



Ecole Nationale Polytechnique

Département de Génie Civil

## Thèse de Doctorat

en Génie Civil

Présentée par

**BRARA Ali**

Ingénieur d'état en génie civil de l'ENP ; Magister en génie civil de l'ENP

# Etude des propriétés dynamiques des milieux granulaires par propagation d'ondes

Soutenue publiquement le 27/ 09/ 2017 devant le jury composé de:

Président:	BELKACEMI Smain	Professeur	ENP, Alger
Rapporteurs:	BALI Abderrahim	Professeur	ENP, Alger
	BRARA Ahmed	Directeur de recherches	CNERIB, Alger
Examineurs:	KETTAB Ratiba	Professeur	ENP, Alger
	AFRA Hamid	Directeur de recherches	CNERIB, Alger
	HADDADI Smail	Professeur	USTHB, Alger
	MELBOUCI Bachir	Professeur	UMMTO, Tizi Ouzou

**ENP 2017**





Ecole Nationale Polytechnique

Département de Génie Civil

## Thèse de Doctorat

en Génie Civil

Présentée par

**BRARA Ali**

Ingénieur d'état en génie civil de l'ENP ; Magister en génie civil de l'ENP

# Etude des propriétés dynamiques des milieux granulaires par propagation d'ondes

Soutenue publiquement le 27/ 09/ 2017 devant le jury composé de:

Président:	BELKACEMI Smain	Professeur	ENP, Alger
Rapporteurs:	BALI Abderrahim	Professeur	ENP, Alger
	BRARA Ahmed	Directeur de recherches	CNERIB, Alger
Examineurs:	KETTAB Ratiba	Professeur	ENP, Alger
	AFRA Hamid	Directeur de recherches	CNERIB, Alger
	HADDADI Smail	Professeur	USTHB, Alger
	MELBOUCI Bachir	Professeur	UMMTO, Tizi Ouzou

**ENP 2017**

*À*

*la mémoire de mon frère*

*Mohamed*

## REMERCIEMENTS

Je tiens en premier lieu à exprimer ma gratitude à mes directeurs de thèse, Monsieur Abderrahim BALI, professeur à l'Ecole Nationale Polytechnique d'Alger (ENP), et Monsieur Ahmed BRARA, Directeur de Recherche au Centre National d'Etudes et de Recherches Intégrées du Bâtiment (CNERIB) pour avoir assuré la direction de ce travail, et pour y avoir apporté la rigueur scientifique nécessaire.

Mes vifs remerciements vont également à Monsieur Ali DAOUADJI, professeur à l'université de Lorraine à Metz, pour m'avoir accueilli dans le laboratoire LEM3 de l'université de Lorraine et de m'avoir donné l'opportunité de travailler sur ce sujet dans un environnement des plus favorables. Les discussions scientifiques et les conseils éclairés de Monsieur DAOUADJI, actuellement professeur à l'INSA de Lyon, m'ont permis d'orienter ce travail de thèse portant sur un sujet aussi vaste que compliqué qu'est la propagation des ondes dans les milieux granulaires.

Je suis également reconnaissant à Monsieur El Mostafa DAYA, professeur à l'université de Lorraine à Metz pour son attention, sa gentillesse et ses conseils avisés, lors de la période passée au LEM3.

Je souhaite aussi remercier Monsieur Mohamad JRAD pour son aide précieuse concernant les essais réalisés au laboratoire LEM3.

Je tiens à remercier vivement Monsieur Smain BELKACEMI, professeur à l'ENP, pour l'honneur qu'il me fait de présider le jury de cette thèse, ainsi que les professeurs Ratiba KETTAB (ENP), Hamid AFRA (CNERIB), Smail HADDADI (USTHB) et Bachir MELBOUCI (UMMTO), pour avoir accepté de participer au jury et d'examiner ce travail.

Enfin, j'adresse mes remerciements à tous ceux qui ont contribué de près ou de loin à l'aboutissement de ce travail et contribué de diverses façons à l'élaboration du présent ouvrage, et ce sans oublier les membres de ma famille, mes amis et tous ceux qui m'ont soutenu dans les moments difficiles.

Ali.

## ملخص

تحديد استجابة المواد الحبيبية، وخاصة التربة للضغوط المختلفة يتطلب معرفة وافية لقوانينها التأسيسية من اجل تنفيذ نماذج متطورة لذا تأخذ الخبرة دورا هاما في فهم الظواهر والآليات المختلفة المشاركة في تحديد سلوك هذه المواد

تهدف هذه الدراسة إلى تحديد الخصائص الديناميكية للمواد والخلطات الحبيبية من خلال تحديد الخصائص الشبه مرنة في مجال التشوهات الصغيرة. نعتبر هنا الحد الأقصى لمعامل القص و نسبة التخميد . المواد الحبيبية (رمل هوسطن) والخلائط الحبيبية رمل - مطاط تتميز عن طريق إنتشار موجات القص باستخدام أجهزة استشعار كهروضغطية تم إدراجها في خلية ثلاثية المحاور معدلة، وتجرى التجارب في مجموعة من ضغوط الاحتواء تتراوح بين 50-500 كيلو باسكال. وتبين من النتائج أن وجود السائل الخلالي يؤثر بشكل كبير على الخصائص الديناميكية للعينات الحبيبية الرملية. كما تمت كذلك دراسة تأثير إضافة معتدلة من المطاط (أقل من 50%) على الخصائص الديناميكية للخلطات الحبيبية. تم التحقيق في الزيادة في معامل التخميد دون فقدان مؤثر في صلابة هذه المواد

كلمات البحث: رمل هوسطن , خلائط الرمل و المطاط , نسبة التخميد , معامل القص , عنصر استشعار , خلية ثلاثية المحاور , موجة القص

## Abstract:

The determination of soil responses to various stresses requires a thorough knowledge of their constitutive laws to be implemented in models. This knowledge is highly dependent on experimentation, which then takes an important part in understanding the different phenomena and mechanisms involved in the behavior of these materials.

This doctoral work focuses on the dynamic characterization of granular materials through the determination of quasi-elastic properties, ie the maximum shear modulus  $G_{max}$  and damping ratio  $D_{min}$ , in the field of small amplitude shear strains.

The granular materials studied are a standard sand (Hostun sand) and a dense mixture of this sand with moderate volume fractions of rubber crumb. These granular materials are characterized by the propagation of shear waves generated by piezoelectric sensors (bender elements) inserted into a modified triaxial cell. Tests are conducted in a range of confining pressures ranging from 50 to 500 kPa.

From the results obtained, it was found that the presence of an interstitial fluid significantly affects the dynamic characteristics of the sand samples, in the whole range of confining pressures. The influence of moderate addition of rubber fractions (less than 50%) and the confining pressures on the dynamic properties of granular mixtures was also highlighted. A significant increase in damping ratio without loss of stiffness, independently of the confinement, has been demonstrated for small amounts of soft particles additions.

Keywords: Hostun sand, sand-rubber mixture, damping ratio, shear modulus, bender element, triaxial cell, shear wave.

## Résumé :

La détermination de la réponse des sols aux sollicitations diverses requiert une connaissance approfondie de leurs lois de comportement à implémenter dans des modèles. Cette connaissance est fortement tributaire de l'expérimentation qui prend alors une part importante pour la compréhension des différents phénomènes et mécanismes qui entrent en jeu dans le comportement de ces matériaux.

Le travail de cette thèse porte sur la caractérisation dynamique des matériaux granulaires à travers la détermination des propriétés quasi-élastiques , à savoir le module de cisaillement maximum  $G_{max}$  et le rapport d'amortissement  $D_{min}$  dans le domaine des petites déformations en cisaillement.

Les matériaux granulaires étudiés sont un sable normalisé (sable d'Hostun) et un mélange dense de ce sable avec des fractions volumiques de granulés de caoutchouc. Ces matériaux granulaires sont caractérisés par la propagation d'ondes de cisaillement générées par des capteurs piézoélectriques (bender elements) insérés dans une cellule triaxiale modifiée. Les essais sont menés dans une gamme de pressions de confinement variant de 50 à 500 kPa.

Des résultats obtenus, il ressort que la présence d'un liquide interstitiel affecte de manière significative les caractéristiques dynamiques des échantillons de sable, et ce dans toute la gamme des pressions de confinement. L'influence d'une addition d'une fraction modérée de caoutchouc (moins de 50%) sur les propriétés dynamiques des mélanges granulaires et des pressions de confinement a été également mises en exergue. Une augmentation sensible de l'amortissement matériel sans perte de rigidité, indépendamment du confinement isotrope, a été mise en évidence pour des rajouts de faibles proportions de particules souples.

Mots clés : Sable d'Hostun, mélange sable-caoutchouc, rapport d'amortissement, module de cisaillement, bender element, cellule triaxiale, onde de cisaillement.

# TABLE DES MATIERES

Liste des figures

Liste des tableaux

INTRODUCTION GENERALE ..... 18

## CHAPITRE 1 : COMPORTEMENT DES MATERIAUX DES GRANULAIRES EN PETITES DEFORMATIONS

1.1 Introduction.....	22
1.2 Généralités sur le comportement mécanique des sols.....	22
1.3 Les modules de déformation.....	24
1.3.1 MODULE MAXIMAL DE DEFORMATION (GMAX) .....	24
1.3.2 MODULE SECANT.....	25
1.3.3 MODULE TANGENT. ....	25
1.3.4 MODULE CYCLIQUE .....	25
1.4 Les facteurs affectant la rigidité des sols .....	26
1.4.1 LES FACTEURS AFFECTANT LA RIGIDITE MAXIMALE (GMAX) .....	27
1.5 Domaine de détermination du module de cisaillement maximal (Gmax) .....	27
1.6 Caractéristiques de la rigidité des sols en petites déformations .....	28
1.6.1 LE MODULE DE RIGIDITE ET LA DEFORMATION.....	28
1.6.2 LE MODULE DE RIGIDITE ET LA PRESSION EFFECTIVE .....	30
1.7 Amortissement matériel.....	31
1.7.1: ATTENUATION DES ONDES DANS LES SOLS .....	32
1.7.2: PARAMETRES D'AMORTISSEMENT MATERIEL.....	33
1.7.3: MESURE DU RAPPORT D'AMORTISSEMENT .....	34
- Atténuation intrinsèque et géométrique .....	36
- Mesure de l'amortissement matériel - Méthode du rapport spectral (Spectral Ratio Slope) .....	37
1.7.4 MESURE S DE L'AMORTISSEMENT AU LABORATOIRE PAR LES BENDER ELEMENTS .....	40
- Amplitude du spectre de puissance Amplitude du spectre de puissance.....	40
- La méthode du cercle ajusté (Circle-Fit method).....	41
- Décrément logarithmique, mesure dans le domaine temporel .....	43
1.8 Propagation d'ondes dans les sols.....	45
1.8.1 ONDES DE VOLUME.....	45
- Ondes de compression (ondes P).....	45
- Ondes de cisaillement (ondes S) .....	46

- Vitesses de propagation des ondes de compression et de cisaillement.....	47
1.8.2 LES ONDES DE SURFACE .....	48
- Ondes de Rayleigh (LR) .....	48
- Ondes de Love (LQ).....	48
1.9 Techniques expérimentales pour mesurer les paramètres dynamiques des sols.....	49
1.9.1 LES TECHNIQUES DE MESURE DE LA RIGIDITE DES SOLS IN-TU .....	49
- Les essais réalisés à partir de la surface.....	50
- Les essais réalisés dans un forage ou entre forages.....	50
1.9.2 LES TECHNIQUES DE MESURE DE LA RIGIDITE DES SOLS AU LABORATOIRE.....	51
- La colonne résonante .....	51
- L'essai triaxial cyclique .....	52
- Les bender elements.....	52
- Les avantages des bender elements.....	54

## CHAPITRE 2: MATERIAUX ET EXPERIMENTATION

2.1 Introduction .....	56
2.2 Sable d'Hostun s28.....	60
2.2.1 PRESENTATION DU SABLE D'HOSTUN 28.....	60
2.2.1 PREPARATION DES ECHANTILLONS DE SABLE .....	61
- Cas des échantillons humides.....	62
- Cas des échantillons saturés .....	62
- Caractéristiques des échantillons.....	62
2.3 Caoutchouc (les granulés de caoutchouc).....	63
2.3.1 UTILISATION DU CAOUTCHOUC EN GEOTECHNIQUE .....	63
2.3.2 GRANULES DE CAOUTCHOUC EMPLOYES.....	64
2.4 Les mélanges sable - caoutchouc (RSM).....	64
2.4.1 PRESENTATION .....	64
2.4.2 PROCEDURE DE PREPARATION DES ECHANTILLONS DE MELANGE RSM .....	66
2.4.3 DENSITE DES ECHANTILLONS DES MELANGES SABLE - CAOUTCHOUC (RSM) .....	68
2.5 Dispositif expérimental.....	68
2.6 Equipement et procédure suivie .....	70
2.7 Description détaillée du matériel.....	72
2.7.1 SYSTEME DE PROPAGATIONS D'ONDES .....	72
- Les capteurs piézoélectriques de cisaillement (bender elements).....	72
- L'oscilloscope .....	73



- Le générateur de signaux.....	73
2.7.2 ACQUISITION ET EXPLOITATION DES DONNEES .....	74
- Filtrage des signaux .....	75
2.7.3 PARAMETRES D'ESSAIS .....	76
- Niveau de sollicitation .....	76
- La hauteur de l'échantillon et la longueur d'onde .....	77
- Volume élémentaire représentatif « VER » .....	77
- Longueur d'ondes des signaux et diamètre des grains .....	77
- Longueur d'ondes des signaux et longueur du bender element .....	78
- Trajectoire de propagation des ondes .....	78
- Déroulement de l'essai .....	78
2.7.4 DETERMINATION DE LA FREQUENCE DE RESONACE .....	79
- La fréquence de résonance du bender element dans l'air .....	79
- La fréquence de résonance du bender element dans le sol.....	81
- Détermination de la fréquence de résonance du système bender element + cellule .....	82
2.7.5 MISE EN EVIDENCE DU COUPLAGE ELECTROMAGNETIQUE (CROSSTALK) .....	85
2.7.6 MISE EN EVIDENCE ET CONTROLE DE L'EFFET DE CHAMP PROCHE .....	86
- - Effet de la fréquence d'entrée .....	88
- Contrôle de l'effet de champ proche au Laboratoire par la fréquence d'entrée (rapport Rd).....	88
- Effet de la géométrie de l'échantillon - dimensions de l'échantillon.....	90
2.8 Conclusion .....	92

## CHAPITRE 3: ANALYSE ET INTERPRETATION DES SIGNAUX

3.1 Introduction.....	94
3.2 Détermination pratique du (Gmax) par les BE.....	94
3.2.1 L'ERREUR RELATIVE COMMISE SUR LA MESURE DE GMAX LORS D'UN ESSAI AUX BE .....	95
3.2.2 DISTANCE PARCOURUE PAR L'ONDE .....	96
3.2.3 TEMPS DE VOL .....	97
3.3 Méthodes d'interprétation.....	103
3.3.1 METHODE TEMPORELLE DIRECTE, PREMIERE ARRIVEE DIRECTE DE L'ONDE.....	104
3.3.2 POINTS CARACTERISTIQUES DES SIGNAUX ; D'ENTREE ET DE SORTIE .....	106
3.3.3 CORRELATION CROISEE (CROSS-CORRELATION).....	106
- Corrélation croisée entre le signal d'entrée et le signal de sortie .....	109
- Corrélation croisée entre le signal de sortie et le signal de sortie .....	109
3.3.4 MISE EN ŒUVRE DE LA METHODE DE LA CORRELATION CROISEE (CROSS-CORRELATION) .....	111

3.3.5	METHODE FREQUENTIELLE, LA VITESSE DE PHASE .....	119
	- Fonction de cohérence .....	120
3.3.6	MISE EN OEUVRE DE LA METHODE FREQUENTIELLE .....	120
3.3.7	COMPARAISON DE RESULTATS OBTENUS AVEC LES DIFFERENTES METHODES .....	125
3.3.8	DISCUSSION SUR LES METHODES D'INTERPRETATION.....	129
3.4	Conclusion.....	130

## CHAPITRE 4: RESULTATS DES ESSAIS ET DISCUSSIONS

4.1	Introduction.....	132
4.2	Caractérisation des propriétés dynamiques du sable d'Hostun s28 .....	132
4.2.1	TEMPS DE VOL .....	133
4.2.2	VITESSE DE PROPAGATION DES ONDES DE CISAILLEMENT .....	136
4.2.3	MODULE DE CISAILLEMENT MAXIMAL – EFFET DE LA CONTRAINTE MOYENNE EFFECTIVE .....	144
4.2.4	FACTEURS INFLUENÇANT LES MODULES DE CISAILLEMENT MAXIMAUX .....	140
	- Influence de l'indice des vides et de l'état de contrainte .....	140
	- Influence fluide interstitiel - effet de la saturation.....	141
4.2.5	AMORTISSEMENT DU SABLE D'HOSTUN.....	142
4.2.6	DISCUSSION SUR LES PROPRIETES DES SABLES D'HOSTUN .....	146
4.3	Caractérisation des propriétés dynamiques des mélanges sable –caoutchouc .....	147
4.3.1	TEMPS DE VOL .....	148
4.3.2	VITESSES DE CISAILLEMENT DANS LES MELANGES SABLE-CAOUTCHOUC .....	150
4.3.3	MODULES DE CISAILLEMENT DES MELANGES SABLE-CAOUTCHOUC.....	152
	- Discussion sur le module de cisaillement .....	155
4.3.4	RAPPORT D'AMORTISSEMENT DES MELANGES SABLE-CAOUTCHOUC .....	156
	- Discussion sur le rapport d'amortissement.....	161
4.4	Conclusion .....	161
	CONCLUSION GENERALE .....	164
	Références bibliographiques .....	167

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.1: Relations empiriques entre le module de cisaillement $G_{max}$ et la pression effective $p'$ ..	28
Tableau 2.1: Propriétés principales du sable d'Hostun S28. ....	56
Tableau 2.2: Propriétés essentielles du sable d'Hostun S28 et du caoutchouc employés .....	58
Tableau 4.1: Les temps de vol enregistrés dans les différents cas de saturation .....	131
Tableau 4.2: Valeurs du factor A et l'exposant n pour $G_{max}$ .....	138
Tableau 4.3: Les rapports d'amortissement enregistrés dans les différents états hygrométriques (cas de saturation).....	140
Tableau 4.4: Valeurs du facteur $\zeta$ et de l'exposant $\eta$ pour $D_{min}$ .....	142

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1: Représentation schématique de l'évolution du module de rigidité et du rapport d'amortissement d'un sol avec le niveau de déformation (Wang & Santamarina, 2007).....	20
Figure 1.2: Exemple d'une courbe contraintes – déformations .....	21
Figure 1.3: Différents types de module de déformation (Nguyen Pham, 2008).....	21
Figure 1.4: Caractéristique du comportement contrainte-déformation des sols - Variations de la raideur du sol (G) dans les différents domaines de déformations typiques pour les essais de laboratoire et structures (Mair, 1993).....	25
Figure 1.5: Dégradation typique du module de cisaillement pour les sols.....	26
Figure 1.6: Variation de Gmax avec la contrainte effective.....	27
Figure 1.7: Solides de Kelvin-Voigt sous cisaillement horizontal appliqué. La résistance au cisaillement des éléments représentée par un ressort (élastique) et un amortisseur (visqueux) (Kramer 1996) .....	31
Figure 1.8: Courbe contrainte déformation cyclique ( <i>boucle d'hystérésis</i> ) .....	32
Figure 1.9: Procédures pour déterminer le rapport d'amortissement par SRM (Wang et al. 2006).....	36
Figure 1.10: Courbe de résonance typique avec des les variables pour le la méthode du spectre de puissance .....	38
Figure 1.11: Cercle de Nyquist utilisé dans la méthode du cercle ajusté (cercle-fit method) .....	40
Figure 1.12: Mesure de l'amortissement matériel à l'aide de la courbe de décroissance des vibrations libres (Décrément logarithmique) .....	41
Figure 1.13: Ondes de volume, (a) onde de compression et (b) onde de cisaillement .....	44
Figure 1.14: Rapport entre les vitesses de propagation (compression et cisaillement).....	45
Figure 1.15: Ondes de surface, (a) onde de Love et (b) ondes de Rayleigh.....	46
Figure 1.16: Modèle typique de contrainte et de déformation de cisaillement.....	49
Figure 1.17: Mouvement des éléments piézoélectriques (d'après Kramer, 1996).....	50
Figure 1.18: Identification de l'onde de cisaillement par la technique des bender elements (Yamashita et al. 2009).....	51
Figure 2.1: Courbe granulométrique du sable d'Hostun S28 .....	57
Figure 2.2: Distribution granulométrique des matériaux, sable et granulats de caoutchouc .....	63
Figure 2.3: Le sable d'Hostun S28 et son mélange avec les granulés de caoutchouc (préparation des échantillons, avant homogénéisation) .....	64
Figure 2.4: Schéma approximatif d'une éprouvette du mélange, les échantillons sont constitués suivant des fractions de volume variées .....	64
Figure 2.5: Densité des mélanges sable caoutchouc .....	65
Figure 2.6: Machine Zwick (Presse).....	68
Figure 2.7: Contrôleurs volume-pression.....	68
Figure 2.8: Cellule triaxiale.....	68

Figure 2.9: Les bender elements introduits dans les embases de la cellule triaxiale, (a) embase inferieure et (b) embase superieure.....	69
Figure 2.10: Oscilloscope et Générateur de fonctions .....	70
Figure 2.11: Schéma de l'installation des bender elements dans la cellule triaxiale .....	71
Figure 2.12: Schéma de l'essai aux bender elements.....	71
Figure 2.13: Différentes configurations de câblage pour les bender elements: (a) connexion en série et (b) connexion en parallèle (Dyvik and Madshus 1985) .....	72
Figure 2.14: Image de l'écran Oscilloscope montrant le signal sinusoïdal transmis et le signal reçu....	76
Figure 2.15: Bender element dans l'air (poutre console) .....	77
Figure 2.16: Bender element dans le sol .....	78
Figure 2.17: Modèle dynamique du système bender element + embase de la cellule .....	79
Figure 2.18: Détermination de la fréquence de résonance, du système sol + cellule, par l'expérience du marteau, sollicitation horizontale.....	80
Figure 2.19: Détermination de la fréquence de résonance, du système sol + cellule, par l'expérience du marteau, sollicitation verticale.....	80
Figure 2.20: Détermination de fréquence de résonance du système capteur + cellule, essai en direction verticale.....	81
Figure 2.21: Détermination de fréquence de résonance du système capteur + cellule, essai en direction horizontale.....	81
Figure 2.22: Superposition des deux courbes, verticale & horizontale.....	82
Figure 2.23: Bender elements: (a) schematic representation of bender element, (b) series type, and (c) parallel type (Lee & Santamarina 2005) .....	83
Figure 2.24: effet de crosstalk (couplage électromagnétique).....	83
Figure 2.25: Contrôle de l'effet de champ proche par le rapport $R_d$ , effet de la fréquence .....	86
Figure 2.26: Sollicitation du bender element dans une cellule triaxiale et les différentes composantes des ondes générées.....	88
Figure 2.27: Méthode Multiple-réflexion (d'après Lee & Santamarina, 2005).....	89
Figure 3.1: Relations entre le temps de déplacement et la hauteur de l'échantillon (d'après Viggiani & Atkinson, 1995) .....	94
Figure 3.2: Forme des signaux électriques utilisés à la source (Sharifipour, 2006) .....	95
Figure 3.3: Représentation typique des signaux des bender elements (impulsion carrée) .....	95
Figure 3.4: Représentation typique d'entrée et de sortie des ondes lors de l'essai aux bender elements (Hardy, 2003) .....	96
Figure 3.5: La notation pour le mouvement en tridimensionnel des points (Jovičić et al. 1996).....	97
Figure 3.6: Solution analytique du mouvement au point de surveillance (Sanchez-Salinero et al. 1986)98	
Figure 3.7: Time domain technique to determine S-wave arrival considering near field effect (Kawaguchi 2003).....	100
Figure 3.8: Dispositif d'essai cross-hole.....	101
Figure 3.9: Détermination du temps de propagation des ondes S par lecture directe (Pecker, 2007)..	101

Figure 3.10: Signal d'arrivée type d'un enregistrement d'une onde S avec les points caractéristiques (Lee & Santamarina 2005) .....	102
Figure 3.11: Fonction d'intercorrélation des signaux de la figure 3-9 (Pecker, 2007).....	104
Figure 3.12: Méthode de corrélation croisée : (a) Première et deuxième arrivées de l'onde, points caractéristiques des signaux d'entrée et de sortie, (b) corrélation croisée entre le signal d'entrée et le signal de sortie (Arulnathan et al, 1998).....	105
Figure 3.13: Méthode de Multiple-réflexion, toutes les dimensions exprimées sont en millimètres (d'après Lee & Santamarina, 2005).....	107
Figure 3.14: Résultats de multiple réflexion: (a) signal reçu typique mesurée (premier et deuxième événements sont clairement identifiables; (b) pic de corrélation croisée et (c) la première arrivée de l'onde (Lee & Santamarina, 2005).....	107
Figure 3.15: Enregistrement du signal émis et le signal reçu .....	109
Figure 3.16: Fonction de corrélation croisée (xcorr) .....	109
Figure 3.17: Les résultats temps de vol, échantillon humide dense: $p' = 50$ kPa, différentes fréquences d'excitation.....	110
Figure 3.18: Projection des résultats de figure 3.17 sur la corrélation croisée .....	111
Figure 3.19: Les résultats temps de vol, échantillon humide dense: $p' = 400$ kPa, différentes fréquences d'excitation.....	112
Figure 3.20: Projection des résultats de figure (1) sur la corrélation croisée .....	113
Figure 3.21: Essai sur sable d'Hostun, état humide, $p' = 300$ kPa .....	114
Figure 3.22: Essai sur sable d'Hostun, état humide, $p' = 300$ kPa .....	114
Figure 3.23: Essai sur sable d'Hostun, état sec, $p' = 200$ kPa.....	115
Figure 3.24: Signaux, émis et reçu, dans le domaine temporel .....	119
Figure 3.25: Spectre d'amplitudes .....	119
Figure 3.26: Fonction de cohérence.....	120
Figure 3.27: Méthode temporelle Corrélation Spectre de puissance Phase déroulée (a) spectre de puissance, (b) phase, (c) Phase déroulée, (c) fonction de cohérence .....	121
Figure 3.28: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable saturé $p' = 20$ kPa ».....	123
Figure 3.29: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable saturé $p' = 500$ kPa ».....	123
Figure 3.30: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable sec $p' = 50$ kPa, amplitude 10V .....	124
Figure 3.31: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable sec $p' = 50$ kPa, amplitude 20V » .....	124
Figure 3.32: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable humide, $p' = 400$ kPa, amplitude 10V » .....	125
Figure 3.33: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes « essai sable humide, $p' = 400$ kPa, amplitude 20V » .....	125
Figure 3.34: Effet de la fréquence d'excitation sur le temps d'arrivée des ondes de cisaillement, essai sur un échantillon de sable de Toyoura (par Mohsin, 2008) .....	126

Figure 4.1: Exemple typique de la réponse d'un essai aux bender elements sur une plage de contrainte effective allant de 50 à 500 kPa .....	130
Figure 4.2: Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable saturé) .....	132
Figure 4.3: Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable humide) .....	132
Figure 4.4: Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable sec) .....	132
Figure 4.5: Variation de $V_s$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable saturé).....	134
Figure 4.6: Variation de $V_s$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable humide) .....	134
Figure 4.7: Variation de $V_s$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable sec).....	134
Figure 4.8: Variation de $G_{max}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable saturé).....	136
Figure 4.9: Variation de $G_{max}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable humide).....	136
Figure 4.10: Variation de $G_{max}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable sec) .....	136
Figure 4.11: Evolution des coefficients A et n dans l'expression de puissance de $G_{max}$ .....	139
Figure 4.12: Evolution de $D_{min}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable sec).....	141
Figure 4.13: Evolution de $D_{min}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable humide) .....	141
Figure 4.14: Evolution de $D_{min}$ en fonction de la contrainte moyenne effective (sable saturé).....	141
Figure 4.15: Evolution du coefficient $\zeta$ et l'exposant $\eta$ dans l'expression de puissance de $D_{min}$ .....	143
Figure 4.16: Signaux enregistrés pour essai sur sable pur ( $R_f=0\%$ ) .....	146
Figure 4.17: Signaux enregistrés pour un essai sur mélange sable-caoutchouc ( $R_f=20\%$ ).....	146
Figure 4.18: Signaux enregistrés pour un essai sur caoutchouc pur ( $R_f=100\%$ ).....	146
Figure 4.19: Temps de vol dans les mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique.....	147
Figure 4.20: Vitesse de propagation des ondes de cisaillement sable-caoutchouc(a) en fonction de la contrainte effective (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique.....	148
Figure 4.21: Module de cisaillement des mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique.....	151
Figure 4.22: Facteur A et l'exposant n pour estimation de $G_{max}$ .....	152
Figure 4.23: Amplitudes des signaux reçus pour (a) sable pur, (b) mélange sable – caoutchouc avec 20% de caoutchouc .....	155
Figure 4.24: Amplitudes maximales des signaux reçus dans les mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement), (b) en fonction de la fraction volumique de caoutchouc.....	156
Figure 4.25: Amortissement des mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique.....	157

## LISTE DES SYMBOLES

$\sigma$	contrainte
$\varepsilon$	déformation
G	module de cisaillement
G <sub>max</sub>	module de cisaillement maximal
D	rapport d'amortissement
D <sub>min</sub>	rapport d'amortissement minimal
E <sub>sec</sub> (G <sub>sec</sub> )	module sécant
E <sub>tan</sub> (G <sub>tan</sub> )	module tangent
E <sub>cyc</sub> (G <sub>cyc</sub> )	module cyclique
Rd	Rapport entre la longueur de l'échantillon et la longueur d'onde
OCR	facteur de surconsolidation
p'	contrainte moyenne effective
d	distance réelle parcourue par l'onde
t	temps de vol
V <sub>s</sub>	vitesse de propagation des ondes de cisaillement
T <sub>app</sub>	la durée ou la période apparente du signal émis
T <sub>i</sub>	le temps d'arrivée idéal pour un signal non distordu
$\rho$	masse volumique
e	indice des vides
e <sub>max</sub>	indice des vides max
e <sub>min</sub>	indice des vides min
D <sub>50</sub>	taille moyenne des grains
C <sub>u</sub>	coefficient d'uniformité
I <sub>D</sub>	indice de densité
T	contrainte de cisaillement
$\gamma$	déformation de cisaillement
$\eta$	viscosité
$\Delta w$	énergie dissipée au cours d'un cycle
$\omega$	fréquence angulaire
W	énergie de déformation



$c$	coefficient d'amortissement
$\lambda$	longueur d'onde
FFT	transformation de Fourier
$f_m$	fréquence de résonance
$f_1, f_2$	fréquences des deux cotés de la fréquence de résonance
$A_m$	amplitude du signal à la fréquence de résonance
$A_1, A_2$	amplitude aux deux cotés de la fréquence de résonance
$Sr = D_{50r}/D_{50s}$	rapport de tailles des grains souples et rigides
$\rho_s$	masse volumique du sable
$\rho_s$	masse volumique du caoutchouc
$\rho_s$	masse volumique du mélange sable caoutchouc

## **LISTE DES ABREVIATIONS**

BE : bender element

SRS : Méthode du rapport spectral (Spectral Ratio Slope)

SASW : Analyse spectrale des ondes de surface (Spectral Analysis of Surface Waves)

RSM : Mélanges sable - caoutchouc

Rf : Fraction volumique du caoutchouc

VER: Volume élémentaire représentatif

***INTRODUCTION  
GENERALE***

---

## **INTRODUCTION GENERALE**

---

En ingénierie géotechnique, la conception des fondations soumises à des charges dynamiques telles les microséismes, les machines vibrantes, explosions, vibrations dues au trafic ferroviaire. L'évaluation de la liquéfaction et le contrôle de l'amélioration des sols revêtent une extrême importance pour la stabilité et la durabilité des ouvrages. Ces problèmes d'ingénierie renvoient à la compréhension du comportement mécanique des sols et la connaissance approfondie de leurs lois constitutives.

Le comportement des sols et des matériaux granulaires en général, aussi bien dans le domaine quasi-statique que dynamique, est très difficile à cerner en raison de leur hétérogénéité, et l'influence de nombreux autres paramètres tels que leur histoire de chargement, la présence ou non en leur sein d'un fluide interstitiel, etc. Néanmoins, l'utilisation rationnelle des modèles des sols passe impérativement par l'incorporation des bonnes propriétés mécaniques de ces matériaux.

La plupart des modèles de sol utilisés par les ingénieurs supposent que le comportement du sol est linéaire, isotrope et élastique. Mais, au cours des dernières années, certaines caractéristiques du comportement non-linéaire intéressent de plus en plus les chercheurs et il est devenu important d'étudier et de quantifier les facteurs qui influencent un tel comportement dans la plage de petites déformations. L'expérience prend alors une part importante pour la compréhension des différents phénomènes et mécanismes qui entrent en jeu.

A ce titre, le besoin d'identifier les propriétés de ces géomatériaux a conduit au développement d'outils d'investigation spécifiques, aussi bien sur site (Cross-Hole, Down-Hole, SASW, ...) qu'en laboratoire (colonne résonante, le triaxial dynamique, et des excitateurs piézoélectriques ...etc).

A l'échelle du laboratoire, bien que les essais présentent un inconvénient, celui de remaniement des échantillons, par rapport aux essais in-situ, ils restent souvent fortement complémentaires et devraient être systématiquement employés simultanément pour parvenir à une meilleure représentation possible du comportement des sols. Les essais de laboratoire

se doivent de reproduire les états du matériau et les sollicitations qu'il subit dans la réalité et de fournir des mesures fiables des paramètres des sols.

Grâce au développement de cette instrumentation locale et sophistiquée, il est maintenant possible d'étudier le comportement des sols dans un domaine aussi complexe. Le dernier point innovant dans ces instruments est la possibilité d'effectuer des mesures de propagation d'ondes à l'aide de capteurs piézo-électriques tels que les bender elements ainsi que d'autres capteurs susceptibles de le faire. Le comportement dynamique peut alors être directement comparé au comportement quasi-statique en petites déformations.

À l'heure actuelle, bien que les laboratoires de mécanique des sols soient de plus en plus dotés de ces instruments de mesure, il y a beaucoup plus de données d'essais triaxiaux classiques pour des échantillons de sol testés en grandes déformations qu'en petites déformations.

D'autre part, une direction prometteuse de la recherche actuellement est sans conteste l'utilisation de matériaux souples comme le caoutchouc mélangés avec les matériaux granulaires rigides en vue de concevoir un système d'absorption sous les fondations des structures afin d'atténuer les ondes mécaniques, telles que celles générées par les machines vibrantes, passage de trains, ou encore les micro-secousses sismiques. Le pouvoir d'amortissement élevé du caoutchouc conduit l'utilisation de ces mélanges binaires comme sols de substitution dans les zones sismiques afin de réduire l'amplitude des fortes sollicitations induites par les tremblements de terre et autres mouvements du sol.

Les travaux de cette thèse portent sur l'étude de la propagation d'ondes de cisaillement de faibles amplitudes dans des matériaux granulaires, générées par des bender elements insérés dans une cellule triaxiale modifiée. A l'aide de ce dispositif expérimental original, les propriétés dynamiques (à savoir le module de cisaillement maximum et le rapport d'amortissement) d'un sable normalisé et d'un mélange de ce sable avec différentes proportions de granulés de caoutchouc sont étudiés, et ce à des pressions de confinement variables.

La présente thèse est structurée en quatre chapitres, le premier est consacré à l'étude du comportement dynamique des matériaux granulaires d'une manière générale et des sols en particulier. L'intérêt de l'étude dans le domaine des petites et très petites déformations est abordé à travers quelques cas pratiques issus de la littérature.

Le second chapitre présente les matériaux granulaires utilisés, à savoir le sable d'Hostun (matériau de base), et les granulés de caoutchouc provenant de broyage de pneus usagés. Le

dispositif expérimental employé y est également décrit, avec des détails de l'appareillage utilisé et la précision de certaines considérations pratiques relatives à la sélection de la forme d'onde, la fréquence d'excitation et l'acquisition de données.

Dans le chapitre trois, l'analyse des essais aux bender elements ainsi que les méthodes d'interprétation des signaux électriques enregistrés sont exposées. Les différentes méthodes sont examinées avec leurs inconvénients et avantages, des exemples comparatifs sont mis en exergue, via la confrontation des résultats expérimentaux préliminaires obtenus. Certains aspects pratiques liés à cette technique sont également traités à travers des essais préliminaires de ce travail de thèse, comme le couplage électromagnétique (crosstalk), effet de champ proche, fréquence de résonance ... etc.

Le quatrième et dernier chapitre est consacré à la présentation et à l'interprétation des résultats de la vaste campagne expérimentale menée sur des échantillons de sable d'Hostun et des mélanges compacts et dense de sable d'Hostun-granulés caoutchouc. Le comportement des matériaux testés est analysé et discuté. L'évolution de leurs caractéristiques dynamiques (modules de rigidité de cisaillement, rapport d'amortissement) est étudiée en fonction de nombreux paramètres (tels que l'état d'hygrométrie des sables, la pression de confinement, la fraction volumique de particules souples. Les résultats obtenus sont confrontés à ceux de la littérature récente. Des modèles régissant les propriétés dynamiques en fonction des pressions de confinement et de la teneur en granulés des mélanges sont également proposés.

*Chapitre 1 :*

***COMPORTEMENT DES  
MATERIAUX GRANULAIRES EN  
PETITES DEFORMATIONS***

---

## Chapitre I :

# COMPORTEMENT DES MATERIAUX GRANULAIRES EN PETITES DEFORMATIONS

---

## 1.1. Introduction

L'utilisation rationnelle des modèles non linéaires des sols passe impérativement par l'incorporation des propriétés mécaniques de ces matériaux. La connaissance des caractéristiques mécaniques constitue, par conséquent, une étape importante dans l'analyse du comportement dynamique des géomatériaux face aux diverses sollicitations auxquelles ils sont soumis.

D'autre part, la connaissance précise de la dégradation du module de rigidité des sols est fondamentale dans la reproduction des phénomènes dans la géotechnique, telles que la déformation d'un mur de soutènement ou le règlement d'une excavation d'un tunnel...etc. (Hardy, 2003).

On assiste ces dernières années au développement de nouvelles techniques de mesures des caractéristiques mécaniques des sols. Les améliorations ont surtout porté sur la mesure des caractéristiques élastiques ou pseudo-élastiques des sols, c'est-à-dire dans une plage de déformations allant de  $10^{-6}$  à  $10^{-4}$  environ, domaine spécifique du génie parasismique et notablement différent du domaine de la Mécanique des Sols classique où les déformations inférieures à  $10^{-3}$  sont rarement abordées (Pecker, 2007).

L'évolution de module de rigidité et du rapport d'amortissement en fonction de la contrainte et de la déformation constitue un domaine d'intérêt pour de nombreux chercheurs au cours de ces dernières années et l'est maintenant admis que la rigidité au cisaillement d'un sol se dégrade alors que le rapport d'amortissement augmente avec le niveau de la déformation.

## 1.2. Généralités sur le comportement mécanique des sols

L'observation des caractéristiques de rigidité du sol sur la figure 1.1 montre qu'il y a trois régions où le comportement du sol est différent (petites, moyennes et grandes déformations).



Lors de très petites déformations, le sol est supposé se comporter d'une manière linéaire et élastique avec une constante qui est le module de cisaillement ( $G$ ). À un certain niveau de la sollicitation, qui dépend du type de sol, le module de cisaillement commence à diminuer, et le comportement élastique linéaire devient non-linéaire.

La forme de la dégradation de la courbe de raideur des sols est souvent caractérisée par un plateau représentant les valeurs maximales pour des faibles déformations. Cette raideur est réduite à de faibles valeurs à grandes déformations. Dans la gamme intermédiaire de déformations, la rigidité change rapidement avec la déformation et le comportement est fortement non-linéaire comme le montre la figure 1.1.

Inversement, le rapport d'amortissement ( $D$ ) présente un plateau à une valeur minimale pour des faibles déformations, il augmente vers des valeurs supérieures pour des niveaux de déformation plus élevés.

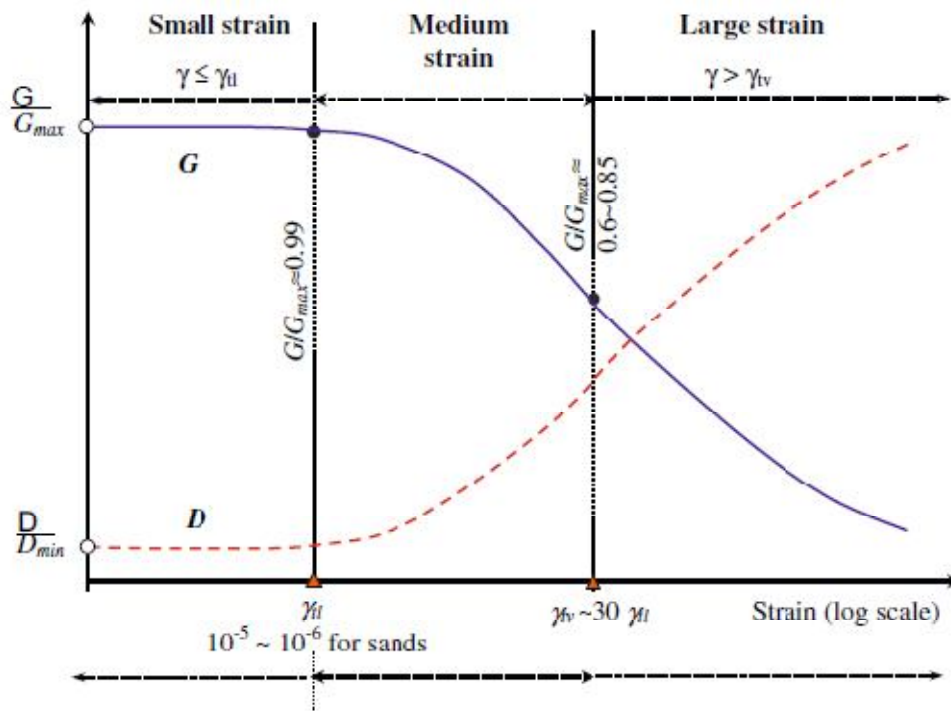


Figure 1.1: Représentation schématique de l'évolution du module de rigidité ( $G$ ) et du rapport d'amortissement ( $D$ ) d'un sol avec le niveau de déformation (Wang & Santamarina, 2007)

Le comportement mécanique des matériaux en général et des matériaux granulaires en particulier, lorsqu'ils sont assimilés à un milieu continu, est régi par une loi rhéologique propre à ce matériau. Cette loi relie les contraintes subies aux déformations engendrées.

La loi de comportement d'un matériau peut être établie par une relation contrainte – déformation ( $\sigma - \varepsilon$ ) dans le cas des essais réalisés suite à l'analyse de résultats expérimentaux et sur mise en évidence des mécanismes physiques. Par conséquent, la différence des

matériaux testés entraîne une différence du comportement constatée lorsqu'ils sont soumis à des sollicitations extérieures. Comme on est souvent dans le cas de sollicitations tridimensionnelles, on parle alors de tenseur de contraintes  $[\sigma]$  et tenseur de déformations  $[\varepsilon]$ . Dans le cas général, on observe que la courbe  $(\sigma - \varepsilon)$  présente deux parties distinctes : une partie linéaire correspondant à un comportement réversible du matériau (élasticité) et une partie non linéaire correspondant à un comportement irréversible à partir de la limite élastique. On parle alors de comportement plastique, visqueux ou de leur combinaison (viscoélasticité, élasto-plasticité, viscoplasticité, etc.).

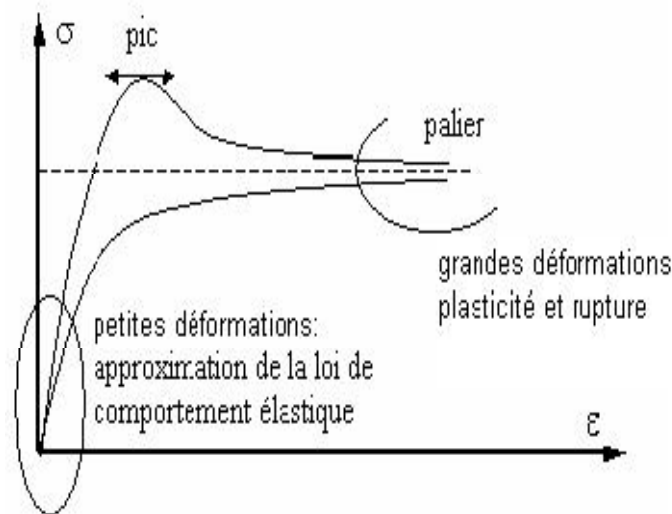


Figure 1.2: Exemple d'une courbe contrainte – déformation (Nguyen Pham, 2008)

### 1.3. Les modules de déformation

Pour faire des choix constructifs et pertinents, l'étude géotechnique a pour tâche de fournir des paramètres de sols fiables. On présente ici les différents modules de déformation rencontrés. Ils sont généralement exprimés par le rapport contrainte / déformation lorsque le domaine élastique est bien défini. La définition des modules élastiques entraîne la définition du domaine élastique, mais aussi impose le calcul du coefficient de Poisson sur ce même domaine.

#### 1.3.1. Module maximal de déformation ( $G_{max}$ )

Dans la zone dite « élastique », le module atteint une valeur quasi indépendante du niveau de déformation. Les déformations sont, dans cette zone, très petites. C'est la raison pour laquelle le module est généralement qualifié de « initial » ou « maximal » ( $E_{max}$  ou  $G_{max}$ ). Dans les zones suivantes, le module diminue avec la déformation.

