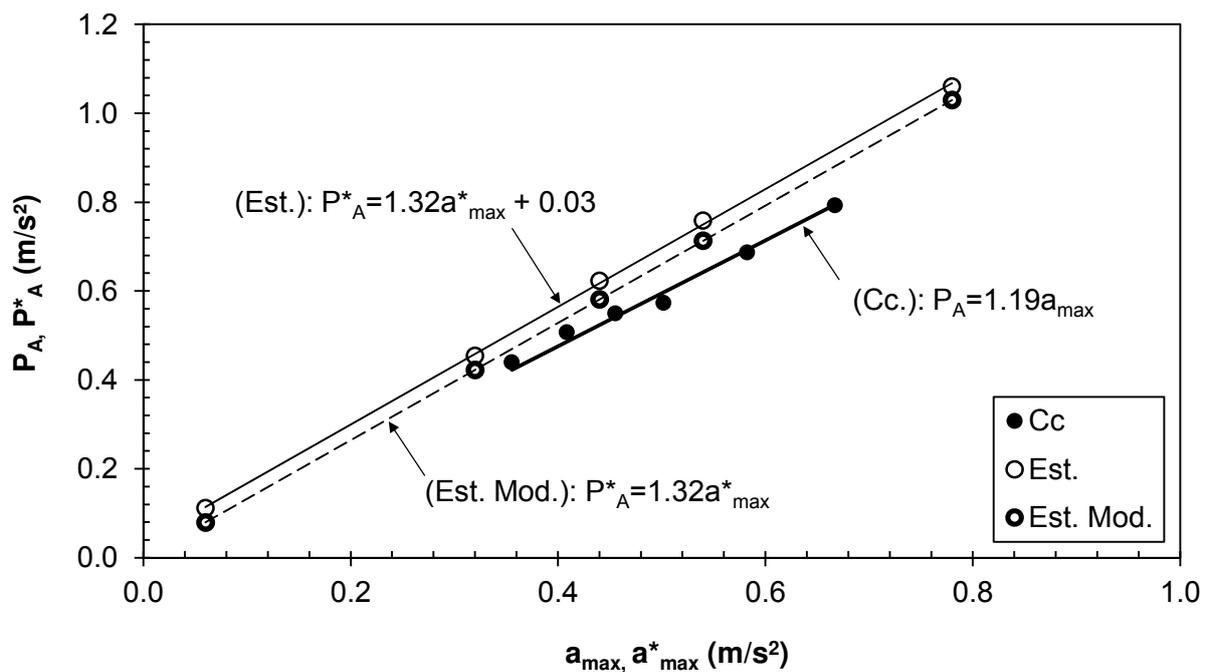
De plus, Il est nécessaire de noter que, pendant l'étape de calcul des valeurs de  $Ax$  (en utilisant l'équation [34]) pour chaque onde élémentaire (valeur de  $Ax_i$  dans le Tableau 27), la prise en compte de l'effet de résonance, caractérisé par le coefficient  $m_r$  (équation [37]) peut être négligée. Pour un signal sismique de large bande de fréquences prédominantes, la modification des valeurs de  $Ax$  pour quelques ondes élémentaires n'a pas d'influence

significative sur le résultat final. En effet, la prise en compte ou non du coefficient de résonance  $m_r$  ne change pas de manière considérable les équations des droites (Cc) et (Est.).