### 1.3.2. Module sécant

Les courbes en partie monotone sont décrites par un module «sécant» ( $E_{\text{séc}}$  ou  $G_{\text{séc}}$ ) défini par la pente de la droite reliant l'origine au point actuel.

$$E_{\text{séc}} = \frac{\sigma - \sigma_0}{\varepsilon} \quad (1.1)$$

avec :

$\sigma_0$  : contrainte initiale

$\sigma$  : contrainte à l'instant t

$\varepsilon$  : déformation à l'instant t

### 1.3.3. Module tangent

Le module «tangent» ( $E_{\text{tan}}$  ou  $G_{\text{tan}}$ ) est déterminé par la pente de la courbe dans un voisinage du point. Dans les essais contenant des chargements cycliques,

$$E_{\text{tan}} = \frac{d\sigma}{d\varepsilon} \quad (1.2)$$

avec :

$d\sigma$  : incrément de la contrainte

$d\varepsilon$  : incrément de la déformation

### 1.3.4. Module cyclique

Le module «cyclique» ( $E_{\text{cyc}}$  ou  $G_{\text{cyc}}$ ) est déterminé par la pente de la droite reliant les deux points d'inversion du sens de la déformation (figure 1.3).

$$E_{\text{cyc}} = \frac{\sigma_{\text{cyc}}}{\varepsilon_{\text{cyc}}} \quad (1.3)$$

avec :

$\sigma_{\text{cyc}}$  : contrainte cyclique (de la phase chargement-déchargement)

$\varepsilon_{\text{cyc}}$  : déformation cyclique

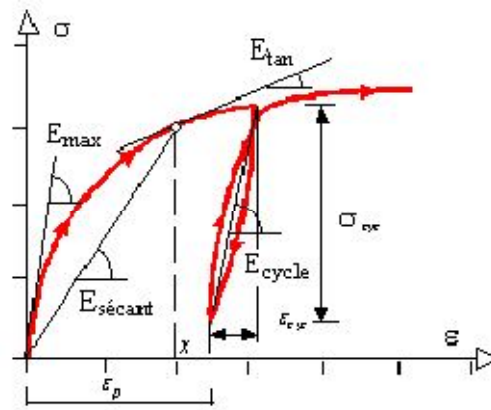


Figure 1.3: Différents types de module de déformation

#### 1.4. Les facteurs affectant la rigidité des sols

La rigidité des sols dépend plus souvent du type des essais in-situ et de laboratoire effectués, et les raisons de cela ne sont pas bien comprises dans la plupart des cas. Si les sols et les roches étaient des matériaux élastiques parfaitement linéaires avec des propriétés constantes, chaque valeur de rigidité peut être obtenue de manière unique quel que soit le type d'essai employé ou la méthode suivie. Mais en réalité, ce n'est pas le cas puisque dans les géomatériaux en général, en particulier les sols, la relation contrainte-déformation est non linéaire. Toutefois, si les effets de tous les facteurs qui contrôlent la rigidité sont correctement évalués de manière quantitative, la différence dans les valeurs de rigidité entre différentes méthodes d'essai, y compris celles mesurées in-situ, pourraient être diminuées.

Plusieurs raisons possibles pouvant expliquer la grande différence dans les valeurs de rigidité obtenues à partir des essais in-situ et de laboratoire. L'une de ces raisons est liée à la nature fortement non linéaire des relations contrainte-déformation des matériaux géotechniques. Le degré de la non-linéarité varie en fonction du type de matériau et de nombreux autres facteurs.

La rigidité des sols et des roches est une fonction d'au moins une combinaison des facteurs suivants (Tatsuoka et Shibuya 1991 ; Shibuya, 2001 ; Mohsin, 2008):

- Inhomogénéité du matériau
- Remaniement de l'échantillon
- Erreur systématique dans les mesures, en particulier dans le domaine des petites déformations
- Anisotropie et non-linéarité

- Chemin de contrainte au cours de la consolidation (isotrope ou anisotrope, OCR) : dépendance du niveau de la pression effective
- Chemin de contrainte au cours de cisaillement: dépendance de niveau de la contrainte déviatorique

#### 1.4.1. Les facteurs affectant la rigidité maximale ( $G_{max}$ )

Plusieurs facteurs susceptibles d'affecter la rigidité maximale et le comportement en petites déformations ont été identifiés pour une grande variété de sols et de roches dont les effets de :

- La vitesse de déformation: Les relations contrainte-déformation à très petites déformations sont plutôt linéaires et élastiques tant que la vitesse de déformation est supérieure à une certaine valeur.
- Le cisaillement initial : La plupart des sols et des roches in situ sont soumis à une certaine contrainte de cisaillement initiale, avant l'événement de chargement statique ou dynamique, ce qui influence  $G_{max}$  (Mohsin 2008).
- La sur-consolidation : Pour une valeur fixe de la contrainte effective ( $p'$ ) et de l'indice des vides ( $e$ ),  $G_{sec}$  à très petite déformations est égal à  $G_{max}$ , et n'est pas affecté par le facteur de surconsolidation (OCR). La dépendance du niveau de déformation de  $G_{sec}$  diminue avec l'augmentation de l'OCR. La déformation limite du comportement élastique augmente avec l'augmentation de l'OCR (Teachavorasinskun et al, 1991).
- La prédeformation cyclique : La plupart des sols in situ sont susceptibles d'avoir connu une certaine quantité de prédeformation cyclique. La prédeformation cyclique n'a pas d'incidence sur  $G_{max}$  lorsque l'indice des vides ne diminue pas de façon notable (Teachavorasinskun et al, 1994).

Les effets des paramètres sus-évoqués sur la rigidité peuvent devenir plus prononcés quand les augmentations du niveau de déformations dépassent la limite élastique.

#### 1.5. Domaine de détermination du module de cisaillement maximal ( $G_{max}$ )

Pour bien identifier le domaine d'intervention qui permet l'estimation du module de cisaillement maximal  $G_{max}$ , on rappelle d'abord les différents domaines de déformations. Il est possible de différencier les comportements observés à partir des niveaux de déformations,

une classification peut être établie (Sauseat, 2003): grandes ( $\varepsilon > 10^{-3}$ ), moyennes ( $10^{-3} < \varepsilon < 10^{-4}$ ), petites ( $10^{-4} < \varepsilon < 10^{-5}$ ) et très petites déformations ( $\varepsilon < 10^{-5}$ ).

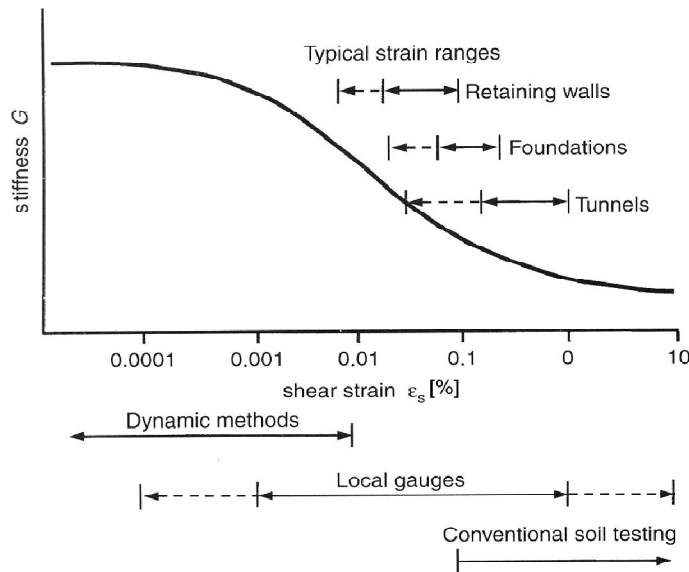


Figure 1.4: Caractéristique du comportement contrainte-déformation des sols - Variations de la raideur du sol ( $G$ ) dans les différents domaines de déformations typiques pour les essais de laboratoire et structures (Mair, 1993).

En général, on distingue trois régions où le comportement du sol est différent. Pour les très petites déformations ( $\varepsilon < 0,001\%$ ), la raideur est approximativement constante et le comportement contrainte-déformation est linéaire. Pour les grandes déformations ( $\varepsilon > 0,1\%$ ) où l'état des sols atteint la limite d'état, le comportement est élasto-plastique. Dans la gamme des déformations intermédiaires ( $\varepsilon = 0,001\%$  à  $0,1\%$ ), la rigidité évolue rapidement avec la pression et le comportement du sol est fortement non-linéaire.

## 1.6. Caractéristiques de la rigidité des sols en petites déformations

### 1.6.1 Le module de rigidité et la déformation

Les principales caractéristiques de la rigidité du sol sont illustrées dans la Figure 1.5 où la variation typique du module de cisaillement ou de la rigidité en fonction de la déformation pour la plupart des sols est donnée. La courbe représente la rigidité du sol non-linéaire de très petites déformations à des conditions pré-rupture.

La mesure de la rigidité du sol à petites déformations revêt une grande importance dans l'étude de la mécanique des sols et de ses applications pour la conception géotechnique (Porras Ortiz, 2004). En outre, la connaissance des propriétés mécaniques dans le domaine des petites déformations des sols est primordiale dans la prévision des performances et des comportements de ces géomatériaux soumis à des sollicitations dynamiques comme les séismes, les machines vibrantes ou les chargements dus aux différents trafics (Yamashita et al, 2009).

Le module de cisaillement maximal  $G = G_{\max}$ , à très petites amplitudes de déformation, qui sont généralement de l'ordre de  $10^{-5}$  ou inférieures, est considéré comme l'un des paramètres de base du sol. Ce module est le plus adéquatement déterminé à partir de la vitesse de propagation des ondes de cisaillement ( $V_s$ ), qui est mesurée directement in-situ ou en laboratoire.

La propagation des ondes élastiques est un outil important pour évaluer le comportement des sols et elle est utilisée pour surveiller la déformation et le processus de chargement dans les sols saturés et non saturés.

On sait que la courbe de contrainte-déformation dépend principalement de la plasticité du sol dans les sols fins et est affectée par la contrainte moyenne effective dans les sols. En outre, on pense que la plupart des sols se comportent élastiquement à très faibles déformations (c'est-à-dire inférieure à 0,001%) donnant lieu à une constante de raideur. La déformation induite par la propagation des ondes sismiques dans les sols se situe dans cette gamme et fournit donc une mesure de la valeur maximale de la rigidité ( $G_{\max}$ ). La rigidité maximale est un paramètre fondamental dans la définition de cette courbe, et donc l'utilisation de la mesure par les méthodes sismiques de la rigidité est la plus pertinente.

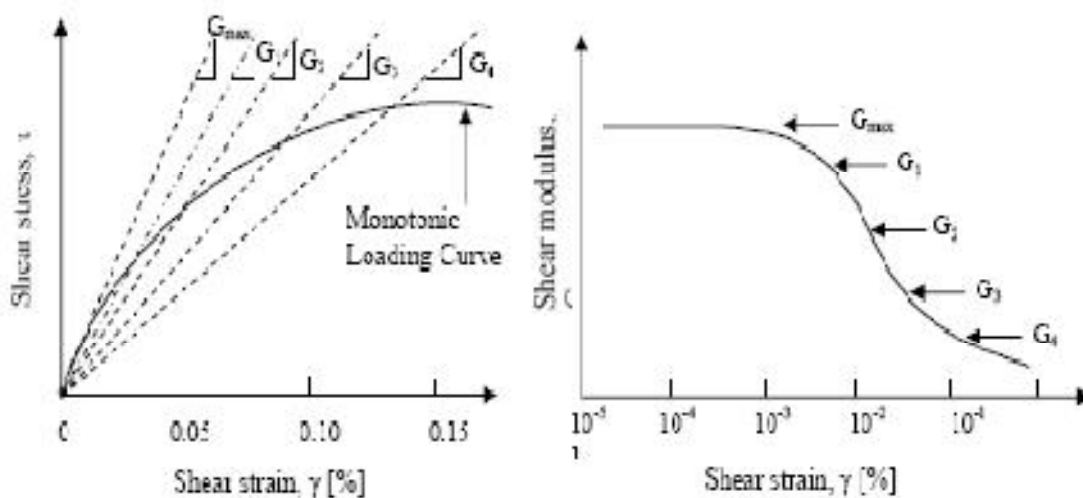


Figure 1.5: Dégradation typique du module de cisaillement des sols (Porras Ortiz, 2004)

## 1.6.2 Le module de rigidité et la pression effective

De nombreux modèles de comportement de sol ont été élaborés pour tenter d'étudier cette caractéristique des sols qui est le module de cisaillement maximal et son évolution en fonction de la pression effective, ils sont obtenus par lissage des courbes (*curve fitting*) de données expérimentales tels que Jardine et al. (1986) ou Hardin et Drnevich (1992) etc.

D'autres modèles constituent des exemples où un sol plus théoriquement élasto-plastique sont adoptés pour tenter d'intégrer le changement de la raideur dans le sol. Le tableau 1.1 offre une liste non exhaustive de ces modèles.

Alors que le développement d'instruments dans les essais de laboratoire a permis de bien étudier l'évolution de la rigidité ainsi que sa dégradation, la mesure de  $G_{\max}$  des sols dans la zone du plateau élastique est encore d'actualité et constitue une opération délicate, elle est au-delà des moyens d'instrumentation et de maîtrise de la plupart des laboratoires de mécanique des sols.

On peut relever dans la littérature plusieurs techniques expérimentales pour ces mesures de la rigidité élastique d'un sol à savoir la colonne résonnante et de transducteurs piézoélectriques.

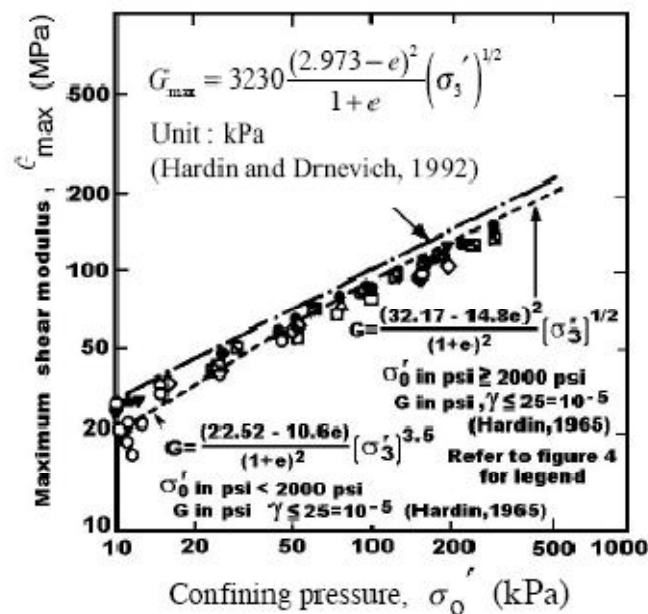


Figure 1.6: Variation de  $G_{\max}$  avec la contrainte effective (Towhata, 2008)

Le tableau 1.1 présente quelques formules (liste non exhaustive), proposées par différents auteurs, concernant l'évolution du module de cisaillement maximal avec la pression effective.



Tableau 1.1: relation empiriques entre le module de cisaillement ( $G_{max}$ ) et la pression effective ( $p'$ )

Auteur(s)	Expression
Hardin et Richart (1963)	$G_{max} = A \frac{(b - e)^2}{1 + e} (p')^n$
Hardin et Drenevich (1992)	$G_{max} = 3230 \frac{(2.973 - e)^2}{1 + e} (p')^{\frac{1}{2}}$
Hicher (1985)	$G_{max} = A \frac{B}{e} (p')^{0,5}$
Lo Presti (1987)	$G_{max} = 591(p')^{0,426} \exp(0,693.I_D)$
Richart et al. (1970)	$G_{max} = 700 \frac{(2.17 - e)^2}{1 + e} (p')^{0,5}$ pour sable rond
	$G_{max} = 330 \frac{(2.97 - e)^2}{1 + e} (p')^{0,5}$ pour sable angulaire
Hameury (1995)	$G_{max} = 89 \frac{(3.01 - e)^2}{1 + e} (p')^{0,46}$

avec : A, B, b, n : constantes adimensionnelles, déterminées à partir des essais expérimentaux, dépendant du niveau de déformation et de la forme des particules,

e : indice des vides,

$I_D$  : indice de densité,

$p'$  : contrainte moyenne effective :  $P' = (\sigma_1' + \sigma_2' + \sigma_3') / 3$

## 1.7 Amortissement matériel

Généralement, il est supposé que les ondes se propagent à travers un milieu élastique linéaire homogène semi infini. Les ondes peuvent ainsi se propager sans limites dans un tel matériau idéalisé. Mais en réalité, ce comportement ne peut se produire et les amplitudes des ondes dans un milieu réel s'atténuent avec la distance en raison de sources différentes. Les systèmes réels ont toujours une certaine forme d'amortissement inhérent. Le concept d'amortissement se réfère à la dissipation d'énergie de vibration quand les ondes traversent un milieu. Le phénomène d'amortissement est applicable à la propagation d'ondes comme au phénomène de vibrations des particules.

### 1.7.1 Atténuation des ondes dans les sols

Les amplitudes des ondes sismiques se propageant dans les sols sont diminuées tout comme les ondes se propageant à travers un matériau élastique. Cette réduction est la conséquence des pertes d'énergie dans le sol, qui est nommée «atténuation». Les caractéristiques d'atténuation sont en relation avec plusieurs paramètres comme l'état physique, le degré de saturation des sols ...etc.

L'atténuation des ondes sismiques dans les sols est un phénomène complexe résultant de l'interaction de plusieurs mécanismes qui contribuent à la dissipation d'énergie lors de l'excitation dynamique comme le frottement interne des particules et les phénomènes visqueux comme le glissement à l'interface entre les particules.

Plusieurs définitions ont été proposées comme mesures de dissipation d'énergie dans les matériaux géologiques en général et des sols en particulier, la plupart sont sous forme de paramètres adimensionnels (Parrales, 2004). Certains d'entre eux ont été inspirés par les définitions des pertes de l'énergie utilisées dans d'autres disciplines comme le génie électrique par exemple. Toutes ces définitions sont compatibles les unes avec les autres uniquement quand elles sont appliquées à un matériau viscoélastique faiblement dissipatif (Lai & Rix, 1998). Par conséquent, pour mesurer l'atténuation en utilisant des méthodes sismiques, on doit supposer que le milieu étudié est localement homogène et isotrope, et les mesures sont réalisées dans un volume suffisamment petit pour que le matériau puisse être considéré comme effectivement homogène.

Au niveau microscopique, différents mécanismes ont été proposés pour expliquer le processus de dissipation d'énergie. Ce processus se produit à des niveaux très faibles de déformations dans les matériaux géologiques soumis à une excitation dynamique. Les études indiquent qu'une combinaison interactive, de plusieurs mécanismes individuels, est responsable de la plupart des phénomènes macroscopiques appelée dissipation de l'énergie (Lai & Rix, 1998). Pour des sols à grains grossiers, les deux mécanismes physiques qui ont été avancés pour être responsable de l'amortissement matériel sont les pertes d'énergie par frottement entre les particules du sol et l'écoulement du fluide dû au mouvement relatif entre les phases solide et liquide (Lai et Rix, 1998; Rix et al, 2000). Dans le cas des matériaux granulaires avec présence d'un fluide interstitiel, le mécanisme lié au fluide interstitiel (fluide des pores) peut être expliqué par la perturbation du fluide qui consomme une partie de l'énergie de propagation de l'onde traversant le matériau, ce qui provoque une atténuation

dépendante de la fréquence. Les sols à grains fins présentent des phénomènes plus complexes, qui sont contrôlés par interactions électromagnétiques entre les molécules d'eau et les particules solides microscopiques (Lai et Rix, 1998).

D'autres mécanismes contribuent également à la décroissance de l'amplitude des ondes sismiques lorsqu'elles se propagent à travers une masse de sol. Premièrement, dans le cas de la propagation de l'onde sur une surface large, le front d'onde se propage en s'éloignant de la source, cause pour laquelle l'amplitude des ondes est de plus en plus atténuée avec la distance de la source (amortissement géométrique). Deuxièmement, la réflexion et la transmission des ondes sismiques à interfaces et la diffusion dans les milieux non-homogènes causent également la diminution de l'amplitude. Ces derniers phénomènes sont communément appelés atténuation apparente (Rix et al. 2000).

### 1.7.2 Paramètres d'amortissement matériel

Les matériaux granulaires, à l'instar de tous les matériaux réels, dissipent toujours, en partie, l'énergie élastique d'une forme d'onde élastique. Cette dissipation est toujours accompagnée d'une diminution de l'amplitude des ondes. L'amortissement visqueux est souvent utilisé pour représenter ce phénomène car l'énergie qui est perdue dans les sols est en fait due à une variété de mécanismes qui ne sont pas pleinement compris (Kramer, 1996). Généralement, dans la propagation des ondes viscoélastiques, les sols sont modélisés comme un solide de Kelvin-Voigt. La relation contrainte - déformation pour ce modèle est la suivante:

$$\tau = G\gamma + \eta \frac{\partial \gamma}{\partial t} \quad (1-4)$$

où  $\gamma$  est la déformation de cisaillement,  $G$  est le module de cisaillement et  $\eta$  est la viscosité du matériau.

La figure 1.7 ci-après illustre le modèle Kelvin-Voigt représenté par un ressort et un amortisseur en parallèle. Ce modèle est la somme d'une partie élastique (proportionnelle à la déformation) et une partie visqueuse (liée à la vitesse de déformation). Pour une déformation de cisaillement harmonique sous la forme  $\gamma_0 \sin(\omega t)$ , la contrainte de cisaillement devient :

$$\tau(\omega, t) = G\gamma_0 \sin(\omega t) + \omega\eta\gamma_0 \cos(\omega t) \quad (1-5)$$

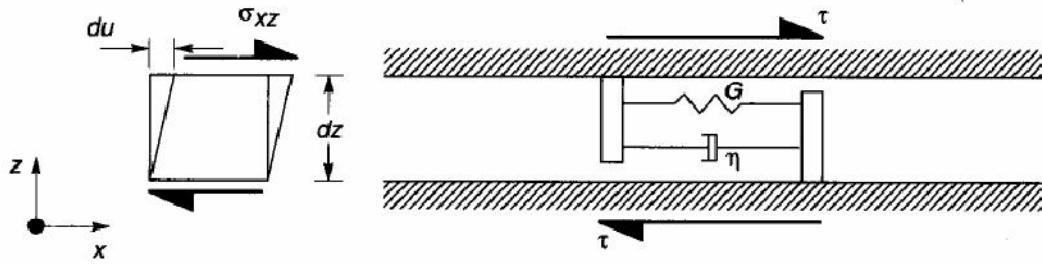


Figure 1.7: Solides de Kelvin-Voigt sous cisaillement horizontal appliqué, la résistance au cisaillement des éléments représentée par un ressort (élastique) et un amortisseur (visqueux) (d'après Kramer 1996).

Sur la base de l'excitation harmonique et des équations (1-4) et (1-5), la relation de Kelvin-Voigt peut être vue comme boucle elliptique. L'énergie élastique dissipée dans un cycle peut être prise comme la surface de la zone de l'ellipse formée par la boucle contrainte-déformation.

$$\Delta W = \int_{t_0}^{t_0 + \frac{2\pi}{\omega}} \tau \frac{\partial \gamma}{\partial t} dt = \pi \eta \omega \gamma_0^2 \quad (1-6)$$

Ce qui indique que l'énergie qui est perdue est proportionnelle à la fréquence de chargement (Kramer, 1996).

### 1.7.3 Mesure du rapport d'amortissement

En dynamique des sols et en génie parasismique, le paramètre traditionnellement utilisé comme une mesure de la dissipation d'énergie lors de l'excitation harmonique est le rapport d'amortissement matériel 'D' défini comme suit :

$$D = \frac{\Delta W}{4\pi W} \quad (1-7)$$

où  $\Delta w$  est l'énergie dissipée au cours d'un cycle à la fréquence angulaire  $\omega$ ; et  $W$  l'énergie de déformation maximale stockée au cours de ce cycle.

Le rapport d'amortissement défini de cette manière est, en général, dépendant de la fréquence. Cependant, la plupart des données expérimentales disponibles indiquent que l'amortissement matériel du sol est un phénomène indépendant de la fréquence à de très faibles niveaux de déformations. Dans cette gamme de fréquences, le rapport

d'amortissement matériel est considéré comme une constante et donc indépendante de la fréquence (Lai et Rix, 1998). Les rapports d'amortissement indépendants de la fréquence sont aussi appelés hystérésis ou (rate-independent damping), la courbe cyclique se traduit par une boucle d'hystérésis dans le plan contrainte-déformation (figure 1-8).

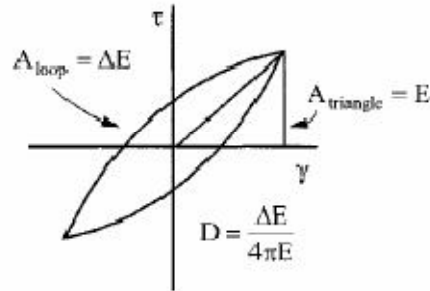


Figure 1.8 : courbe contrainte – déformation cyclique (boucle d'hystérésis)

La zone délimitée par l'ellipse est liée à la quantité d'énergie (par unité volume) dissipée par le matériau au cours d'un cycle de chargement harmonique.

Le rapport d'amortissement,  $D$ , peut être défini comme suit :

$$D = \frac{\Delta W}{4\pi W} = \frac{c}{2\sqrt{km}} \quad (1-8)$$

où 'c' est le coefficient d'amortissement du système, et le terme du dénominateur est le coefficient d'amortissement critique 'cc', qui est défini comme deux fois la racine carrée de la raideur 'k' et de la masse 'm' (Santamarina J. C., 2001). C'est aussi la dissipation d'énergie par cycle,  $\Delta W$ , sur le sommet de l'énergie dans le cycle,  $W$ , fois la constante  $4\pi$ . Toutefois, ces modèles sont impropres pour décrire le comportement réel des sols car ils présentent un effet d'hystérésis au cours de la dissipation d'énergie. Ce phénomène se produit parce que l'énergie est perdue dans les sols à travers le glissement des grains de sol les uns par rapport aux autres, ce qui signifie que la dissipation d'énergie des sols n'est pas affectée par la fréquence de chargement. Pour éliminer la dépendance à la fréquence et maintenir le modèle visco-élastique, l'amortissement est placé dans une formulation pour une viscosité équivalente qui est inversement proportionnelle à la fréquence (Kramer 1996).

$$\eta = \frac{2G}{\omega} D \quad (1-9)$$

- *Atténuation intrinsèque et géométrique*

L'amortissement matériel absorbe une partie de l'énergie élastique d'une onde de volume au cours de l'atténuation; Par conséquent, l'énergie se dissipe alors que l'onde traverse le matériau. La perte de cette énergie spécifique, énergie par unité de volume, provoque une diminution de l'amplitude de l'onde quand la distance de la source augmente. Ce comportement est généralement modélisé comme une décroissance exponentielle dans laquelle l'amplitude  $A_2$  à un point  $(n+1)$  est liée à l'amplitude  $A_1$  à un point  $(n)$  par la relation suivante :

$$A_2 = A_1 e^{-\alpha(r_1-r_2)} \quad (1-10)$$

où ' $\alpha$ ' est le coefficient d'atténuation, ' $r_1$ ' est la distance de la source à l'emplacement 1, et ' $r_2$ ' est la distance de la source à l'emplacement 2 (Santamarina et al. 2001).

Le coefficient d'atténuation  $\alpha$ , est lié au taux d'amortissement,  $D$ , pour la propagation d'ondes à faible perte par la relation suivante :

$$\alpha = \frac{2\pi D}{\lambda} \quad (1-11)$$

où  $\lambda$  est la longueur d'onde

La réduction de l'énergie est aussi causée par un autre mécanisme commun à la plupart des systèmes de propagation ondes. Quand une source est créée, cela est généralement fait de manière où une grande quantité d'énergie est créée à partir d'un petit volume. Dans certains cas, cela peut être une charge dans le sol ou un marteau au laboratoire. L'apport d'énergie à la source est très élevé. Si le système est une tige de section transversale uniforme, cette énergie devrait être relativement bien préservée à l'exception des atténuations intrinsèques. Toutefois, si le système n'est pas uniforme en section transversale dans le sens de la propagation des ondes (par exemple un cône sur sa pointe), la même énergie sera étalée sur un volume plus grand. Ce phénomène est souvent qualifié d'amortissement radiatif ou géométrique. Si la source de l'onde de contrainte est modélisée comme un point avec un front d'onde sphérique, il est démontré que le taux de décroissance d'amplitude pour les ondes de volume est  $1/r^2$  (Richart et al. 1970). La formulation générale de la décroissance de l'amplitude du mouvement des particules est la suivante :

$$\frac{A_1}{A_2} = \left( \frac{r_1}{r_2} \right)^\zeta \quad (1-12)$$

où l'exposant  $\zeta$  est défini par le type de l'atténuation géométrique. Les valeurs typiques pour les exposants sont (Richart et al. 1970):

$\zeta = 0$ , correspond à une onde plane en milieu infini et dans les barres,

$\zeta = 0.5$ , correspondant au front d'onde cylindrique,

$\zeta = 1$ , correspondant à des fronts d'ondes sphériques

*- Mesure de l'amortissement matériel - Méthode du rapport spectral (Spectral Ratio Slope – SRS)*

En théorie, on peut connaître l'atténuation d'une onde se propageant dans un milieu donné si on connaît la variation de l'amplitude entre deux points de réception ou de mesure (Pecker, 2007).

Cette atténuation se compose de deux termes : une atténuation liée à l'amortissement matériel du milieu, dans lequel se propagent les ondes, qui est faible compte tenu du niveau de déformation induit, et une atténuation géométrique résultant de l'expansion du front d'onde depuis la source. Ce dernier terme, fonction de la géométrie du milieu (stratigraphie, discontinuités, ...), de la nature de l'onde et de la distance à la source, est prépondérant et pourrait théoriquement être calculé.

En pratique, compte tenu de la connaissance imparfaite du milieu dans lequel se propagent les ondes, la précision d'un tel calcul est médiocre et il ne permet pas d'évaluer l'amortissement matériel, beaucoup plus faible que l'amortissement radiatif. Pour s'affranchir du calcul de l'amortissement radiatif, Stewart et Campanella (1993) ont proposé une méthode d'interprétation dénommée pente du rapport spectral (Spectral Ratio Slope - SRS). L'amortissement matériel  $\beta$  est calculé à l'aide des équations suivantes (Pecker, 2007):

$$D = \frac{k.V_s}{2\pi} \quad (1.13)$$

$$k = -\frac{\partial^2}{\partial f \partial z} \left[ \ln \left( \frac{A_R}{A_0} \right) \right] \quad (1.14)$$

La double différentiation (par rapport à la fréquence  $f$  et par rapport à la profondeur  $z$ ) permet d'éliminer la contribution de l'amortissement radiatif.

Dans la relation (1-14),  $A_0$  et  $A_R$  désignent les amplitudes des transformées de Fourier du signal de référence et du signal enregistré à la profondeur  $z$  où l'amortissement matériel est calculé.

La procédure pour la mise en œuvre de la méthode dans une couche de sol consiste en les étapes suivantes (Stewart et Campanella, 1993) :

- Choix d'un signal de référence, par exemple le signal mesuré en tête de la couche dont on souhaite déterminer les propriétés.
- Choix d'une plage de fréquences; ce choix est effectué par inspection des transformées de Fourier de tous les signaux recueillis dans la couche de sol. La plage retenue correspond à celle pour laquelle toutes les transformées de Fourier font apparaître des réponses similaires.
- À chaque profondeur de mesure, le rapport  $A_R/A_0$  des transformées de Fourier des signaux filtrés est déterminé et le logarithme népérien de ce rapport est reporté en fonction de la fréquence. Dans la plage de fréquence retenue à l'étape précédente, la relation entre  $-\ln(A_R/A_0)$  et la fréquence  $f$  est approximée par une droite de pente  $m$ .
- La variation de  $m$  avec la profondeur est approchée par une droite dont la pente est prise égale à la dérivée seconde de  $-\ln(A_R/A_0)$  par rapport à la fréquence ' $f$ ' et la profondeur ' $z$ '. Cette grandeur représente donc une valeur approchée de ' $k$ ', à partir de laquelle ' $D$ ' peut être évalué (Wang *et al.* 2006).



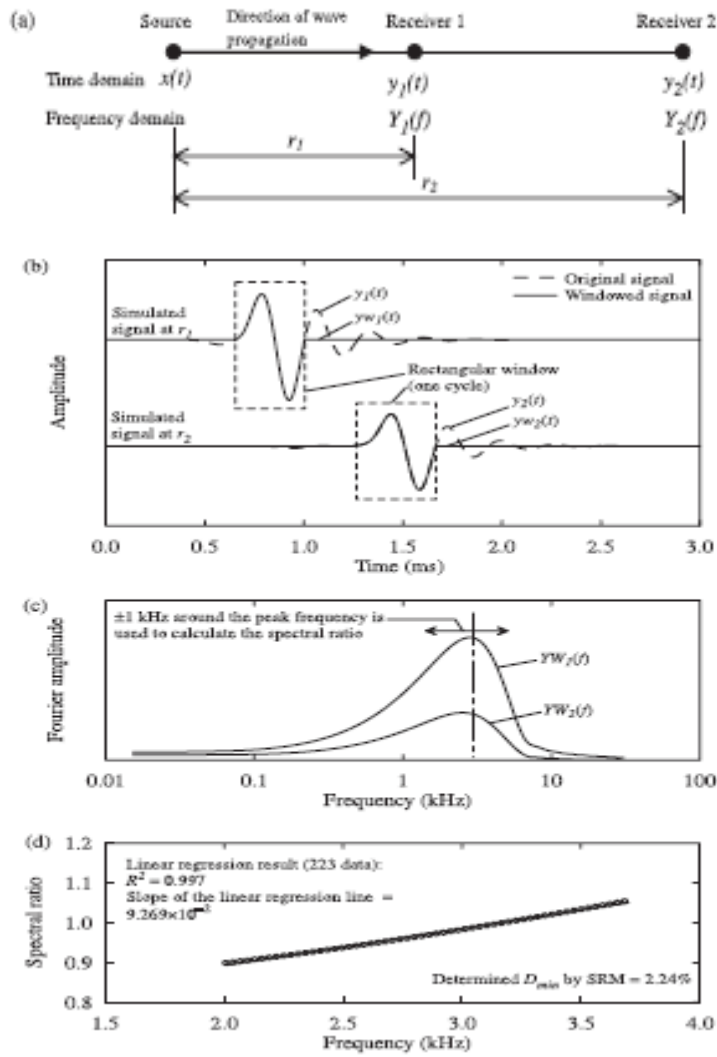


Figure 1.9: Procédures pour déterminer le rapport d'amortissement par SRM: (a) les dispositions des capteurs; (b) Simulation des signaux de réception à des endroits différents; (c) spectres des signaux de réception fenêtrés; (d) rapport Spectral en fonction de la fréquence. (Wang et al. 2006)

- **Mesure de l'amortissement matériel**

La base de l'analyse de la réponse en fréquence de l'échantillon de sol est l'identification des différents modes de vibration à la résonance. Le rapport d'amortissement  $D$  est calculé en ces points du spectre de réponse dans le voisinage du pic de résonance.

### 1.7.4 Mesure de l'amortissement au laboratoire par les bender elements

#### - Amplitude du spectre de puissance

La méthode la plus courante pour mesurer l'amortissement utilise la largeur relative du spectre de puissance. En utilisant les quantités indiquées sur la courbe de la figure 1-10, le décrément logarithmique  $\delta$  et le rapport d'amortissement 'D', peuvent être calculés à partir de (Richart et al. 1970):

$$\delta = \frac{2\pi D}{\sqrt{1-D^2}} = \frac{\pi}{2} \frac{f_2^2 - f_1^2}{f_m^2} \sqrt{\frac{A^2}{A_m^2 - A^2} \frac{\sqrt{1-2D^2}}{1-D^2}} \quad (1.15)$$

où  $f_m$  est la fréquence de résonance correspondant à l'amplitude maximale  $A_m$  et  $f_1$  et  $f_2$  sont les deux fréquences des deux cotés de la fréquence de résonance correspondant à l'amplitude  $A = A_m/2^{0.5}$ .

Dans le cas d'un faible rapport d'amortissement (D), cette équation peut être simplifiée et réécrite sous la forme suivante:

$$D = A \frac{f_2^2 - f_1^2}{\sqrt{A^2 f_2^4 - 2A^2 f_2^2 f_1^2 + A^2 f_1^4 + 16 f_m^4 (A_m^2 + A^2)}} \quad (1.16)$$

Davantage de simplifications de l'équation 1-16 sont obtenues si l'amplitude A est prise égale à  $A/2^{0.5}$ , D peut donc être calculé par l'équation suivante :

$$D = \frac{f_2^2 - f_1^2}{4f_m^2} \quad (1.17)$$

Si, de plus, il y a symétrie de la courbe de résonance par rapport à  $f_m$ , cette équation devient :

$$D = \frac{f_2 - f_1}{2f_m} \quad (1.18)$$

L'application de cette dernière expression est généralement appelée la méthode de demi-puissance (Half Power Method).

L'équation 1-18 est généralement acceptée pour déterminer le rapport d'amortissement matériel à partir de leurs courbes de résonance comme illustré sur la figure 1-10-a. En revanche faute de symétrie des signaux dans le domaine des fréquences (figure 1.10-b), l'équation 1.18 n'est pas employée et c'est l'équation 1-17 qui est considérée.

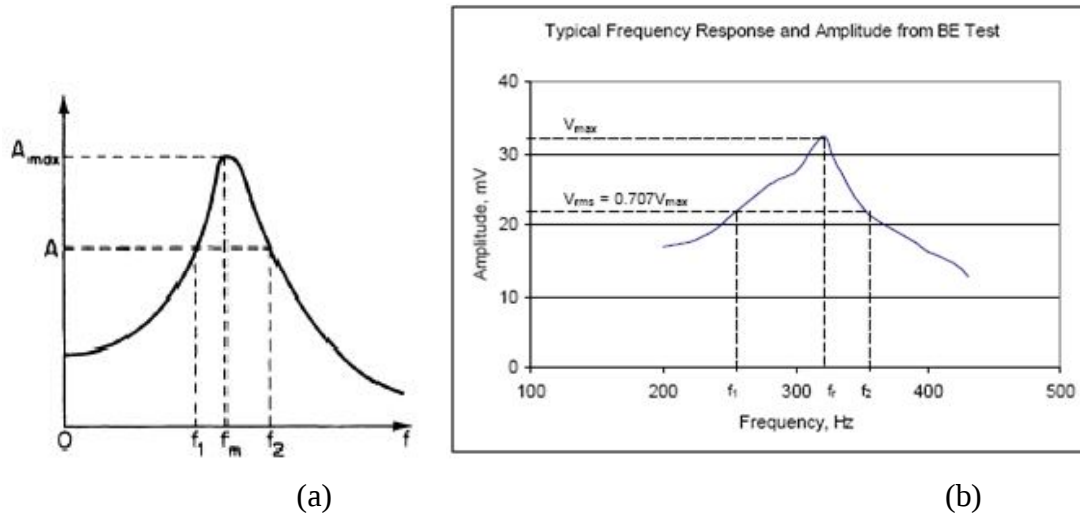


Figure 1.10: Courbe de résonance typique avec les variables pour la méthode du spectre de puissance

Les inconvénients de cette méthode (Half power method) sont qu'un grand nombre de points de données sont nécessaires pour définir la courbe de résonance, et l'amplitude  $A_m$  doit être déterminée avec précision. Ces conditions rendent la mesure précise de l'amortissement expérimentalement difficile avec un oscilloscope et générateur de signaux standards, en particulier à haute fréquence.

#### - La méthode du cercle ajusté (Circle-Fit method)

Cette approche alternative pour la détermination de l'amortissement matériel a été donnée par Ewins (1988) pour un système à un degré de liberté.

La méthode du cercle ajusté, décrite dans Ewins (2000) permet de calculer le facteur d'amortissement avec très peu de points autour du pic de résonance et l'amplitude du pic n'a que peu d'influence sur le résultat. Ceci est un avantage dans les cas où différents modes ont des fréquences proches les unes des autres.

Le diagramme de Nyquist du spectre de Fourier pour un système à un seul degré de liberté conduit à un cercle comme le montre la figure 1-11. Même si l'échantillon n'est pas un tel système, il se comporte pour les sections de fréquence choisie de la même manière.

L'amortissement matériel peut être calculé à partir des points proches de l'amplitude maximale.

Ewins (2000) a montré que la mobilité dynamique ( $Y$ ) pour un 1 degré de liberté (SDOF):

$$Y(\omega) = \frac{c\omega^2 + j\omega(k - \omega^2 m)}{(k - \omega^2)^2 + (\omega c)^2} \quad (1.19)$$

qui peut être écrite en complexe par

$$\left( \operatorname{Re}(Y) - \frac{1}{2c} \right) + (\operatorname{Im}(Y)) = \left( \frac{1}{2c} \right)^2 \quad (1.20)$$

où :

$$\operatorname{Re}(Y) = \frac{\omega^2 c}{(k - \omega^2 m)^2 + (\omega c)^2} \quad ; \quad \operatorname{Im}(Y) = \frac{\omega^2 (k - \omega^2 m)}{(k - \omega^2 m)^2 + (\omega c)^2} \quad (1.21)$$

Et 'm' est la masse, 'c' le coefficient d'amortissement, 'k' la constante du ressort (raideur) et  $j^2 = -1$ .

Le tracé de l'équation 1-20 dans le plan complexe, connu sous le nom de plan de Nyquist, est un cercle de rayon '1/2c' comme illustrée sur la figure 1-11. Alors l'amortissement matériel 'D' peut être calculé au voisinage du point qui correspond à l'amplitude maximale par l'équation suivante :

$$D = \frac{\omega_2^2 - \omega_1^2}{2\omega_0 \left[ \omega_2 \tan\left(\frac{\alpha_2}{2}\right) + \omega_1 \tan\left(\frac{\alpha_1}{2}\right) \right]^2} \quad (1.22)$$

avec:  $\omega_0$  : pulsation correspondant au maximum de la vitesse angulaire;

$\omega_1, \omega_2$  : les fréquences angulaires;

$\alpha_1, \alpha_2$  : les angles des deux côtés de  $\omega_0$ .

Un cercle est ajusté sur les points de la courbe de réponse proche de la fréquence de résonance pour trouver le centre.

Connaissant ce point, il est possible de déterminer les angles  $\alpha$  nécessaires.

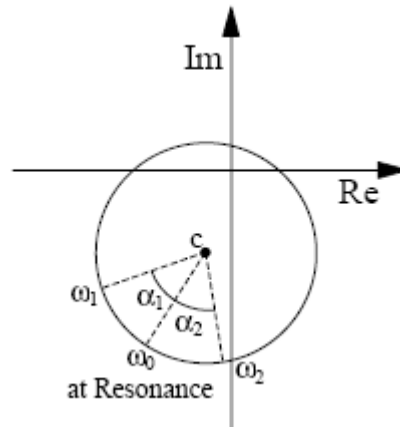


Figure 1.11 : Cercle de Nyquist utilisé dans la méthode du cercle ajusté (cercle-fit method).

Le principal avantage de cette méthode par rapport à celle de la demi-puissance (half-power) est que le cercle peut être défini par peu de points (données). Par ailleurs, le point d'amplitude maximale peut ne pas être nécessaire. La méthode permet, en outre, l'analyse de l'influence de l'entourage du pic autour du mode de résonance.

#### - *Décroissement logarithmique, mesure dans le domaine temporel*

Cette mesure d'atténuation est obtenue dans le domaine temporel, à partir du décroissement logarithmique  $\delta$  d'une onde harmonique. Cette méthode utilise les signaux des ondes reçus dans le domaine temporel et emploie le décroissement logarithmique entre deux amplitudes successives.

Il est connu que, sauf pour comportement non linéaire du sol (à proximité de foyers tremblement de terre par exemple), les déformations sont petites et les « petites » oscillations sismiques ont lieu dans le domaine linéaire de l'élasticité. L'atténuation des signaux harmoniques est donc exponentielle, et l'ampleur de l'atténuation est descriptible par le taux exponentiel ou logarithmique de la dégradation.

Les expériences montrent que la non-linéarité est introduite pour les déformations de plus de  $10^{-5}$  et les déformations sismiques sont généralement inférieures à cette valeur. La zone

linéaire de l'excitation correspond à des facteurs d'atténuation qui sont indépendants de l'amplitude de l'excitation (Knopoff, 1964).

La décroissance de l'amplitude des vibrations est similaire à celle décrite pour les vibrations libres d'un système visqueux amorti. L'amortissement interne dans les sols n'est pas considéré comme le résultat d'un comportement visqueux, néanmoins, la théorie du système à un seul degré de liberté avec amortissement visqueux est un cadre utile pour décrire l'effet de l'amortissement qui se produit effectivement dans les sols (Richart et al.1970).

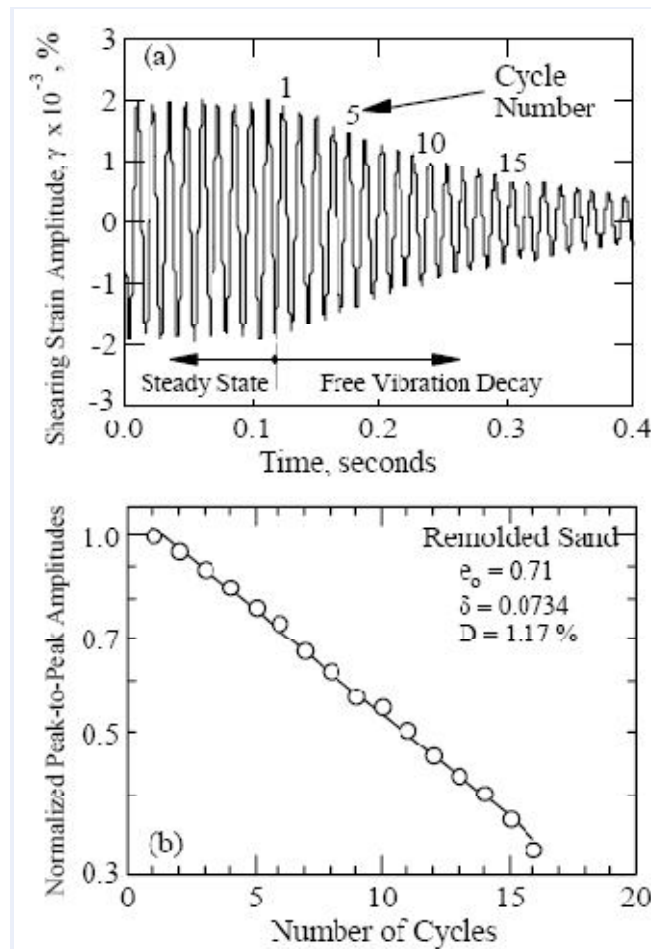


Figure 1.12 : Mesure de l'amortissement matériel à l'aide de la courbe de décroissance des vibrations libres (Décrément logarithmique)

La décroissance de la vibration libre d'un système à seul degré de liberté avec l'amortissement visqueux est décrite par le décrément logarithmique. Elle est définie par le logarithme népérien de deux amplitudes successives du mouvement ( $z_1$  et  $z_2$ ):

$$\delta = \ln \frac{z_1}{z_2} = \frac{2\pi D}{\sqrt{1-D^2}} \quad (1.23)$$

À l'inverse, le rapport d'amortissement matériel peut être déterminé à partir de  $\delta$  par (Stokoe et al. 1999).

$$D = \left[ \frac{\delta^2}{4\pi^2 + \delta^2} \right]^{1/2} \quad (1.24)$$

## 1.8 Propagation d'ondes dans les sols

Lors d'un tremblement de terre, se produisent deux types d'ondes : ondes de volume et ondes de surface.

Les ondes de volume qui se propagent dans le squelette solide du sol, peuvent être divisées en ondes de compression (ondes P) et ondes de cisaillement (ondes S).

Dans le cas des ondes P, le mouvement des particules est dans la même direction de propagation des ondes; par contre, dans le cas des ondes S, le mouvement des particules est transversal (perpendiculaire) à la direction de propagation.

Les ondes de surface se produisent à la surface d'un matériau ou à l'interface entre deux matières de propriétés différentes. L'accélérogramme d'un tremblement de terre typique contient trois groupes principaux d'ondes : P (ou primaires); S (ou secondaire); L (ou ondes de surface).