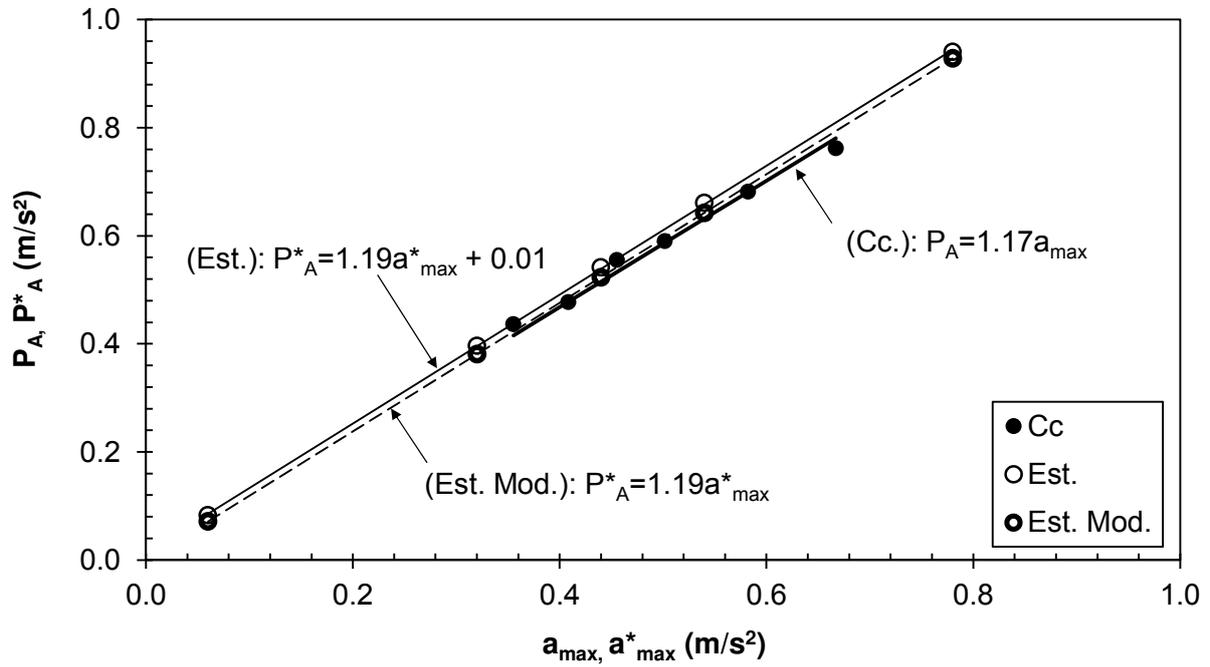
a)  $\alpha=50^\circ, \xi=0\%$



b)  $\alpha=70^\circ, \xi=0\%$



c)  $\alpha=50^\circ$ ,  $\xi=5\%$



d)  $\alpha=50^\circ$ ,  $\xi=15\%$

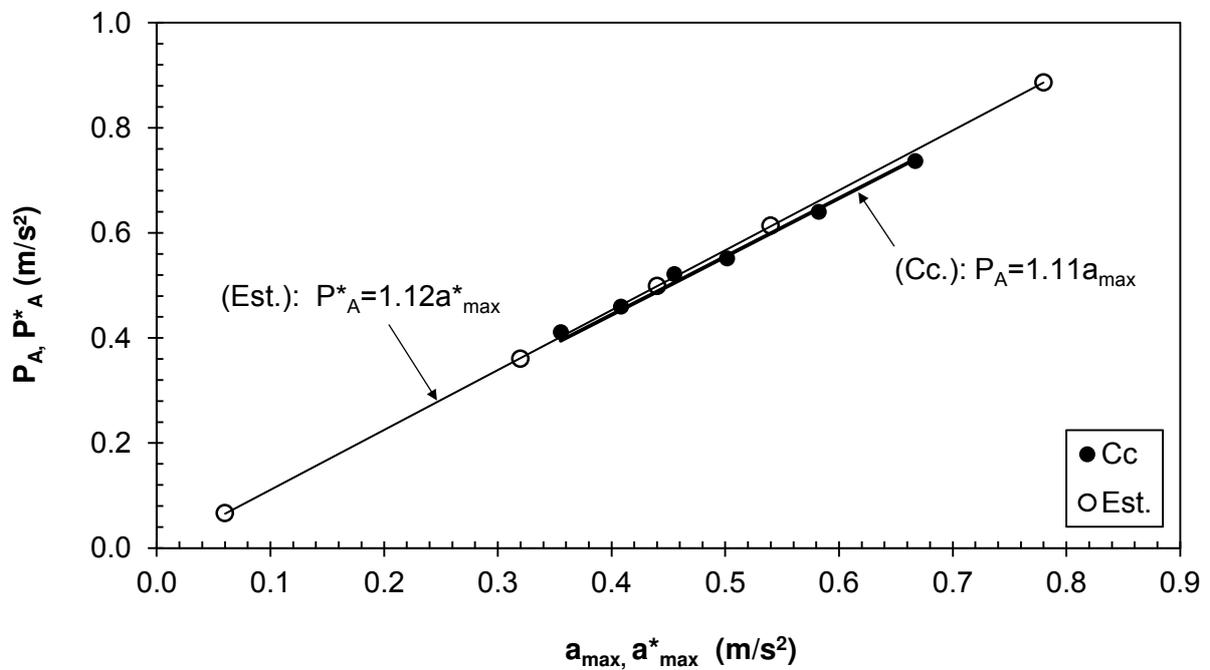
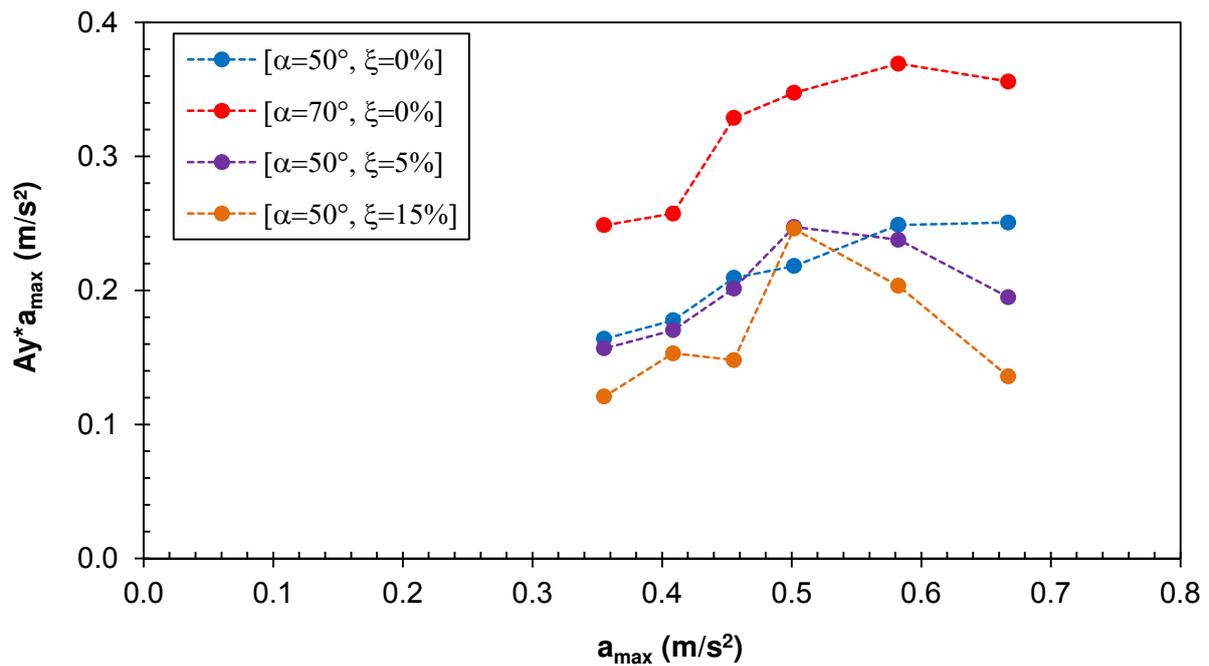


Figure 145. Approximation de la droite de calcul (Cc) pour différents modèles de versant

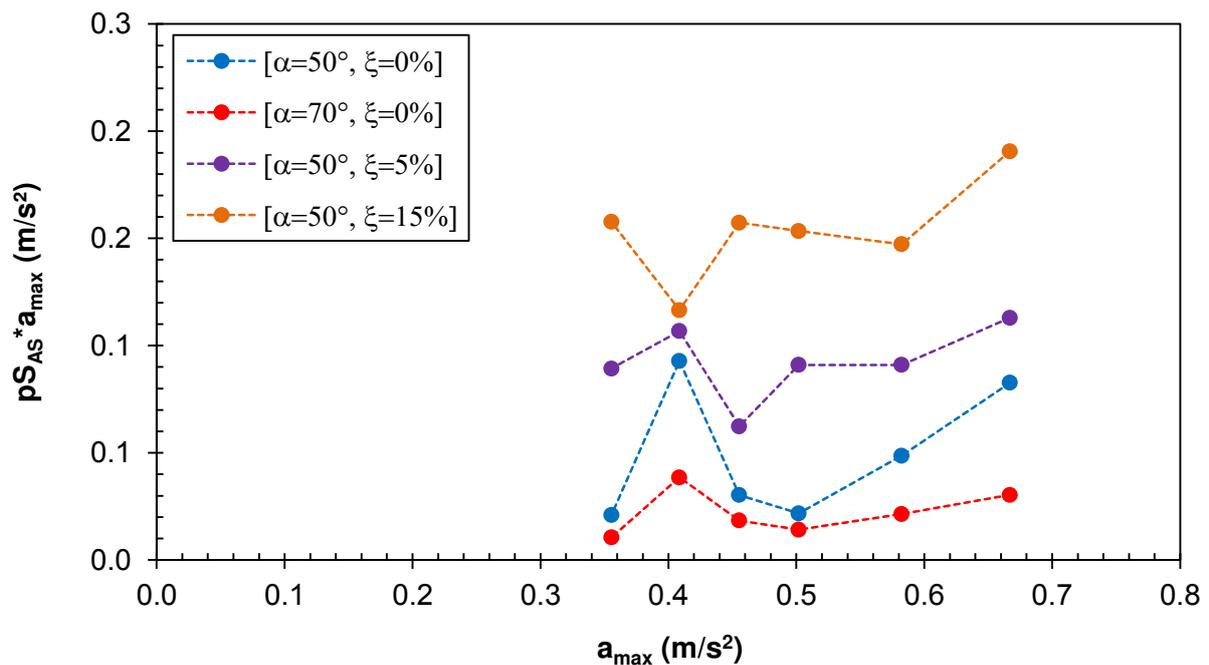
### 3.2.2.3. Autres critères d'analyse des effets de site topographiques

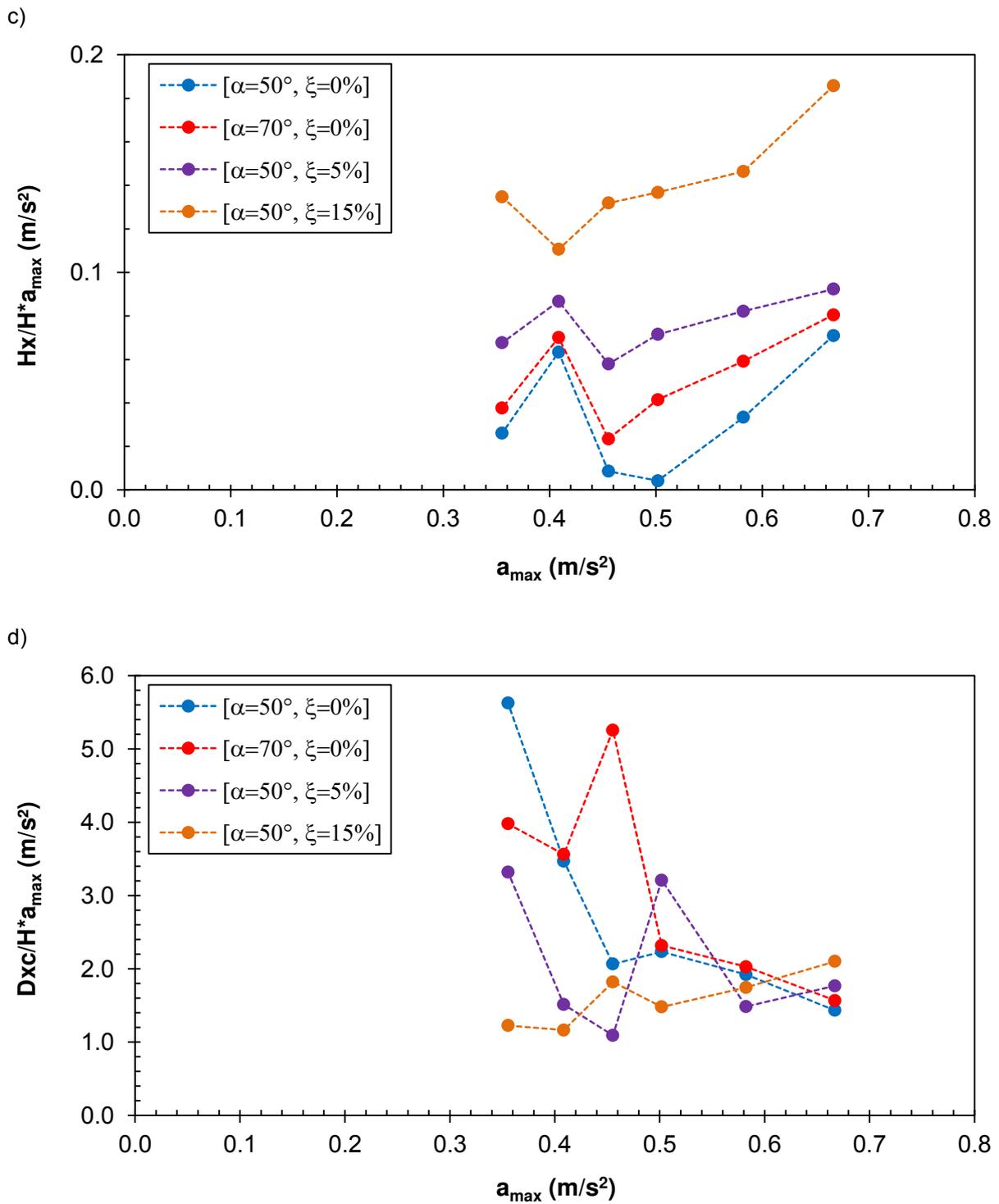
Cette méthode d'approximation ne peut pas être appliquée aux autres critères d'analyse ( $A_y$ ,  $pS_{AS}$ ,  $Hx$ ,  $Dxc$ ). Comme présenté dans le paragraphe 3.2.2.1, le déphasage des ondes élémentaires joue un rôle non négligeable et variable en fonction du critère d'analyse. Seul le facteur d'amplification horizontale  $A_x$  varie peu (autour de 20 %), c'est la raison principale qui explique la relation linéaire entre  $P_A$  et  $a_{max}$ . Pour les autres critères, la relation avec  $a_{max}$  n'est pas linéaire (Figure 146). Ainsi, la méthode développée pour  $A_x$  ne peut pas être utilisée pour les autres critères.