### 1.8.1 Ondes de volume

#### - Ondes de compression (ondes P)

Les ondes les plus rapides sont les ondes P (P pour primaires). Dans ces ondes, les particules se déplacent selon la direction de propagation, donc l'onde provoque une alternance entre des zones de compression et des zones de dilatance.

En fonction de la densité massique ( $\rho$ ), du module de cisaillement  $\mu$  (G) et le coefficient de Poisson ( $\nu$ ), la vitesse de propagation de l'onde de compression  $V_p$  peut être calculée par:

$$V_p = \sqrt{\frac{K + (3/4)\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)\rho}} \quad (1.25)$$

où :

$K$  : est le module de compressibilité,

$\mu$  : est le module de cisaillement (ou de rigidité),

$\rho$  : est la masse volumique du matériau (en,  $\text{kg.m}^{-3}$ )

A noter que les paramètres  $K$  et  $\mu$  (G) ont la dimension de contrainte (Pa)

### ***Signification des coefficients $K$ et $\mu$ :***

Plus un corps est difficile à se comprimer ( $K$  élevé), plus il se détend vite (un ressort rigide se détend plus vite qu'un ressort souple) et plus l'onde se propage vite ;

Plus un corps est difficile à se déformer ( $\mu$  élevé), plus vite il retrouve sa forme initiale dès qu'on le relâche, (le symbole  $\mu$  est souvent remplacé par  $G$  en mécanique des sols).

D'autre part :

Plus un corps est dense ( $\rho$  élevé), plus sa mise en mouvement est difficile : l'onde s'y propage moins vite, la vitesse des ondes sismiques diminue avec la masse volumique ( $\rho$ )  
Cependant, avec la profondeur, si la pression et la masse volumique augmentent,  $K$  et  $\mu$  augmentent plus vite que  $\rho$  de sorte que  $V_p$  augmente avec la profondeur.

### ***- Ondes de cisaillement (ondes S)***

Le deuxième type d'ondes de volume est celui des ondes de cisaillement S (S pour secondaire). Dans ces ondes le mouvement de la particule est transversal à la direction de propagation. Leur vitesse de propagation est:

$$V_s = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{E}{2(1+\nu)\rho}} \quad (1.26)$$

où :  $\mu$  : est le module de cisaillement (ou de rigidité)

$\rho$  : est la masse volumique ( $\text{kg.m}^{-3}$ )

Avec la profondeur, la masse volumique augmente, mais  $\mu$  augmente plus vite que  $\rho$  de sorte que  $V_s$  augmente avec la profondeur à condition que le milieu soit solide car dans les liquides les ondes de cisaillement ne se propagent pas ( $\mu=0$ ).

Ces ondes sont alors beaucoup plus intéressantes puisqu'elles caractérisent le squelette solide du sol uniquement et elles ne se propagent pas dans l'eau.



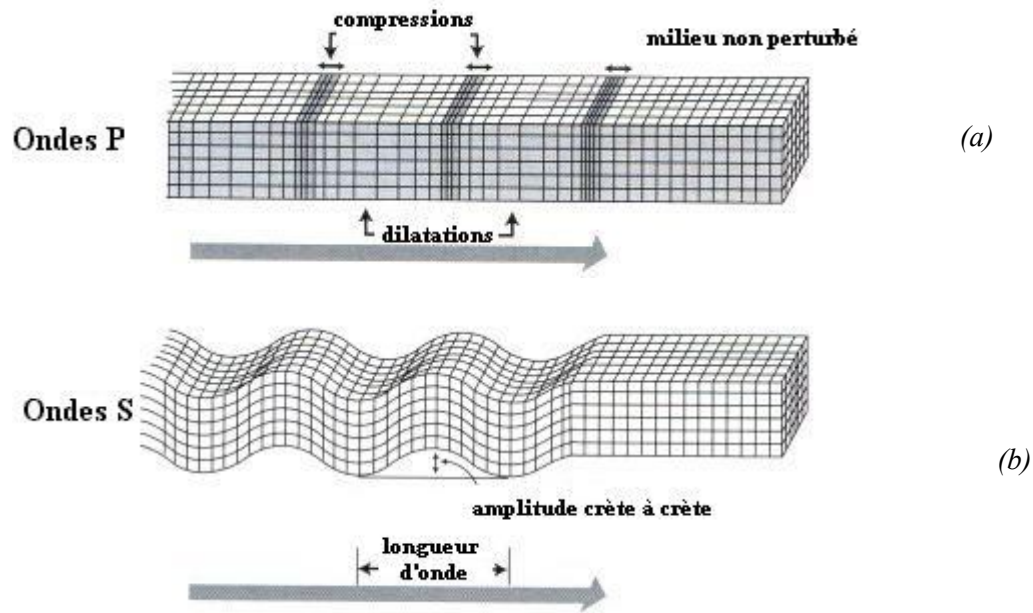


Figure 1.13: Ondes de volume, (a) onde de compression et (b) onde de cisaillement

Dans les ondes de cisaillement S, le mouvement des particules peut être dans toute direction plane perpendiculaire à la direction de propagation.

Il est souvent commode de diviser ce mouvement dans deux composantes: une dans laquelle tout le mouvement de la particule est horizontal, et l'autre contient la portion restante du mouvement.

Parce que les particules bougent horizontalement, le premier mouvement est appelé onde SH (polarisée horizontalement). De plus, la particule peut avoir quelques mouvements verticaux dans la deuxième composante, c'est ce qui est appelé onde SV (polarisée verticalement).

#### - Les vitesses de propagation des ondes de compression et de cisaillement

La vitesse de propagation des ondes de compression est plus importante que celle des ondes de cisaillement, le rapport entre ces deux vitesses peut être obtenu facilement par :

$$\frac{V_p}{V_s} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}} \quad (1.27)$$

Ce rapport est fonction du seul coefficient de Poisson, il est toujours plus grand que 1.0 pour les valeurs réelles du coefficient de Poisson (figure 1.14)

Quand le coefficient de Poisson est égal à 0.25, ce rapport prend la valeur de 1.73, un nombre dont est fréquemment cité comme rapport typique entre ces deux vitesses.

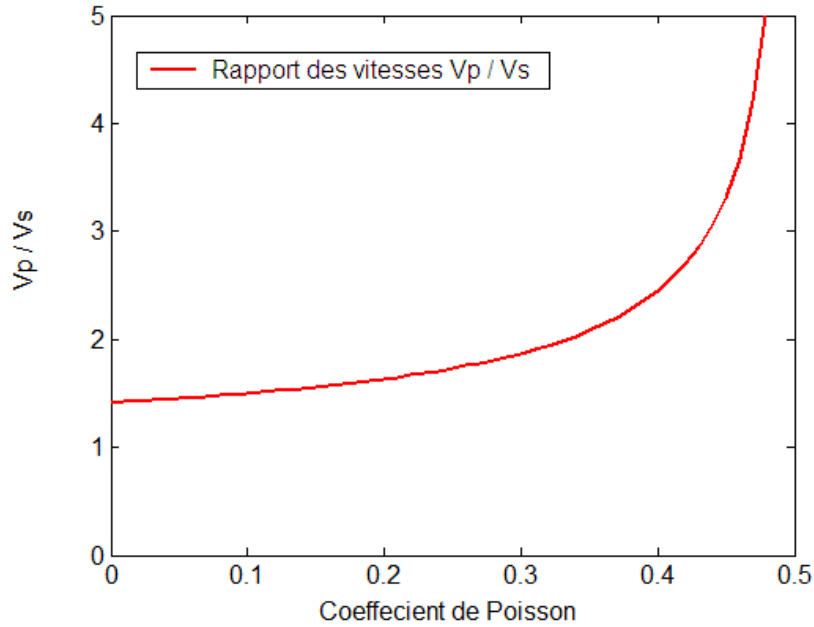


Figure 1.14: Rapport entre les vitesses de propagation (compression et cisaillement)

## 1.8.2 Les ondes de surface

En plus des ondes de volume, d'autres ondes apparaissent et se propagent le long de surfaces qui agissent comme guides d'ondes. Ces ondes sont appelées ondes de surface ou ondes guidées. Les ondes guidées sont principalement des ondes de Rayleigh et des ondes de Love.

### - Les ondes de Rayleigh (LR)

Elles ont un mouvement de particules elliptique dans le plan perpendiculaire à la surface de la direction de propagation (les ondes cassantes dans l'océan). L'amplitude de mouvement dans les ondes Rayleigh baisse avec la profondeur. La vitesse de propagation est une fonction du coefficient de Poisson, mais c'est approximativement 90 pour cent (90%) de la vitesse de cisaillement.

### - Les ondes de Love (LQ)

Ce sont des ondes S, polarisées horizontalement. La direction de polarisation étant perpendiculaire à la direction de propagation :

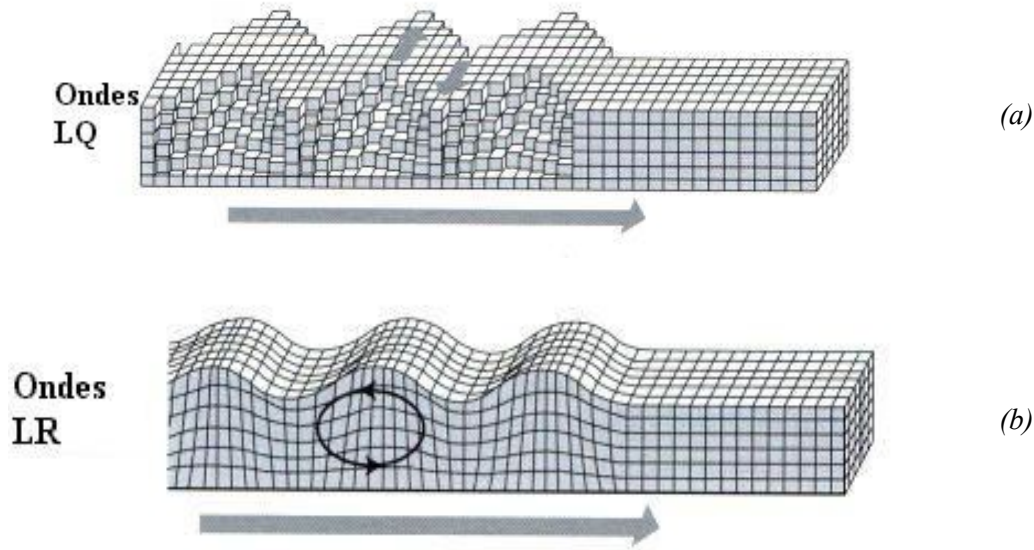


Figure 1.15: Ondes de surface, (a) onde de Love et (b) ondes de Rayleigh

## 1.9 Techniques expérimentales pour mesurer les paramètres dynamiques des sols

Il existe différentes méthodes pratiquées, sur site comme en laboratoire, pour déterminer les vitesses d'ondes de cisaillement des sols. Une fois que les vitesses sont déterminées, les modules de cisaillement sont ensuite aisément calculés. Ces modules sont utilisés dans l'analyse des problèmes de dynamique des sols en petites déformations tels que les fondations de machines vibrantes, des problèmes d'interaction sol-structure et comme valeurs de référence pour des problèmes de plus grandes déformations tels que les secousses sismiques et chargement dus aux explosions.

### 1.9.1 Les techniques de mesure de la rigidité des sols in-tu

Les méthodes in-situ sont des techniques déployées pour mesurer les propriétés dynamiques des sols. Les essais dynamiques sur site développent généralement des déformations dans la gamme de  $10^{-3}$  -  $10^{-4}$  % et moins.

La précision de calcul de la vitesse de propagation  $V$  est fonction de la qualité d'évaluation du temps de parcours et de la distance entre récepteurs. Cette mesure de distance ne pose pas de difficultés particulières lorsque les récepteurs sont disposés à la surface du sol; par contre, pour les mesures en forage, il est indispensable de procéder à des mesures de verticalité des

forages pour connaître avec précision la distance entre récepteurs (ou émetteur - récepteur en profondeur).

On distingue deux catégories d'essais : les essais réalisés à partir de la surface et les essais réalisés dans un forage.

#### - *Les essais réalisés à partir de la surface*

Ces essais consistent à créer une perturbation mécanique en un point situé à la surface du sol, qui se propage dans le sous-sol par des ondes progressives et donnent naissance à des phénomènes de réflexion et de transmission une fois arrivées aux limites des couches géologiques. Les ondes réfléchies remontent à la surface où elles sont détectées (principes de sismique réflexion), et les ondes transmises peuvent se propager horizontalement sur une certaine distance avant qu'elles remontent à leur tour vers la surface du sol où elles sont détectées (principe de la sismique réfraction).

L'avantage essentiel de ces essais réside dans leur grande facilité de mise en œuvre et d'un coût peu élevé. En contrepartie, ils présentent l'inconvénient de l'interprétation des mesures recueillies qui est délicate et qui nécessite soit des schématisations parfois grossières du milieu, soit la mise en œuvre de moyens et méthodes numériques élaborés (Pecker, 2007)

Une autre méthode utilisée est celle de l'analyse spectrale des ondes de surface dite SASW (*Spectral Analysis of Surface Waves*) qui permet de développer les propriétés des ondes de surface se propageant directement de la source aux détecteurs et s'atténuant sur la profondeur du sol (ondes de Rayleigh).

Les vitesses des ondes de Rayleigh peuvent s'exprimer, dans un milieu homogène, en fonction des vitesses des ondes de cisaillement avec un rapport  $V_R/V_S$  allant de 0.92 à 0.96 quand le coefficient de poisson varie de 0.25 à 0.5.

#### - *Les essais réalisés dans un forage ou entre forages.*

Contrairement aux essais réalisés à partir de la surface du sol, ces essais sont plus délicats à réaliser, pour certains d'entre eux d'un coût plus élevé du fait de la nécessité de réaliser des forages, mais fournissent des informations plus facilement interprétables et plus riches.

On distingue dans cette catégorie notamment les essais Down-Hole, les essais Cross\_Hole et les essais Up-Hole.

La source d'émission et les récepteurs sont soit sur la surface du sol soit dans les forages, une perturbation est provoquée par explosion ou par l'intermédiaire d'un marteau coulissant. On

relie les vitesses de propagation des ondes de compression et de cisaillement aux paramètres mécaniques du sol à l'aide d'une hypothèse préalable sur le comportement élastique du sol testé.

D'autres essais permettent aussi de mesurer les vitesses des ondes P et S comme la Suspension Logging et le cône sismique. La technique Suspension Logging utilise un forage rempli d'eau ou de boue de forage, dans laquelle les géophones qui détectent l'onde émise et la source qui la génèrent sont solidaires et descendus simultanément dans le forage. La méthode du cône sismique quant à elle ne nécessite pas la réalisation préalable d'un trou de forage.

### 1.9.2 Les techniques de mesure de la rigidité des sols au laboratoire

Les essais triaxiaux sont considérés comme de très bons moyens pour l'étude de la rigidité du sol et évaluer leurs paramètres en laboratoire. Mais, la mesure à des petites et très petites déformations nécessaire pour investiguer l'ensemble des caractéristiques de la courbe rigidité déformation n'est pas simple, du fait de l'ordre de grandeur des déformations (moins de 0,001).

Dans la pratique de l'ingénierie géotechnique, la rigidité des sols et des roches obtenue à partir d'essais statiques et celle obtenue à partir d'essais dynamiques ont été souvent appelées respectivement rigidité statique et rigidité dynamique (Mohsin 2008).

Un long débat a eu lieu sur la meilleure façon de mesurer  $G_{max}$ , les chercheurs s'accordent sur le fait que la mesure dynamique est préférable à celle des essais statiques pour les petites déformations (Jovicic et al 1996 ; Viggiani & Atkinson 1997 ; Arulnathan et al 1998).

Différents types d'essais dynamiques ont été développés pour mesurer la rigidité en petites déformations des sols et des roches. Ils peuvent être divisés en deux groupes principaux; les méthodes de propagation d'ondes et les méthodes de vibrations.

#### - *La colonne résonante.*

Un des essais de laboratoire appliquant des charges dynamiques plus utilisés est la méthode de la colonne résonante, décrit par l'ASTM D 4015.

Cette technique consiste essentiellement en une colonne de sol excitée pour vibrer dans un de ces modes naturels. La fréquence est variée jusqu'à ce que la résonance se produise. Une fois la fréquence de résonance connue, la vitesse de propagation peut être facilement déterminée.

L'essai de la colonne résonante et son appareillage est étudié en détails dans plusieurs ouvrages dont Drnevich (1977).

### - L'essai triaxial cyclique

Le plus largement utilisé des essais de chargement cyclique de laboratoire est le test triaxial cyclique, décrit dans la norme ASTM D 3999, il sert à la détermination des propriétés dynamiques (module de rigidité et amortissement) des sols en utilisant l'appareil triaxial cyclique. Dans cet essai, une charge cyclique est appliquée à une colonne de sol, sur un nombre de cycles, lentement assez que les effets d'inertie ne se produisent pas. La réponse à une amplitude de la charge est observée, et le test est répété à une charge plus élevée.

La courbe contrainte déformation enregistrée, le module de cisaillement est la pente de la droite sécante à l'intérieur de la boucle.

Le rapport d'amortissement critique,  $D$ , est donné par la relation:

$$D = \frac{A_1}{4\pi A_T} \quad (1-28)$$

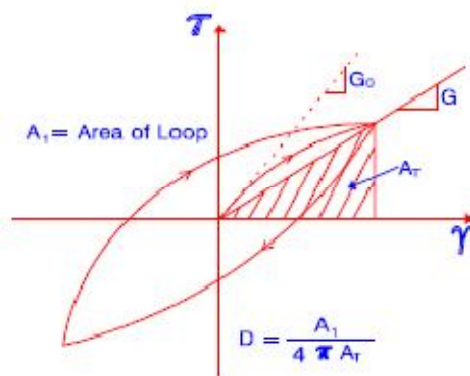


Figure 1.16 : modèle typique de contrainte et de déformation de cisaillement

### - Les bender elements

Le module de cisaillement aux petites déformations ( $G_{\max}$ ) fournit des informations sur les sols, qui sont précieuses et pertinentes pour un large éventail de tâches d'ingénierie géotechnique y compris la conception des fondations soumises à des charges dynamiques tel les micro secousses et les machines vibrantes, explosions, vibrations dues au trafic

ferroviaire, d'évaluation de liquéfaction et contrôle de l'amélioration des sols (Dyvik & Madshus 1985; Hardy 2003 ; Rio 2006).

Les valeurs du module de cisaillement maximal de  $G_{\max}$  peuvent être obtenues par mesures de la vitesse de propagation des ondes de cisaillement en utilisant des transducteurs piézoélectriques (bender elements).

Jacques et Pierre Curie découvrent le phénomène de piézo-électricité en 1880 (Lee & Santamarina, 2005). À la fin des années 1940, différentes études estiment qu'une substance céramique peut être polarisée et rendue piézo-électrique. Ensuite, des propriétés piézo-électriques sont observées en zirconate-titanate de plomb (PZT). La piézoélectricité est le résultat d'un manque de symétrie cristalline ou de la nature électriquement polaire de cristaux. La particularité recherchée chez ce matériau est l'aptitude à se déformer mécaniquement sous l'action d'une tension électrique et inversement, de produire un signal électrique lorsqu'il est déformé par sollicitation mécanique.

L'utilisation des bender elements pour mesurer la rigidité élastique des sols dans le domaine des petites et très petites déformations a été décrite par Shirley & Hampton (1977). Chaque élément bender est composé de deux plaques opposées en matériau piézoélectrique, polarisés et disposés ainsi dos à dos (figure 1.17).

Par conséquent si une tension est appliquée aux deux parties de l'élément bender, un côté s'allongera tandis que l'autre se raccourcira. Cela amènera le bender element à se fléchir dans une direction, puis dans la direction opposée lorsque la tension est inversée comme le montre la figure 1.17.

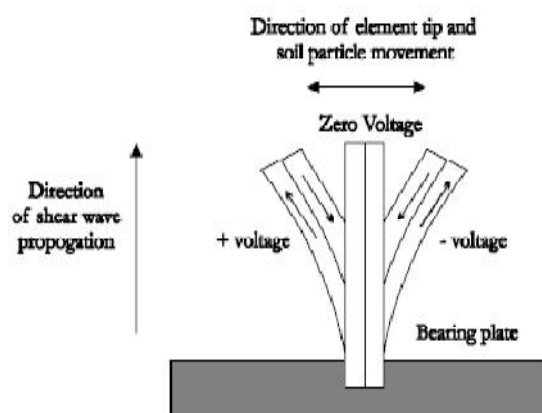


Figure 1.17: Mouvement des éléments piézoélectriques (d'après Kramer, 1996)

Le mouvement du premier bender element lance une onde de cisaillement qui se propage à travers l'échantillon du sol, lorsque l'onde de cisaillement atteint l'autre élément Bender situé sur l'autre extrémité de l'échantillon, il provoque une flexion et produisant ainsi une tension. Ce signal de sortie peut être capturé sur un oscilloscope et le temps de vol déterminé en mesurant l'écart du temps entre ces signaux, d'entrée et de sortie (figure 1. 18).

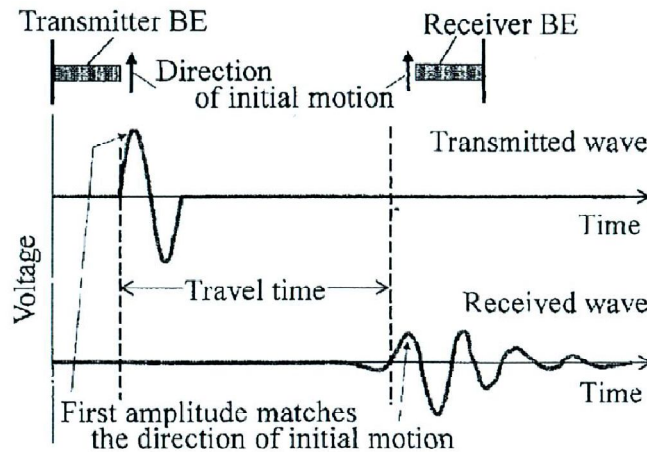


Figure 1.18: Identification de l'onde de cisaillement par la technique des bender elements (Yamashita et al. 2009).

Les caractéristiques et les principaux avantages et inconvénients de cette dernière feront l'objet d'une attention particulière dans cette thèse.

#### - Les avantages des bender elements

Le principal avantage que les bender elements offrent, plus que d'autres essais comme celui de la colonne de résonance par exemple, est qu'ils peuvent être incorporés dans une variété de dispositifs d'essai où le module de cisaillement peut être mesuré pour des sols différents et dans des dispositifs expérimentaux différents (Hardy, 2003). Ils sont le plus souvent incorporés dans des cellules d'essais triaxiales, placés dans le haut et le bas des plateaux (embases) de la cellule même s'ils ont été utilisés également dans d'autres appareils comme les oedomètres (Lee et al. 2007 ; Kim & Santamarina, 2008 ; Lee et al. 2010...etc.).

Un autre avantage des bender elements (par rapport à un essai de la colonne de résonance) est que l'anisotropie du sol peut être recherchée, en situant les éléments bender sur deux côtés de directions opposées d'un échantillon le long d'une génératrice du cylindre de sol, et envoyer une onde de cisaillement latéralement (Fioravante 2000).



*Chapitre 2 :*

***MATERIAUX ET  
EXPERIMENTATION***

---

## Chapitre II:

### MATERIAUX ET EXPERIMENTATION

---

#### 2.1. Introduction

L'obtention des propriétés élastiques des sols au laboratoire constitue un sujet d'intérêt capital dans le domaine de la géotechnique depuis de nombreuses années et il y a eu des progrès continus pour améliorer les mesures par la mise en place d'instruments et techniques utilisées pour l'acquisition de ces paramètres. En traitant avec des matériaux fortement non linéaires et dans un domaine de déformations très faibles, il devient difficile d'effectuer des essais non destructifs qui restent dans la gamme de déformations élastiques. La propagation des ondes s'avère un procédé qui permet la mesure de ces paramètres à savoir le module de cisaillement et le rapport d'amortissement.

La bonne estimation de ces paramètres obtenus à partir des essais de propagation des ondes ont un grand intérêt dans de nombreuses applications liées aux géomatériaux. De plus, Ils permettent un niveau plus élevé de compréhension du comportement des sols, ce qui peut être traduit de meilleures prévisions de la façon dont le sol va se comporter dans certaines circonstances comme les chargements dynamiques.

En outre, ils aident aussi dans le développement d'une construction optimisée des structures et la conception des fondations des différentes constructions. Enfin, les résultats de propagation d'ondes peuvent être utilisés pour développer des modèles qui décrivent le comportement du sol en fonction de divers paramètres, y compris l'indice des vides, le niveau de sollicitations, etc.

Récemment, l'essai aux bender elements (BE), qui implique la mesure directe des ondes de cisaillement, est devenu une méthode courante pour la mesure de  $G_{\max}$  en laboratoire depuis Shirley & Hampton (1978). Les essais aux BE pour la détermination de  $G_{\max}$  et  $D_{\min}$  offrent des avantages significatifs comme : la déformation produite par les transducteurs piézo-électriques est de l'ordre de  $10^{-6}$ , qui peut être considérée comme non destructive, les

méthodes d'interprétation des données sont relativement simple et ils peuvent également être incorporés dans un éventail d'appareils tels que les appareils triaxiaux et les odomètres. Cependant, certains aspects de la méthode de ces éléments ont encore à être clairement spécifiés à cause des incertitudes dans la détermination de la vitesse de propagation des ondes de cisaillement, une incertitude considérable reste dans l'interprétation des signaux lors des essais aux BE. La détermination de la première arrivée des ondes de cisaillement a toujours été un problème critique, et de nombreux chercheurs ont commenté cette difficulté. Des résultats largement dispersés dans les vitesses des ondes de cisaillement estimées à partir des essais aux BE ont été observés à partir de nombreuses études rencontrées dans la littérature.

De nombreux facteurs peuvent avoir des effets importants sur l'interprétation des signaux tels que la fréquence, les méthodes d'interprétation, et le type du sol. Un exemple typique est illustré par les résultats du test parallèle international sur les BE effectué sur le sable de Toyoura (Yamashita et al. 2009). Les éléments bender ont été largement utilisés pour la mesure de  $G_{\max}$  des sols (Shirley & Hampton 1978 ; Dyvik & Madshus 1985; Brignoli et al 1996; Arulnathan 1998).

D'autre part, les études menées jusque là et rencontrées montrent que l'évolution des deux paramètres suivent souvent des fonctions puissance aussi bien pour  $G_{\max}$  (Dano & Hicher 2002; Dano et al. 2003) que pour  $D_{\min}$  (Brocanelli & Rinaldi, 1998 ; Karl et al. 2006 ; Karl et al. 2008)

Toutefois, à ce jour l'utilisation limitée de la technique des BE sur des sols saturés et non saturés contrairement aux sols secs, et les résultats sont très loin d'être concluants et restent donc moins connus par communauté des chercheurs en la matière par rapport aux sables secs. Par conséquent, Il y a une forte nécessité de mener des études approfondies sur la mesure du  $G_{\max}$  et  $D_{\min}$  par les essais aux BE pour les sables totalement et partiellement saturés. Ajouter à cela le besoin d'évaluer la fiabilité de la technique des BE pour sols saturés et non saturés par rapport aux sols secs, l'influence du fluide interstitiel sur le comportement des sols ne peut être ignorée.

Comme le comportement de l'échantillon de sable saturé devient beaucoup plus complexe que celui des sables secs, peu d'essais de BE ont été effectués sur des échantillons de sable saturé jusqu'à présent.

Dans les travaux de cette thèse, des mesures du module de cisaillement et du rapport d'amortissement dans le domaine des petites déformations en cisaillement du sable d'Hostun ont été menées dans trois cas hygrométriques, à l'état sec, humide et saturé. Tous les essais ont été effectués en utilisant un appareil triaxial modifié de façon à l'équiper d'un couple de bender elements et qui permet d'envoyer des ondes de cisaillement par le BE émetteur et de recevoir la réponse du système par le BE récepteur.

Sur un échantillon identique, les essais sont pilotés consolidation isotrope dans une plage allant de 50 à 500 kPa et en utilisant plusieurs fréquences d'excitation. Des comparaisons assez fiables sont obtenues. Les facteurs qui influencent l'interprétation des signaux reçus dans les tests de BE sont discutés, et une méthode pour déterminer le temps de vol des ondes de cisaillement dans les tests de BE est proposée.

Dans ce chapitre, les caractéristiques du sable d'Hostun, matériau de base utilisé pour l'ensemble des essais, est présenté, ce sable normalisé est connu par la communauté des chercheurs dans le domaine des géomatériaux. Ensuite, la procédure de préparation des échantillons dans les différents cas est décrite et le déroulement des essais est expliqué en détail. Les essais réalisés sont ensuite présentés avec les différentes caractéristiques structurel et géométrique des échantillons testés. Les résultats de trois états hygrométriques dans lesquels sont testés les échantillons du sable d'Hostun ainsi que l'analyse des résultats expérimentaux qui permet de déterminer les caractéristiques du comportement du sable sont détaillés dans le chapitre 4.

D'autre part, amortir les ondes issues de chargements dynamiques tels que les séismes, passages de trains, machines vibrantes...etc. revêt une importance capitale. Or, le caoutchouc à une haute capacité d'amortissement, rendant son utilisation étendue pour l'atténuation et le contrôle des vibrations. Par conséquent, l'utilisation du caoutchouc mélangé avec le sable dans le but de caractériser dynamiquement les mélanges résultants est un élément clé de cette thèse. Dans le domaine du génie civil et des travaux publics, les pneus usés, recyclés, transformés et mélangés aux sols peuvent constituer des systèmes applicables pour divers ouvrages comme les remblais de murs de soutènement, remblais de routes, construction de routes, remblais légers pour les murs et les culées de ponts, des remblais qui peuvent être soumis à des charges sismiques. Ils peuvent également être utilisés pour atténuer les vibrations au niveau des assises abritant les machines vibrantes et les voies ferrées par exemple.

À ce jour, il a été démontré que l'utilisation de pneus de caoutchouc broyé est croissante dans de nombreuses applications de génie civil, sous forme de lambeaux, débris, copeaux ou poudrette, était adapté à de nombreuses applications de génie civil. Parmi ces applications, il est par exemple, employé en géotechnique, comme ajouts légers dans les matériaux de remblai pour les routes, les murs de soutènement ou le renforcement du sol (Ahmed & Lovell, 1993; Lee et al. 1999 ; Edil 2007 ; Oikonomou & Mavridou 2009).

Dans cette démarche, le rapport d'amortissement ( $D_{\min}$ ) et le module de cisaillement ( $G_{\max}$ ) des mélanges sable-caoutchouc sont étudiés avec un rapport de diamètres de particules relativement faible ( $S_r = 0.36$ ) pour garantir des mélanges denses avec des proportions en caoutchouc allant de 0% jusqu'à 40% pour avoir des mélanges à un comportement sablonneux afin garder une rigidité élevée.

Les informations sur le dispositif expérimental employé, les instruments utilisés, le système d'acquisition de données et les programmes d'essais effectués sont également présentés dans ce chapitre. Les dispositifs d'essais triaxiaux existants et disponibles dans le laboratoire sont décrits ainsi que les appareils spécifiques adaptés pour répondre aux exigences de la présente recherche (bender elements, générateur de fonctions, Oscilloscope numérique...etc.).

Les essais triaxiaux ont été menés sur un sol granulaire (sable d'Hostun S28). Pour la mesure des caractéristiques dynamiques de ces matériaux granulaires (soient le module de cisaillement  $G_{\max}$  et le rapport d'amortissement  $D_{\min}$ ), des capteurs piézoélectriques, dénommés bender elements, ont été utilisés. Toutes les données ont été exploitées et traitées à l'aide du logiciel de calcul formel Matlab (traitement et filtrage des signaux). Il est à souligner que la précision des données dépend bien entendu de l'étalonnage, du niveau de bruit électrique et de la résolution sur la stabilité du signal électronique.

Il est patent que l'expérimentation dans le domaine des petites et très petites déformations en cisaillement est particulièrement délicate. Pour ce, une grande attention est accordée au choix des méthodes et des moyens à mettre en place afin de permettre une acquisition optimale des données, ainsi que des méthodes d'analyse idoines à même de permettre une bonne interprétation des signaux enregistrés. Les résultats des diverses campagnes expérimentales effectuées au laboratoire, traités et analysés, sont présentés et synthétisés dans le chapitre 3 qui suit.

## 2.2. Sable d'Hostun s28

### 2.2.1 Présentation du sable d'Hostun 28

Le matériau granulaire utilisé dans la présente thèse est un sable d'Hostun de type S28 (de son ancienne appellation RF). Le sable Hostun S28, un sable normalisé provenant des carrières de Beauregard à Hostun dans la région de la Drôme (sud-est de la France), est un matériau granulaire avec une grande majorité siliceuse ( $\text{SiO}_2 > 98\%$ ).

Ce sable est extrait d'une carrière, puis il subit différentes opérations de tamisage pour être stocké selon des classes granulométriques. Les grains de ce sable ont une morphologie angulaire à subangulaire, avec un diamètre variant de 0,12 mm à 0,65 mm.

Les propriétés principales de ce sable sont données dans le tableau 2.1 et sa distribution granulométrique est représentée sur la figure 2.1.

Le sable d'Hostun a été utilisé comme matériau granulaire de base pour mener cette campagne expérimentale de cette thèse. Il est très largement utilisé dans les laboratoires de mécanique des sols notamment en France mais également en dehors de la France. Avec d'autres sables (Fontaine bleue, Ottawa, Toyoura ...), il sert de matériau modèle pour les études de laboratoire dans le domaine de la géotechnique. Ce sable a été utilisé dans de nombreuses rencontres dans la littérature.

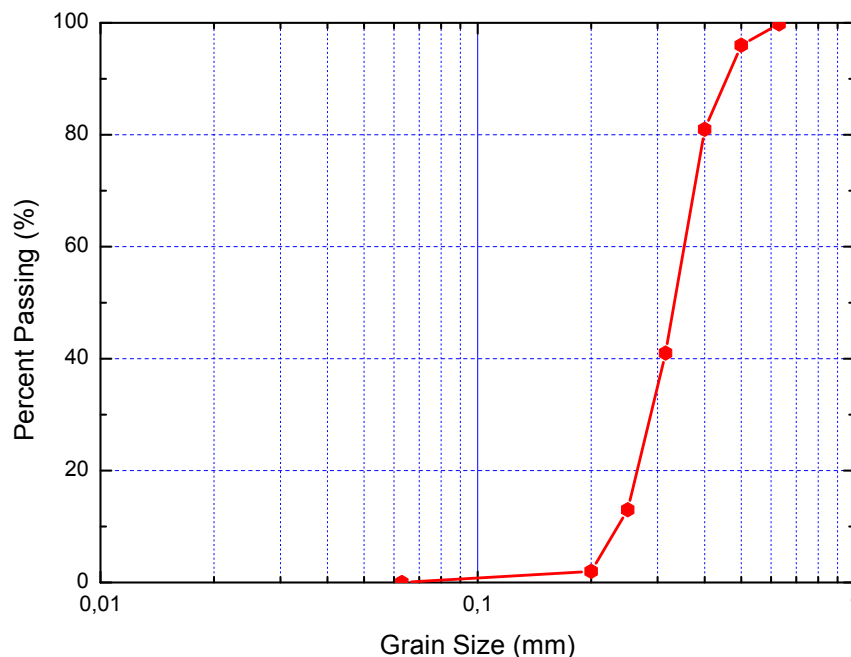


Figure 2.1: Courbe granulométrique du sable d'Hostun S28.

Tableau 2.1 : Propriétés principales du sable d'Hostun S28.

Taille moyenne des grains (mm)	Coefficient d'uniformité Cu	Poids Spécifique ( $\text{g/cm}^3$ )	Indice des vides max $e_{\text{max}}$	Indice des vides min $e_{\text{min}}$	Angle de frottement interne
0.33	1,51	2.64	1	0.656	32°

### 2.2.2 Préparation des échantillons de sable

En plus de l'équipement décrit pour l'appareillage de l'essai triaxial, d'autres accessoires sont nécessaires pour l'opération de préparation de l'échantillon : membrane, d'épaisseur 0,4 mm en néoprène, embases, joints toriques, moules cylindriques aux dimensions de l'échantillon.

Afin d'assurer un déroulement des essais dans de bonnes conditions, une méthode qui fournit des spécimens très uniformes a été mise en œuvre, la préparation des échantillons se déroule selon les étapes résumées comme suit:

- Préparer la quantité de sable nécessaire selon l'échantillon à fabriquer et l'indice des vides désiré.
- Les échantillons de sable ont été divisés en cinq quantités de masses égales, qui ont ensuite été soigneusement placés dans le moule de forme cylindrique de 105 mm de hauteur et 70 mm de diamètre.
- La densification des couches de mélange a été effectuée par damage en utilisant une tige d'acier.
- Une pierre poreuse trouée est posée sur l'embase inférieure contenant le bender element émetteur et après remplissage du moule, une deuxième plaque poreuse est mise en place sur la partie supérieure avant de remettre l'embase supérieure contenant le bender element récepteur.
- Une dépression d'environ 30 kPa est appliquée à l'intérieur de l'échantillon pour éviter son effondrement lors du démoulage.
- Prendre les dimensions de l'échantillon (diamètre et hauteur) à l'aide d'un pied à coulisse. Lors de l'exploitation des dimensions géométriques de l'échantillon, des valeurs moyennes, pour la hauteur et le diamètre, sont prises.

### - Cas des échantillons humides

Une quantité d'eau voulue (selon la teneur en eau désirée) est injectée sur l'échantillon, celui-ci est homogénéisé et couvert pour garder intacte la proportion d'eau contenue dans le spécimen.

Cette teneur en eau est choisie pour être égale à l'optimum Proctor où une faible quantité d'eau lubrifie les contacts et facilite la réorganisation des agrégats en augmentant la densité sèche du matériau.

### - Cas des échantillons saturés

Dans le cas des essais réalisés avec saturation d'eau, une étape supplémentaire est nécessaire. Cette étape se compose de deux phases distinctes. La première est celle de la circulation du dioxyde de carbone ( $\text{CO}_2$ ) dans l'échantillon, elle dure entre 30 minutes et 1 heure et elle a pour objectif le remplacement de l'air présent dans les pores du spécimen par du gaz carbonique ( $\text{CO}_2$ ). Ce dernier se dissout mieux dans l'eau que le mélange de gaz présent dans l'air formé d'azote et d'oxygène. La deuxième phase est celle de la saturation, l'eau est injectée dans l'échantillon via un circuit de saturation. Elle pénètre dans les pores de l'échantillon pour en expulser le  $\text{CO}_2$  présent. Cette opération dure entre 2 heures et 2 heures et demi. Néanmoins cette opération n'étant pas parfaite, les bulles de  $\text{CO}_2$  emprisonnées se dissoudront dans l'eau avec l'augmentation de la pression interstitielle, favorisant ainsi une meilleure saturation du matériau. Le contrôle du degré de saturation se fait à l'aide du "Skempton Test" en augmentant la pression interstitielle et la contrainte de confinement. Le coefficient de Skempton est exprimé par le rapport  $\Delta\sigma_3/\Delta U$  ; quand ce rapport est proche de 1, cela est synonyme d'un degré de saturation proche de 100%

### - Caractéristiques des échantillons

La géométrie des échantillons de sol (sable d'Hostun) testés au laboratoire sont de forme cylindrique, et présentent les dimensions et les caractéristiques suivantes :

une hauteur  $H=105$  mm

un diamètre  $D=70$  mm.

Ce qui donne un élancement de  $(105/70)=1,5$



## 2.3. Caoutchouc (les granulés de caoutchouc)

### 2.3.1 Utilisation du caoutchouc en géotechnique

En regardant les pneus usagés stockés, on constate que d'énormes quantités sont jetées chaque année à travers le monde entier. Ces quantités de plus en plus importantes et sont de l'ordre de plusieurs millions d'unités / an dans les pays industrialisés et les pays en développement.

Un aperçu sur les statistiques disponibles sur la situation prouve que le recours à l'emploi du caoutchouc pour d'éventuels besoins dans certains projets et ouvrages de géotechnique ne risque pas de poser un problème relatif à la disponibilité en quantité suffisante à l'échelle voulue. Bien au contraire, l'utilisation du caoutchouc recyclé est très bénéfique sur le plan environnemental en aidant au déstockage des quantités importantes de pneus usagés qui ont un effet néfaste sur l'environnement. Ce problème de stockage est un challenge important auquel doivent faire face les gestionnaires de déchets. Dans certaines régions du monde, spécialement les pays industrialisés et économiquement développés, cela atteint même des proportions alarmantes:

En Europe par exemple, l'Union Européenne, par sa directive 1999/31/EC d'avril 1999, a incité tous ses membres à valoriser les résidus de pneus. Depuis juillet 2002 cette incitation est devenue par décret une exigence en France par l'interdiction de mise en décharge des pneus usagés. Les enjeux sont importants et représentent un défi pour ces pays (Gotteland et al, 2006).

Au Royaume Uni, un taux de croissance est d'environ  $0,74 \times 10^6$  de pneumatiques usagés est produit chaque année, dont une partie est disparue, et donc potentiellement stockée illégalement (Woodward & Blewett 1998), chose qui n'est plus permise depuis la mise en œuvre de la législation européenne.

Aux États Unis, L'augmentation spectaculaire du nombre des pneus dans les stocks pose un problème grave pour l'environnement. Selon Masad et al. (1996); Moussa F. Attom (2006), *the United States Environmental Protection Agency* (USEPA) estime qu'il y a plus de  $279 \times 10^6$  pneus usagés chaque année aux États-Unis uniquement. Il y a plus de  $2 \times 10^{12}$  pneus dans les stocks dans les pays du monde. De larges zones de déversement et d'enfouissement sont alors nécessaires pour disposer de ces énormes stocks.

Au Japon, environ 104 millions de pneus usés sont jetés chaque année (Hazarika, et al. 2010)

En outre, les vieux pneus sont inflammables, sujettes aux incendies avec toboggan toxiques et provoquent un dangereux problème de santé pour les êtres humains et les animaux (Moussa F. Attom 2006).

En raison des possibilités technologiques qui pourraient établir leurs applications, la recherche s'est concentrée sur des aspects géotechniques. Dans ce contexte, la caractérisation des mélanges des matériaux granulaires rigide/souple a éprouvé un grand intérêt pendant ces dernières décennies.

Cependant, la direction la plus prometteuse de la recherche est sans concours l'utilisation de ces mélanges dans le sol e fondations de structures en tant que système absorbant des ondes mécaniques de basse amplitude, comme ceux produits par des machines de vibration, des passages de train et des micro-secousses sismiques. Le comportement et l'atténuation élevé du caoutchouc mène également à considérer récemment l'utilisation de tels mélanges binaires pour le renfort des sols ou comme des sols de rechange dans le domaine parasismique pour réduire l'amplitude des mouvements de terrain induits (Hazarika et al. 2010 ; Moghaddas; Tsang, 2008)

### 2.3.2 Granulés de caoutchouc employés

Le caoutchouc granulé utilisé dans cette étude était composé de caoutchouc des pneus recyclés et déchiquetés mécaniquement à l'aide de déchiquetage en multiples étapes et tamisé pour être fourni selon des classes granulométriques diverses.

La densité spécifique des pneus déchiquetés est généralement comprise entre 1,00 à 1,36 en fonction de la teneur en métaux (Edil et Bosscher 1994; Lee et al. 1999 ; Feng & Sutter 2000). Le poids spécifique du caoutchouc granulé utilisé dans cette recherche est de 1,09 à une température de 20 ° C. Il est à noter que le coefficient de dilatation thermique du caoutchouc des pneus est élevé par rapport aux matières solides du sol, de sorte que le poids spécifique est plus dépendant de la température que pour le sol. Le caoutchouc granulé a été tamisée et la courbe granulométrique est montrée sur la figure 1, en plus de celle du sable s28. La densité du sable d'Hostun utilisée dans cette étude est de 2,64.

## 2.4. Les mélanges sable - caoutchouc (RSM)

### 2.4.1 Présentation

Les deux matériaux (sable et caoutchouc) ont été soumis à des essais d'identification avant d'être utilisés pour l'étude de caractérisation par propagation d'ondes,

Pour étudier les caractéristiques dynamiques du sable mélangé avec du caoutchouc broyé des pneus recyclés dans des conditions spécifiques, des essais de propagation d'ondes dans un dispositif d'essai triaxial muni d'un couple de bender elements ont été effectués.

Des mélanges de sable et de caoutchouc ont été préparés et des essais dans des conditions comparables à celles des essais sur le sable pur ont été menés. Le sable a été mélangé avec différents pourcentages de granulats de pneus broyés: 10, 20, 30 et 40% en proportions volumiques en plus des échantillons avec 0 % (sable pur) et 100% (caoutchouc pur). Les modules de cisaillement ont été calculés à l'aide des vitesses des ondes de cisaillement déterminées comme étant le rapport entre la distance parcourue (longueur de l'échantillon) et le temps de vol. Des comparaisons sont faites entre les résultats obtenus avec du sable pur (non mélangé avec le caoutchouc déchiqueté) et le mélange sable/caoutchouc.

Le poids spécifique du matériau viscoélastique (caoutchouc) utilisé dans cette étude est de 1,09.

Les caractéristiques principales du sable et des granulés de caoutchouc utilisées sont résumées dans le tableau 2.2, leurs distributions granulométriques sont tracées simultanément sur le même graphique dans la figure 2.2.

Tableau 2.2 : propriétés essentielles du sable d'Hostun S28 et du caoutchouc employés.

Type des grains	Taille moyenne des grains ( $D_{50}$ )	Coefficient d'uniformité (Cu)	Poids spécifique ( $\text{g/cm}^3$ )	Indice des vides max ( $e_{\text{max}}$ )	Indice des vides min ( $e_{\text{min}}$ )	Angle de frottement interne ( $\phi$ )
Sable	0,33	1,51	2,64	1	0,656	32°
Caoutchouc	0,12	1,29	1,09	-	-	-

Dans cette étude, un rapport  $S_r = D_{50r}/D_{50s} = 0,36$  a été choisi.