a)



b)

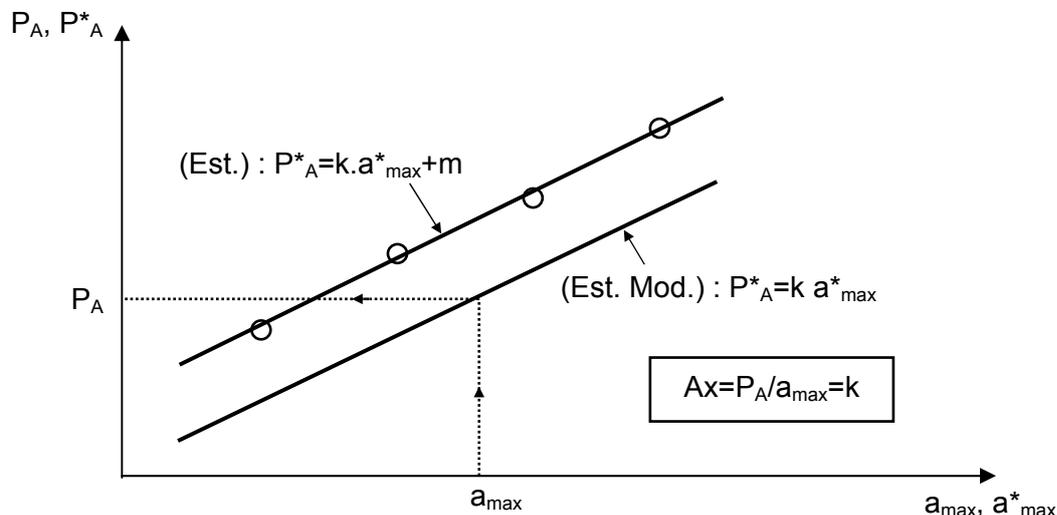




**Figure 146.** Représentation graphique des produits  $X \cdot a_{max}$  ( $X$  est  $A_y$ ,  $\rho S_{AS}$ ,  $Hx/H$  et  $Dxc/H$  et  $a_{max}$  est l'amplitude du signal sismique) en fonction de  $a_{max}$  pour différents modèles de versant

### 3.2.3. Application au signal sismique réel

#### 3.2.3.1. Description de la méthode



**Figure 147.** Détermination du facteur d'amplification horizontale  $A_x$  par la méthode de décomposition du signal sismique

La méthode d'approximation du facteur d'amplification horizontale  $A_x$  par la décomposition du signal sismique se compose de 4 étapes :

1. Décomposition du signal sismique réel en plusieurs ondes sinusoïdales élémentaires par transformation de Fourier : le calcul peut être réalisé facilement en utilisant les fonctions intégrées dans les logiciels tels que Excel, FLAC... Chaque onde élémentaire est caractérisée par son amplitude  $a_{max,i}$  et sa fréquence  $F_i$ .
2. Calcul du facteur d'amplification horizontale  $A_{x_i}$  pour chaque onde élémentaire : cette valeur peut être calculée approximativement par les ANS (voir 3.1.2.1). De plus, comme présenté dans le paragraphe 3.2.2.2, l'effet de résonance peut être négligé, on prend alors la valeur de  $m_r$  égale à 1.0. Par contre, l'amortissement mécanique ( $m_{Ax,dp}$ ) doit être pris en compte dans le calcul.
3. Détermination des points ( $a_{max}^*, P_A^*$ ) : il est recommandé de calculer 4 points dont les valeurs de  $a_{max}^*$  encadrent la valeur de l'amplitude ( $a_{max}$ ) du signal sismique réel. Ces 4 points peuvent être calculés à partir des équations [61], [62] et les schémas de la Figure 148. Dans chaque schéma, sur la courbe représentant la silhouette du spectre de fréquence du signal sismique réel, on peut déterminer la bande de fréquences prédominantes  $\Delta F$ . Le premier point ( $a_{max,1}^*, P_{A,1}^*$ ) est déterminé d'après les formules [61]. Les points suivants sont calculés en changeant le signe de l'amplitude d'une partie des ondes élémentaires. Par exemple, pour le 2<sup>e</sup> point, les amplitudes des  $K$  premières ondes élémentaires sont changées de positif à négatif (équations [62]).

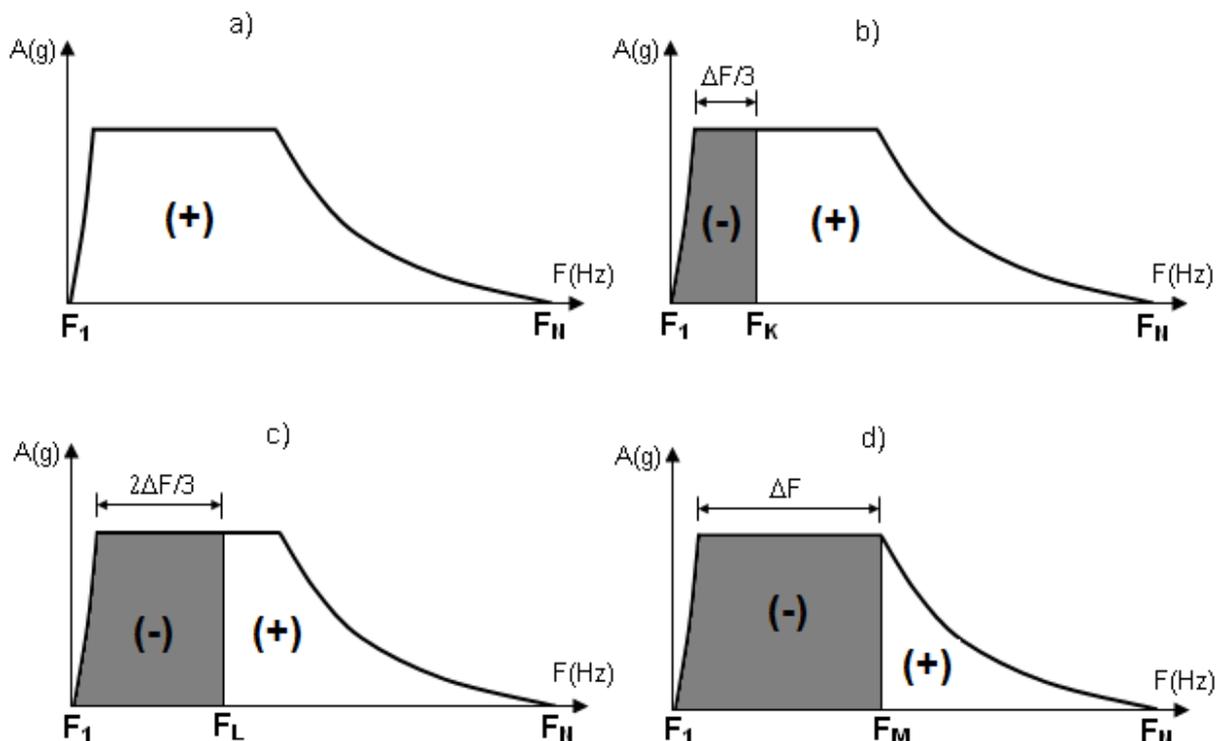
Pour le 3<sup>e</sup> et 4<sup>e</sup> point, on augmente le nombre des ondes dont on va changer le signe jusqu'à atteindre les valeurs  $F_L$  et puis  $F_M$  comme montré dans la Figure 148.

$$1^{\text{er}} \text{ point } \begin{cases} a_{\max,1}^* = \sum_{i=1}^N a_{\max,i} \\ P_{A,1}^* = \sum_{i=1}^N [Ax_i \times a_{\max,i}] \end{cases} \quad [61]$$

$$2^{\text{e}} \text{ point } \begin{cases} a_{\max,2}^* = \sum_{i=1}^K [-a_{\max,i}] + \sum_{i=K+1}^N [a_{\max,i}] \\ P_{A,2}^* = \sum_{i=1}^K [Ax_i \times (-a_{\max,i})] + \sum_{i=K+1}^N [Ax_i \times a_{\max,i}] \end{cases} \quad [62]$$

4. Estimation de l'amplification horizontale maximale ( $Ax$ ) engendrée par le signal sismique réel : à partir des 4 points déterminés dans la 3<sup>e</sup> étape, on peut déduire la droite de tendance (Est.) comme montré dans la Figure 147. La valeur de  $Ax$  est égale à la pente de la droite.

Il est important de rappeler que cette méthode est uniquement utilisable pour l'estimation du facteur d'amplification horizontale  $Ax$ , et elle est recommandée pour le cas du signal sismique de large bande de fréquences prédominantes.



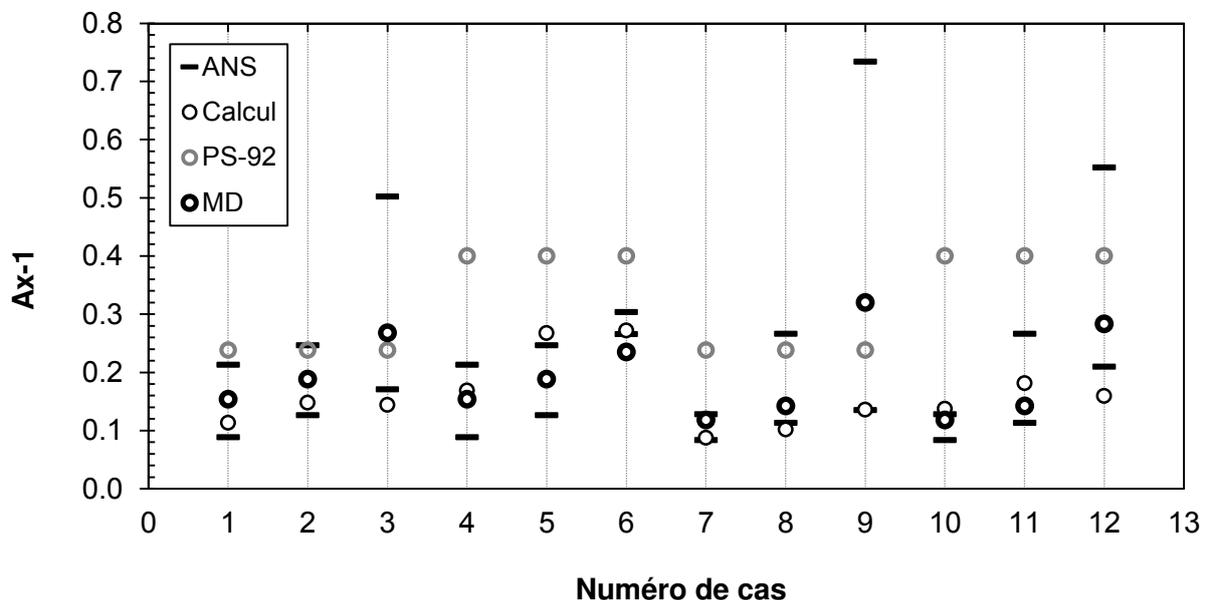
**Figure 148.** Ordre de changement de signe de l'amplitude des ondes élémentaires pour trouver 4 points de la droite (Est.)