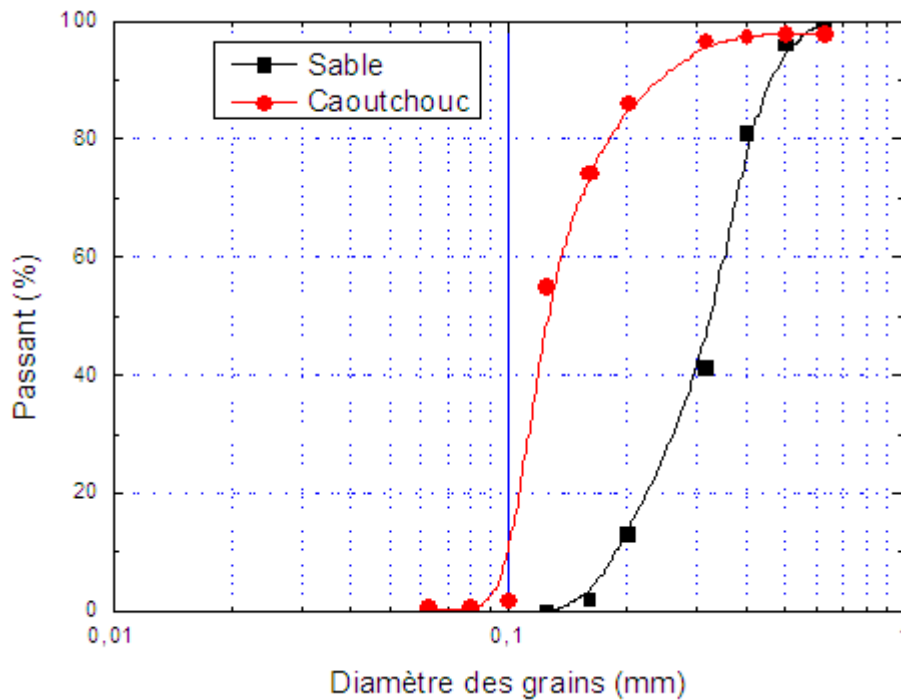


Figure 2.2: Distribution granulométrique des matériaux utilisés, sable et granulats de caoutchouc

#### 2.4.2 Procédure de préparation des échantillons de mélange RSM

Pour la préparation des échantillons, une méthode qui fournit des spécimens très uniforme a été mise en œuvre.

Les mélanges de sable / caoutchouc homogénéisés étaient divisés en cinq quantités égales de masses, qui ont ensuite été soigneusement placés dans cinq couches successives d'égale épaisseur dans un moule de forme cylindrique de 105 mm de hauteur et 70 mm de diamètre.

Le remplissage du moule a été réalisé à l'aide d'une cuillère, en vue de surmonter les problèmes de ségrégation induite par les différences de taille, de forme, de rigidité et de densité entre les grains de caoutchouc et de sable particulièrement. La densification des couches des mélanges a été effectuée par damage à l'aide d'une tige d'acier de taille appropriée.

Les échantillons de mélange sable/caoutchouc avec différentes fractions volumiques sont préparés au laboratoire dans des conditions sèches.

On désignera par  $R_f$  la fraction volumique du caoutchouc dans l'échantillon :

$$Rf = \frac{\text{Volume de caoutchouc}}{\text{Volume total de l'échantillon}} \quad (2.1)$$

Des fractions de caoutchouc (Rf) de 0, 10, 20, 30, 40 et 100 % sont prises et les matériaux sont mélangés de façon à avoir des échantillons les plus homogènes possibles. Les échantillons confectionnés pour les besoins de cette étude sont de forme cylindrique de 105 mm de hauteur et de 70 mm de diamètre. La confection des éprouvettes cylindrique se fait en cinq couches d'égale épaisseur. Les dimensions réelles, hauteurs et diamètres de chaque échantillon, sont prises avant chaque essai et une moyenne des valeurs est prise dans les calculs pour chaque dimension.



Figure 2.3 : Sable d'Hostun S28 et son mélange avec les granules de caoutchouc (préparation des échantillons, avant homogénéisation).

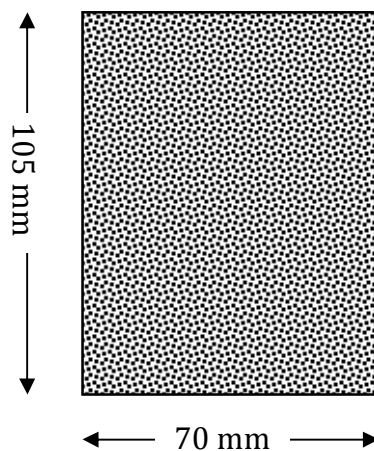


Figure 2.4: Schéma représentatif d'une éprouvette du mélange, les échantillons sont constitués suivant des fractions de volume variées.

### 2.4.3 Densité des échantillons des mélanges Sable - Caoutchouc (RSM)

La figure 2.5 montre un graphique de la densité de tous les mélanges étudiés par rapport à la fraction volumique de caoutchouc. La masse volumique des mélanges diminue avec une augmentation de la fraction volumique de caoutchouc.

À une faible fraction de caoutchouc ( $R_f < 0,4$ ), la masse volumique du mélange est supérieure à celle obtenue par le modèle linéaire proposé par Lee et al. (2007), à cause des petites particules de caoutchouc qui remplissent les vides entre les gros grains de sable. Dans ce modèle, la densité du mélange  $\rho_m$  est liée à la fraction volumique de caoutchouc  $R_f$  et les densités  $\rho_r$  et  $\rho_s$  du caoutchouc et du sable respectivement (équation 2.2).

$$\rho_m = S_f \cdot \rho_s + R_f \cdot \rho_R \quad (2.2)$$

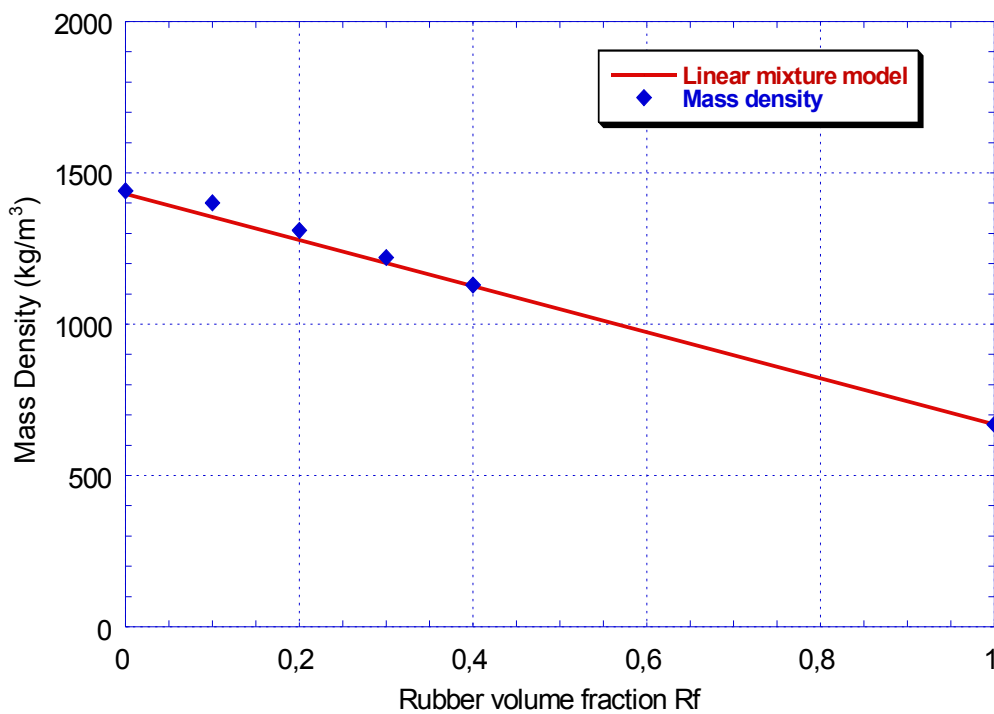


Figure 2.5: Densité des mélanges sable - caoutchouc

## 2.5 Dispositif expérimental

L'essai utilisé pour réaliser notre programme expérimental est l'essai triaxial de révolution, équipé d'éléments piézo-électriques (bender elements).

L'essai triaxial nous permet, en plus de la mesure des modules de déformation, de contrôler les conditions de l'essai comme le drainage ainsi que le type de déformation selon l'appareil triaxial utilisé.

En général, l'essai triaxial comporte deux phases:

Une phase de consolidation isotrope : Dans cette phase, on augmente la pression de confinement, pour amener l'échantillon à l'état initial de confinement auquel le module de cisaillement va être déterminé.

Une seconde phase, celle de cisaillement : dans cette phase, on augmente le déviateur de contraintes jusqu'à la rupture. On applique habituellement une vitesse de déplacement axial car si l'on appliquait une force, le pic ne pourrait pas être dépassé.

L'appareil est en outre doté de capteurs piézo-électriques appliquant des petites perturbations mécaniques ou des sollicitations dynamiques ayant des amplitudes de déformation n'excédant pas  $10^{-5}$  à  $10^{-6}$  environ. Ces mesures donnent accès aux paramètres élastiques (ou quasi-élastiques) du comportement des sols obtenus seulement dans ce domaine des plus faibles déformations.

Des ondes de cisaillement peuvent être envoyées à chaque étape, ceci nous donne la possibilité de l'exploiter dans notre cas d'une part, pour caractériser le matériau à un état de contrainte isotrope (chemin 1), la variation des propriétés élastiques en fonction de la contrainte de confinement peut alors être étudiée ; et d'autre part à l'état déviatorique de contrainte de cisaillement (chemin 2), la variation des propriétés élastiques en fonction de  $q$  (déviateur de contraintes) ou en fonction de la déformation axiale  $\varepsilon$  peut alors être étudiée.

Les mesures liées aux conditions de l'essai (les contraintes appliquées ainsi que les déformations) sont effectuées par des capteurs connectés à la cellule ou à l'échantillon, un couple de contrôleurs volume-pression, de type GDS standard, est utilisé.

Le dispositif expérimental employé est l'essai triaxial de révolution équipé d'un couple de bender elements (Dyvik and Madshus 1985). Pour suivre l'évolution de la réponse de ces échantillons, sept contraintes moyennes effectives sont appliquées dans la plage de 50 à 500 kPa. Chaque échantillon de sol confiné est soumis à une perturbation n'affectant pas les paramètres de l'échantillon; une onde sinusoïdale est envoyée au niveau de bender element émetteur et le signal de sortie est reçu au niveau du bender element récepteur (voir figures 2.9, a et b).

Avec le dispositif expérimental mis en place, le chargement mixte (déplacement contrôlé) peut être appliqué. La cellule triaxiale contenant l'échantillon est placée dans une machine

Zwick. Deux contrôleurs volume-pression CPV (DVPCs) sont employés dans le but de mener des essais de compression triaxiale consolidés drainés ou non-drainés. Le premier CPV est utilisé pour appliquer la pression interstitielle, lorsque l'échantillon est partiellement ou complètement saturé, ou la mesure du volume d'eau dans l'échantillon. Le second est destiné à l'application de la pression isotrope de confinement autour de l'échantillon.

## 2.6 Equipement et procédure suivie

Afin de réaliser le programme expérimental, nous avons employé un dispositif d'essai triaxial de révolution modifié et équipé d'un couple de capteurs piézoélectriques dénommés bender elements. Ce dispositif se compose essentiellement des éléments suivants (voir figures 2.6 - 2.8) :

- Une cellule triaxiale de dimensions appropriées à celles de l'éprouvette à tester.
- Un dispositif de chargement axial, permet de charger l'échantillon axialement ( $\sigma_1$ ), et par conséquent, de contrôler le déviateur de contrainte  $q$ .
- Des contrôleurs volumes-pression comme moyens de mise en pression de l'éprouvette, deux contrôleurs ont été utilisés dans cette étude, un pour contrôler la pression interstitielle ( $U$ ) et l'autre pour contrôler la pression radiale ( $\sigma_3$ ).
- Un dispositif de mesure pour effectuer les différentes acquisitions de données nécessaires en cours de l'essai.

L'ensemble de ces éléments doit assurer les fonctions suivantes :

- Appliquer les chargements axiaux et radiaux désirés à une éprouvette
- Mesurer les différentes déformations provoquées durant l'essai (déformation axiale et déformation volumique)
- Mesurer les efforts appliqués (chargement axial, et pression radiale)
- Mesurer la pression interstitielle

L'essai triaxial de révolution permet d'appliquer de manière indépendante deux types de sollicitations quasi-statiques : le confinement par l'intermédiaire d'une cellule de confinement (pression de confinement  $p'$ ) et la contrainte axiale par l'intermédiaire d'une presse électromécanique de type ZWICK (force  $F$  verticale).





Figure 2.6: Machine Zwick (Presse)



Figure 2.7: Contrôleurs volume-pressure (CPV)



Figure 2.8: Cellule triaxiale

## 2.7 Description détaillée du matériel

### 2.7.1 Système de propagations d'ondes

L'étude de la propagation d'ondes dans les milieux granulaires requiert l'utilisation d'ondes dans une plage de fréquences allant de 1 à 30 kHz (Ezzaoui, 2008). La manipulation de ces ondes (émission et réception) peut se faire en utilisant des capteurs piézoélectriques, le phénomène de piézoélectricité étant expliqué précédemment.

Il y a trois éléments importants pour une bonne configuration d'un essai aux bender elements: l'oscilloscope numérique, le générateur de fonction (générateur de signaux) et les bender elements eux même.

#### - Les capteurs piézoélectriques de cisaillement (bender elements) :

Les capteurs piézoélectriques sont des bilames polarisées horizontalement, dont les dimensions sont les suivantes: hauteur 9 mm, épaisseur 1,3 mm et largeur 10 mm. Ces capteurs transmettent au matériau des ondes de cisaillement polarisées horizontalement et se propageant verticalement.

Ce mode de propagation donne accès à la vitesse de propagation des ondes de cisaillement  $S$ . la direction de propagation des ondes de cisaillement est verticale (axe  $z$ ) et la direction de polarisation est horizontale (radiale: axe  $r$ ).



Figure 2.9: Bender elements introduits dans les embases de la cellule triaxiale, (a) embase inferieure et (b) embase superieure.

- *L'oscilloscope:*

Les aspects importants d'un oscilloscope pour l'étude des ondes de cisaillement dans les sols comprennent le taux d'échantillonnage, la résolution et des capacités de stockage.

- *Le générateur de signaux:*

Avec le générateur de fonctions, il est possible d'envoyer différentes formes du signal d'entrée à l'élément bender émetteur, particulièrement des signaux de type carré, signaux sinusoïdaux, signaux triangulaires...etc. Dans l'ensemble des essais triaxiaux avec des bender elements rencontrés dans la littérature, les auteurs ont employé le plus souvent des signaux de forme carrée ou sinusoïdale. Toutefois, vue les raisons citées dans la section précédente relatives aux inconvénients des signaux carrés avec leur contenu fréquentiel, la clarté est affectée et cela à un effet sur leur interprétation, seules les ondes sinusoïdales ont été utilisées dans le cadre de cette recherche, et elles ont été utilisées tout au long des différentes campagnes d'essais.

L'amplitude des ondes pseudo-sinusoïdales envoyée à l'élément piézoélectrique émetteur dans le cadre de ces programmes d'essais était au maximum 20 V. Ce fut la tension maximale pouvant être émise par le générateur de signaux en notre possession. Bien qu'en général, on obtient un plus grand signal reçu avec un plus grand signal d'entrée, ce qui aide généralement à l'interprétation du signal plus facilement.



Figure 2.10: Oscilloscope et générateur de fonctions

### 2.7.2 Acquisition et exploitation des données

Les figures 2.11 et 2.12 montrent un schéma de l'équipement pour déterminer la vitesse des ondes de cisaillement en utilisant des bender elements dans une cellule triaxiale.

Pendant les essais, la fréquence de l'onde sinusoïdale d'entrée a été ajustée de façon à ce que le signal reçu ait une forme et une clarté optimale (sinon admissible). Cette pratique est courante dans les tests utilisant des bender elements, et la fréquence optimale est une fonction de la rigidité du sol et de la cellule, et le type et la disposition des bender éléments utilisés (Brignoli et al. 1996).

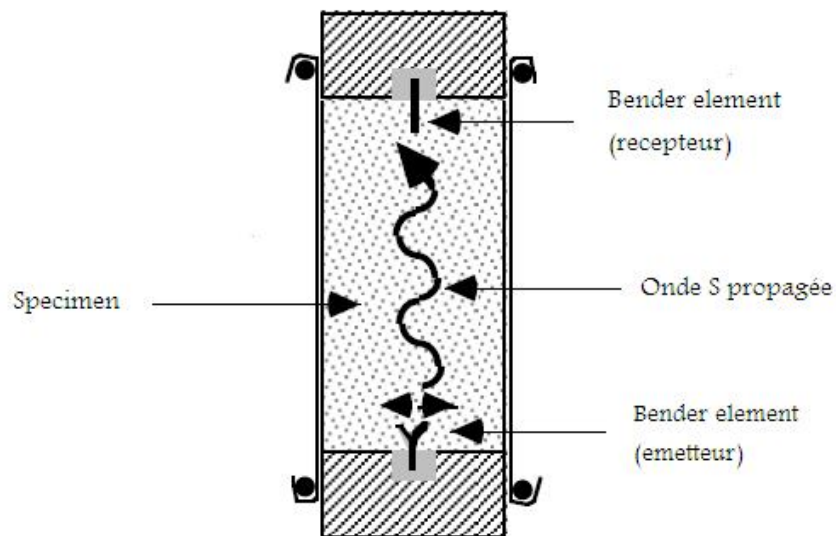


Figure 2.11: Schéma de l'installation des bender elements dans la cellule triaxiale

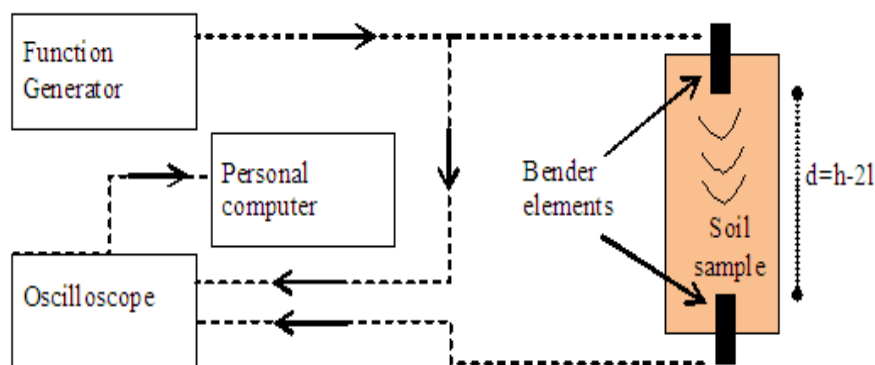


Figure 2.12: Schéma de l'essai aux bender elements

Parce que l'amplitude du signal reçu est très faible, il est essentiel que le bruit électrique provenant des appareils électriques soit minimisé. Pour cette raison, le câblage des éléments piézoélectriques est très important. Dyvik et Madshus (1985) ont identifié deux différentes

configurations possibles pour le câblage des éléments piézoélectriques: une connexion en série et une connexion en parallèle qui sont présentées dans la figure 3.13.

Dans la connexion en série, les directions de polarisation des deux couches (feuilles) piézoélectriques sont inter-opposées et le bender element est connecté à l'autre électrode, tandis que pour la connexion en parallèle, les deux couches piézoélectriques ont la même direction de polarisation. Le câble de masse est fixé à deux électrodes externes, et le fil de base est relié à la cale métallique intermédiaire.

Dyvik et Madshus ont indiqué que la connexion en parallèle est plus efficace pour le transfert des impulsions électriques à des impulsions mécaniques, et la connexion en série est la plus efficace de convertir l'énergie mécanique en signaux électriques. Ainsi, la connexion en parallèle est signalée à être mieux adaptée pour un élément de transmission, tandis que la connexion en série est mieux adaptée pour un élément récepteur. De leur côté, Lee & Santamarina (2005) indiquent que pour la même tension appliquée, la connexion de type parallèle fournit deux fois le déplacement de la liaison du type série. Par conséquent, les fabricants recommandent souvent l'utilisation des bender elements de type parallèle comme émetteurs et ceux de type série comme récepteurs.

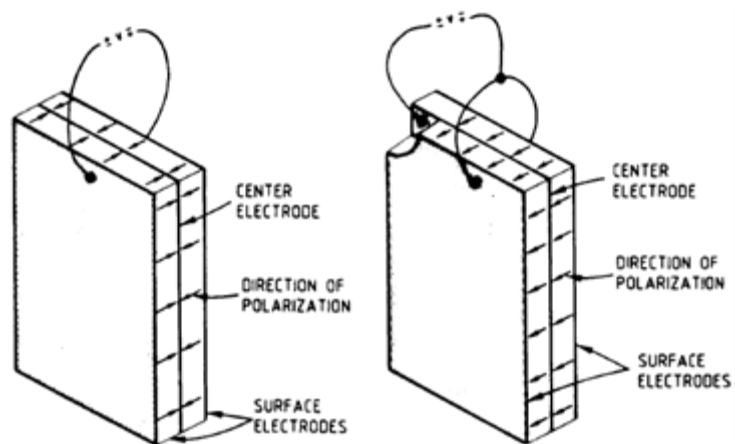


Figure 3.13: Différentes configurations de câblage pour les bender elements: (a) connexion en série, (b) connexion en parallèle (Dyvik & Madshus 1985).

### - Filtrage des signaux

Au regard de l'état des signaux récupérés de la station (fortement bruités), il a été procédé à leur filtrage par élimination de basses fréquences, (pour lesquelles une cloche du spectre de puissance est observée) lors de passage dans le domaine des fréquences, ainsi que

l'élimination de hautes fréquences (fréquences supérieures à 20 kHz); une bande passante est alors utilisée.

### 2.7.3 Paramètres d'essais

- Certaines considérations portant sur la géométrie du système « grain-échantillon-bender » doivent être analysées lors des essais dynamiques. Dans cette optique, les paramètres concernant les dimensions, le diamètre des grains des matériaux testés et les longueurs d'ondes des signaux employés sont pris de façon à avoir des rapports d'échelles suffisants pour pouvoir se placer dans les conditions de la mécanique des milieux continus et autres conditions liées à l'interprétation des signaux:

En pratique, pour éviter des phénomènes de diffraction et rayonnement par une nouvelle source sphérique, les paramètres liés à l'essai doivent respecter certaines conditions :

#### - Niveau de sollicitation

Le principe des bender elements est que leur utilisation dans un test induit une sollicitation des éléments qui se trouvent sur le plateau élastique, donnant ainsi une vitesse de l'onde de cisaillement associée à  $G_{max}$ . Dyvic et Madshus (1985) ont estimé la déformation maximale au cisaillement induite par des bender elements comme inférieure à  $10^{-5}$ , et donc dans la plage des très petites déformations. Déterminer avec précision le niveau de la sollicitation induit par l'essai des bender elements est difficile, car il sera directement proportionnel au déplacement de la pointe du bender élément. Une approximation de ce déplacement peut faire connaître les propriétés piézoélectriques du matériau de l'élément bender en supposant qu'il s'agit d'un cantilever avec des conditions aux limites effrénées. Ces hypothèses peuvent ne pas être valables, en réalité, en raison de l'enduit époxy utilisé dans la fabrication de ces éléments et la résistance du sol environnant. Toutefois, Jovičić (1997) a montré expérimentalement que l'hypothèse d'élasticité était valide. Jovičić a constaté que lorsque les essais aux bender elements ont été effectués sur des échantillons drainés, il n'y a pas eu de changement de volume observé, et quand ils ont été effectués sur des échantillons non drainés aucune accumulation de surpressions interstitielles n'a été trouvée. Il a jugé donc qu'une analyse numérique plus poussée de cette hypothèse est nécessaire.

### - *La hauteur de l'échantillon et la longueur d'onde*

La première de ces considérations porte sur le rapport ( $L / \lambda$ ), où  $L$  est la longueur de l'échantillon et  $\lambda$  la longueur d'onde de l'onde créée par l'élément piézoélectrique émetteur. Dans le cas d'un essai dynamique, ce rapport doit être au moins supérieur à 1 ( $L / \lambda > 1$ ), selon l'ASTM (*American Society for Testing and Materials*) (Ezzaoui, 2008 ; Arulnathan (1998) préconise un rapport ( $L / \lambda > 4$ ) ; Toutefois, l'échantillon doit être de grande dimension par rapport à la longueur d'onde et un rapport supérieur à 10 est généralement admis (Sharifipour, 2006). Les fréquences de sollicitations sont choisies en conséquence afin de pouvoir augmenter la précision relative des capteurs en déformation.

### - *Volume élémentaire représentatif « VER »*

La notion du volume élémentaire représentatif est utilisée pour vérifier la représentativité d'un échantillon d'un matériau hétérogène discontinu. Les matériaux granulaires sont, d'après la théorie des milieux continus effectifs semi-infinis dans la catégorie des matériaux discontinus, formés de grains de minéralogie parfois très différente et des vides remplis ou non remplis d'un liquide (Sharifipour, 2006). Ces matériaux sont mécaniquement hétérogènes : les forces se transmettent entre les grains par le biais des zones de contacts dont la distribution dépend de plusieurs paramètres comme la mise en place du matériau, la distribution des grains et l'histoire des chargements subies.

Des échantillons de ces milieux peuvent cependant être considérés comme continus d'un point de vue mécanique lorsque la taille caractéristique des échantillons sollicités est très grande devant le diamètre du plus gros granulat (rapport  $L/D > 10$ ). Le volume est alors admis comme représentatif.

### - *Longueur d'ondes des signaux et diamètre des grains*

Dans les essais de propagation d'ondes dans les milieux granulaires, et du point de vue de la propagation des ondes, un échantillon de matériau granulaire peut être considéré comme milieu continu effectif quand la longueur d'onde du signal propagé est considéré nettement supérieure à la dimension caractéristique des granulats, autrement dit, un rapport entre le diamètre des grains et la longueur d'onde doit être suffisamment élevé ( $\lambda/D > 10$ ).

### - *Longueur d'ondes des signaux et longueur du bender element*

Pour les ondes de cisaillement  $S$ , le rapport entre la longueur d'onde du signal et la longueur du bender element à prendre en compte d'après une étude d'Arulnathan et al. (1998) doit satisfaire:  $\lambda / L_b \leq 6$ .

### - *Trajectoire de propagation des ondes*

Dans l'ensemble des essais de propagation d'ondes effectués sur des matériaux granulaires avec des bender éléments, l'onde est supposée ignorer la nature particulière du milieu traversé et supposée comme traversant une trajectoire rectiligne, celle entre les deux capteurs piézoélectriques. La longueur d'onde est, par définition le rapport de la vitesse de propagation de l'onde et sa fréquence ( $\lambda=V_s/f$ ). Par conséquent la vitesse de propagation de l'onde sera calculée comme étant le rapport entre la hauteur de l'échantillon et le temps de vol de l'onde propagée, chose admise par l'ensemble des praticiens de bender elements.

### - *Déroulement de l'essai*

Le boîtier de contrôle est relié à un PC d'acquisition sur lequel est installé un logiciel dédié (PICOscope). Ce logiciel est un oscilloscope virtuel amélioré puisqu'il permet de:

- visualiser et enregistrer les signaux émis et reçus ;
- émettre le signal d'entrée
- sélectionner les paramètres relatifs à l'onde propagée tels que la fréquence de sollicitation (dans la gamme de fréquences correspondante à ce type d'essais), l'amplitude du signal émis, le nombre de points d'acquisition, la fréquence d'échantillonnage, la forme du signal émis, la durée du signal (temps d'acquisition)... etc.

Il permet également l'enregistrement des signaux sous les différents formats voulus pour l'exploitation notamment le format texte (.txt) dans le but de leur post-traitement sur le logiciel Matlab.

Une image capturée à partir de l'écran de l'ordinateur relié à l'oscilloscope numérique est illustrée à la figure 2.14. Sur les deux axes verticaux (gauche et droit) sont représentées les amplitudes de tension en millivolts des signaux émis et reçu respectivement, tandis que sur l'axe horizontal est représenté le temps en millisecondes. Cette figure montre à la fois l'onde sinusoïdale de 20 V d'amplitude envoyée par le bender element émetteur et l'onde reçue par l'élément bender récepteur. Le temps d'arrivée dans ce cas est estimé à 0,683 ms, il a été



déterminé en mesurant la différence de temps entre le moment d'envoi de l'onde (origine) et la première déviation à l'horizontale, dans le même sens que le signal émis (sens positif dans ce cas), du signal reçu.

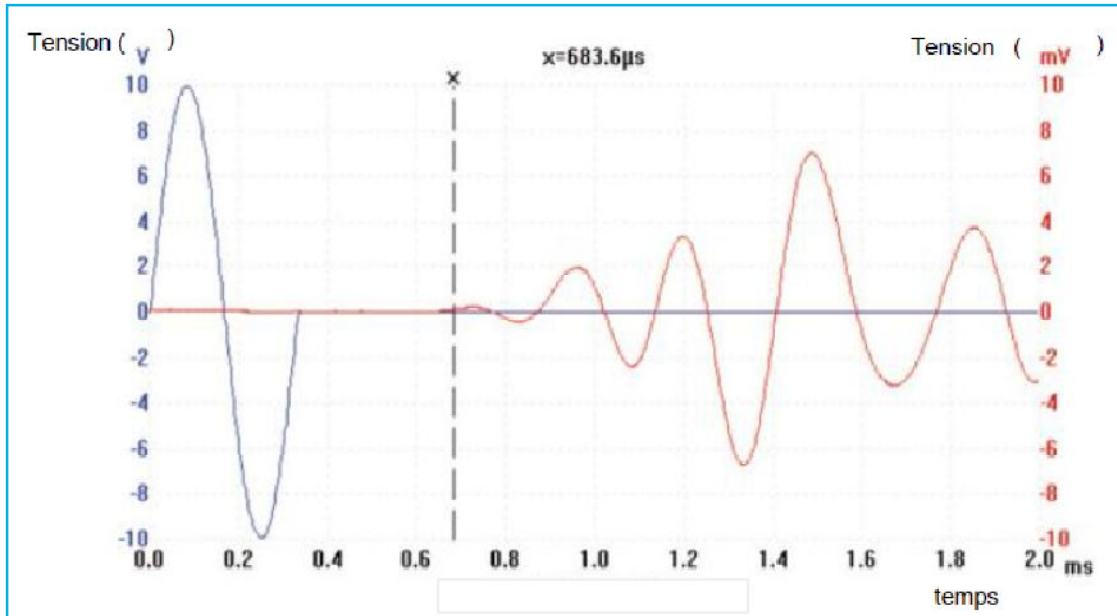


Figure 2.14: Image de l'écran de l'oscilloscope montrant l'impulsion sinusoïdale transmise et le signal reçu

#### 2.7.4 Détermination de la fréquence de résonance

La fréquence de résonance du bender element affecte le signal de réponse, la taille du champ proche et la détermination du temps de propagation (Mohsin, 2008). Par conséquent, la fréquence de résonance est un paramètre important pour les essais aux bender elements destinés à mesurer la vitesse de propagation des ondes de cisaillement dans le domaine des petites déformations.

##### - La fréquence de résonance du bender element dans l'air

Un bender element libre (dans l'air) est équivalent à une poutre cantilever (Lee & Santamarina, 2005). La fréquence de résonance d'une poutre cantilever est une fonction de son module élastique  $E_b$ , son moment d'inertie  $I_b$  et sa masse  $m_b$ . Pour des conditions aux limites fixe-libre (déplacement et rotation nuls à l'extrémité fixe; moment et force de cisaillement nuls à l'extrémité libre, la fréquence de résonance pour le premier mode est (Meirovitch 1967).

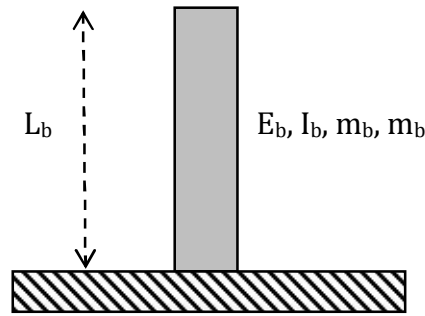


Figure 2.15: Bender element dans l'air (poutre console).

$$f_r = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_b}{m_b}} = \frac{1}{2\pi} \cdot 1,875^2 \cdot \sqrt{\frac{E_b I_b}{m_b L_b^4}} \quad (2.3)$$

Où  $k_b$  est la constante de raideur du ressort équivalent;  $m_b$  est la masse du porte à faux et  $L_b$  la longueur en porte à faux, il est supposé ici que la poutre console est dotée d'un ancrage parfait (parfaitement encastée).

Une simplification de cette formule avec prise en compte des propriétés typiquement valables pour les matériaux piézo-céramiques ( $E_b = 6,2 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$  et  $\rho_b = 7500 \text{ kg/m}^3$ ), et leur substitution dans l'équation (2.3), donne la fréquence de résonance d'un bender element ancré dans l'air est (Lee & Santamarina, 2005):

$$f_r = 464 \frac{h}{\alpha(L_b)^2} \quad (2.4)$$

La fréquence  $f_r$  est exprimée en Hz, tandis que les dimensions (la hauteur  $L_b$  et l'épaisseur  $h$ ) sont en m).

D'autres auteurs donnent la fréquence de résonance du bender element sous la forme simplifiée, fournie par le fabricant de piézo-céramiques (Morgan Ceramics Electro):

$$f_r = 400 \left( \frac{h}{l^2} \right) \quad (2.5)$$

où  $h$  est l'épaisseur en mm,  $l$  est la longueur du bender element (pris comme une poutre cantilever) en mm et  $f_r$  est la fréquence de résonance en kHz.

- *La fréquence de résonance du bender element dans le sol*

La fréquence de résonance d'un bender élément, ancré et enterré dans une masse de sol, est affectée par la densité du sol et sa rigidité comme rapportée par Lee & Santamarina (2005). Ils ont obtenu la rigidité du sol à partir de la solution de Mindlin pour une charge ponctuelle dans un milieu continu intégré à une géométrie rectangulaire (Poulos and Davis 1974).

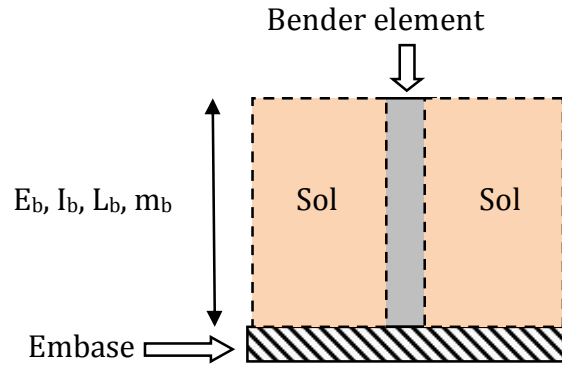


Figure 2.16: Le bender element dans le sol

$$k_s = \eta E_s L_b = 2 \eta (1 + \nu) \rho_s V_s^2 L_b \quad (2.6)$$

où  $\eta$  ( $\approx 2$ ) est le facteur d'influence du déplacement moyen à l'interface sol - bender element,  $E_s$  est le module élastique du sol,  $V_s$  est la vitesse de propagation des ondes de cisaillement,  $\nu$  est le coefficient de Poisson et  $\rho_s$  la densité massique du sol.

Enfin, une estimation de premier ordre de la fréquence de résonance d'un bender element dans le sol est obtenue en combinant la masse et la rigidité du bender element ( $k_b$  et  $m_b$ ) et la masse et la rigidité du sol affecté autour du bender element ( $k_s$  et  $m_s$ ), provoquant une constante du ressort équivalent  $k_{eq} = k_b + k_s$  et une masse équivalente  $m_{eq} = m_b + m_s$  (Lee & Santamarina, 2005).

$$f_r = \frac{1}{2\pi} \left[ \frac{1,875^4 \frac{E_b I_b}{(L_b)^3} + 2\eta(1+\nu)\rho_s V_s^2 L_b}{\rho_b b h (L_b) + (\rho_s b^2 L_b)} \right]^{1/2} \quad (2.7)$$

Mohsin (2008) à utilisé des bender elements de dimensions  $13 \text{ mm} \times 10 \text{ mm} \times 0,5 \text{ mm}$  avec une longueur en porte à faux d'environ  $4 \text{ mm}$ . Il avait donné une fréquence de résonance

d'environ 13 kHz. Lee et Santamarina (2005) ont rapporté une valeur similaire de la fréquence de résonance pour un bender élément d'environ 4 mm de longueur en console et inséré dans l'échantillon de sol.

- **Détermination de la fréquence de résonance du système bender element + cellule (au Laboratoire)**

Pour déterminer la fréquence de résonance du système bender element + cellule, on a collé un accéléromètre à l'embase de la cellule (figure 2.17), on a sollicité l'embase de la cellule par des coups de marteau dans les directions horizontale et verticale, la présentation de l'accélération dans le domaine fréquentiel par le biais de la transformée de Fourier est montrée sur les figures 2.18 à 2.22.

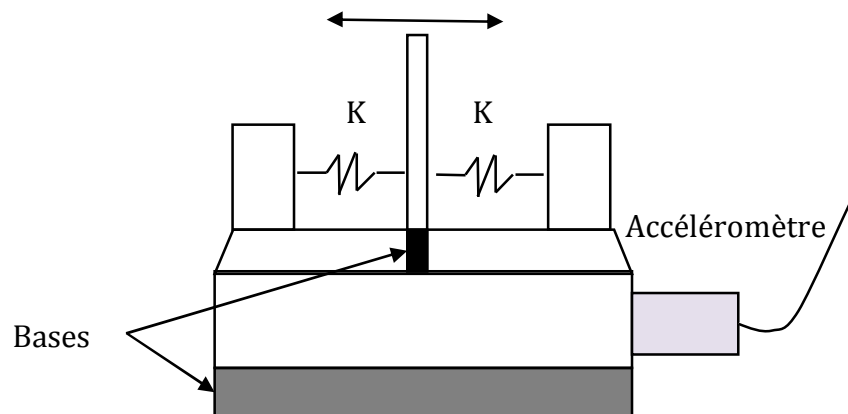


Figure 2.17: Modèle dynamique du système bender element + embase de la cellule

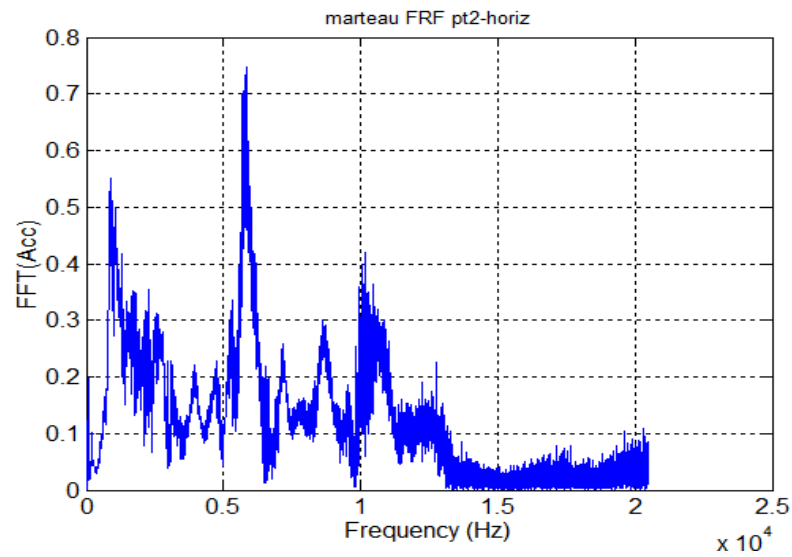


Figure 2.18: Détermination de la fréquence de résonance, du système sol + cellule, par l'expérience du marteau, sollicitation horizontale.

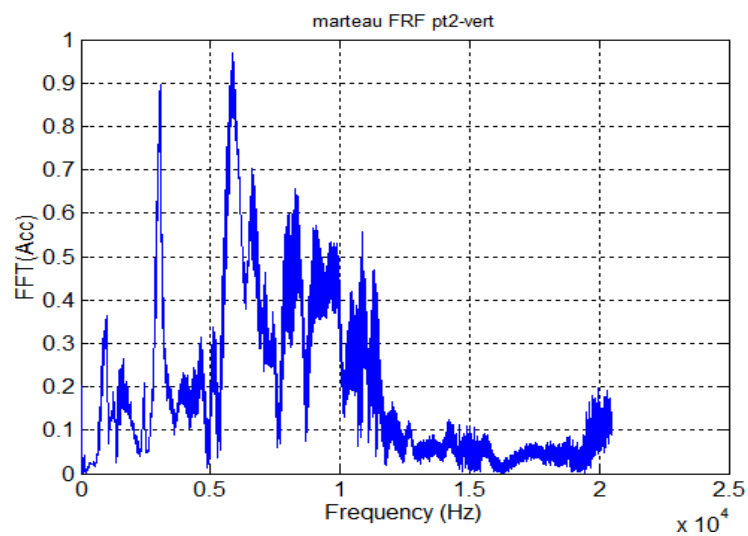


Figure 2.19: Détermination de la fréquence de résonance, du système sol + cellule, par l'expérience du marteau, sollicitation verticale.

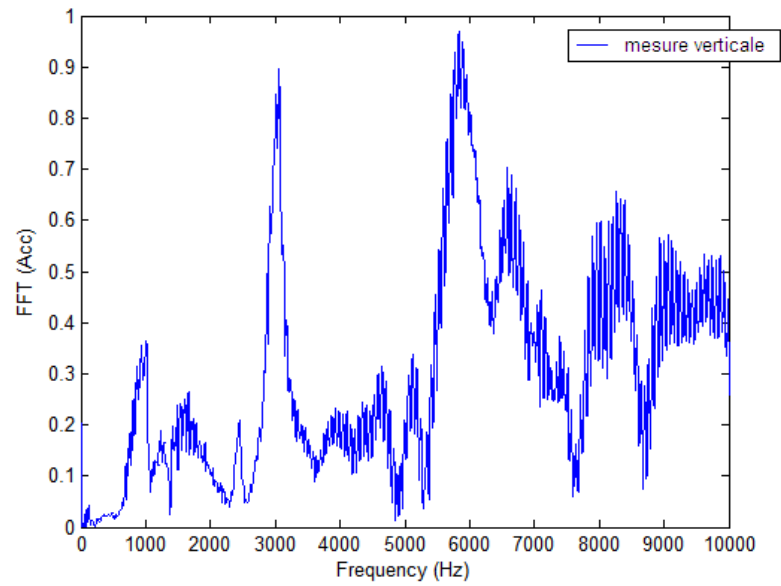


Figure 2.20: Détermination de fréquence de résonance du système capteur + cellule, essai en direction verticale

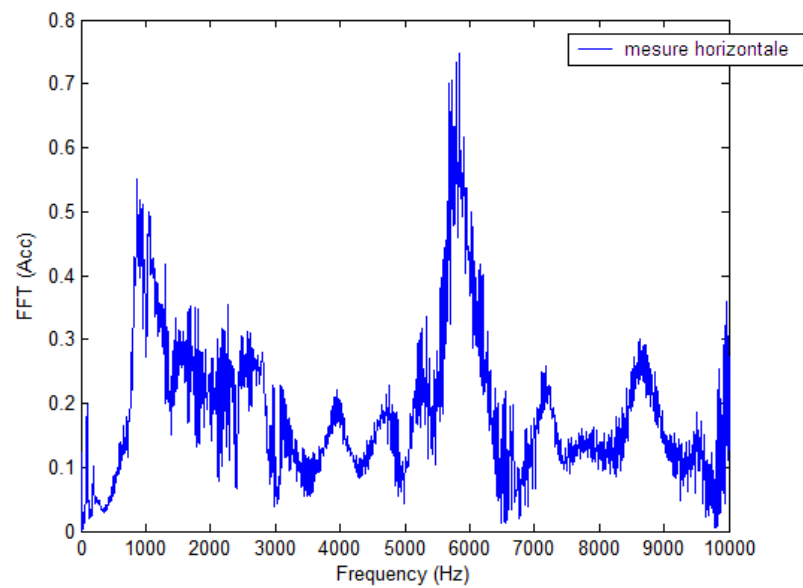


Figure 2.21: Détermination de fréquence de résonance du système capteur + cellule, essai en direction horizontale

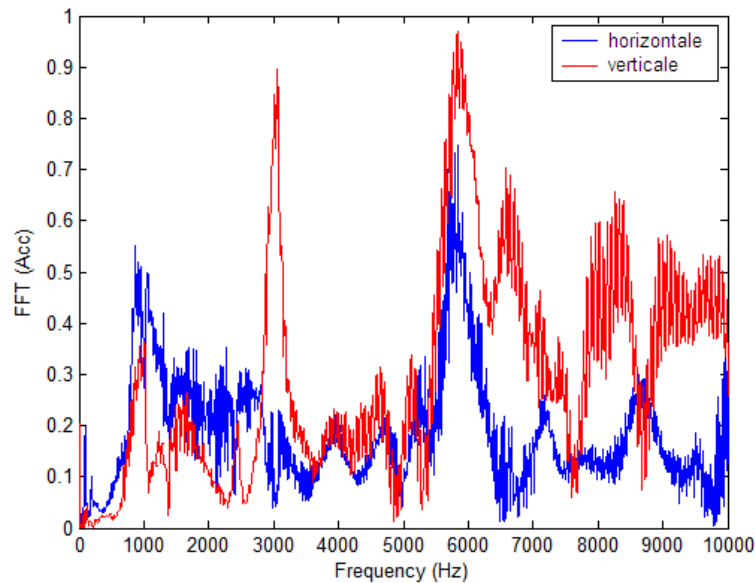


Figure 2.22: Superposition des deux courbes, verticale & horizontale (2.20 et 2.2.)

A partir de la courbe de superposition des courbes 2.22 et 2.21, on constate que la fréquence de résonance du système, capteur +cellule, est voisine de la valeur de  $f_m=5,843$  kHz.

### 2.7.5 Mise en évidence du Couplage électromagnétique (Crosstalk)

Le bender element est un transducteur piézoélectrique à deux couches qui se compose de deux électrodes conductrices extérieures, deux feuilles piézocéramiques, et une cale métallique conductrice au centre (figure 2.23-a). Les électrodes extérieures sont généralement fabriquées en nickel déposé ou en argent. Il existe deux types de bender elements: en série et en parallèle. Dans le type en série, les directions de polarisation des deux couches piézoélectriques sont à l'opposé les unes aux autres et l'élément bender est connecté aux électrodes externes comme montré dans la figure 2.23-b. Dans le type parallèle, les deux couches piézo-électriques ont la même direction de polarisation que celle indiquée dans la figure 2.23-c. Le câble de masse est attaché à deux électrodes extra-atmosphériques, et le fil de base est relié à la cale métallique intermédiaire. Pour la même tension appliquée, le type de liaison parallèle offre deux fois le déplacement du type de liaison en série. Par conséquent, les fabricants recommandent souvent l'utilisation des bender éléments de type parallèle comme émetteur et de type en série comme récepteur.

Le couplage électromagnétique entre les bender elements, émetteur et récepteur, se manifeste comme un signal de sortie avec une composante précoce qui est quasi-simultanée avec le

signal d'entrée. Cette diaphonie peut être très importante dans les sols conducteurs tels que les argiles humides et les sédiments.

Dans la figure 2.24, on peut clairement visualiser l'effet du couplage électromagnétique (crosstalk) au début du signal reçu, et cela peut considérablement affecter la lisibilité du signal reçu, notamment à basses fréquences.

Lors de l'étude expérimentale, il a été possible d'explorer la diaphonie (crosstalk) des éléments bender et limiter ses effets en mettant en terre les fils connecteurs de ces bender elements, plus de détails peuvent être trouvés dans (Lee & Santamarina, 2005).