### 3.2.3.2. Application au signal du séisme de Cerro Prieto (Mexique, 1987)

Comme présenté dans la partie 3.1.4.2, le contenu fréquentiel du signal sismique de Cerro Prieto présente une bande de fréquences prédominantes assez large (0.9÷8.3Hz). De ce fait, l'intervalle des valeurs estimées de  $A_x$  données par les ANS est large. Alors, la méthode de décomposition du signal sismique (MD) est utilisée dans le but de donner une estimation plus précise. Les résultats obtenus sont présentés dans la Figure 149.

Dans la plupart des cas (9 parmi 12), les estimations de  $A_x$  obtenues par la méthode MD sont très proches des résultats du calcul numérique et donc plus précises que les intervalles donnés par les ANS. Cependant, il reste encore quelques cas où il y a un écart significatif entre l'estimation et le résultat numérique (cas 3, 9, 12). Ces cas concernent un matériau de faible vitesse de propagation des ondes ( $V_s = 250$  m/s). Il est possible que ce type de matériau ait un comportement particulier par rapport au caractère multi-fréquentiel du signal réel et plus particulièrement au déphasage des ondes élémentaires. Pour cette raison, les ANS ainsi que la méthode MD donnent en général une surestimation.

Les résultats de PS-92 ont été également présentés dans la Figure 149. D'un point de vue général, ils sont toujours plus élevés que les valeurs de simulations numériques. L'écart relatif moyen entre les résultats de PS-92 et les résultats de calcul numérique est de 110 %. Cet écart moyen est de 44 % pour les résultats de MD.

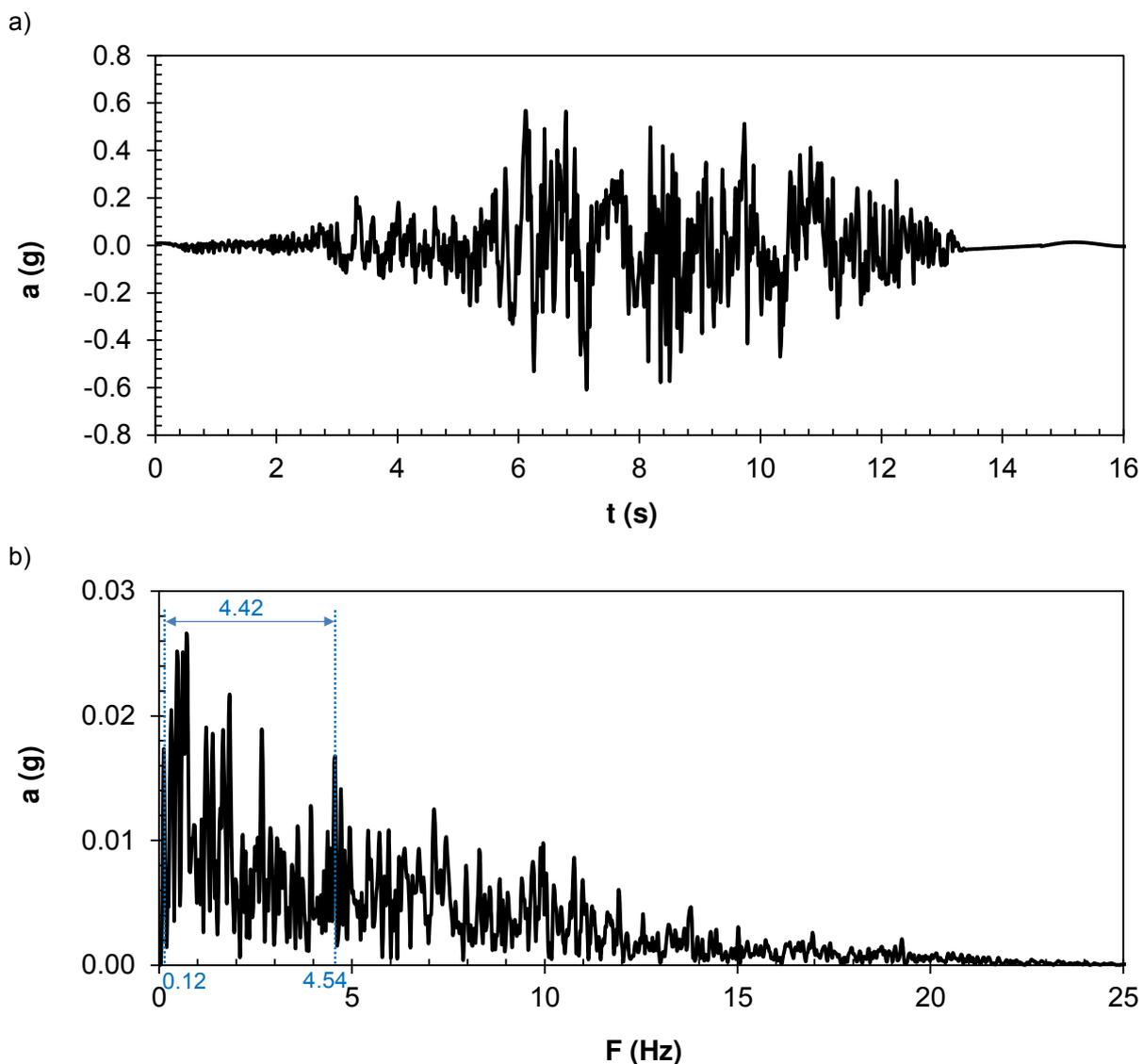


**Figure 149.** Comparaison des valeurs de  $A_x$  estimées par les approches ANS et la méthode de décomposition du signal sismique (MD) avec les résultats des calculs numériques pour le cas du signal sismique de Cerro Prieto (Mexique, 1987)

### 3.2.3.3. Application au signal du séisme de Gazli (URSS, 1976)

Les approches proposées ont été testées avec un autre signal de séisme réel. Le signal choisi est celui du séisme de Gazli (URSS) le 17 mai 1976 avec une magnitude  $M_S = 7.0$ . L'accélérogramme et le spectre de Fourier du signal sont présentés dans la Figure 150. Ce signal représente un contenu fréquentiel assez particulier : l'amplitude des ondes élémentaires diminue régulièrement avec l'augmentation de la fréquence. Pour cette raison, il ne montre pas de fréquence centrale et il est difficile de déterminer les limites de la bande de fréquences prédominantes.

Cependant, pour utiliser les ANS, il est nécessaire de connaître soit une fréquence centrale soit des valeurs limites de la bande de fréquences prédominantes. On a décidé de choisir les fréquences dans l'intervalle de 0.12 Hz à 4.54 Hz comme fréquences prédominantes de ce signal.

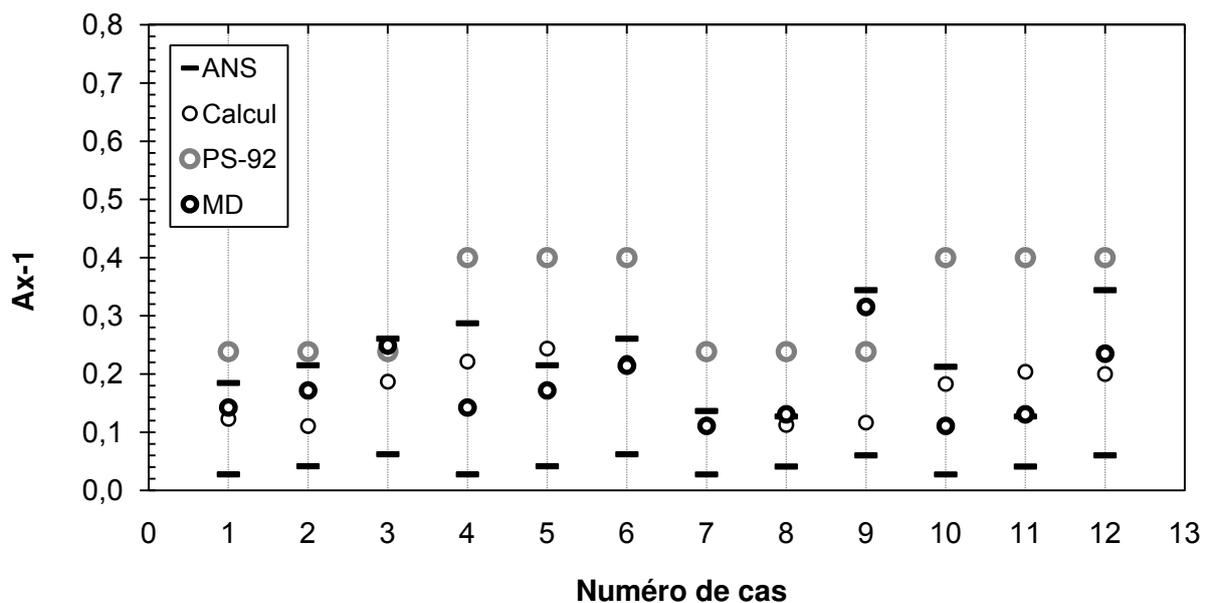


**Figure 150.** a) Accélérogramme et b) spectre de Fourier du séisme de Gazli (URSS, 1976),  $M_S = 7.0$

Les simulations numériques ont été réalisées avec les mêmes modèles de versant (Tableau 16) qu'on a utilisés avec le signal de Cerro Prieto. Les résultats obtenus sont comparés avec les estimations données par les ANS, le code parasismique PS-92 et la méthode MD.

Comme montré dans la Figure 151, les estimations données par les ANS sont bien encadrées par les résultats de calculs numériques (sauf le cas 5) mais l'écart entre les valeurs minimale et maximale est significatif. Les estimations de MD sont au contraire très proches des résultats de calculs numériques (sauf le cas 9) et particulièrement pour les cas 6 et 7 où ces valeurs sont confondues. Dans le cas 9, une différence importante a été observée,  $[Ax-1]_{\text{calcul}} = 0.12$  et  $[Ax-1]_{\text{estimé, MD}} = 0.31$ . Ce phénomène peut s'expliquer par le fait que le matériau du massif présente une vitesse de propagation des ondes très faible (250 m/s). Pour les 12 cas étudiés dans cet exemple, l'écart relatif moyen entre les estimations et les résultats de simulation numériques est de 38 %.