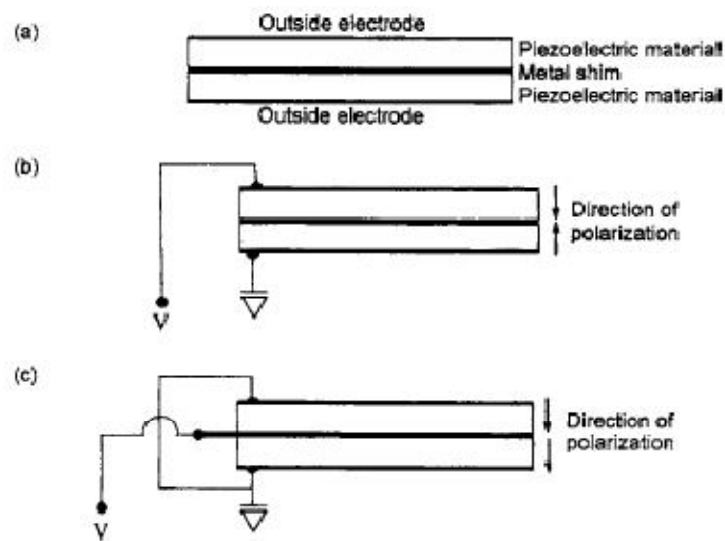


Figure 2.23: Bender elements: (a) représentation schématique des bender element, (b) type en série, (c) type en parallèle (Lee & Santamarina 2005)

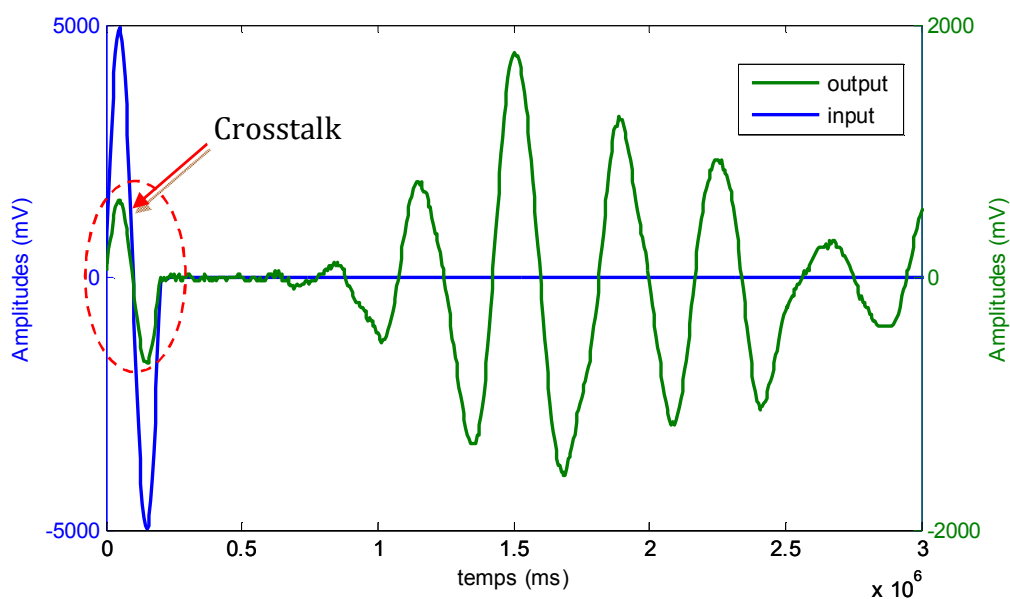


Figure 2.24 : Effet de crosstalk (couplage électromagnétique)



### 2.7.6 Mise en évidence et contrôle de l'effet de champ proche

Lors des essais de propagation d'ondes, l'effet de champ proche est l'un des phénomènes les plus répandus. Quand les ondes S sont créées sur un élément bender émetteur d'un essai de propagation d'ondes, la réflexion et la réfraction des ondes au niveau des frontières peuvent produire des ondes autres que celles directement arrivées (ondes S); L'effet de champ proche peut cacher l'arrivée des ondes S avec ces ondes P qui se propagent à la vitesse des ondes de compression, et peuvent donc arriver avant l'onde S recherchée.

Pour étudier et quantifier ces incohérences causées par l'effet de champ proche, une série d'études expérimentales est effectuée afin d'explorer et d'établir les limites qui permettent de mettre en évidence, et par conséquent, minimiser les effets de champ proche dans les essais de propagation d'ondes. Les résultats expérimentaux sont présentés sous forme de rapports adimensionnels ( $R_d$ ) évoqué par Jovicic et al. (1996) qui est donné comme étant le rapport entre la longueur de l'échantillon et la longueur d'onde du signal ( $d/\lambda$ ). Cela peut fournir des lignes directrices pour la conception des essais de propagation d'ondes ainsi que l'interprétation des résultats.

#### - *Effet de la fréquence d'entrée*

Plusieurs auteurs ont souligné que la réponse des bender elements est améliorée quand la fréquence du signal émis est proche de la fréquence de résonance du système cellule + bender elements + sol (Jovicic et al. 1996; Kawaguchi, 2001). Le point d'arrivée de l'onde n'est pas affecté par la fréquence d'excitation sélectionnée, mais c'est surtout l'habilité de détecter le temps d'arrivée qui peut changer d'une façon importante.

La plupart des signaux enregistrés lors des essais aux bender elements montrent la présence d'effets de champ proche à des degrés variables, où la première déviation du signal reçu est plus ou moins biaisée. Ceci est principalement attribuable à une composante d'onde de cisaillement se déplaçant à la vitesse de l'onde de compression (onde P), avec une arrivée précoce avant l'onde de cisaillement réelle (onde S).

Sánchez-Salineró et al. (1986) ont suggéré de garder le rapport entre la longueur de l'échantillon et la longueur d'onde ( $d/\lambda$ ) compris entre 2 et 4. Ce rapport, baptisé  $R_d$  plus tard par Jovicic et al. (1996), est bien conçu pour éviter les effets de champ proche. Plus récemment, Leong et al. (2009) ont recommandé une augmentation de la limite inférieure du rapport  $R_d$  à 3,33. Jovicic et al. (1996) ont recommandé un mécanisme qui implique la manipulation de la forme et la fréquence d'entrée de l'onde de cisaillement. En regardant les

discussions jusqu'à présent, un rapport  $R_d \geq 5$  est nécessaire pour éviter un rebond des effets de champ proche.

- ***Contrôle de l'effet de champ proche au Laboratoire par la fréquence d'entrée (rapport  $R_d$ )***

Pour mettre en évidence ce phénomène, on a effectué une série d'essais au laboratoire. Des échantillons sont testés au laboratoire sous même contrainte de confinement, même amplitude mais en choisissant des fréquences d'excitations différentes de 5, 10, 15, et 20 kHz donnant respectivement des rapports  $R_d$  différents de 1.8, 2.4, 3.6 et 5.4. Avec ces rapports, on peut contrôler l'effet de champ proche pour un essai de propagation d'ondes sur un matériau granulaire. Les résultats sont présentés sur la figure 2.25. Comme on peut l'observer, la réponse du système cellule + bender elements + sol est différente pour les différentes fréquences sans que cela influe sur la valeur de la mesure.

Les essais montrent que le temps de vol reste inchangé avec les différentes fréquences d'excitation utilisées. Néanmoins, la clarté du signal est beaucoup améliorée avec l'augmentation de la fréquence ; l'interprétation semble être plus facile avec des fréquences élevées (rapports  $R_d$  élevés).

Les fréquences donnant un rapport  $R_d$  élevé sont celles qui donnent un signal plus clair et facile à interpréter, et par conséquent, la diminution de l'erreur commise sur l'estimation du temps de vol, paramètre fondamental dans l'estimation de module de cisaillement.

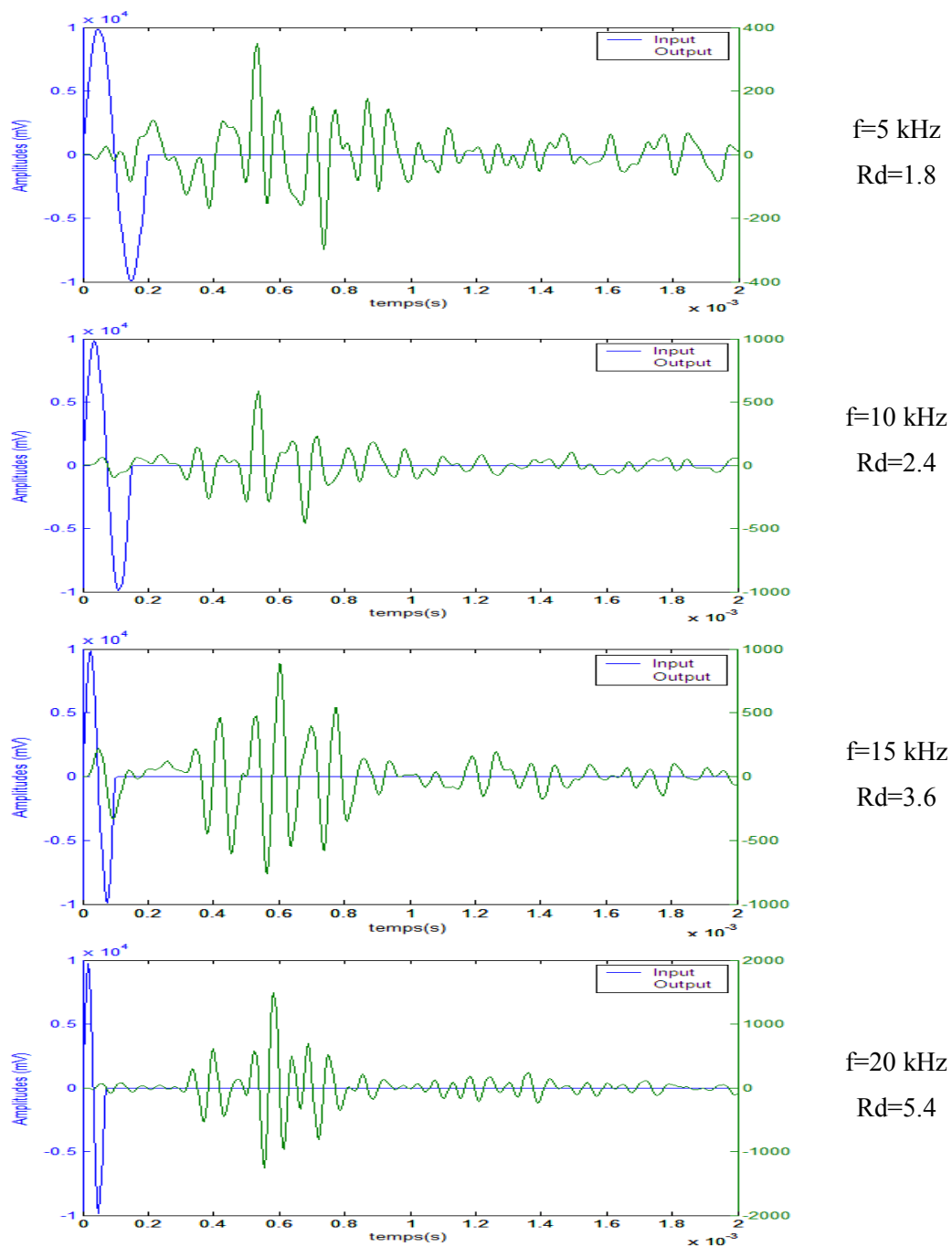


Figure 2.25: Contrôle de l'effet de champ proche par le rapport  $R_d$ , effet de la fréquence

Il est à remarquer que la qualité du signal, et par conséquent la précision de l'estimation du temps de vol, est meilleure avec des rapports  $R_d$  élevés.

L'erreur sur l'estimation du temps de vol des ondes est considérablement réduite avec l'augmentation de la fréquence de sollicitation.

De ce fait, les fréquences plus élevées (donnant des rapports  $R_d$  plus élevés) devraient éliminer les effets de champ proche, et donc donner une première arrivée plus claire de l'onde propagée. Toutefois, la fréquence maximale qui peut être utilisée est limitée par les bender elements, qui ne peuvent pas transmettre les pulsations à des fréquences trop élevées, et aussi par l'augmentation de l'atténuation dans le sol. La sélection d'une fréquence appropriée pour l'impulsion d'entrée est une étape importante dans les essais de propagation d'ondes, par des bender elements, dans les sols.

### - *Effet de la géométrie de l'échantillon - dimensions de l'échantillon*

#### **Hauteur de l'échantillon**

Augmenter le rapport  $R_d$  peut se faire en augmentant la hauteur de l'échantillon de façon à ce qu'il soit nettement supérieur à la longueur d'onde. Néanmoins, quand l'élanement de l'échantillon est élevé, l'atténuation des ondes et la dispersion peut empêcher l'identification correcte des réflexions multiples (Sanchez-Salinerio et al. 1986; Fratta and Santamarina 1996).

L'effet des dimensions de l'échantillon et les distances entre les limites (bords) entre la source et le récepteur joue un rôle important dans l'évaluation des données lors des essais de propagation d'ondes.

Certains auteurs ont évoqué la prise en compte de la notion de la géométrie des échantillons dans l'interprétation des essais de propagation d'onde en cellule triaxiale (Rio 2006). Pour Rio, quand la géométrie d'un échantillon présente un élanement élevé, il peut être assimilé à un guide d'ondes où des ondes P réfléchies peuvent arriver avant l'onde de cisaillement.

Comme les échantillons sont enveloppés dans des membranes en latex qui constituent des parois absorbantes et soumis à des pressions de confinement hydrostatiques, elles peuvent constituer donc des frontières au niveau desquelles les ondes P générées lors de la flexion du capteur émetteur (figure 2.26) peuvent se diriger vers les limites radiales de l'échantillon et se réfléchir au niveau des contacts avec les parois de la membrane en latex. Comme ces ondes se propagent à la vitesse des ondes de compression, elles peuvent arriver au capteur récepteur avant l'onde de cisaillement.

Pour minimiser et contrôler l'effet de champs proche par la géométrie de l'échantillon. Rio (2006) évoque, dans une étude sur des échantillons synthétiques à surface latérale libre, des

ratios  $H^2/D$ , où  $H$  est la hauteur et  $D$  le diamètre de l'échantillon. Il trouve que les effets apparaissent fortement lorsque le rapport est supérieur à 45 mm.

Dans ce contexte, des essais de mesure de la vitesse de cisaillement sur des échantillons de sable sec avec différentes hauteurs et un même diamètre (les densités sont presque égales) ont été réalisés par plusieurs chercheurs (Karam Jean-Paul 2006; Jong-sub Lee 2003). Dans lesquels l'effet de directivité semble être amplifié avec la hauteur: plus la hauteur est grande, plus l'arrivée de l'onde S est masquée par l'onde P. Ainsi, il est plus intéressant de travailler avec des hauteurs qui sont égales ou bien inférieures au diamètre de l'échantillon pour diminuer cet effet.

Ces ondes P sont des ondes réfléchies des parois de la membrane qui arrivent en premier vers le bender element récepteur et masquent ainsi l'arrivée de l'onde S recherchée. Cela est dû au fait que la vitesse de propagation des ondes de compression ( $V_p$ ) est supérieure à la vitesse de propagation des ondes de cisaillement ( $V_s$ ).

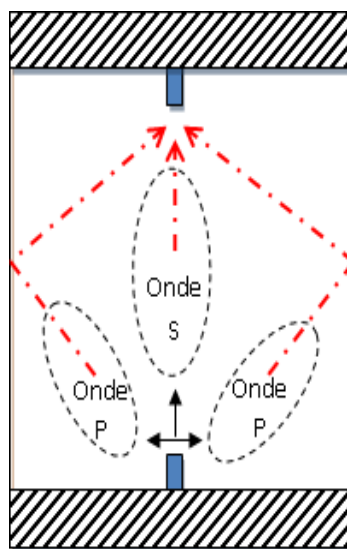


Figure 2.26 : Sollicitation du bender element dans une cellule triaxiale et les différentes composantes des ondes générées.

### Diamètre de l'échantillon

Autre approche proposée par Lee & Santamarina (2005) consiste à effectuer des essais sur une cellule large afin d'éviter l'enregistrement des ondes de compression réfléchies (parasites) par les parois. La cellule construite pour démontrer ce concept est conçue pour

absorber mécaniquement l'onde P réfléchies de la paroi par utilisation d'une cellule d'un diamètre assez large (figure 2.27). La réflexion des ondes P à partir des parois de la cellule est minimisée. Les ondes enregistrées dans ce cas sont l'onde S directement arrivée et les ondes S réfléchies des plateaux, supérieur et inférieur, des embases de la cellule.

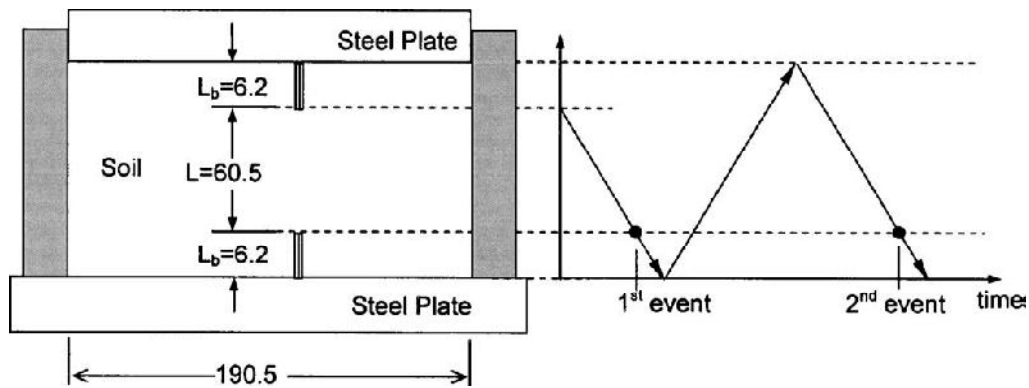


Figure 2.27. Méthode Multiple-réflexion, les dimensions sont en millimètres (d'après Lee & Santamarina, 2005).

## 2.8 Conclusion

Dans ce chapitre, les matériaux granulaires utilisés, à savoir le sable d'Hostun et les granulés de caoutchouc, sont présentés, les analyses granulométriques ainsi que les caractéristiques principales des matériaux sont présentés. Le dispositif expérimental est également exposé et le fonctionnement du matériel est détaillé.

Le développement de l'instrumentation locale et sophistiquée destinée à la réalisation de tels essais dans le laboratoire rend possible l'étude du comportement des sols dans un domaine aussi complexe que celui des petites déformations. Le point innovant dans ces instruments est la possibilité d'effectuer des mesures de propagation d'ondes à l'aide de capteurs piézo-électriques (bender elements). Les paramètres relatifs au déroulement des essais de propagation d'ondes sont aussi étudiés tels que la fréquence de sollicitation, la fréquence d'échantillonnage, la forme du signal émis, le temps d'acquisition... etc.

L'emploi des bender elements dans un appareil triaxial de révolution n'est pas épargné de phénomènes qui entravent le bon déroulement des essais, et par conséquent la bonne estimation des paramètres recherchés, ces phénomènes comme le crosstalk et le champ proche sont largement discutés dans ce chapitre.

*Chapitre 3 :*

***ANALYSE ET INTERPRETATION  
DES SIGNAUX***

---

## Chapitre III:

### ANALYSE ET INTERPRETATION DES SIGNAUX

---

#### 3.1 Introduction

Dans la catégorie des techniques de mesure dynamique par propagation d'ondes, celle des bender elements (BE) est celle qui a suscité un engouement notable des chercheurs (Jovicic et al. 1996 ; Fioravante & Capoferri 2001 ; Pennington et al. 2001 ; Leong et al 2009 ; Yamashita et al 2009 ; Chee-Ming Chan 2010) , et ce en raison des nombreux avantages qu'elle confère, notamment leur susceptibilité d'être installés dans beaucoup d'appareils standards de géotechnique et la souplesse dans le choix de leur emplacement au niveau de l'échantillon.

Cette technique n'est cependant pas exempte de défauts comme par exemple la variabilité technologique des BE, la délicatesse de la manipulation, la nécessité d'une utilisation experte en l'absence de procédure d'interprétation normalisée des résultats qui fait l'unanimité, etc.

De ce fait, les nombreux résultats de recherche critiqués sur un aspect essentiellement qualitatif. Cela a emmené beaucoup d'utilisateurs de cette technique à focaliser dans leurs travaux sur le traitement de données et l'interprétation des résultats, aboutissant à des conclusions parfois non concordantes.

Dans ce chapitre, une revue succincte des connaissances portant sur l'analyse et l'interprétation des signaux issus de l'utilisation des bender elements est entreprise. Les différentes méthodes d'analyses sont sérieées et discutées. Ces méthodes sont appliquées à des fins d'évaluation et de comparaison dans le cas de série d'essais préliminaires sur des échantillons de sable normalisé.

#### 3.2 Détermination pratique de $G_{max}$ par les BE

En mesurant le temps de vol ( $t$ ) entre l'envoi et la réception de l'impulsion, c'est à dire le temps mis par l'onde pour traverser l'échantillon de bas en haut, la vitesse des ondes de



cisaillement ( $V_s$ ) peut être calculée en connaissant la longueur ( $d$ ) entre les deux bender elements (équation 3.1).

$$V_s = \frac{d}{t} \quad (3.1)$$

Ayant la valeur de  $V_s$  et connaissant celle de la densité ( $\rho$ ) du matériau, le module de cisaillement ( $G_{max}$ ) s'en déduit selon la relation (3.2) suivante :

$$G_{max} = \rho \cdot V_s^2 \quad (3.2)$$

Notons que "d" est la distance réelle parcourue par l'onde entre les deux extrémités de l'échantillon ou entre les deux points de mesure du signal, et que "t" est le temps de vol de l'onde de cisaillement.

### 3.2.1 L'erreur relative commise sur la mesure de $G_{max}$ lors d'un essai aux bender elements

Plusieurs auteurs dont Viggiani et Akinson (1995) notent qu'il existe plusieurs sources possibles d'erreur dans le calcul du module de cisaillement  $G_{max}$  en utilisant des Bender éléments.

Le module de cisaillement en petites déformations  $G_{max}$  dépendant de la densité du sol et de la vitesse de propagation des ondes de cisaillement dans ce sol suivant la relation (3.2), les sources d'erreurs donc s'y rapportent.

Pour un échantillon de sol cylindrique, il est possible de déterminer avec précision la densité du sol ( $\rho$ ) dans le laboratoire par des mesures directes. Il est, par conséquent, peu probable de présenter une importante erreur dans les résultats de la densité du sol (plus souvent < 0,3 %). Par contre, les mesures de la longueur de parcours de l'onde ( $d$ ) et du temps de vol ( $t$ ) peuvent être entachées d'erreurs, induisant une estimation peu précise de la vitesse de l'onde de cisaillement  $V_s$  et par suite induire une erreur importante dans le calcul de  $G_{max}$  proportionnel au carré de la vitesse  $V_s$ .

L'erreur relative commise sur la détermination du module de cisaillement  $G_{max}$  se calcule par combinaison des erreurs relatives sur la densité, la distance de propagation et le temps de propagation (Viggiani & Atkinson, 1995) :

$$\frac{\Delta G_{\max}}{G_{\max}} = \frac{\Delta \rho}{\rho} + 2 \frac{\Delta d}{d} + 2 \frac{\Delta t}{t} \quad (3.3)$$

La principale erreur tient dans la détermination du temps de propagation des ondes. Arroyo (2001) et Sharifipour (2006) donnent l'erreur maximale possible :

$$e_{\max} = \frac{T_{app}}{T_i} \quad (3.4)$$

$T_{app}$  : la durée ou la période apparente du signal émis

$T_i$  : le temps d'arrivée idéal pour un signal non distordu

Cette équation peut s'écrire, si on introduit la fréquence et la longueur d'onde du signal émis, sous la forme suivante :

$$e_{\max} = \frac{1}{f_{app}} (1+n) \frac{V}{d} = \frac{\lambda_{app}}{d} (1+n) = \frac{1+n}{R_d} \quad (3.5)$$

### 3.2.2 Distance parcourue par l'onde

Le calcul la vitesse de propagation de l'onde de cisaillement (rapport distance parcourue/ temps de vol mesurés) est l'opération-clé dans l'utilisation des bender elements.

Lorsque les bender elements ont été utilisés dans un premier temps pour mesurer la rigidité des sols dans la plage des petites déformations, il y avait certains doutes quant à ce qui devrait être pris comme vraie distance parcourue notamment entre la hauteur totale de l'échantillon et la distance entre les extrémités des deux bender elements (tip-to-tip). Bien qu'au début de l'apparition des bender elements, certains praticiens prenaient en considération la hauteur totale de l'échantillon, d'autres comme Dyvick & Madshus (1985) prenaient la distance entre les extrémités des bender elements. Les essais de laboratoire sur des échantillons reconstitués de kaolinite de hauteurs différentes menés par Viggiani et Atkinson (1995) pour déterminer la vraie distance à considérer. Pour différentes pressions de confinement, la longueur de l'échantillon a été tracée en fonction du temps. Leurs résultats sont présentés dans la figure 3.1.

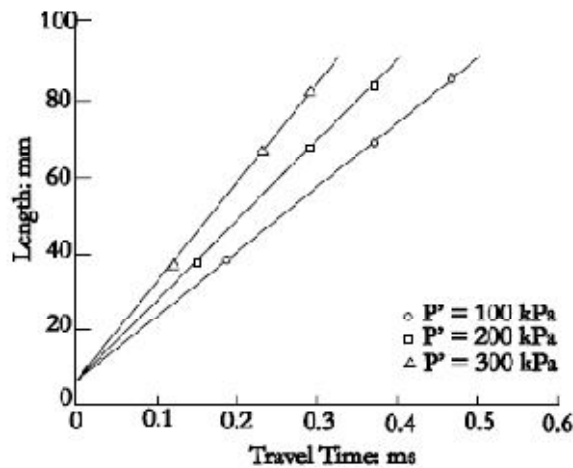


Figure 3.1: Relations entre le temps de déplacement et la hauteur de l'échantillon (d'après Viggiani & Atkinson, 1995)

Les bender elements utilisés pour ces essais de laboratoire étaient de 3 mm de long. L'ancrage dans l'échantillon est donc de 6 mm (soit deux fois la longueur du bender element), ce qui implique que la distance doit être prise comme celle entre les extrémités des capteurs et non pas la hauteur totale de l'échantillon. Les travaux menés par Brignoli et al. (1996) ont abouti à cette même conclusion. Cette distance (tip-to-tip) est généralement retenue par les investigateurs utilisant les bender elements et semble bénéficier d'une certaine unanimité.

### 3.2.3 Temps de vol

La principale difficulté pour le calcul de la vitesse de propagation des ondes réside dans la bonne estimation du temps de vol et comment il peut être précisément mesuré. Cependant, cette mesure n'est pas simple, ce qui a conduit différents chercheurs à utiliser un éventail de méthodes pour obtenir le temps «correct» de l'arrivée. Par exemple, Jovičić et al (1996) ont recommandé l'utilisation de la première arrivée de l'onde de cisaillement. Mais pour que cela fonctionne, ils soulignent qu'un grand soin est nécessaire pour réduire le bruit de système.

En pratique, la clarté du signal d'arrivée est fortement influencée par la forme du signal transmis à partir du bender element émetteur.

Les signaux d'entrée les plus utilisés (ou rencontrés dans la littérature) sont soit sous forme d'une impulsion carrée soit sinusoïdale (Hardy, 2003). Une impulsion sinusoïdale est

recommandée (contrairement à une impulsion carrée), et la fréquence des impulsions doit être ajustée afin de minimiser les effets de champ proche.

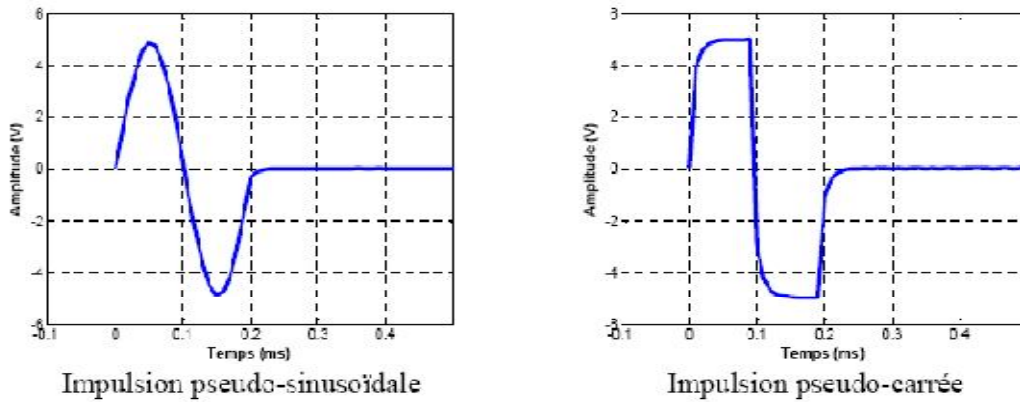


Figure 3.2: Forme des signaux électriques utilisés à la source (Sharifipour, 2006).

Les essais effectués par Viggiani & Atkinson (1995) démontrent que l'utilisation d'une onde carrée provoque une distorsion considérable du signal à la sortie.

Ils ont conclu que cela a été causé par la forme carrée de l'onde qui est composée d'un large spectre de fréquences et chaque composante a, par conséquent, ses différentes qualités dispersives. L'effet de la dispersion de l'onde d'entrée est dû au fait que chaque fréquence a une vitesse différente induisant la distorsion du signal de sortie.

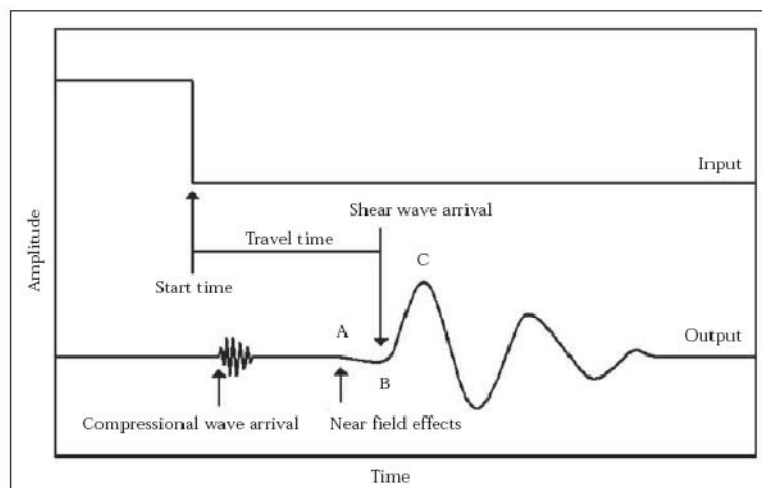


Figure 3.3: Représentation typique des signaux des bender elements (impulsion carrée).

La solution proposée par Viggiani et Atkinson pour surmonter cette difficulté était d'utiliser une impulsion sinusoïdale composée majoritairement d'une fréquence prédominante. Les résultats avec ce type de signaux ont été considérés comme meilleurs, car la production du signal de sortie ressemble davantage au signal d'entrée.

Bien que le recours à une onde sinusoïdale clarifie l'arrivée de la première onde, le signal de sortie demeure tout de même différent de signal d'entrée. Le résultat typique d'un essai aux bender elements est représenté dans la figure 3.4.

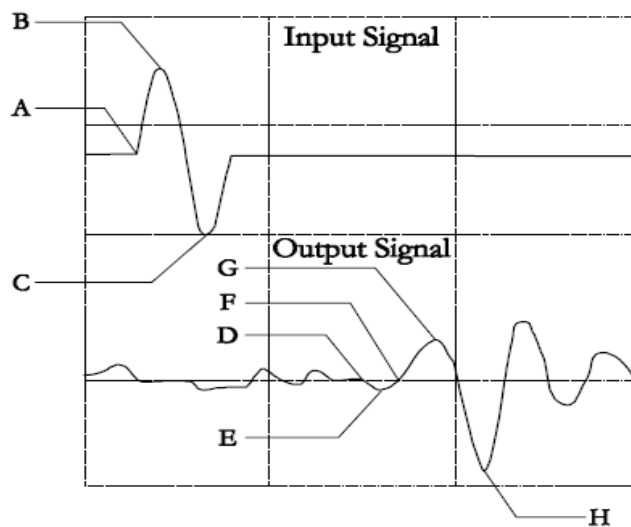


Figure 3.4: Représentation typique d'entrée et de sortie des ondes lors de l'essai aux Bender elements (Hardy, 2003).

Identifier le point (temps) d'arrivée de l'onde de cisaillement (début de l'onde) a toujours fait l'objet de discussions de la part des utilisateurs.

Le signal émis dans la figure 3.4 est caractérisé par les points A, B et C qui représentent respectivement l'origine ou le début du signal et les pics positif et négatif, tandis que le signal reçu est caractérisé par les points D, E, F, G et H qui représentent respectivement la première déflexion du signal, premier changement de signe, première amplitude nulle après la déflexion, pic positif et pic négatif.

Plusieurs options pour déterminer le temps de vol ont été proposées dans la littérature, notamment  $A-D$ ,  $A-E$ ,  $A-F$ ,  $B-G$  ou  $C-H$ .

Le problème se pose en raison d'un phénomène appelé l'effet de champ proche. Il se caractérise par une déviation initiale du signal de sortie avant que le mouvement significatif de l'élément récepteur arrive. Ceci est indiqué sur la figure 3.4 (sur le signal d'arrivée) entre les points D et F. Cette situation a pour effet de masquer l'arrivée réelle de l'onde de cisaillement en premier.

La présence d'un effet de champ proche dans les essais de bender elements a d'abord été identifiée par Brignoli & Gotti (1992), et plus tard elle a fait l'objet d'investigation pour Jovičić et al. (1996). Dans leur étude, Jovičić et al. (1996) ont utilisé la solution analytique pour une source ponctuelle soumise à une impulsion sinusoïdale transversale dans un milieu infini, élastique et isotrope, trouvée par Sanches-Salinerio et al. (1986), pour démontrer que même pour ce cas simplifié, l'effet de champ proche existe. La solution utilise le Système de coordonnées cartésiennes montré sur la figure 1.17. Le mouvement d'entrée est décrit dans une forme exponentielle d'un nombre complexe  $e^{i\omega t}$  où  $t$  est le temps et  $\omega$  est la vitesse angulaire. La source ponctuelle est située à l'origine et le mouvement d'entrée est prescrit dans la direction X.

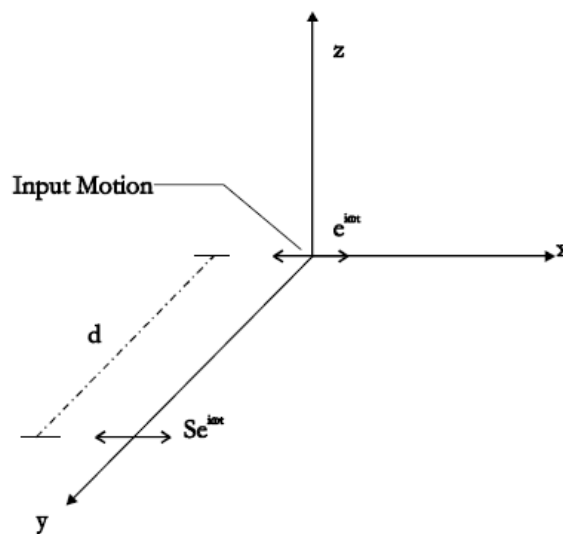


Figure 3.5: La notation pour le mouvement en tridimensionnel des points (d'après Jovičić et al. 1996).

La solution pour le mouvement transversal S est donnée par l'équation :

$$S = \frac{1}{4\pi \cdot \rho \cdot v_s^2} \Gamma \quad (3.5)$$

où:  $V_s$  : est la vitesse de l'onde de cisaillement

$V_p$  : est la vitesse de l'onde de compression

$\rho$ : est la densité du matériau

$\Gamma$ : est donnée par la fonction suivante :

$$\Gamma = \frac{1}{d} \exp \left[ -i \left( \frac{\omega d}{V_s} \right) \right] + \left( \frac{1}{i \frac{\omega d^2}{V_p}} - \frac{1}{\frac{\omega^2 d^3}{V_p^2}} \right) \exp \left[ -i \frac{\omega d}{V_s} \right] - \left( \frac{V_s}{V_p} \right)^2 \left( \frac{1}{i \frac{\omega d^2}{V_p}} - \frac{1}{\frac{\omega^2 d^3}{V_p^2}} \right) \exp \left[ -i \left( \frac{\omega d}{V_p} \right) \right] \quad (3.6)$$

Cette équation peut être décomposée en trois termes,  $\Gamma_1$ ,  $\Gamma_2$  et  $\Gamma_3$  selon l'équation 3.7

$$\Gamma = \Gamma_1 + \Gamma_2 - \Gamma_3 \quad (3.7)$$

Cette équation montre que la propagation des ondes est constituée de trois composantes. Les deux premières se propagent avec la vitesse de l'onde de cisaillement  $V_s$ , tandis que la troisième se propage à la vitesse d'une onde de compression  $V_p$ .

Les principales caractéristiques de la solution sont les coefficients qui apparaissent devant l'exponentielle. Pour la première composante, le coefficient est proportionnel à  $(1/d)$ . Cependant, pour la deuxième et la troisième les coefficients sont proportionnels à une somme linéaire à  $(1/d^2)$  et  $(1/d^3)$ . Cela signifie qu'ils sont importants seulement pour les petites distances et sont donc appelés «*composantes du champ proche*», alors que le premier terme, plus important à des distances plus grandes, est appelé «*composantes du champ lointain*».

Sanchez-Salinerio et al. (1986), ont exprimé leurs résultats en utilisant un rapport " $d/\lambda$ " où  $d$  est la distance entre les bender elements (émetteur et récepteur) et " $\lambda$ " est la longueur d'onde du signal d'entrée. Ce rapport est rebaptisé par la suite  $R_d$  par Jovičić et al. (1996).

La valeur de "Rd" donne le nombre de longueurs d'ondes qui existent entre les Bender elements, et sert à contrôler le degré d'atténuation pour chaque composante de l'équation précédente. Pour les valeurs les plus faibles de Rd, les composantes du champ proche ont été jugées importantes, tandis que pour les grandes valeurs, leur influence devient minimale. Ceci est illustré par la figure 4.6 où la solution analytique est tracée en fonction du temps normalisé, et ce pour des valeurs Rd de 1,0 et 8,0.  $T_a$  est le temps théorique d'arrivée.

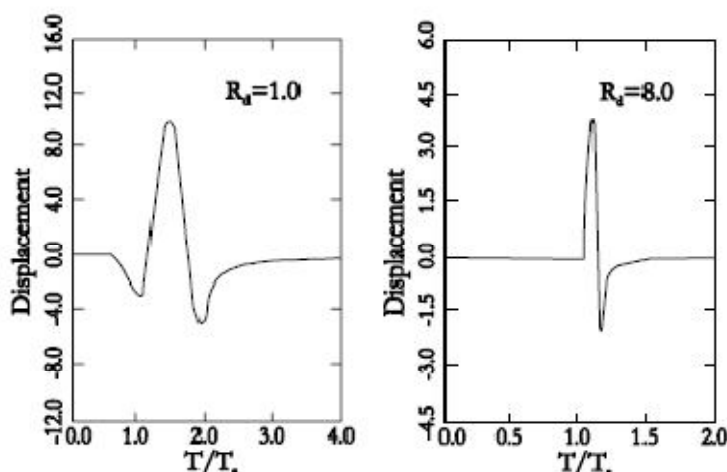


Figure 3.6: Solution analytique du mouvement au point de surveillance (d'après Sanches-Salinerio et al. (1986))

Afin de valider la solution analytique à l'égard de la géométrie de l'essai de bender element, Jovičić et al. (1996) ont effectué une série d'expériences sur la kaolinite avec une gamme de fréquences d'entrée choisie de façon à donner des valeurs "Rd" similaires à celles de la solution analytique présentée dans la figure 4.6.

Les résultats ont clairement démontré que, pour la plus grande fréquence d'entrée correspondant à la valeur supérieure de "Rd", l'effet du champ proche est négligeable et l'onde de cisaillement est la plus clairement mesurée. Ce qui permet une estimation précise de  $G_{max}$ . Jovičić et al, recommandent qu'une fréquence d'entrée doit être choisie de manière à donner un rapport "Rd" élevé, mais sans pour autant atténuer le signal.

Cette idée est reprise par d'autres chercheurs comme Brignoli et al (1996), Lo Presti (1998) et Kawaguchi (2003) selon lesquels le rapport "Rd" doit être supérieur à 4 pour atténuer l'effet de champ proche. Arroyo (2001) quant à lui recommande des valeurs entre 2 et 4.



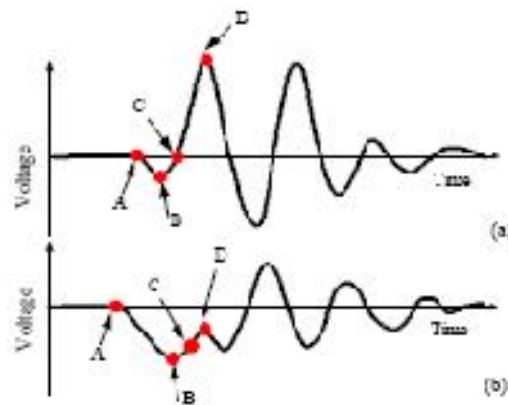


Figure 3.7: Technique de déterminer du temps d'arrivée de l'onde S dans le domaine temporel, considérant d l'effet de champ proche (Kawaguchi 2003).

### 3.3 Méthodes d'interprétation

La méthode temporelle semble offrir des mesures directes fondées sur de signaux électriques enregistrée directement dans le domaine temporel (Viggiani et Atkinson 1995, Arulnathan et al. 1998). Mais comme montré dans le chapitre 1, il y a une certaine subjectivité quant à la détermination du temps de vol exact, notamment en présence des effets de champs proche, Pour faire face à cette difficulté, il est fait recours à des méthodes alternatives a priori plus objectives basées sur des outils mathématiques éprouvés.

Cependant, ces dernières ne sont pas, elles aussi, exemptes de critiques. Il est donc important de noter qu'à l'heure actuelle, aucune méthode ne s'est avérée être parfaite (ou du moins meilleures que les autres), comme il est rapporté par Ferreira & da Fonseca (2005) et Yamashita et al. (2009) à l'issue des résultats d'un test parallèle international sur le sujet des bender elements ayant connu l'implication de 23 institutions de 11 pays.

Plusieurs méthodes d'interprétation sont utilisées par les chercheurs utilisant les bender elements pour estimer le temps de vol des ondes de cisaillement. Chacune de ces méthodes à ses avantages mais également ses limites et difficultés (Ferreira & da Fonseca 2006).

Les méthodes les mieux utilisées pour mesurer le temps de vol sont les suivantes :

- Première arrivée directe du signal
- points caractéristiques des signaux d'entrée et de sortie
- Méthode de la vitesse de Phase
- Corrélation croisée

### 3.3.1 Méthode temporelle directe, première arrivée directe de l'onde,

Cette méthode s'inspire des méthodes géophysiques utilisées sur site « cross-hole et down-hole » où des signaux sont émis et reçus par des géophones (figure 3.8).

Le principe consiste à émettre une onde d'un type connu, onde de compression (P), onde de cisaillement (S) ou onde de Rayleigh (R), et à mesurer le temps de son parcours ( $t$ ) entre deux récepteurs distants d'une longueur ( $d$ ) connue (figures 3.9). La vitesse de propagation de l'onde s'en déduit comme le rapport entre la distance parcourue et le temps de vol:

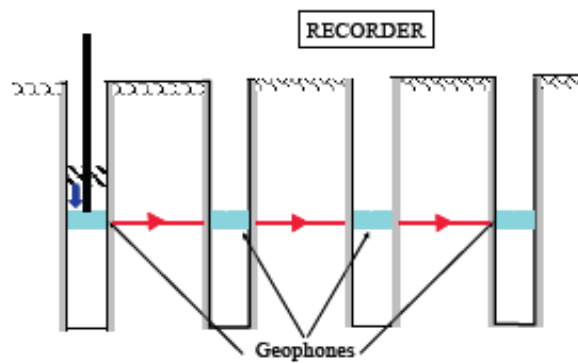


Figure 3.8: Dispositif d'essai cross-hole

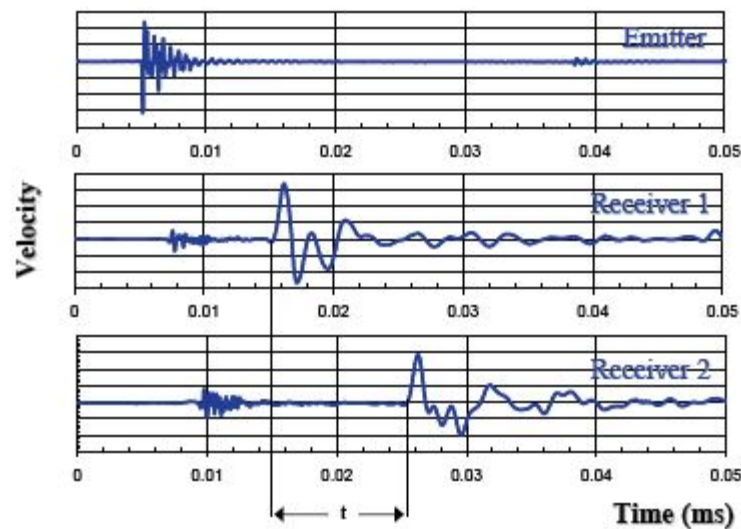


Figure 3-9: Détermination du temps de propagation d'une onde S par lecture directe (d'après Pecker, 2007)

Le temps de vol d'une onde ou d'une impulsion entre deux points dans l'espace peut être pris comme étant le temps de la première arrivée directe de l'onde en chaque point. Cette méthode d'interprétation suppose la propagation de fronts d'ondes planes et l'absence de toute onde réfléchiée ou réfractée. En appliquant cette approche à des essais de propagation d'ondes avec des bender éléments, le temps de vol est estimé comme le temps entre le début de l'impulsion d'entrée à l'élément bender émetteur et la première déviation du signal de sortie de l'élément bender récepteur. Les interprétations basées sur la première arrivée directe dans le signal de sortie sont souvent masquées par des effets de champ proche et peuvent être difficiles à définir de manière fiable. La difficulté de l'identification d'un temps sans ambiguïté par la première arrivée directe existe en raison du bruit et des effets du champ proche. Ce temps est difficile à quantifier en raison des estimations subjectives en général obtenues. Viggiani & Atkinson (1995) ont signalé que le temps de vol ne devrait pas être pris comme un temps correspondant à la première déviation du signal reçu, cela conduit à une surestimation du module de cisaillement de près d'un facteur deux. Il n'est donc pas possible d'estimer de façon fiable la mesure du temps de vol en utilisant la méthode de première arrivée directe.

Il y a lieu par contre de souligner le caractère subjectif de l'identification du temps de vol des ondes de cisaillement par utilisation des points caractéristiques sur les signaux d'entrée et de sortie.

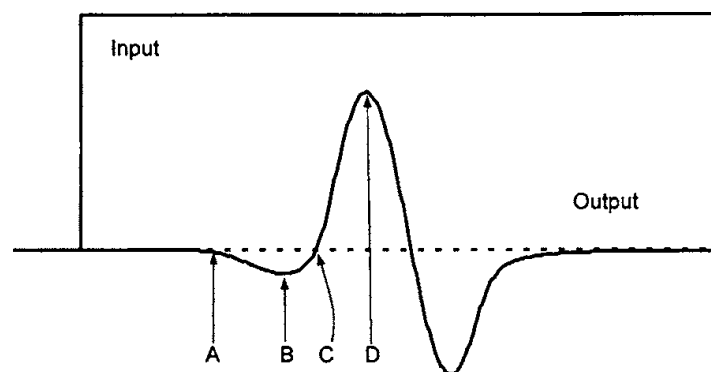


Figure 3.10: Signal d'arrivée type d'un enregistrement d'une onde S avec les points caractéristiques: A : premier débattement, B : premier battement max, C : premier zéro après le battement max, D : premier pic majeur (d'après Lee & Santamarina 2005).