Pour les valeurs préconisées par le code parasismique PS-92, on observe le même phénomène dans les exemples précédents. Ces valeurs sont toujours plus élevées que les résultats de simulations numériques. La surestimation est importante avec un écart relatif moyen de 93 %. Les cas où l'on obtient les différences les plus significatives concernent les versants de pente raide ( $\alpha = 70^\circ$ ).



**Figure 151.** Comparaison des valeurs de Ax estimées par les approches ANS et la méthode de décomposition du signal sismique (MD) avec les résultats des calculs numériques pour le cas du signal sismique de Gazli (URSS, 1976)

### **3.2.4. Conclusion**

En se basant sur l'hypothèse que l'effet du signal multi-fréquentiel peut être déterminé par la combinaison des effets individuels des ondes élémentaires, la méthode de décomposition du signal sismique a été spécialement développée pour être appliquée aux signaux sismiques de large bande de fréquences prédominantes. Cette méthode comprend en général quatre étapes :

- Décomposition du signal complexe multi-fréquentiel en plusieurs signaux mono-fréquentiels par transformation de Fourier.
- Calcul de l'impact de chaque signal mono-fréquentiel élémentaire en appliquant les formules approchées ANS.
- Réalisation des combinaisons de tous les impacts individuels pour obtenir des impacts correspondant aux différents signaux complexes combinés.
- Modification des impacts obtenus pour avoir l'impact final correspondant au signal réel d'entrée.

Cette méthode se différencie de l'application seule des ANS par la capacité à incorporer le caractère multi-fréquentiel du signal sismique. En prenant en compte les deux paramètres importants de chaque onde élémentaire (l'amplitude et la fréquence), cette méthode permet de donner une estimation de  $A_x$  plus proche du résultat obtenu par simulation numérique. Pour les deux exemples présentés, l'écart relatif moyen est de 38 % et 44 %.

Comme la phase de chaque onde élémentaire n'est pas prise en compte, cette méthode ne peut pas être appliquée aux autres critères tels que  $A_y$ ,  $\rho_{S_{AS}}$ ,  $H_x$ ,  $D_{xc}$  dont les valeurs présentent une dépendance importante au déphasage de ces ondes. C'est aussi la raison pour laquelle cette méthode conduit parfois à des surestimations dans le cas où le matériau du versant présente une faible capacité de transmission des ondes ( $V_s$  faible).

## **3.3. Conclusion générale du troisième chapitre**

Dans ce chapitre, deux méthodes ont été proposées pour calculer approximativement les critères d'analyse des effets de site topographiques :

- La première méthode concerne l'application des formules approchées ANS. Ces équations ont été trouvées à partir des analyses des résultats de nombreuses simulations numériques. Cette méthode est applicable uniquement pour les signaux sismiques représentant une fréquence centrale marquée ou une bande de fréquences prédominantes relativement étroite. Les écarts relatifs entre des estimations obtenues avec les ANS et les résultats de simulations numériques sont en général de l'ordre de 25 % à 35 %.
- La deuxième méthode est relative à la décomposition du signal sismique (MD). Cette méthode a été développée en se basant sur l'hypothèse que l'impact du signal complexe multi-fréquentiel est égal à la somme des impacts individuels produits par

des ondes mono-fréquentielles élémentaires. Elle permet d'estimer la valeur du facteur d'amplification  $A_x$  pour tous types de signaux même s'ils représentent une très large bande de fréquences prédominantes. L'écart relatif moyen entre l'estimation par MD et le résultat du calcul numérique est voisin de 40 %.

Les méthodes approchées proposées (ANS, MD) prennent en compte non seulement des paramètres morphologiques (hauteur, pente) comme dans les normes parasismiques (PS-92, EC-8), mais aussi des paramètres géomécaniques du massif (vitesse de propagation des ondes, capacité d'amortissement des ondes sismiques), ainsi que des paramètres caractérisant le contenu fréquentiel du signal sismique. Les formules approchées ANS prennent en compte la fréquence centrale ou les limites de la bande de fréquences prédominantes, tandis que la méthode MD prend en compte la totalité du contenu fréquentiel du signal sismique. C'est pourquoi les estimations données par ANS et MD sont toujours plus proches des résultats de calculs numériques que des valeurs préconisées par les normes parasismiques.

Pour tester ces méthodes, plusieurs signaux sismiques réels avec des contenus fréquentiels bien distincts ont été utilisés :

- Signal du séisme de Kobe (Japon, 1995) avec une bande de fréquences prédominantes relativement étroite et une fréquence centrale marquée.
- Signal du séisme de Cerro Prieto (Mexique, 1987) avec une large bande de fréquences prédominantes et sans fréquence centrale marquée.
- Signal du séisme de Gazli (URSS, 1976) dont les limites de la bande de fréquences prédominantes sont difficiles à déterminer.

De plus, les estimations données par les approches proposées ont été comparées non seulement avec les résultats de simulations numériques mais aussi avec les résultats d'autres auteurs (formules approchées de B&P), les préconisations de normes parasismiques (PS-92, EC-8) et enfin avec des observations de terrain. Les analyses réalisées pour le cas de la ville d'Adames sous sollicitation du séisme d'Athènes en 1999 ont montré un bon accord entre les estimations obtenues par les ANS et les résultats de simulations numériques et également avec les observations de terrain, notamment pour le cas du massif homogène. Pour le cas du versant multicouche, les estimations des approches proposées sont un peu plus faibles que les résultats des simulations. Ces approches proposées sont donc applicables uniquement pour les massifs homogènes pour évaluer des effets de site purement topographiques. Dans le cas où il existe plusieurs couches géologiques notamment avec des caractéristiques mécaniques bien différentes, l'utilisation de ces approches peut entraîner des sous-estimations du phénomène.