### 3.3.2 Points caractéristiques des signaux ; d'entrée et de sortie

Cette méthode d'interprétation basée sur des points caractéristiques entre les signaux d'entrée et de sortie est influencée par les facteurs suivants:

- Les effets de l'interférence d'ondes aux frontières. Le signal de sortie que va recevoir le bender élément récepteur est la mesure d'une interaction complexe d'ondes incidentes et réfléchies.
- Le décalage de phase entre les formes d'onde physiques et les signaux électriques mesurés (Les fonctions de transfert concernant les formes d'onde physique introduites à la mesure de phase des signaux électriques sont différentes à l'émission et à la réception (par les deux benders).
- Non-unidimensionnalité de l'onde propagée.
- Effets de champ proche.

Arulnathan et al. (1998) ont signalé que le temps de vol mesuré par la méthode des points caractéristiques est théoriquement inexact dans la plupart des cas en raison des difficultés susmentionnées. Ils jugent qu'il n'est donc pas possible de déterminer de façon fiable la valeur de  $G_{\max}$  en se basant sur cette méthode

### 3.3.3 Corrélation croisée (Cross-Corrélation)

Cette méthode indirecte est, à priori, plus fiable, simple et rapide par rapport à d'autres méthodes. Elle se base sur le calcul de la fonction d'intercorrélation de deux signaux. La corrélation croisée est une des méthodes les plus utilisées, notamment dans les essais in situ (cross-hole) où de nombreux récepteurs (géophones) sont implantés pour enregistrer les signaux.

Le traitement de signal, permet une évaluation plus fiable du temps de parcours d'une onde donnée, qui est accompagnée d'une automatisation du processus d'estimation.

La corrélation croisée est parmi les méthodes d'interprétation sur lesquelles de nombreux chercheurs se sont focalisés. Le temps de vol d'une impulsion entre deux points dans l'espace peut être pris comme le déplacement dans le temps (translation) qui produit le pic de corrélation entre les signaux enregistrés entre ces deux points. Elle est également basée sur l'hypothèse de fronts d'ondes planes et de l'absence de toute onde réfléchi ou réfractée.

Soient  $g(t)$  et  $h(t)$  les signaux enregistrés simultanément sur deux récepteurs. La fonction d'intercorrélacion des deux signaux a pour expression:

$$R(\tau) = \int_0^T g(t)h(t+\tau)dt \quad (3.8)$$

où  $T$  désigne la durée totale du signal et  $\tau$  le décalage

Si les deux fonctions  $h(t)$  et  $g(t)$  sont identiques, à une constante multiplicative près, mais que l'une est décalée d'une quantité  $t^*$  par rapport à l'autre, la fonction d'intercorrélacion  $R(\tau)$  présente un maximum pour une valeur de  $\tau$  égale à  $t^*$ . Cette valeur  $t^*$  représente le temps nécessaire à l'onde pour parcourir la distance entre les deux récepteurs. En pratique, les trains d'ondes parvenant aux deux points de mesure ne sont pas identiques du fait de la dispersion et de l'atténuation; cependant, la fonction d'intercorrélacion des deux signaux présente un maximum à un temps correspondant approximativement au temps de parcours de l'onde. La figure 3.11 présente la fonction d'intercorrélacion des signaux de la figure 3.9.

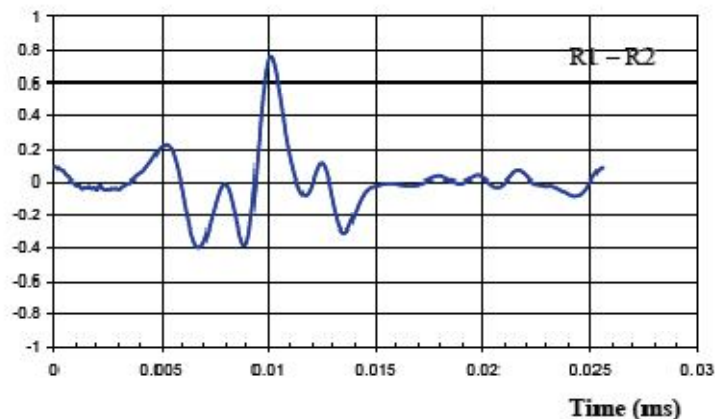


Figure 3.11: Fonction d'intercorrélacion des signaux de la figure 3-9 (Pecker, 2007)

La cross-corrélacion peut être appliquée de deux façons :

- a. Entre le signal d'entrée et le signal de sortie
- b. Entre le signal de sortie et le signal de sortie, s'il y a un second événement (pic) dans le signal de sortie

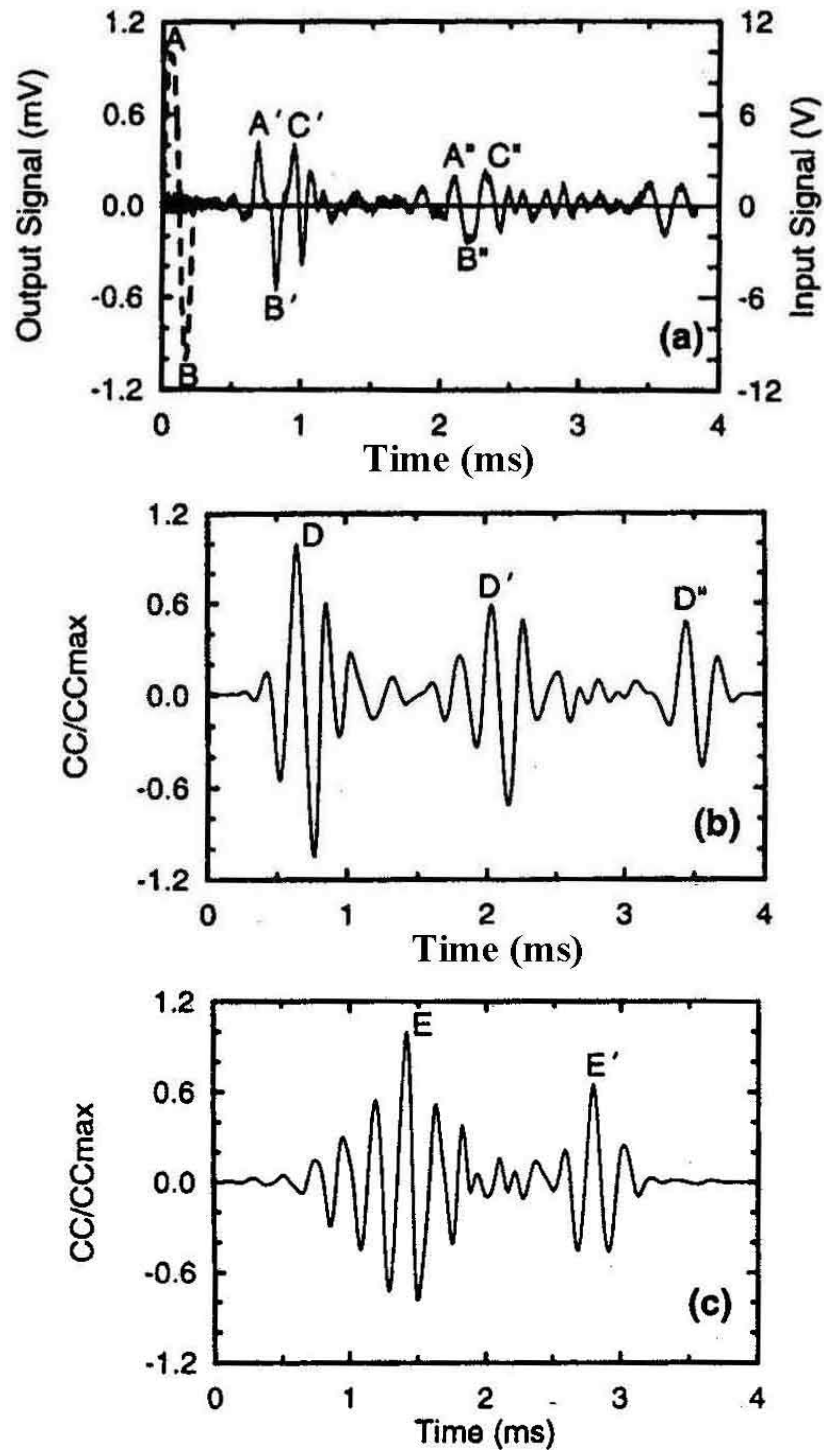


Figure 3.12 : Méthode de corrélation croisée : (a) Première et deuxième arrivées de l'onde, points caractéristiques des signaux d'entrée et de sortie, (b) corrélation croisée entre le signal d'entrée et le signal de sortie, (c) la corrélation croisée entre la première arrivée et à la deuxième arrivée (d'après Arulnathan et al 1998)

- *Corrélation croisée entre le signal d'entrée et le signal de sortie*

Dans la corrélation croisée entre les deux signaux émis et reçu, le temps  $t$  est celui correspondant à la valeur maximale de la fonction d'intercorrélation des signaux d'entrée et de sortie ( $T_{cc}$ ). Il est à noter que cette méthode de corrélation croisée a été développée pour interpréter les essais in situ de type 'cross hole' et adaptée aux essais de laboratoire par Mancusso et al. (1989), Viggiani & Atkinson. (1995) et Arulnathan et al. (1998).

L'étude expérimentale et numérique présentée par Arulnathan et al. (1998) aboutit à la conclusion qu'aucune de ces méthodes n'était en réalité totalement fiable. D'autres auteurs ont suggéré une analyse dans le domaine des fréquences afin de déterminer l'angle de phase, soit indirectement (par exemple Viggiani & Atkinson, 1995), ou directement en utilisant des techniques de détection de phase (par exemple, Blewett et al. 1999).

- *Corrélation croisée entre le signal de sortie et le signal de sortie*

S'il y a une deuxième arrivée claire du signal de sortie, alors le signal de sortie est décomposé en deux signaux factices (A'B'C' et A''B''C'' dans la figure 3.12-a), les deux étant des copies modifiées du signal de sortie d'origine. Le premier 'sous' signal (A'B'C') est modifié en fixant signal égal à zéro en dehors de la fenêtre de temps qui contient la première arrivée. Le deuxième 'sous' signal (A''B''C'') est modifié en fixant le signal égal à zéro en dehors de la fenêtre de temps qui contient la seconde arrivée. Ensuite, ces deux signaux factices peuvent être contre-corrélés pour obtenir les temps de vol (par exemple le point E' dans la figure 3.12-c) pour deux fois la distance entre les plaques dite distance cap to cap (par exemple le point A à A' dans la figure 3.12-a). Donc, le temps de vol effectif ici devrait être la moitié de la valeur mesurée (par exemple le point E de la figure 3.12-c) par corrélation croisée entre la réponse (A'B'C') à la réponse (A''B''C'') des signaux.

Il convient de noter ici que les mêmes temps de vol obtenus par cette méthode (par exemple point E de la figure 3.12-c) et la corrélation croisée entre le signal d'entrée et le signal de sortie (par exemple, le temps entre D et D' dans la figure 3.12-b) sont généralement proches. Cette procédure est une méthode indirecte, qui implique plus de calculs que dans le cas de la corrélation croisée entre les signaux d'entrée et de sortie.

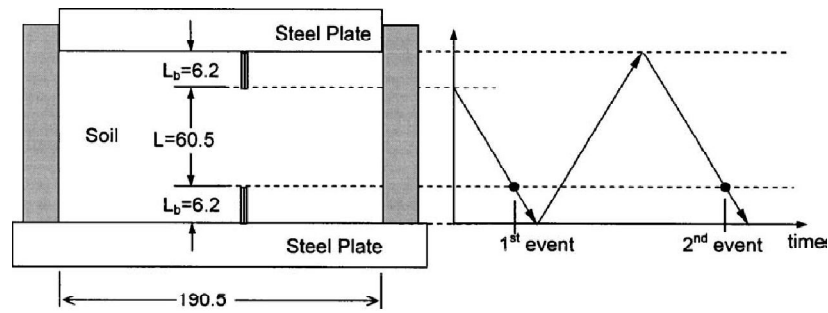


Figure 3.13. Méthode de Multiple-réflexion, toutes les dimensions exprimées sont en millimètres (d'après Lee & Santamarina, 2005).

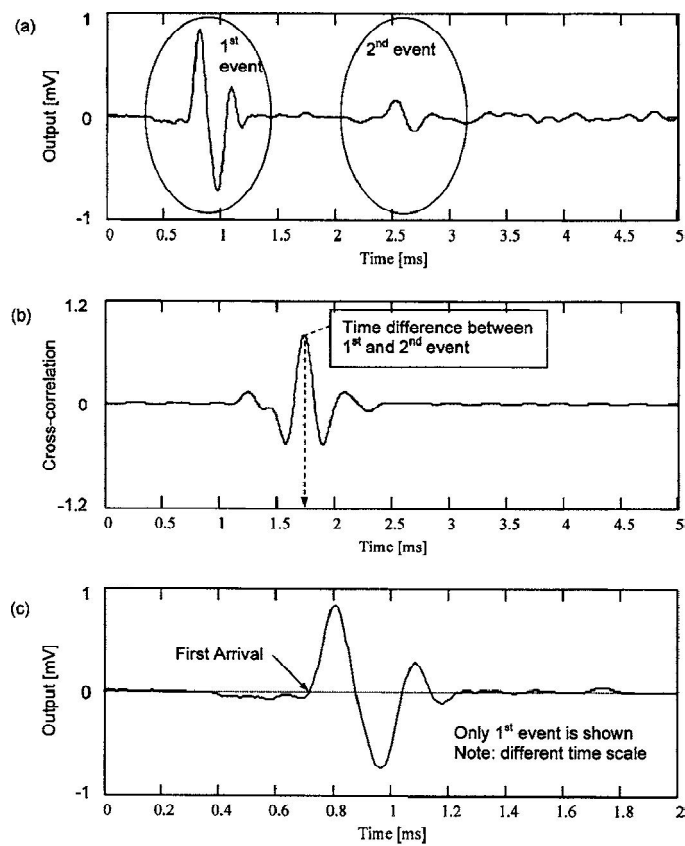


Figure 3.14. Résultats de multiple réflexion: (a) signal reçu typique mesurée (premier et deuxième événements sont clairement identifiables); (b) pic de corrélation croisée correspond à un temps de vol de 1.725 ms, et (c) la première arrivée de l'onde à 0.7 ms (Lee & Santamarina, 2005).

Un signal typique mesuré avec le bender element récepteur est illustré dans la figure 3.14-a. La corrélation qui existe entre le premier événement  $x(t)$  et le deuxième événement  $z(t)$  détecté avec le même capteur est calculée afin d'identifier le temps de vol (figure 3.14-b): le



temps de vol  $t_{cc}$  correspond au pic de la corrélation croisée. Cette méthode résout une incertitude non seulement dans le temps de vol, mais aussi de la distance de parcours: la distance parcourue entre le premier et le deuxième évènement est toujours le double de la distance entre les deux plaques :  $2(L+2L_b)$ , comme le montre la figure 3.13. La vitesse des ondes de cisaillement est alors :

$$V_s = \frac{2(L+2L_b)}{t_{cc}} \quad (3.9)$$

### 3.3.4 Mise en œuvre de la méthode de la corrélation croisée

Théoriquement, la méthode de la corrélation croisée offre la meilleure opportunité pour la détermination d'un temps de vol correct de l'onde de cisaillement dans les sols. Elle concerne la reproduction du signal émis avec un retard ( $\zeta$ ), qui indique le temps de vol de l'onde correspondant au pic ou le maximum de la fonction de corrélation des deux fonctions représentant les deux signaux émis et reçu.

Néanmoins, les essais menés au laboratoire dans le cadre de cette étude montrent que ce pic ne représente pas toujours le temps réel de l'arrivée de l'onde au niveau du bender element récepteur.

Une analyse des résultats enregistrés dans les essais effectués sur du sable d'Hostun et leur comparaison avec les résultats des mêmes essais traités avec la méthode temporelle (première arrivée directe de l'onde) montre que le pic de temps de vol estimé par cette dernière coïncide avec un pic, mais pas forcément le plus grand, de la fonction de corrélation des deux signaux examinés. Il en résulte que les maximums absolus obtenus par la corrélation croisée ne sont pas toujours les pics corrects pour la totalité des essais triaxiaux de propagation d'ondes. Par conséquent, ces difficultés dans la détermination du vrai pic de la corrélation croisée et par suite la possibilité de se fier aux résultats issus de cette méthode font que cette dernière ne peut être qu'un outil de comparaison avec la méthode directe.

Ceci est dû au fait que dans les essais réels sur des matériaux hétérogènes comme les sables, le signal de sortie n'est pas une copie exacte du signal d'entrée avec un décalage dans le temps. En effet, plusieurs pics (majeurs ou mineurs) apparaissent dans le signal de sortie. Cette distorsion se produit à cause de nombreux facteurs tels que l'effet du champ proche, la réflexion/réfraction du signal d'entrée, et le bruit d'autres équipements électriques. Comme le

signal de sortie se compose de nombreux sommets (pics), la cross-corrélation entre le signal d'entrée et le signal de sortie se compose également de nombreux pics. Il est évident qu'un de ces pics représentera le pic correct mais pas nécessairement le plus grand dans tous les cas. Sharifipour (2006) mentionne que le pic ne peut être correct que si le premier pic de signal de sortie est le plus grand de tous les pics enregistrés. Mohsin (2008) de son côté utilise cinq (5) pics consécutifs pour désigner le bon temps de vol.

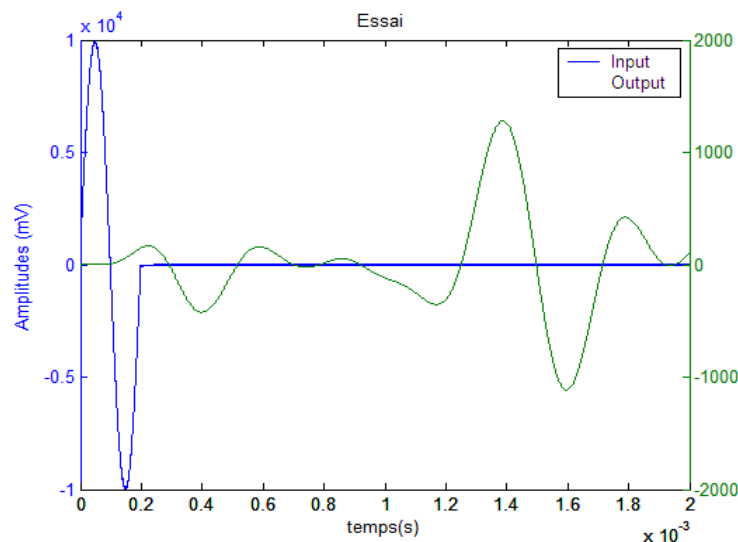


Figure 3.15: Enregistrement du signal émis et le signal reçu.

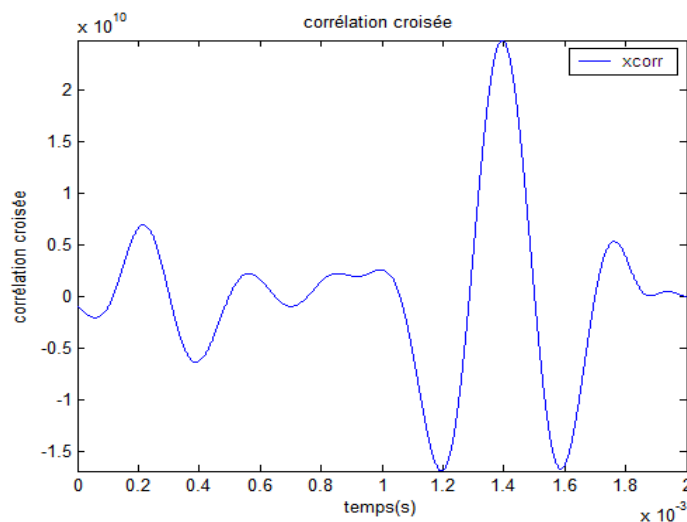


Figure 3.16: Fonction de corrélation croisée (xcorr).

Dans ce qui suit, des exemples d'applications des différentes méthodes sur des essais réels sur des échantillons de sable normalisé sont donnés à l'appui des discussions précédentes.

**Exemple 1 :**

Les figures 3.17 et 3.18 ci-après montrent respectivement les enregistrements d'un essai traité avec la méthode temporelle (première arrivée directe de l'onde) et la méthode de corrélation croisée. Les essais sont effectués avec différentes fréquences (10, 15 et 20 kHz) ;

Sur la méthode temporelle, on relève un temps de vol autour de 0,46 ms ; tandis que pour la méthode de la corrélation croisée, des temps de vol différents sont de l'ordre de 0.86, 0.70 et 0.70 ms pour les essais effectués avec différentes fréquences (si l'on prend le plus grand pic de la fonction de corrélation croisée comme temps de vol de l'onde propagée). Ces pics apparaissent à des ordres différents (6, 5 et 5) pour les fréquences de 10, 15 et 20 kHz respectivement.

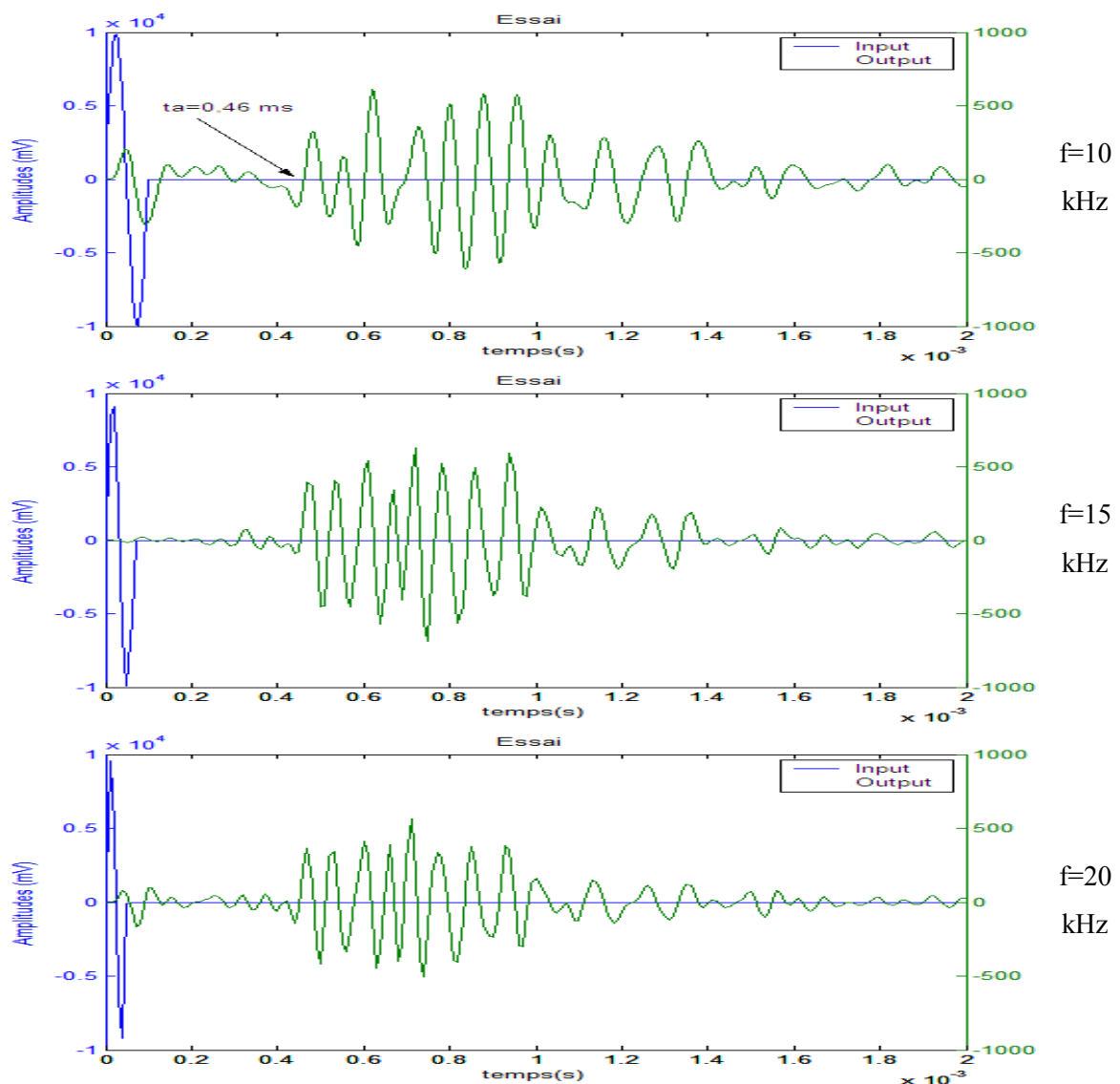


Figure 3.17: Les résultats temps de vol, échantillon humide dense: contrainte de confinement isotrope: 50 kPa, différentes fréquences d'excitation.

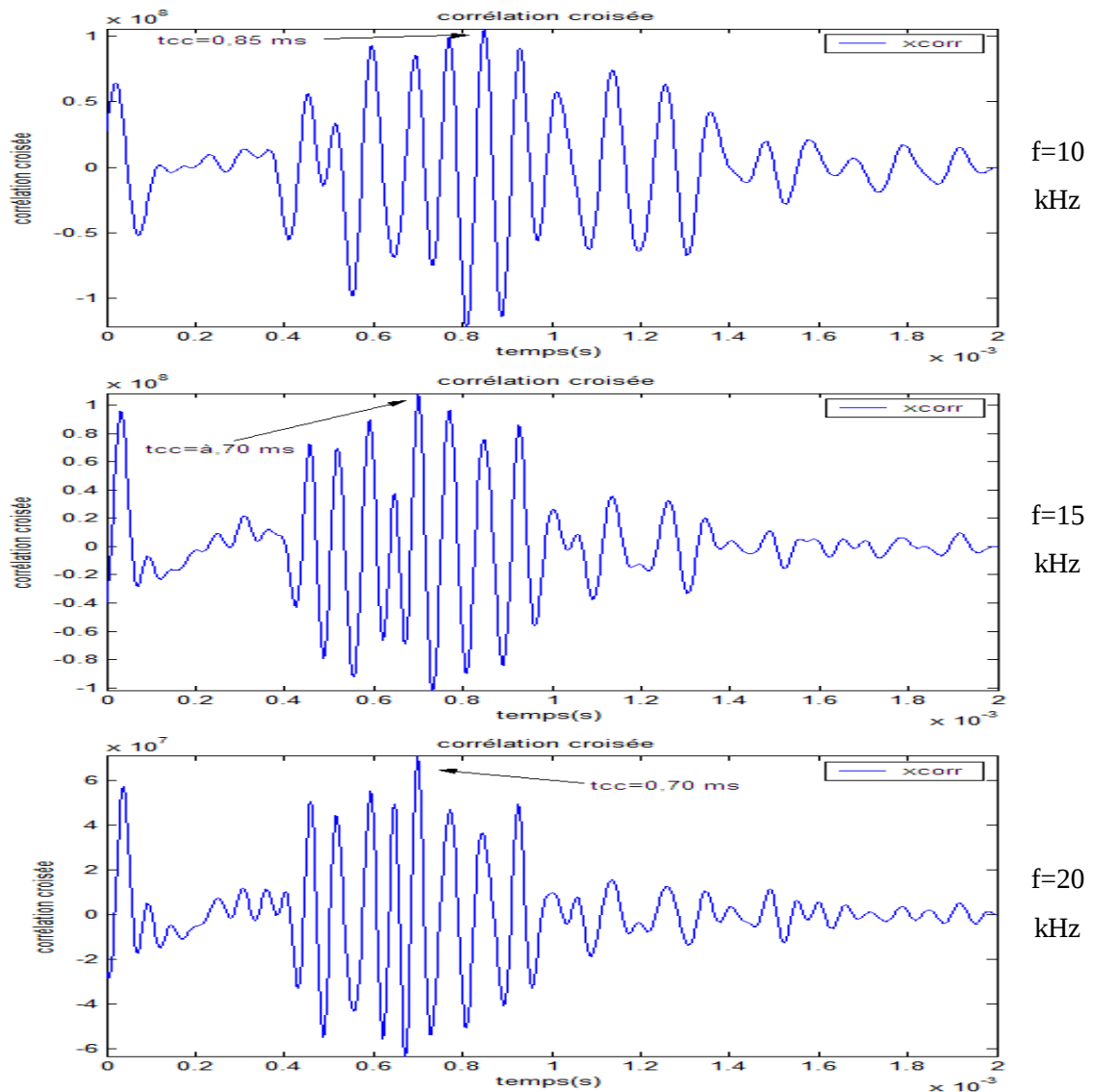


Figure 3.18: Les résultats (temps de vol), projection des résultats de figure 3.17 sur la corrélation croisée.

### Exemple 2 :

Un essai est effectué à une contrainte de confinement de 400 kPa, pour une amplitude de 20V, et différentes fréquences d'excitation (10, 15, et 20 kHz). la remarque dans ce cas est que le temps de vol estimé par la méthode temporelle directe est de 0,37 à 0,38 ms, alors que la méthode de corrélation croisée donne un valeur maximale (le plus grand pic) à  $t=0,44$  ms. D'autre part, on remarque lors de l'application de cette méthode de corrélation croisée (xcorr) que le temps estimé par la méthode directe correspond effectivement à un pic de la fonction de corrélation mais pas forcément le plus grand. Ce pic apparaît à la deuxième position dans la figure 3.20 avec une valeur de 0,37 ms.

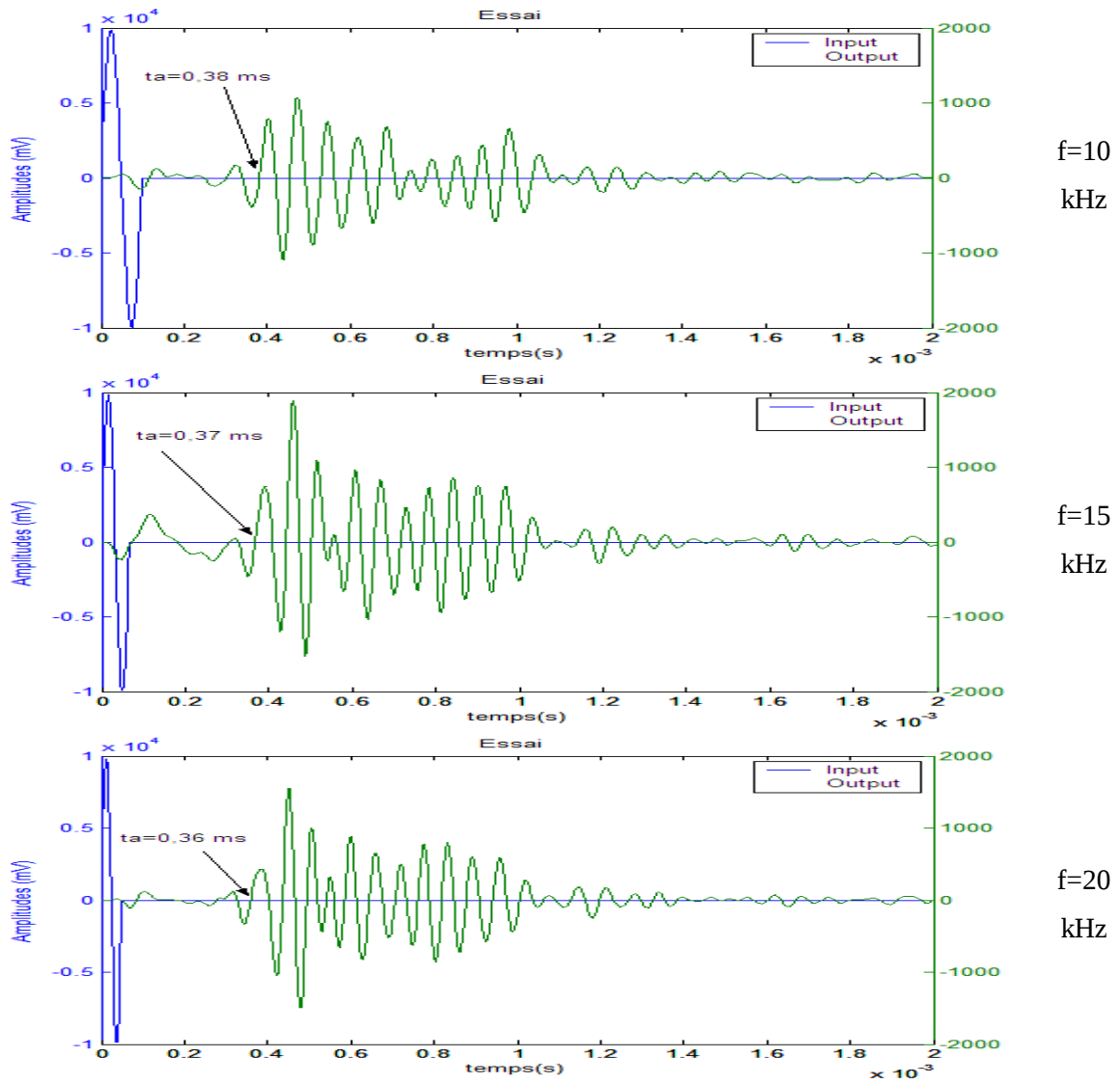


Figure 3.19: Les résultats temps de vol, échantillon humide dense: contrainte de confinement isotrope: 400 kPa, différentes fréquences d'excitation

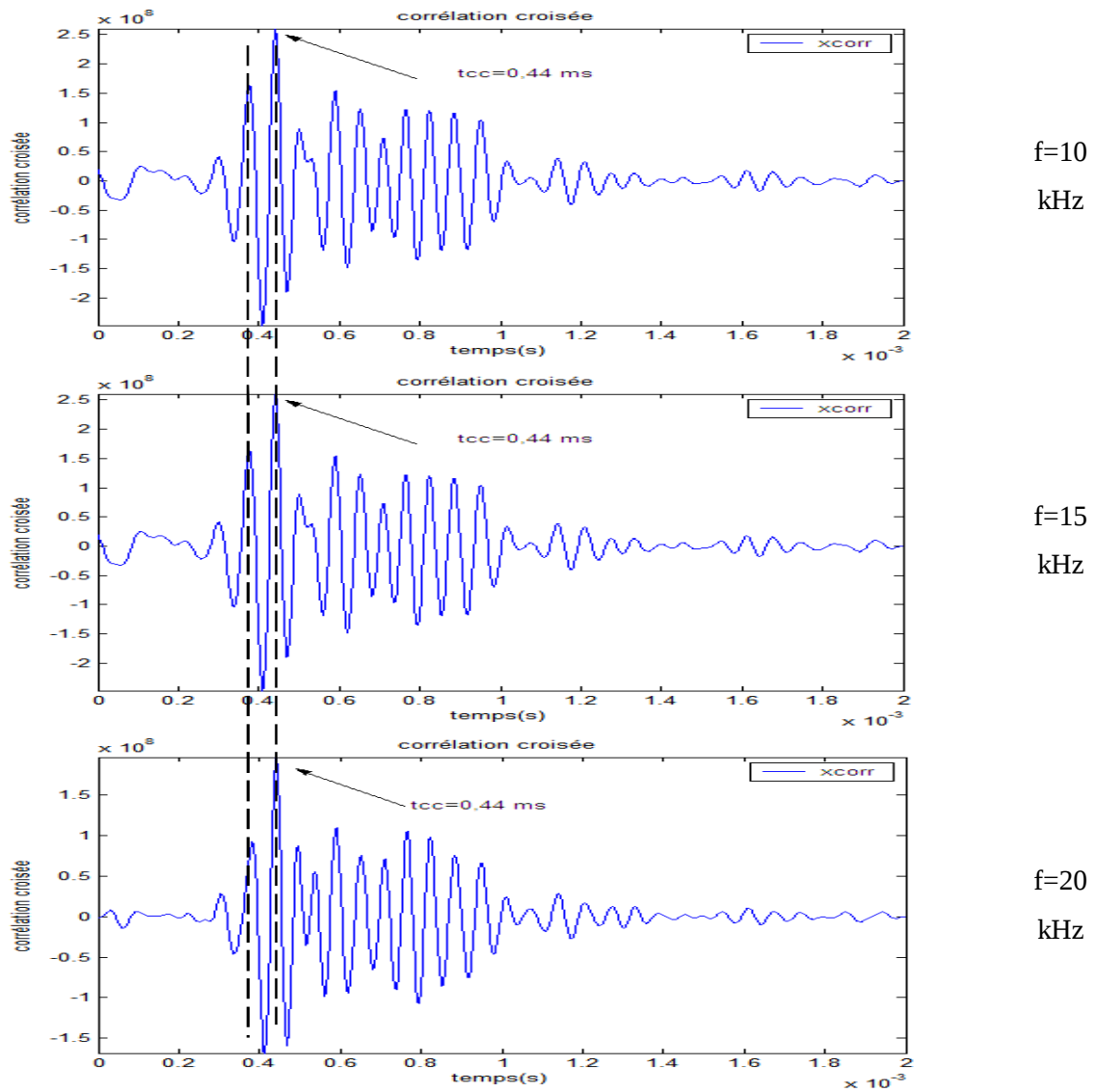


Figure 3.20 : Les résultats (temps de vol), projection des résultats de la figure (3.19) sur la corrélation croisée.

### Exemple 3 :

Sur les figure 3.21, 3.22 et 3.23, sont illustrés trois essais sur le sable d'Hostun testé à l'état humide, à des contraintes moyennes effectives respectives de  $p' = 300$  kPa,  $p' = 400$  kPa et  $p' = 200$  kPa.

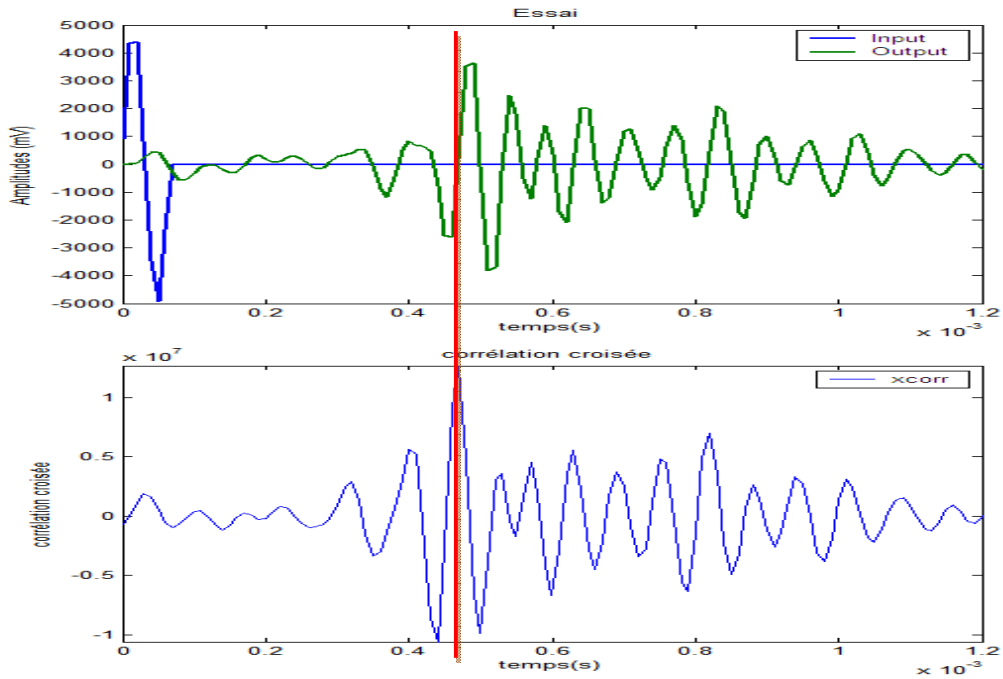


Figure 3.21: Essai sur sable d'Hostun, état humide,  $p'=300$  kPa, Le pic max de la corrélation croisée coïncide avec le temps correct de l'onde estimé par la méthode directe "pic correct".

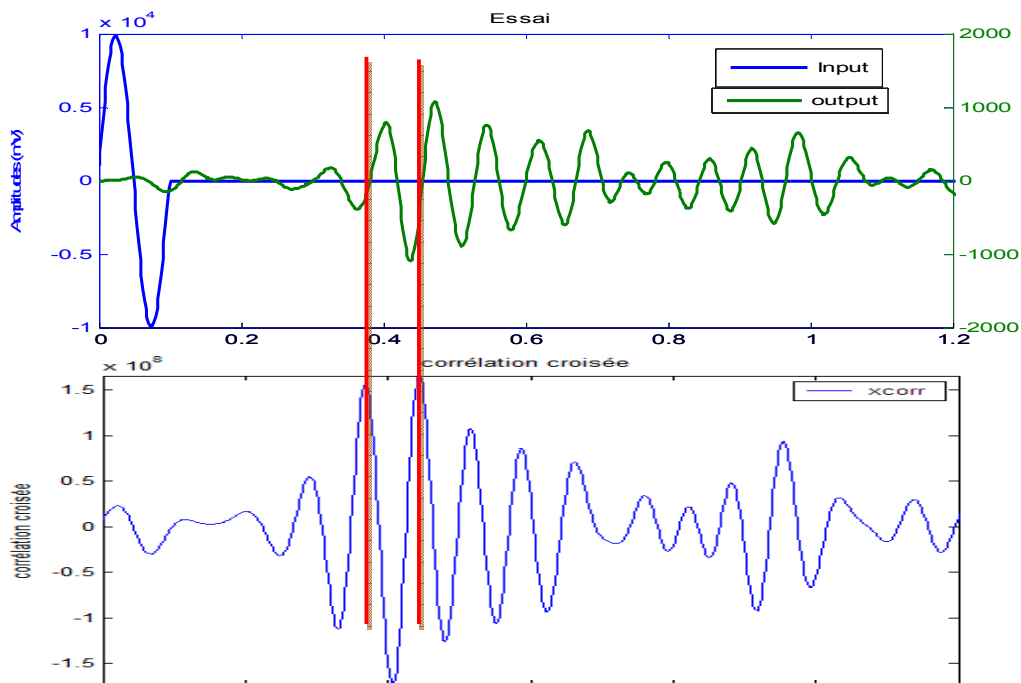


Figure 3.22: Essai sur sable d'Hostun, état humide,  $p'=300$  kPa , Le pic max coïncide avec le 2ème pic mais le temps de vol correspond au premier pic

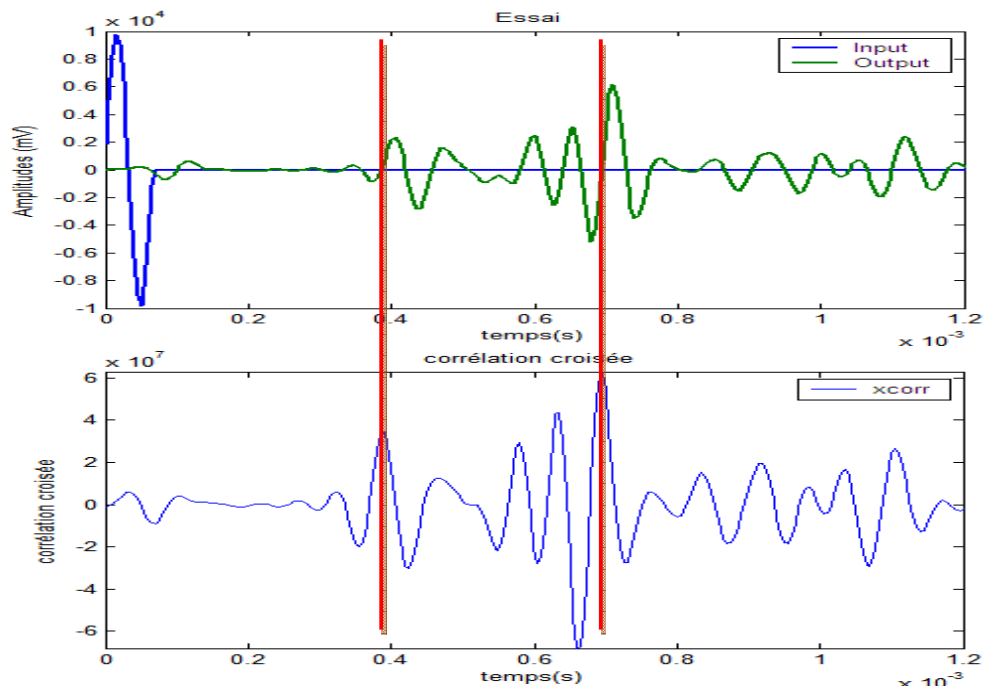


Figure 3.23: Essai sur sable d'Hostun, état sec,  $p'=200$  kPa, (a) estimation par la méthode de première arrivée, et (b) corrélation croisée, 5ème pic.

Le temps de vol dans le cas de la figure 3.21 coïncide avec le premier pic de la fonction de corrélation croisée qui est également le pic maximal. Dans cette figure, le premier pic de la fonction de corrélation correspond aussi au pic maximal dans la figure représentant la méthode temporelle directe.

Le temps de vol estimé par la méthode temporelle directe dans le cas de la figure 3.22 coïncide également avec le premier pic de la fonction de corrélation croisée, mais le pic maximal est bien le deuxième pic.

Dans la figure 3.23, Le temps de vol estimé par la méthode temporelle coïncide toujours avec le premier pic de la fonction de corrélation qui est différent du pic max (le pic max dans ce cas vient à l'ordre 5).



### 3.3.5 Méthode fréquentielle, la vitesse de phase

Une autre alternative pour la détermination du temps de parcours de l'onde est basée sur l'utilisation de la densité spectrale croisée qui n'est autre que l'expression, dans le domaine spectral, de la fonction d'intercorrélacion. La densité spectrale croisée des fonctions  $g(t)$  et  $h(t)$  s'écrit:

$$S(f) = G(f) \cdot \overline{H}(f) \quad (3.10)$$

où :  $f$  : désigne la fréquence,

$G(f)$  : la transformée de Fourier de la fonction  $g(t)$  :

$\overline{H}(f)$  : Le conjugué de la transformée de Fourier de la fonction  $h(t)$ .

ce qui peut s'écrire comme suit:

$$S(f) = G(f) \cdot \overline{H}(f) = FFT [cc_{12}(t)] = FFT [corr[g(t), h(t)]] \quad (3.11)$$

Rappelons que pour une fonction  $x(t)$ , numérisée à un pas de temps  $\Delta t$ , la transformée de Fourier discrète s'écrit:

$$X(m\Delta f) = \Delta t \sum_{n=1}^N x(n\Delta t) \exp(-2i\pi \frac{m\Delta f}{n\Delta t}) \quad (3.12)$$

où :  $N$  = nombre de points du signal numérisé

$\Delta f$  = pas de fréquence =  $1/N \cdot \Delta t$

$m = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$

Le module de la densité spectrale croisée fournit une indication sur les fréquences présentes dans les deux signaux et la phase peut être utilisée pour le calcul du déphasage entre les deux signaux. Un déphasage de  $2\pi$  radians correspond à une période et le temps de parcours d'une onde entre les deux récepteurs ayant enregistré les signaux  $g(t)$  et  $h(t)$  est donné par:

$$t = \frac{\phi(f)}{2\pi f} \quad (3.13)$$

où 'f' est la fréquence et  $\Phi(f)$  la phase (en radians) de la fonction S (f).

$$\phi(f) = \text{Arctg} \left( \frac{\text{Im}[S(f)]}{\text{Re}[S(f)]} \right) \quad (3.14)$$

### - Fonction de cohérence

Pour juger de la qualité des signaux enregistrés, il est utile de faire appel à la fonction de cohérence  $\gamma^2(f)$  qui représente une mesure de la contribution du signal d'entrée g (t) au signal de sortie h (t) La fonction de cohérence est donnée par:

$$\gamma^2(f) = \frac{S(f).\bar{S}(f)}{[H(f).\bar{H}(f)][G(f)\bar{G}(f)]} \quad (3.15)$$

Une valeur de cohérence égale à l'unité, à une certaine fréquence, signifie que la corrélation est parfaite entre les signaux g(t) et h(t) et que ceux-ci ne sont pas pollués par le bruit de fond. Le calcul de  $\Phi(f)$  et t est alors entrepris pour les fréquences où  $\gamma^2(f)$  est voisin de l'unité.

Le traitement du signal dans le domaine spectral fournit des informations beaucoup plus riches que l'utilisation des enregistrements temporels. Il permet en particulier d'établir la courbe de dispersion du milieu - variation de la vitesse de phase des ondes avec la fréquence, une donnée qui constitue la base de la méthode SASW (*Spectral Analysis of Surface Waves*) utilisée notamment dans les essais in-situ.

### 3.3.6 Mise en œuvre de la méthode fréquentielle

La méthode de spectre croisé de phase intervient dans le domaine fréquentiel des signaux.

Le temps de vol des ondes de cisaillement pour une plage de fréquences donnée lors des enregistrements des essais de propagation d'onde dans un milieu donné peut être évalué par interpolation linéaire du spectre croisé absolu de phase dans cette gamme de fréquences, (Bodare & Massarsch 1984 ; Mancuso et al. 1989). Viggiani & Atkinson (1995), les premiers à l'avoir appliquée aux essais avec les bender elements, ont décrit cette méthode.

Ils ont signalé que les temps de vol calculés en utilisant la corrélation croisée et la méthode de la vitesse de phase sont presque identiques.

Le principe de la méthode fréquentielle consiste à :

- calculer la Transformée de Fourier Rapide (FFT) des signaux émis et reçu préalablement traités pour éliminer les basses fréquences ;
- calculer le spectre de puissance croisé des signaux  $G_{12}(f)$  et le spectre de puissance de chacun des deux signaux  $G_{11}(f)$  et  $G_{22}(f)$  (Figure 3.9-c) ;
- en déduire le spectre d'amplitude  $|G_{12}(f)|$  et la phase  $\theta_{12}(f)$  bornée entre  $-\pi$  et  $+\pi$  (Figure 3.25).
- Il faut alors dérouler la phase (*unwrapping*) en utilisant l'algorithme de déroulement de phase disponible dans la bibliothèque Matlab. En effet, le calcul de la vitesse de phase suppose que l'évolution de la phase est monotone. L'algorithme utilisé s'écrit :

$$\theta_i^u = \theta_i^w + 2\pi \sum_{j=2}^i (\theta_j^w - \theta_{j-2}^w) \quad (3.16)$$

où l'exposant « u » désigne la phase déroulée (*unwrapped*) et l'exposant « w » la phase non déroulée (*wrapped*). Un exemple d'un diagramme de phase non déroulée puis déroulée est donné sur les figures 3.26-a et 3.26-b respectivement.

Le temps de vol (le temps d'arrivée) des ondes de cisaillement est estimé à l'aide du diagramme de phase déroulée (Unwrapped phase).

Sur un diagramme de phase, les phases sont inscrites dans un intervalle de  $2\pi$ , tout renversement majeur (pente négative) dans le diagramme de phase non déroulée représente un cycle de perte. Lors d'un processus de déroulement (*unwrapping*) de phase, chaque cycle d'ordre (n+1) est décalé d'un intervalle de  $2\pi$  par rapport au cycle d'ordre (n) et une phase monotone est obtenue sur la plage de fréquences choisie.

La figure 3.26-b, donne la pente d'une droite de régression linéaire (*fitting*) à travers les points de données sur une plage de fréquence choisie, présumée être commune aux deux signaux, donne le soi-disant temps de vol exprimé par Viggiani & Atkinson (1995):

$$t_{phh} = \frac{\alpha}{2\pi} \quad (3.17)$$

où  $\alpha$  est la pente de la droite obtenue sur la partie cohérente du signal (figure 3.26-b) où la fonction de cohérence est proche de 1.

À noter que la non-linéarité est dû à la dispersion, causée par une incompatibilité entre les vitesses de phase et de groupe, perceptible avec d'autres manipulations dans le domaine fréquentiel.

### Exemple 1 :

Essai sur sable saturé,  $p'=20$  kPa « A20\_50000\_f\_2ms », le traitement des signaux dans le domaine fréquentiel

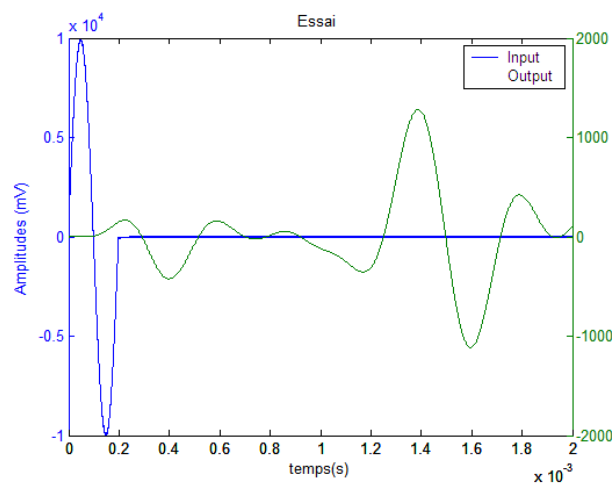


Figure 3.24 : Signaux, émis et reçu, dans le domaine temporel.

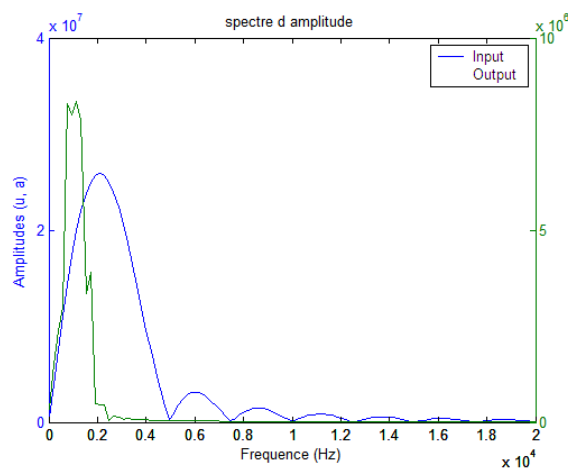


Figure 3.25 : Spectre d'amplitudes

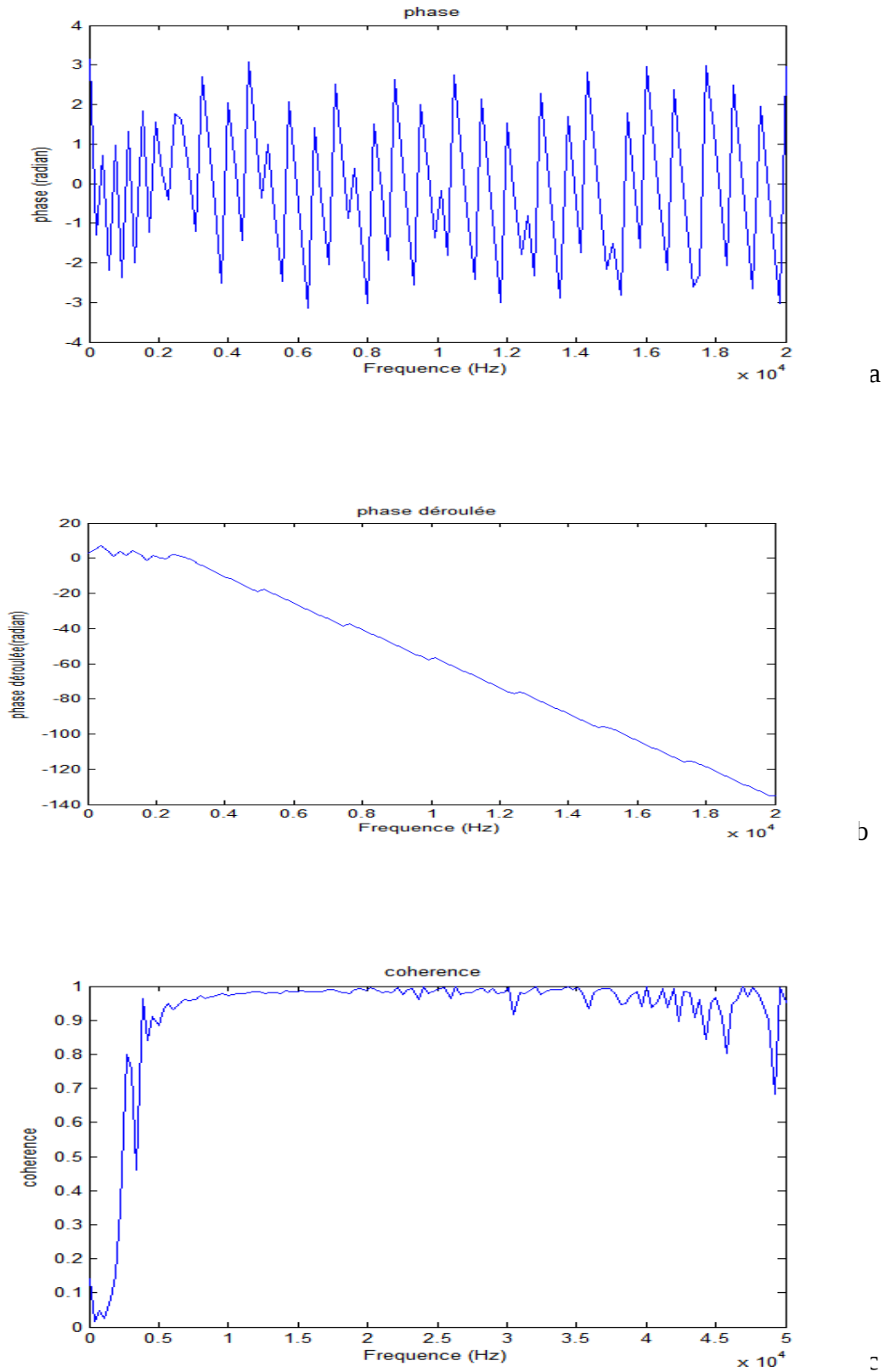


Figure 3.26 : Méthode fréquentielle, (a) phase non déroulée, (b) phase déroulée, (c) fonction de cohérence

**Exemple 2 :**

Essai sur sable saturé,  $p' = 50$  kPa, Traitement des signaux dans le domaine fréquentiel

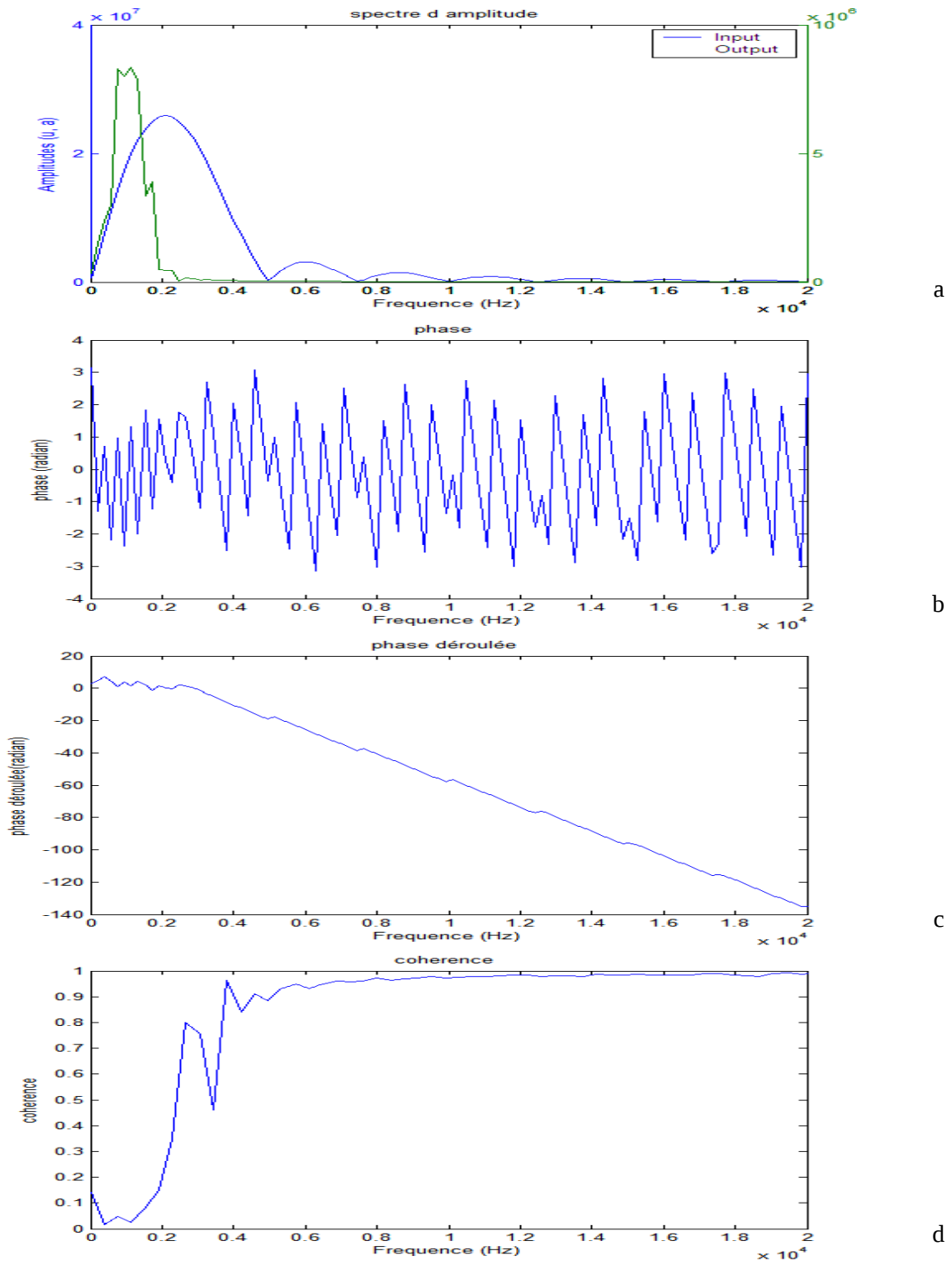


Figure 3.27 : (a) Enregistrement temporel, (b) Phase non déroulée, (c) Phase déroulée, (d) Fonction de cohérence ; essai sur sable d'Hostun saturé,  $p' = 50$  kPa.

Le traitement dans le domaine fréquentiel (méthode fréquentielle) repose sur le spectre de phase, la phase déroulée offre une pente qui est exprimée en fonction de la plage de fréquences considérées (traitement des essais dans le domaine fréquentiel).

Les premières tentatives pour exploiter cette méthode ont indiqué qu'elle peut être plus complexe que la corrélation croisée, et par conséquent la méthode de vitesse de phase donne des résultats moins cohérents que les autres méthodes utilisées et traitées dans le domaine temporel.

### **3.3.7 Comparaison de résultats obtenus avec les différentes méthodes (confrontation et répétabilité des résultats)**

A partir de ces résultats des essais effectués sur des échantillons de sable d'Hostun, dans les différents états de saturation, on remarque que l'impact sur l'erreur commise est important pour certaines méthodes d'interprétations, pour lesquelles une grande divergence entre les résultats d'un même essai effectué avec les mêmes paramètres (contrainte de confinement, amplitude...etc.) et différentes fréquences d'excitation est remarquée.

Les résultats d'un même essai interprété par les méthodes fréquentielle et de corrélation croisée notamment, donnent des écarts importants dans l'estimation du temps de vol, ce qui entraîne des erreurs importants dans le calcul de la vitesse de propagation des ondes  $V_s$ , et par conséquent, du module de cisaillement  $G_{max}$ . L'erreur relative diminue fortement si on emploie la méthode temporelle dite de première arrivée de l'onde, à une fréquence d'excitation élevée.

Les figures 3.28 à 3.31 illustrent une étude comparative effectuée sur des échantillons de sable d'Hostun testés dans plusieurs états de saturation et de confinement, elle est basée sur la répétabilité des signaux, et par conséquent la fiabilité des différentes méthodes quant à leur aptitude à donner des résultats concordants.

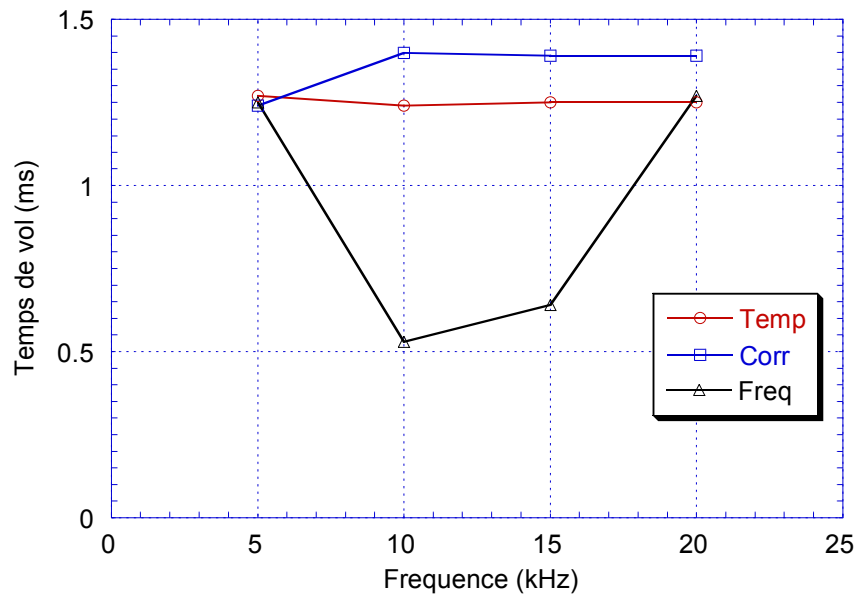
- *Sable saturé*

Figure 3.28: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

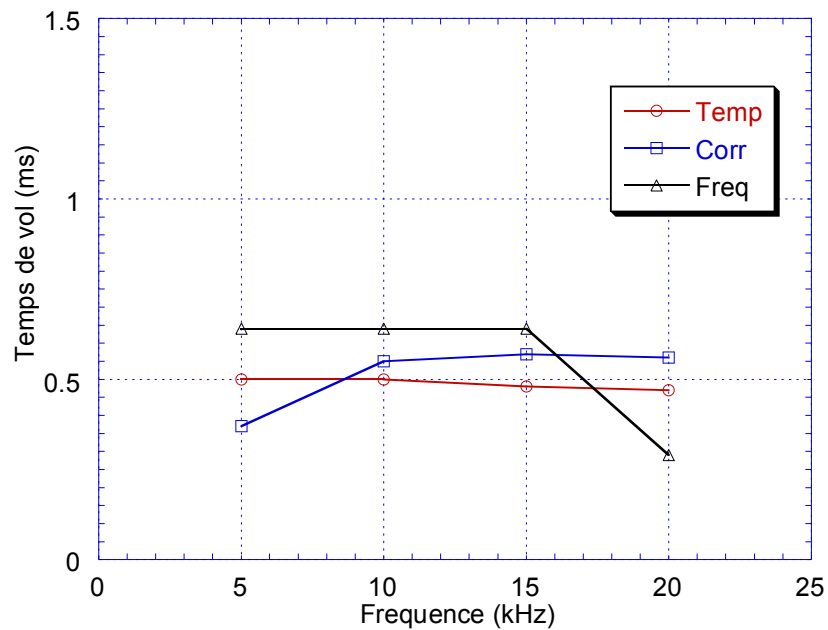
« essai sable saturé  $p' = 20 \text{ kPa}$  »

Figure 3.29: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

« essai sur sable saturé  $p' = 500 \text{ kPa}$  »



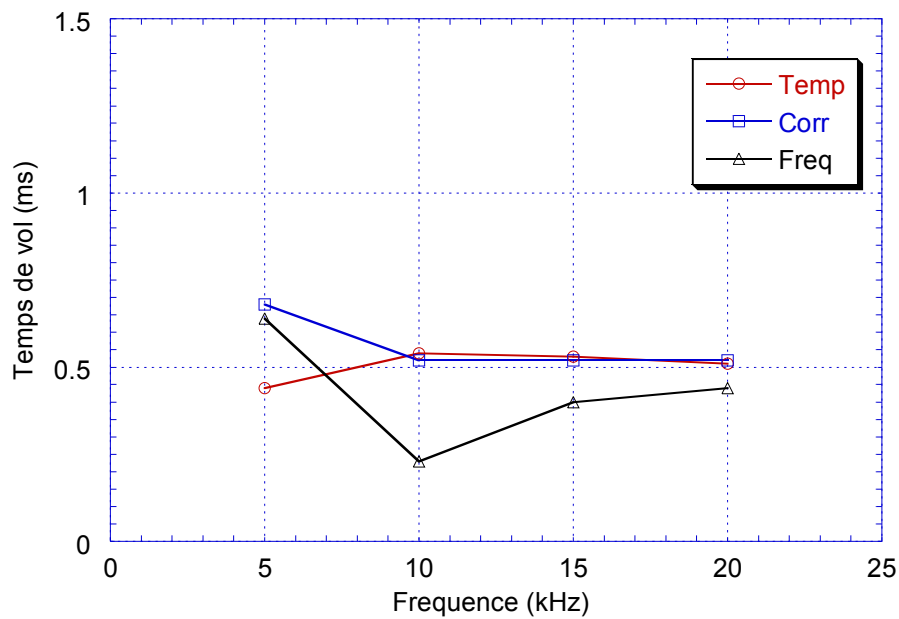
- *Sable sec*

Figure 3.30: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

« essai sur sable sec  $p'=50\text{kPa}$  » amplitude=10V.

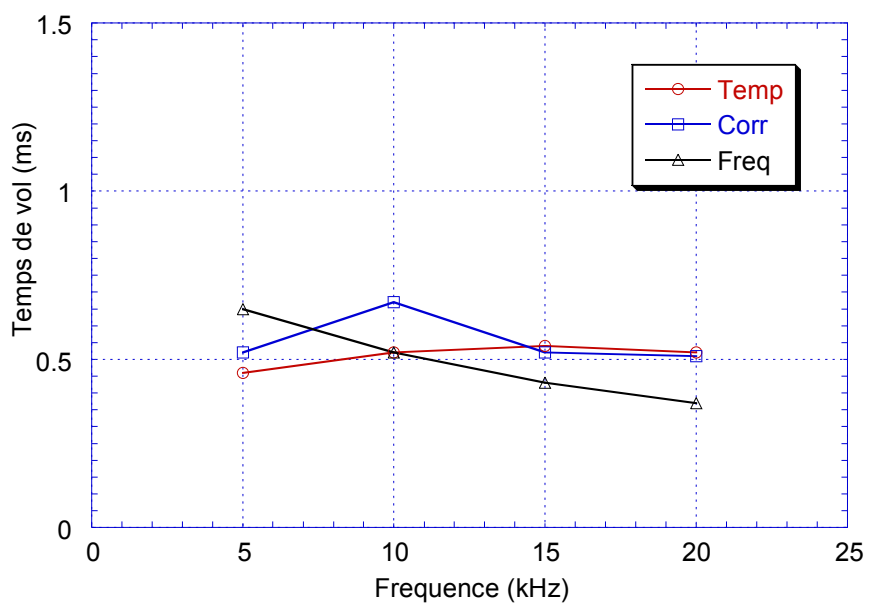


Figure 3.31: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

« essai sur sable sec  $p'=50\text{kPa}$  » amplitude=20V.

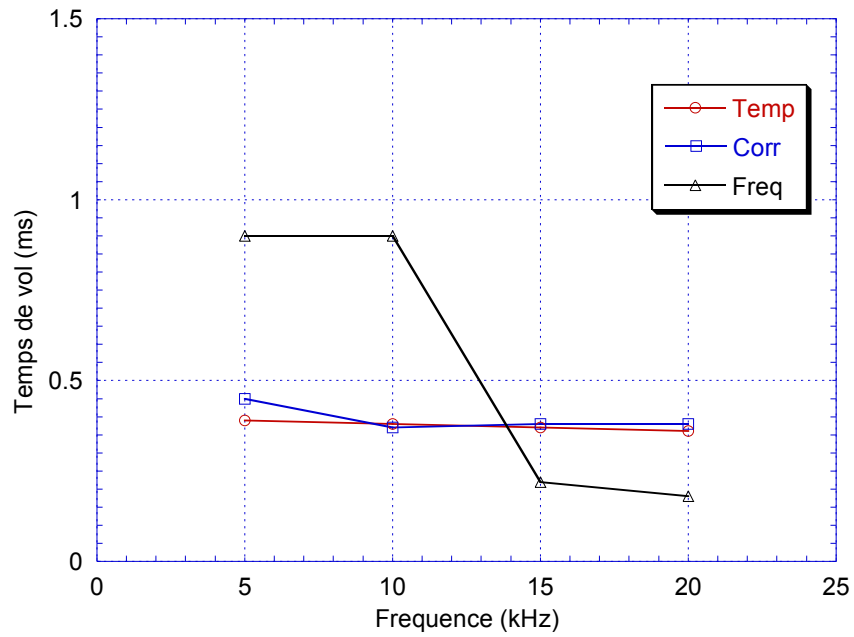
- *Sable humide*

Figure 3.32: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

« essai sur sable humide,  $p'=400\text{kPa}$  » amplitude=10V.

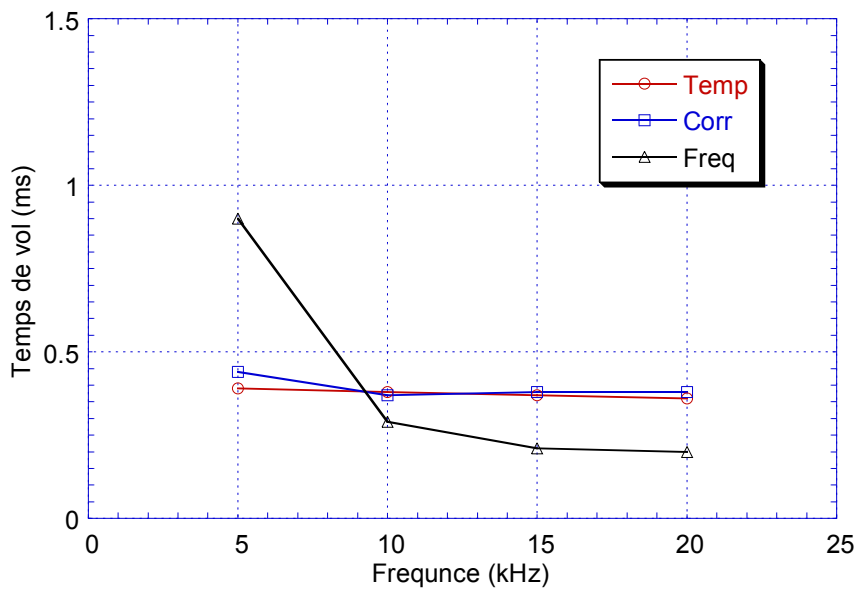


Figure 3.33: Comparaison des temps de vol obtenus par les différentes méthodes

« essai sur sable humide,  $p'=400\text{kPa}$  » amplitude=20V.

### 3.3.8 Discussion sur les méthodes d'interprétation

Depuis l'avènement de la technique des bender elements, différentes méthodes ont été utilisées pour déterminer le temps de vol des ondes de cisaillement dans les échantillons de sable testés dans différents états, saturé, humide et sec. Ces méthodes se basent sur l'analyse des signaux émis et reçus aussi bien dans le domaine temporel que fréquentiel. Lors d'études antérieures, des chercheurs ont prétendu que la méthode fréquentielle est plus fiable pour l'analyse des essais de propagation d'ondes avec les bender elements (Viggiani & Atkinson, 1995; Blewett et al. 2000 ; Grenning & Nash, 2004; Arroyo et al. 2006 ...etc.).

A contrario, les résultats obtenus lors des essais préliminaires conduits dans le cadre de cette thèse montrent que l'analyse dans le domaine temporel donne des résultats plus fiables. Certains chercheurs ont abouti à la même conclusion, notamment (Mohsin, 2008), (Chee-Ming Chan, 2010) pour qui la méthode fréquentielle sous-estime ou surestime les temps de vol des ondes (figure 3.34). En plus de sa facilité, rapidité et simplicité, la méthode temporelle semble être la plus efficace.

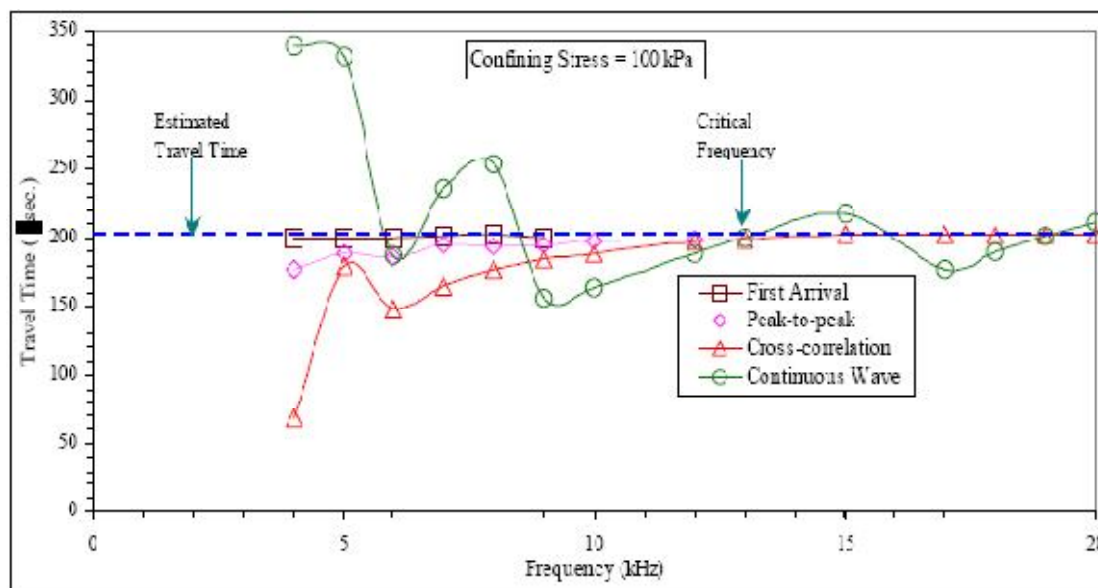


Figure 3.34: Effet de la fréquence d'excitation sur le temps d'arrivée des ondes de cisaillement, essai sur un échantillon de sable de Toyoura (TS26),  $L = 50$  mm,  $p' = 100$  kPa (par Mohsin, 2008).

### 3.4 Conclusion

La vitesse de propagation des ondes de cisaillement de faibles amplitudes est un paramètre fondamental pour la détermination des propriétés dynamiques des sols. Subséquemment, la précision de la mesure de cette vitesse, notamment le temps de vol de l'onde, à l'aide des bender elements revêt une extrême importance.

Il est connu que les phénomènes de propagations d'ondes dans les milieux hétérogènes sont d'une très grande complexité. Dans ce chapitre, un état de l'art concernant la mesure du temps de parcours d'une onde de cisaillement générée par les bender elements est entrepris. Des essais préliminaires sont conduits sur des échantillons de sable normalisé à l'aide de cellules triaxiales dans lesquelles des bender éléments sont insérés, afin de comparer et d'évaluer la fiabilité des différentes méthodes d'analyse.

La synthèse bibliographique a fait ressortir que toutes les techniques semblent être capables de mesurer le temps de vol correctement sous certaines conditions, mais elles présentent toutes des limitations qui ne sont pas bien définies, et sont dans la plupart des cas difficiles à mettre en œuvre.

De la campagne d'essais préliminaires effectuée, la méthode temporelle est celle qui donne des résultats cohérents. La méthode de la corrélation croisée, nonobstant le choix du bon pic, aboutit des résultats qui se rapprochent de ceux de la méthode temporelle. Quant à la méthode fréquentielle, elle ne donne pas souvent des résultats reproductibles. A ce titre, elle ne sera utilisée qu'à titre comparatif à l'appui de la méthode temporelle.

*Chapitre 4 :*

***RESULTATS DES ESSAIS ET  
DISCUSSIONS***

---

## Chapitre IV :

# RESULTATS DES ESSAIS ET DISCUSSIONS

---

### 4.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la présentation des résultats d'essais de caractérisation des propriétés dynamiques (module de cisaillement maximal  $G_{\max}$  et rapport d'amortissement  $D_{\min}$ ) des matériaux granulaires dans le domaine des petites déformations ( $\varepsilon < 10^{-5}$ ) à l'aide de la technique des bender elements insérés dans une cellule triaxiale modifiée.

Les matériaux testés sont le sable normalisé d'Hostun et des mélanges denses et compacts de ce sable et de fractions volumiques modérées de granulés de caoutchouc, à travers la détermination des propriétés dynamiques. Les paramètres investigués sont l'effet de la présence, totale ou partielle d'un fluide interstitiel dans le squelette granulaire du sable d'une part, et l'incorporation des matériaux souples (caoutchouc) dans le squelette rigide (sable) d'autre part, et ce aux différentes pressions de confinement isotrope.

Les essais sont effectués dans une plage de pression moyenne effective de confinement allant de 50 kPa à 500 kPa, avec un incrément 100 kPa.

Les résultats de ces essais sont commentés et interprétés à l'échelle particulière et confrontés à ceux de la littérature.

### 4.2 Caractérisation des propriétés dynamiques du sable d'Hostun s28

Les données expérimentales enregistrées relatives à la propagation des ondes émises et reçues servant à la détermination des propriétés dynamiques des échantillons testés sont présentées et commentées.

### 4.2.1 Temps de vol

Un résultat typique de la réponse de l'échantillon de sable d'Hostun, dans le domaine temporel, lors d'un essai aux bender elements est montré sur la figure 4.1. La pression effective de confinement  $p'$  est variée sur une plage allant de 50 à 500 kPa.

Les temps de vol sont estimés ici par la méthode temporelle directe, appelée communément première arrivée de l'onde, et la première déflexion dans le sens positif est prise comme temps de vol pour l'ensemble des essais sur sable d'Hostun S28 dans différents états hygrométriques (saturé, humide et sec).

Le temps de vol des ondes de cisaillement est estimé à partir des signaux enregistrés dans le domaine temporel (figure 4.1) afin de déterminer la vitesse des ondes de cisaillement ( $V_s$ ) se propageant à travers l'échantillon, en connaissant au préalable la distance de parcours des ondes de cisaillement, le module de cisaillement ( $G_{max}$ ) est ensuite calculé.

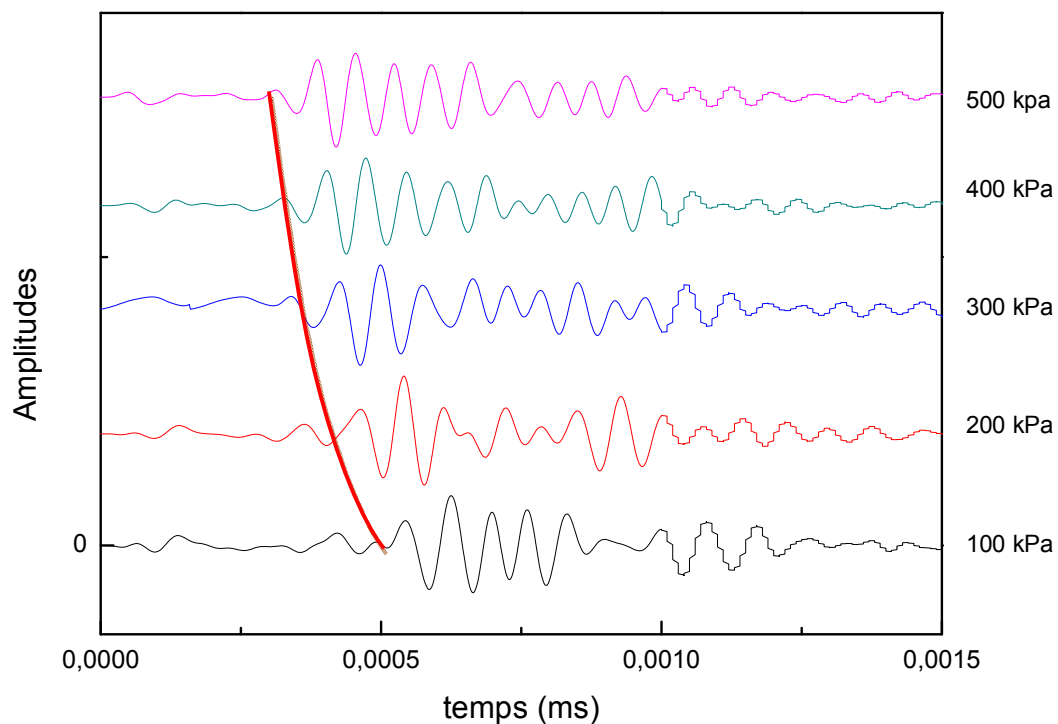


Figure 4.1 : Exemple typique de la réponse d'un essai aux bender elements sur une plage de contrainte effective allant de 50 à 500 kPa.

Pour les essais effectués sur l'ensemble des échantillons, les temps de vol enregistrés lesquels varient respectivement dans les intervalles de 0,5 ms à 1,25 ms, de 0,35 ms et 0,6 ms et de 0,32 ms à 0,55 pour les échantillons humides, secs et saturés respectivement.

Les résultats pour les intervalles des temps de vol sont résumés sur le tableau 4.1.

Tableau 4.1: Les temps de vol enregistrés dans les différents cas de saturation

Nature de l'échantillon	saturé	humide	sec
Contrainte moyenne effective (kPa)	50 - 500	50 - 500	50 - 500
Temps de vol (ms)	0,5 - 1,25	0,35 - 0,60	0,32 - 0,50
Module de cisaillement (MPa)	7 - 47	30 - 85	40 - 110

L'évolution du temps de vol en fonction de la contrainte de confinement lors des différents essais est montrée sur les figures 4.2, 4.3 et 4.4 pour sable, saturé humide et sec respectivement, et ce à partir des essais effectués à différentes fréquences d'excitation.

Les courbes 4.2 à 4.4 montrent que les temps de propagation des ondes de cisaillement pour les différentes fréquences d'excitation, laquelle n'influe pas sur le résultat mais plutôt sur la qualité du signal enregistré, diminuent avec l'état d'hygrométrie décroissant, et ce pour les mêmes niveaux de contraintes effectives.



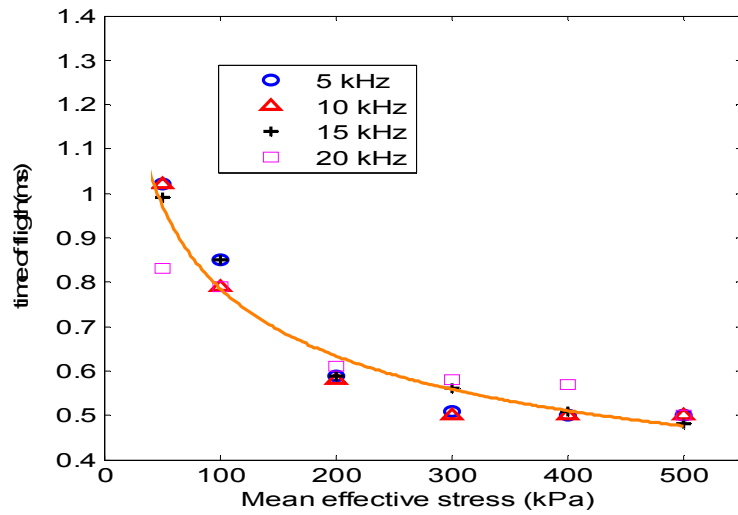


Figure 4.2: Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable saturé)

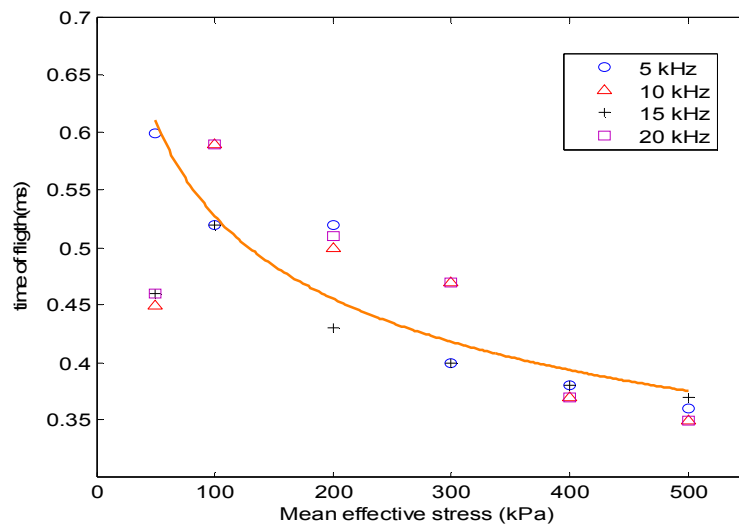


Figure 4.3 : Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable humide)

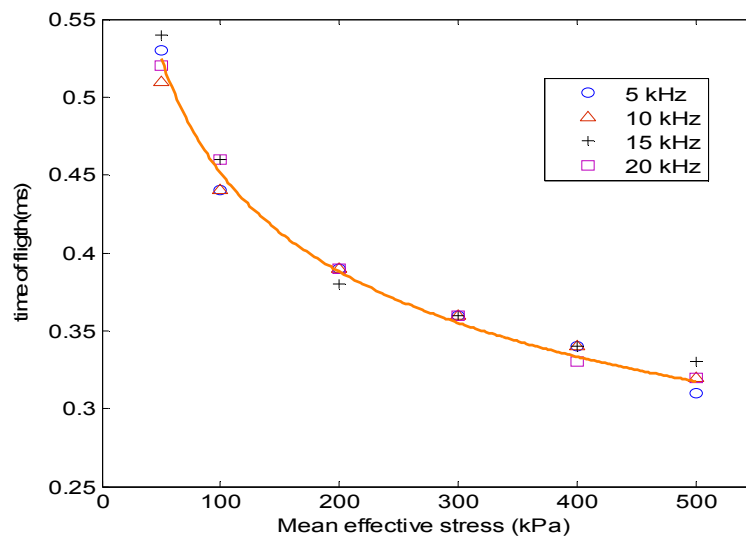


Figure 4.4: Variation du temps de vol en fonction de la contrainte effective (sable sec)

### 4.2.2 Vitesse de propagation des ondes de cisaillement

Les courbes précédentes (4.1 à 4.4, montrent que les temps de propagation des ondes de cisaillement (temps de vol) en milieux saturés sont supérieurs à ceux enregistrés pour les mêmes ondes en milieux humides et secs (pour les mêmes niveaux de contraintes effectives). A partir de ces temps de vols présentés précédemment, les vitesses des ondes de cisaillement ont pu être calculées, par conséquent les modules de cisaillement seront déduits en connaissant sa masse volumique ( $\rho$ ).

L'évolution des vitesses des ondes de cisaillement vis-à-vis de la contrainte moyenne effective sont présentées dans les figures 4.5, 4.6 et 4.7 pour les trois cas hygrométriques étudiés.

Il peut être observé dans les résultats que la pression effective de confinement augmente la consolidation de l'échantillon du sable et par voie de conséquence sa densité. D'autre part, l'augmentation de la densité augmente la vitesse de propagation des ondes de cisaillement, et par conséquent la rigidité.

Et comme la teneur en eau diminue, il en résulte une augmentation de la vitesse des ondes de cisaillement.

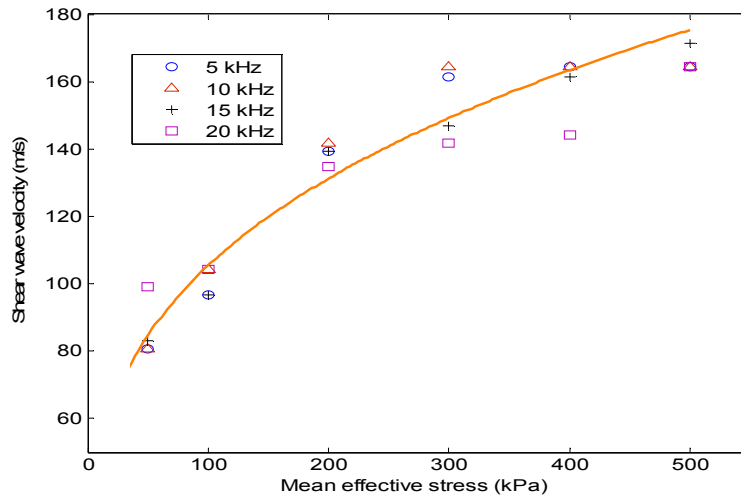


Figure 4.5: Variation de  $V_s$  en fonction de la contrainte moyenne effective (sable saturé)

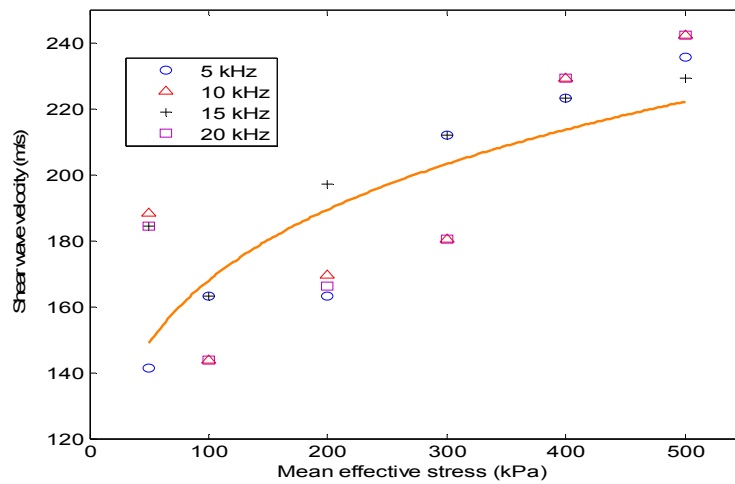


Figure 4.6: Variation de  $V_s$  en fonction de la contrainte moyenne effective (sable humide)

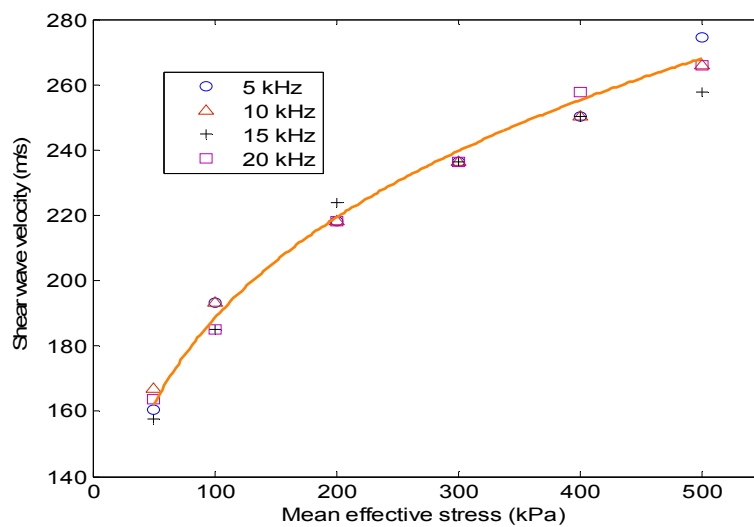


Figure 4.7: Variation de  $V_s$  en fonction de la contrainte moyenne effective (sable sec)

### 4.2.3 Module de cisaillement maximal – effet de la contrainte moyenne effective

Les figures 4.8, 4.9 et 4.10 montrent l'évolution du module de cisaillement des trois échantillons de sable avec la contrainte effective de confinement  $p'$  au cours de la consolidation isotrope, et ce pour différentes fréquences d'excitation.

Sur ces figures, il peut être d'emblée constaté que l'augmentation de  $G_{\max}$  avec la pression de confinement  $p'$ . Lors du chemin de compression isotrope, l'augmentation de la contrainte de compression isotrope de l'échantillon est responsable de l'augmentation de  $G_{\max}$  pendant le chargement pendant la phase de consolidation.

La courbe représentant le module de rigidité en fonction de la contrainte moyenne effective, dans les différents cas prend une allure d'une fonction de puissance. L'ordre de grandeur de ces résultats est tributaire du degré de saturation.

Ceci peut être expliqué par le fait que le niveau de confinement supérieur, entraîne la consolidation de l'échantillon, et par conséquent il devient plus rigide par l'augmentation de la compacité et la diminution de l'indice des vides dans le squelette granulaire.

On peut observer à partir de ces figures que l'échantillon sec (préparé à 0% de teneur en eau) donne les valeurs les plus élevées de  $G_{\max}$ , et ce à tous les niveaux de confinement. En outre, il peut être noté que le module de cisaillement ( $G_{\max}$ ) diminue avec une augmentation de la teneur en eau.

Par conséquent, sachant que quand le taux de la teneur en eau augmente la succion du sol baisse, on peut affirmer que le module de cisaillement ( $G_{\max}$ ) augmente avec la succion du sol.

L'influence directe du fluide interstitiel sur la rigidité est observée sur les figures 4.8 à 4.10. Les modules de cisaillement des échantillons saturé, humide et sec varient respectivement de 7 à 47 MPa, de 30 à 85 MPa et de 40 à 110 pour des contraintes moyennes effectives s'inscrivant dans une plage allant de 50 à 500 kPa.

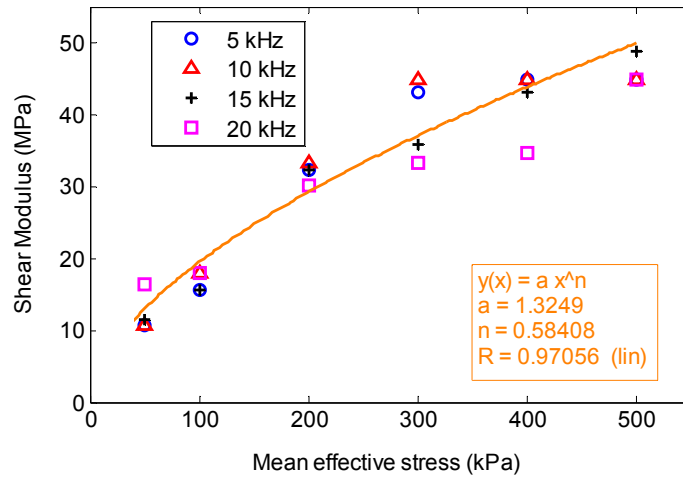


Figure 4.8 : Variation de  $G_{max}$  en fonction de la contrainte moyenne effective (sable saturé)

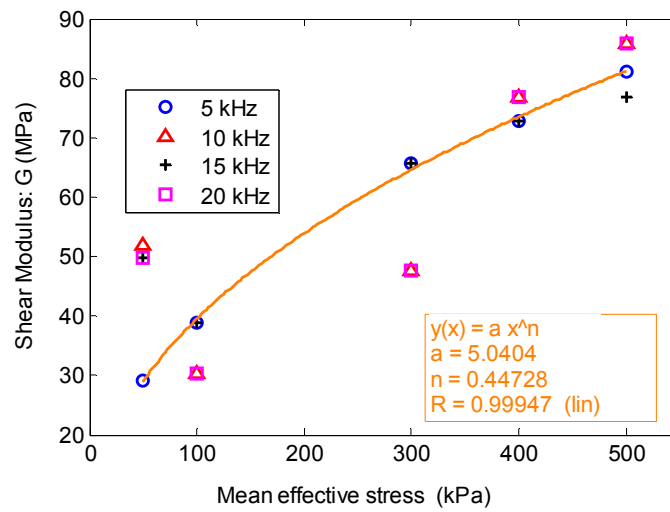


Figure 4.9: Variation de  $G_{max}$  en fonction de la contrainte moyenne effective (sable humide)

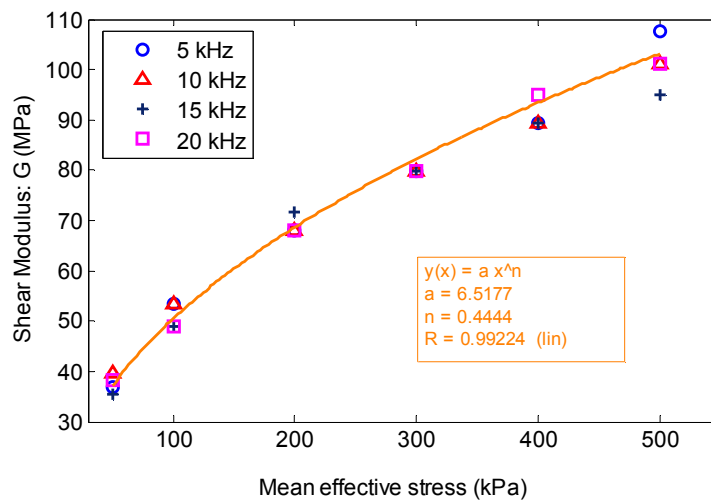


Figure 4.10: Variation de  $G_{max}$  en fonction de contrainte moyenne effective (sable sec)

#### 4.2.4 Facteurs influençant les modules de cisaillement maximaux

Dans le cas du comportement des géomatériaux dans le domaine particulier des petites et très petites déformations, plusieurs facteurs sont susceptibles d'influer sur la valeur des paramètres dynamiques notamment le module de cisaillement maximal  $G_{\max}$  et le rapport d'amortissement minimal  $D_{\min}$ . L'influence de ces facteurs varie d'un matériau à un autre. Pour les matériaux granulaires en général et les sols en particulier, l'influence de certains facteurs prépondérants sont liés d'une part à l'état ou à la structure du matériau (granulométrie, nature des grains, indice des vides...) et d'autre part aux sollicitations appliquées au matériau (pression moyenne effective ou plus généralement état de contrainte ainsi que la vitesse d'application de ces sollicitations...).

##### - *Influence de l'indice des vides et de l'état de contrainte*

Les premières relations liant le module de déformations transversal à l'état de contrainte en faisant intervenir l'indice des vides ont été proposées très tôt pour des états de contrainte isotropes. Elles se fondent sur les études de Hardin & Richart en 1963, qui ont permis d'établir, à partir d'essais de propagation d'ondes, des relations linéaires entre les vitesses mesurées des ondes de cisaillement ( $V_s$ ) et l'indice des vides ( $e$ ) pour des pressions de confinement ( $p'$ ) constantes. D'autres auteurs 'lesquels ont également proposé des modèles régissant la variation de  $G_{\max}$  avec la pression  $p'$ .

A partir d'une hypothèse élastique isotrope et linéaire, les auteurs en déduisent l'expression du module de cisaillement en fonction de la pression moyenne effective  $p'$ .

$$G=A (p')^n \quad (4.1)$$

avec  $A$  et  $n$  des constantes liées au matériau.

Généralement  $p'$  est donnée sous forme  $(p_a / p_0)$  où  $p_0$  est une pression de référence qui est fixée à 1MPa (les contraintes et les modules sont exprimées en MPa) et  $A$  désigne une fonction de l'indice des vides.

Pour ces modèles, une augmentation de la pression moyenne entraîne une diminution de l'indice des vides, induisant un accroissement systématique du module de cisaillement.

De nombreux auteurs ont adopté la même forme générale pour la modélisation de l'évolution du module de cisaillement en fonction de la pression de confinement, avec différentes valeurs des coefficients  $A$  et  $n$  (à titre d'exemple ceux cités dans le tableau 1.1 du Chapitre 1).

Dans le cas des essais effectués, la régression effectués sur les points expérimentaux à l'aide d'une loi puissance donne de très bonne corrélation, figures 4.8 à 4.10. Ces résultats confirment les interprétations données par la littérature concernant l'influence de l'indice des vides et de la pression de confinement sur le module de cisaillement.

La figure 4.11 présente le facteur de la contrainte moyenne effective (facteur  $A$ ) et le paramètre de puissance (exposant  $n$ ) pour le sable d'Hostun. Ces paramètres sont déterminés à partir de régressions en loi de puissance des données expérimentales.  $A$  et  $n$  dépendent de plusieurs paramètres dont l'indice des vides du sable testé et le degré de saturation.

#### - Influence fluide interstitiel - effet de la saturation

Afin de mettre en exergue l'effet de la présence d'un fluide interstitiel (degré de saturation) sur les propriétés dynamique du sable, les échantillons de sable dans les trois états d'hygrométrie ont été testés dans les mêmes conditions.

Les coefficients numériques (facteur  $A$  et l'exposant  $n$ ) obtenus par les régressions effectuées sur les données expérimentales, Tableau 4.2, ont été utilisés pour comparer quantitativement l'évolution et le degré de sensibilité du module de rigidité en petites déformation  $G_{\max}$  à la pression effective de confinement.

Les trois sables uniformes présentent des valeurs approchées de l'exposant  $n$  allant de 0,44 à 0,58 (caractéristique du sable testé) ainsi que des valeurs variables du facteur  $A$  comprises entre 1,32 et 6,5 MPa. Ces valeurs de  $A$  diminuent drastiquement avec la présence de liquide interstitiel. Cela traduit donc selon ce qui précède une forte sensibilité à l'indice des vides

Tableau 4.2: Valeurs du facteur  $A$  et de l'exposant  $n$  pour  $G_{\max}$

Echantillon	A factor	n exponent
Saturé (1)	1,3200	0,58000
Humide (2)	5,0400	0,44730
Sec (3)	6,5000	0,44440

La courbe de la figure 4.11 illustre l'évolution de ces deux paramètres en fonction de l'état de saturation de l'échantillon.

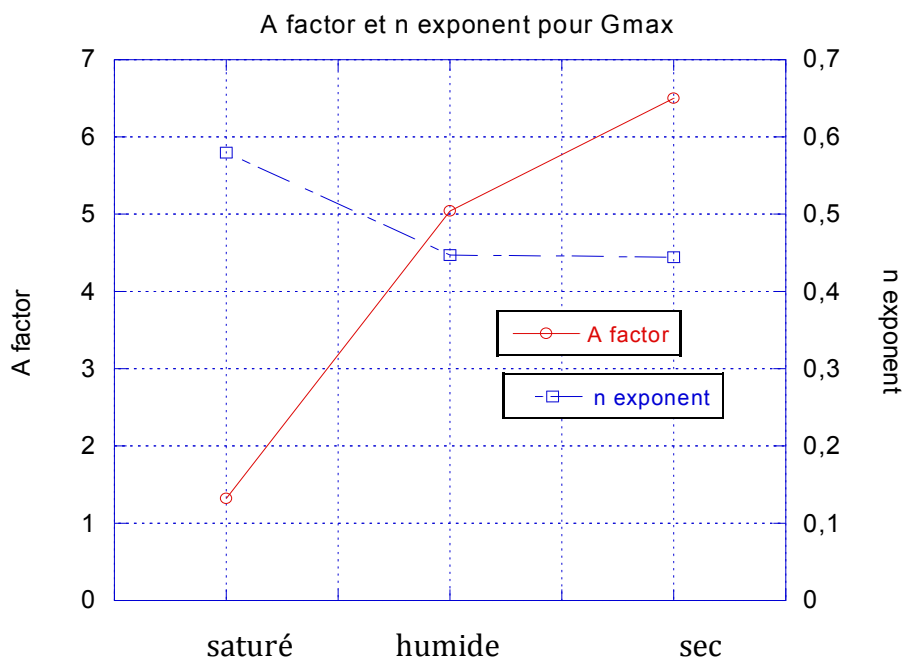


Figure 4.11 : Evolution des coefficients A et n dans l'expression de puissance de Gmax

#### 4.2.5 Amortissement du sable d'Hostun

Dans ce qui suit, les résultats concernant le rapport d'amortissement  $D_{\min}$  déterminés à partir des essais effectués sur le sable d'Hostun, dans trois états d'hygrométrie des échantillons sont présentés, commentés et discutés.

Les données publiées dans la littérature concernant l'amortissement des ondes dans le domaine des petites déformations pour les sables secs ont mis en évidence plusieurs observations intéressantes. Ainsi par exemple, la perte d'énergie par frottement est le mécanisme le plus admis pour les sables secs (Wang & Santamarina, 2007). Les résultats de la présente étude, tout comme les données publiées, montrent que le rapport d'amortissement diminue avec la contrainte de confinement effective. Cependant, quand la contrainte de confinement isotrope augmente ou quand la déformation diminue et tend vers 0 (cas du domaine des petites déformations), le rapport d'amortissement tend vers une valeur constante



minimale non nulle  $D_{\min}$ , et ce à l'inverse du module de cisaillement qui a tendance à tendre vers une valeur maximale  $G_{\max}$ .

Il en est de même concernant l'effet de la teneur en eau. Les matériaux testés en conditions sèches présentent un  $D_{\min}$  significativement plus faible qu'en conditions humides, et plus encore en conditions saturées. Cela peut être expliqué par le fait que les ondes de cisaillement ne peuvent se propager dans les espaces remplis d'eau. Elles peuvent en revanche se propager à travers les contacts intergranulaires dans le squelette. Dans les trois cas présentés, le rôle de la présence du fluide interstitiel apparaît comme un facteur avéré influençant considérablement l'amortissement du matériau (figures 4.12 à 4.14).

Le tableau 4.3 présente les résultats des rapports d'amortissement ( $D_{\min}$ ). Les valeurs moyennes du rapport d'amortissement des échantillons sont mesurées pour les mêmes pressions moyennes effectives de confinement isotrope ( $p'$ ) au cours de la consolidation isotrope. Les rapports d'amortissement sont estimés par la méthode du demi-spectre de puissance en traitant la zone autour de la fréquence de résonance.

Tableau 4.3 : Les rapports d'amortissement enregistrés dans les différents états hygrométriques (cas de saturation)

Nature de l'échantillon	Saturé	Humide	Sec
Contrainte moyenne effective $p'$ (kPa)	50 - 500	50 - 500	50 - 500
Rapport d'amortissement $D_{\min}$ (%)	2,31 - 5,72	3,29 - 10,51	4,62 - 13,47

Les figures 4.12 à 4.14 présentent l'évolution des rapports d'amortissement en fonction de la contrainte moyenne effective de confinement pour le matériau testé dans les trois états hygrométriques. Il est noté que les échantillons dans tous les états testés présentent des valeurs comparables du rapport d'amortissement si bien qu'une relation du type unique (4.2) peut être adaptée.

$$D_{\min} = \zeta (p')^{\eta} \quad (4.2)$$

où  $\zeta$  et  $\eta$  sont deux constantes liées au matériau.

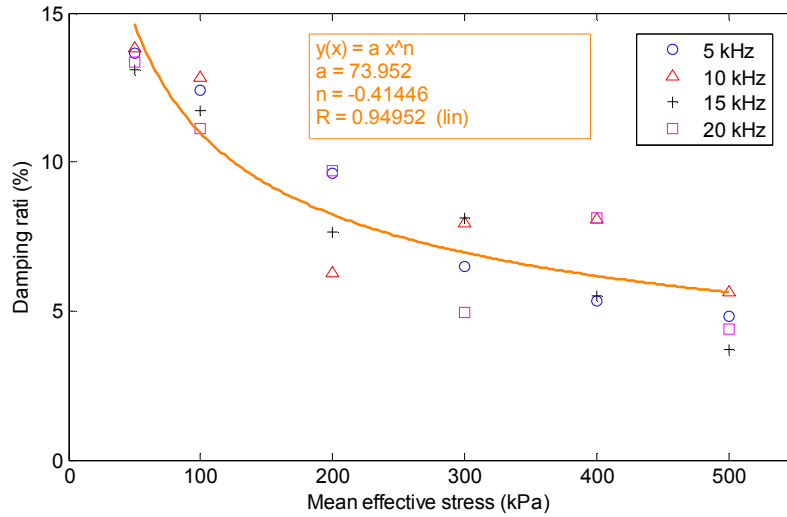


Figure 4.12: Evolution de  $D_{min}$  avec la contrainte moyenne effective pour sable saturé

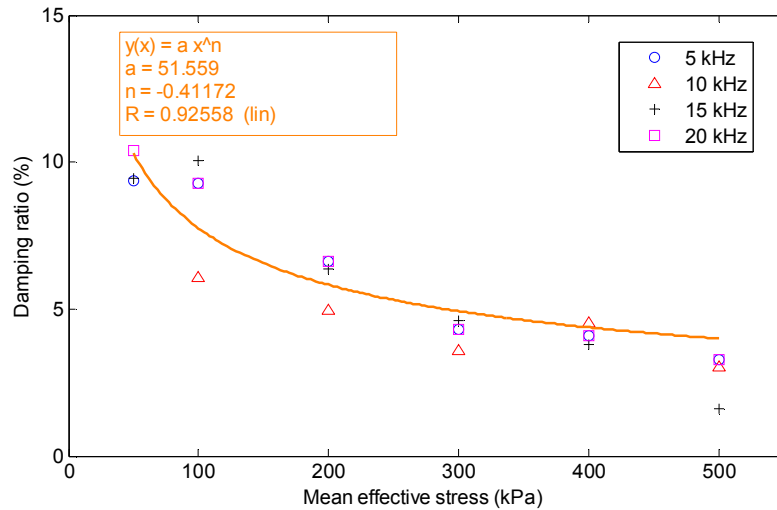


Figure 4.13: Evolution de  $D_{min}$  avec la contrainte moyenne effective pour sable humide

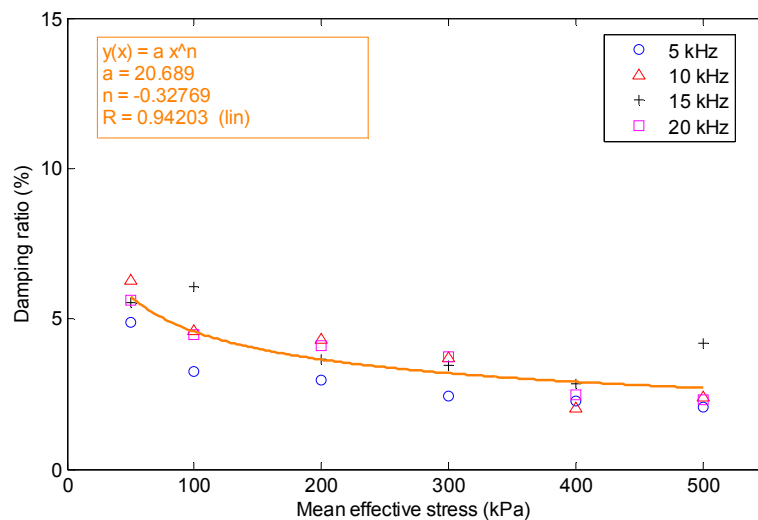


Figure 4.14: Evolution de  $D_{min}$  avec la contrainte moyenne effective pour sable sec

La différence des rapports d'amortissement lorsque l'état de saturation de l'échantillon est varié est notable.

Les résultats montrent que le rapport d'amortissement dans les différents cas prend bien l'allure d'une fonction puissance lorsqu'il est tracé en fonction de la contrainte moyenne effective.

L'expression de la loi puissance (équation 4.2) est utilisée pour comparer quantitativement le degré de dissipation d'énergie à différents confinements et la sensibilité à la variation de la contrainte moyenne effective de confinement.

Les paramètres de l'expression de la loi de puissance sont les facteurs  $\zeta$  et  $\eta$  qui sont le rapport d'amortissement à une pression de confinement de 1 kPa et l'exposant de cette pression effective de confinement dans la relation, respectivement. Cette relation semble suivre la même fonction puissance mais inversée (fonctions décroissantes alors que celles de  $G_{\max}$  sont croissantes). La valeur du coefficient  $\zeta$  augmente avec le degré de saturation.

Pour la régression en puissance de  $D_{\min}$ , les trois sables uniformes présentent des valeurs de l'exposant négatif  $n$  comprises entre -0,41 à -0,39 ainsi que des valeurs variables du facteur  $\zeta$  entre 73,95 et 29,05.

Le tableau 4.4 donne les valeurs du facteur  $\zeta$  et de exposant négatif  $\eta$  dans les trois cas de figure pour  $D_{\min}$ ,

Tableau 4.4: Valeurs du facteur  $\zeta$  et de l'exposant  $\eta$  pour  $D_{\min}$

Echantillon	A factor	n exponent
Saturé (1)	73,950	- 0,41000
Humide (2)	51,550	- 0,41000
Sec (3)	29,050	- 0,39000

La courbe 4.15 montre l'évolution de ces deux paramètres en fonction de l'état de saturation des échantillons.

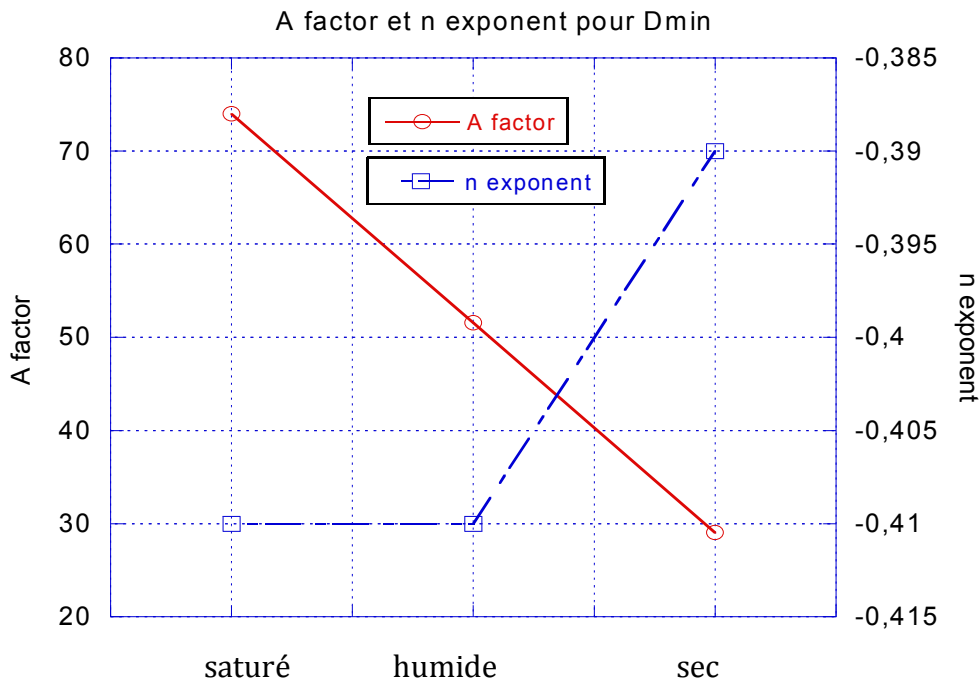


Figure 4.15 : Evolution des coefficients  $\zeta$  et l'exposant  $\eta$  dans l'expression de puissance de  $D_{min}$

#### 4.2.6 Discussion sur les propriétés des sables d'Hostun

Les essais de caractérisation du sable d'Hostun dans les différents états d'hygrométrie (sec, humide et saturé) à l'aide de bender elements insérés dans une cellule triaxial ont clairement mis en exergue l'influence du fluide interstitiel et de la pression de confinement propriétés dynamiques de matériau.

Ainsi le taux d'amortissement  $D_{min}$  augmentent sensiblement avec le teneur en fluide à l'inverse du module de rigidité  $G_{max}$  qui lui décroît. Les valeurs de  $D_{min}$  augmentent de l'ordre de 50 % pour les échantillons humides et doublent pour des échantillons saturées.

Les essais ont également mis en relief la sensibilité de ces propriétés dynamiques aux pressions de confinement isotrope exercées. En effet, les pressions exercées ont tendance à densifier le sable en diminuant l'indice des vides et par suite accroître les modules de rigidité. A l'inverse, les pressions de confinement entraînent une diminution graduelle du rapport d'amortissement du fait de cette densification. Cette diminution est atténuée par la présence du liquide interstitiel.

A partir des données expérimentales, des modèles exprimant avec une très bonne corrélation les propriétés  $G_{\max}$  et  $D_{\min}$  comme des fonctions puissances de la contrainte moyenne effective ont pu être établies.

Quelques études ont prouvé que le comportement mécanique et hydraulique des sols compacts est influencé par la teneur en eau ou la présence d'un fluide interstitiel (Alonso et al. 1999 ; Yang et al. 2005 ; Kung et al. 2006 ; Yang et al. 2006).

En comparant avec une revue critique issue de la littérature, Pour le chemin isotrope, le module de cisaillement maximal  $G_{\max}$  dépend de la contrainte moyenne de confinement et d'un coefficient  $A$  lequel est dépendant de l'indice des vides ( $e$ ) qui se résumant autour de la relation  $G=A (p')^n$ .

Nombreuses fonctions ont été proposées dans la littérature dont une liste non exhaustive est rappelée dans ce document (tableau 1.1).

Le paramètre  $n$  (exposant) caractérise le contact inter granulaires (entre grains) dans le squelette qui prend la valeur de 1 dans le cas de contact de hertz (Dano & Hicher, 2002 ; Dano et al. 2003; Mulliro et al. 2011).

Pour le cas intermédiaire pris ici avec un sable humide, montre que plus la présence du fluide interstitiel dans le squelette granulaire est importante plus la vitesse des ondes de cisaillement est importante et par conséquent le module de cisaillement.

### **4.3 Caractérisation des propriétés dynamiques des mélanges sable – caoutchouc**

Le même appareillage que pour sable normalisé a été utilisé pour caractériser les mélanges sable-caoutchouc, à savoir une cellule triaxiale munie d'un couple de capteurs piézoélectriques (bender elements) et des pulses pseudo sinusoïdaux ont été envoyés à partir du bender element émetteur et reçus au niveau du bender element récepteur.

Les modules de cisaillement des mélanges sable caoutchouc sont mesurés à l'aide de la vitesse des ondes de cisaillement, et ce pour différents pourcentages de caoutchouc incorporés dans le mélange (10, 20, 30, 40 %). Des essais également sur le caoutchouc pur (100 % de fraction caoutchouc) ainsi que sur le sable pur (0 % de fraction caoutchouc) ont été effectués dans les mêmes conditions.

### 4.3.1 Temps de vol

Les temps de vol sont estimés pour les différents mélanges (confectionnés avec différents pourcentages de caoutchouc et de sable).

La méthode utilisée pour l'estimation du temps de vol lors des essais de propagation d'ondes effectués sur les différents mélanges est celle de la première arrivée de l'onde (méthode temporelle) pour les raisons énoncées dans l'étude de comparaison entre les différentes méthodes (chapitre 2).

Comme fut le cas pour la caractérisation des matériaux granulaires qui a porté sur le sable pur, et toutes les études antérieures effectuées sur les différents matériaux dans des états variés. Des résultats typiques des enregistrements sont montrés sur la figure 4.16 (sable pur), figure 4.17 (mélange à 20% de caoutchouc) et figure 4.18 (caoutchouc pur). Les temps de vol des ondes de cisaillement estimés dans cette campagne d'essais sur les mélanges sable-caoutchouc diminuent avec l'augmentation de la contrainte de confinement de l'échantillon (figure 4.19-a). En revanche, ces temps de propagation sont croissants lorsqu'ils sont représentés en fonction de la fraction caoutchouc dans le mélange testé comme montré sur la figure 4.19-b.

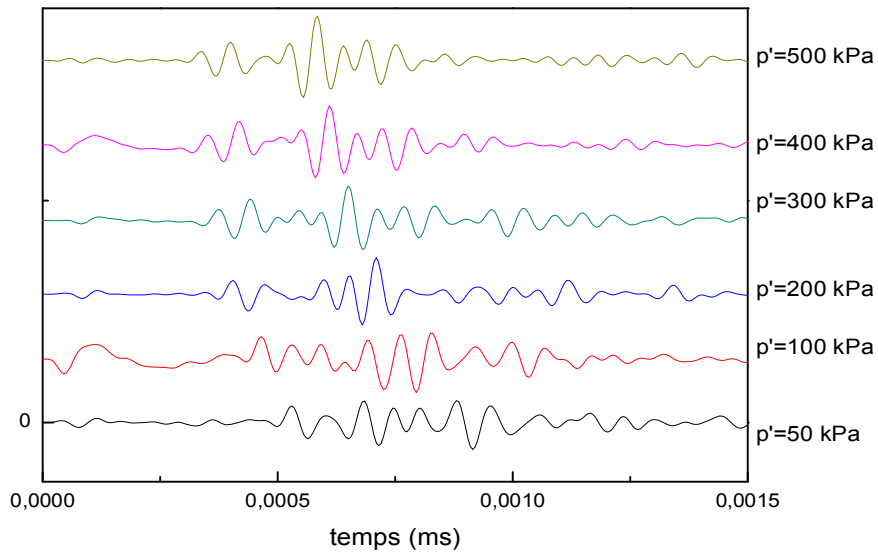


Figure 4.16: Signaux enregistrés pour essai sur sable pur ( $R_f=0\%$ )

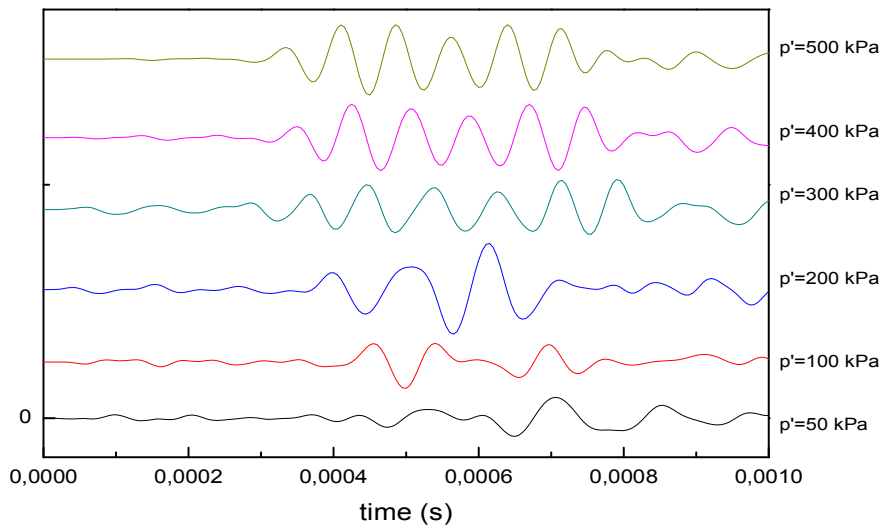


Figure 4.17: Signaux enregistrés pour un essai sur mélange sable-caoutchouc ( $R_f=20\%$ .)

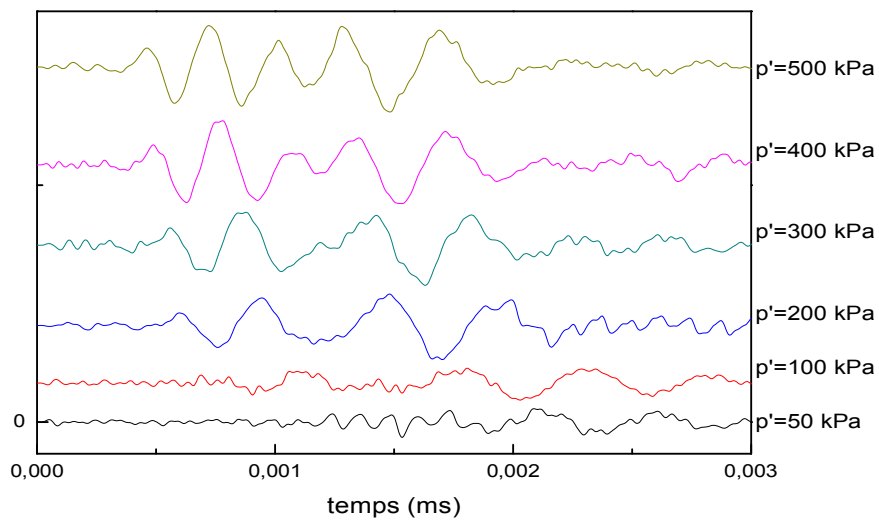


Figure 4.18: Signaux enregistrés pour un essai sur caoutchouc pur ( $R_f=100\%$ )

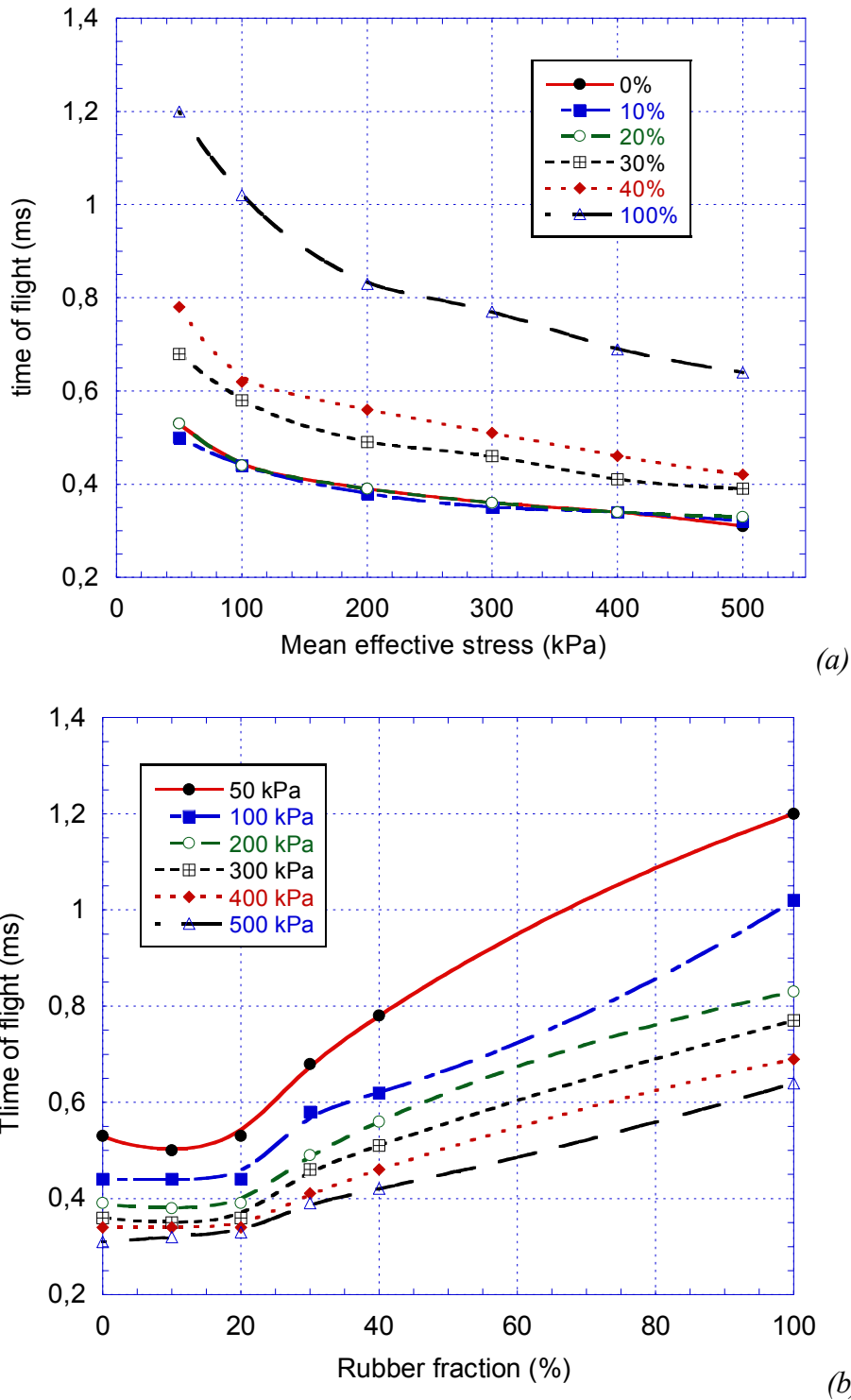


Figure 4.19: Temps de vol dans les mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique

### 4.3.2 Vitesses de cisailment dans les mélanges sable-caoutchouc

En concordance avec les allures des courbes relatives au temps de vol, les vitesses de propagation des ondes de cisailment dans les échantillons de mélanges sable – caoutchouc



confectionnés avec différentes proportions augmentent avec l'accroissement de la contrainte de confinement dans le même échantillon, comme illustré sur la figure 4.20-a. D'autre part, le paramètre étudié dans cette partie est l'influence de la fraction de caoutchouc sur la vitesse de propagation des ondes de cisaillement dans les différents mélanges.

La vitesse de cisaillement est retracée dans la figure 4.20-b, en fonction de pourcentage de caoutchouc.

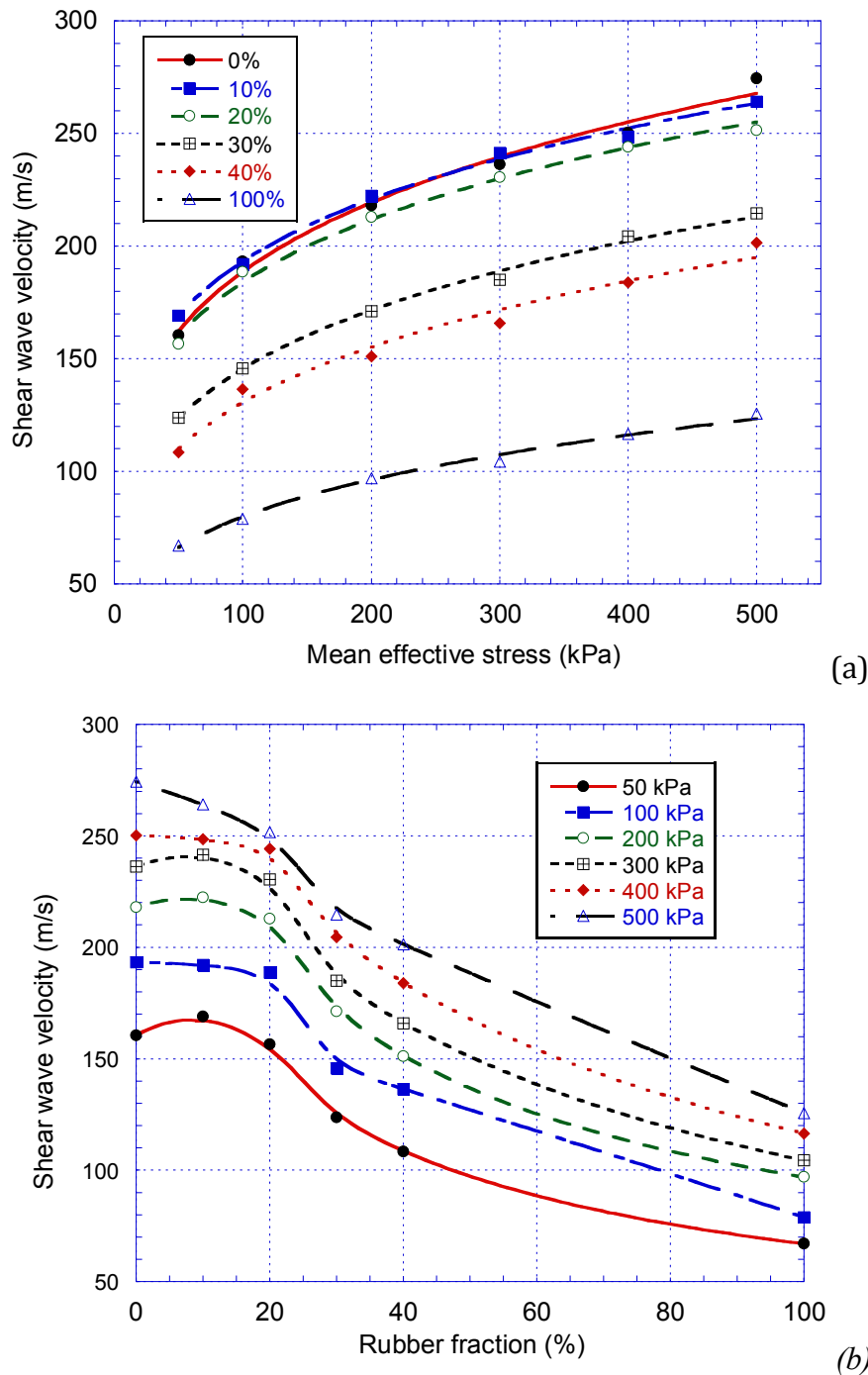


Figure 4.20: Vitesse de propagation des ondes de cisaillement sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique

### 4.3.3 Modules de cisaillement des mélanges sable-caoutchouc

Le module de cisaillement des mélanges sable-caoutchouc caractérisés dans cette étude, sont croissants avec la contrainte de confinement (figure 4.20-a). Néanmoins, une comparaison entre les modules estimés pour les différents mélanges entre eux montre une dépendance du pourcentage du caoutchouc dans l'échantillon.

Pour les fractions de caoutchouc  $R_f$  de 10 à 20 %, les modules sont assez proches de ceux du sable pur (sans incorporation du caoutchouc). En revanche, au-delà de ce pourcentage, les modules de cisaillement enregistrés chutent avec l'augmentation de la fraction caoutchouc, ce qui est remarqué sur les échantillons avec 40 % de caoutchouc, où les modules diminuent de 100 à 150 % par rapport à ceux confectionnés avec 20 % de caoutchouc et moins. Cela est illustré sur la courbe de la figure 4.21-b représentant les modules de cisaillement des différents mélanges en fonction de la fraction en caoutchouc où on peut observer un pseudo palier pour lequel les modules de cisaillement restent plus au moins inchangés jusqu'à 20% de contenu en caoutchouc, ces modules chutent énormément pour les autres mélanges à 40 % de caoutchouc et plus.

La tendance générale de l'effet du pourcentage de caoutchouc (fraction volumique) pour les différentes contraintes moyennes effectives sur le module de cisaillement en petites déformations ( $G_{max}$ ) est illustrée sur la figure 4.21-b. Pour les fractions de caoutchouc  $R_f$  se situant entre 0 et 0.2 et des contraintes moyennes effectives  $\leq 400$  kPa, les valeurs du module de cisaillement diminuent légèrement, et brusquement pour des confinements les plus élevés.

Ces résultats concernant l'évolution de  $G_{max}$  comme fonction de la fraction volumique en caoutchouc et la pression de confinement sont conformes à ceux rapportées dans la littérature, voir par exemple, la comparaison avec les résultats obtenus par Lee et al. (2007, 2010) couvrant la gamme entière de  $R_f$ .

Il est à noter dans ces résultats que l'évolution de  $G_{max}$  est globalement semblable pour  $R_f > 0.4$ .

Sur la figure 4.21-a, les valeurs du module de cisaillement en petites déformations  $G_{max}$  pour les différents contenus en caoutchouc sont tracées en fonction de la contrainte moyenne effective appliquée. La croissance du niveau de la contrainte moyenne effective augmente de manière significative le module de cisaillement pour tous les mélanges.

Cette évolution du module est réduite pour le contenu en caoutchouc croissant. Comme déjà établi par Lee et al. (2007, 2010) entre autres auteurs, le module de cisaillement évolue avec la contrainte moyenne effective selon la relation de puissance semi-empirique suivante:

$$G_{max} = A \left( \frac{p'}{1 \text{ kPa}} \right)^n \quad (2)$$

où A est une constante et n un exposant, qui sont déterminés expérimentalement, comme montré dans la figure 4.21-a pour les différents mélanges. Le facteur A et l'exposant n sont tracés en fonction de la fraction volumique en caoutchouc Rf dans la figure 4.22.

Le facteur A, qui est la valeur de Gmax pour une contrainte effective de confinement  $p'=1$  kPa, est en relation avec l'arrangement des particules dans le squelette (porosité, nombre de coordination), les propriétés, le comportement du contact et le changement du tissu granulaire. Ce facteur est généralement bas pour les mélanges caoutchouteux et élevé pour les mélanges sablonneux (Lee et al. 2010). La valeur de A atteint son maximum ( $\approx 8.6$ ) pour  $R_f=0.1$  et baisse de manière significative au delà de  $R_f=0.2$ .

Quant à l'exposant n, il reflète la sensibilité de Gmax aux changements de la contrainte effective de confinement.

L'exposant n présente une valeur de 0.43 pour le sable pur, et varie de 0.38 à 0.41 pour la fraction en caoutchouc  $R_f=0.1$  et  $R_f=0.2$  respectivement. Ces valeurs de n correspondent à la sensibilité du sable dense. Pour le contenu en caoutchouc  $R_f=0.4$ , cet exposant prend la valeur de  $n \approx 0.49$  des sables lâches ou angulaires. Ce contenu est le seuil d'un mélange de transition avec un comportement caoutchouteux (rubber-like) et sablonneux (sand-like) pour des contraintes de confinement basses et élevées respectivement.

Les valeurs extrêmes du facteur A (arrangement optimal des grains) et de l'exposant n (sensibilité minimale à la pression de confinement) correspondent à un contenu en caoutchouc d'environ  $R_f=10\%$ . Presque la même évolution des paramètres A et n pour le modèle du module de cisaillement (c'est à dire changement significatif des propriétés des mélanges et de leurs arrangements de particules aussi bien que la sensibilité de leur rigidité ou de leur module de cisaillement à la pression de confinement) ont été également trouvées par d'autres auteurs pour des contenus en caoutchouc au dessous de 50%. Dans cette gamme du contenu en caoutchouc en volume en caoutchouc, le paramètre A diminue rapidement, de 5.59 à 0.145 et n de 0.57 à 0.72 (c'est-à-dire la sensibilité, du sable lâche à argile molle) pour

$S_r = 0.25$ , Lee et al. (2007), considérant que  $A$  diminue de 12 à 1.12 et  $n$  grimpe de 0.44 jusqu'à 0.67 (sensibilité de sable dense à lâche) pour  $S_r = 0.35$  (Lee et al. 2010).

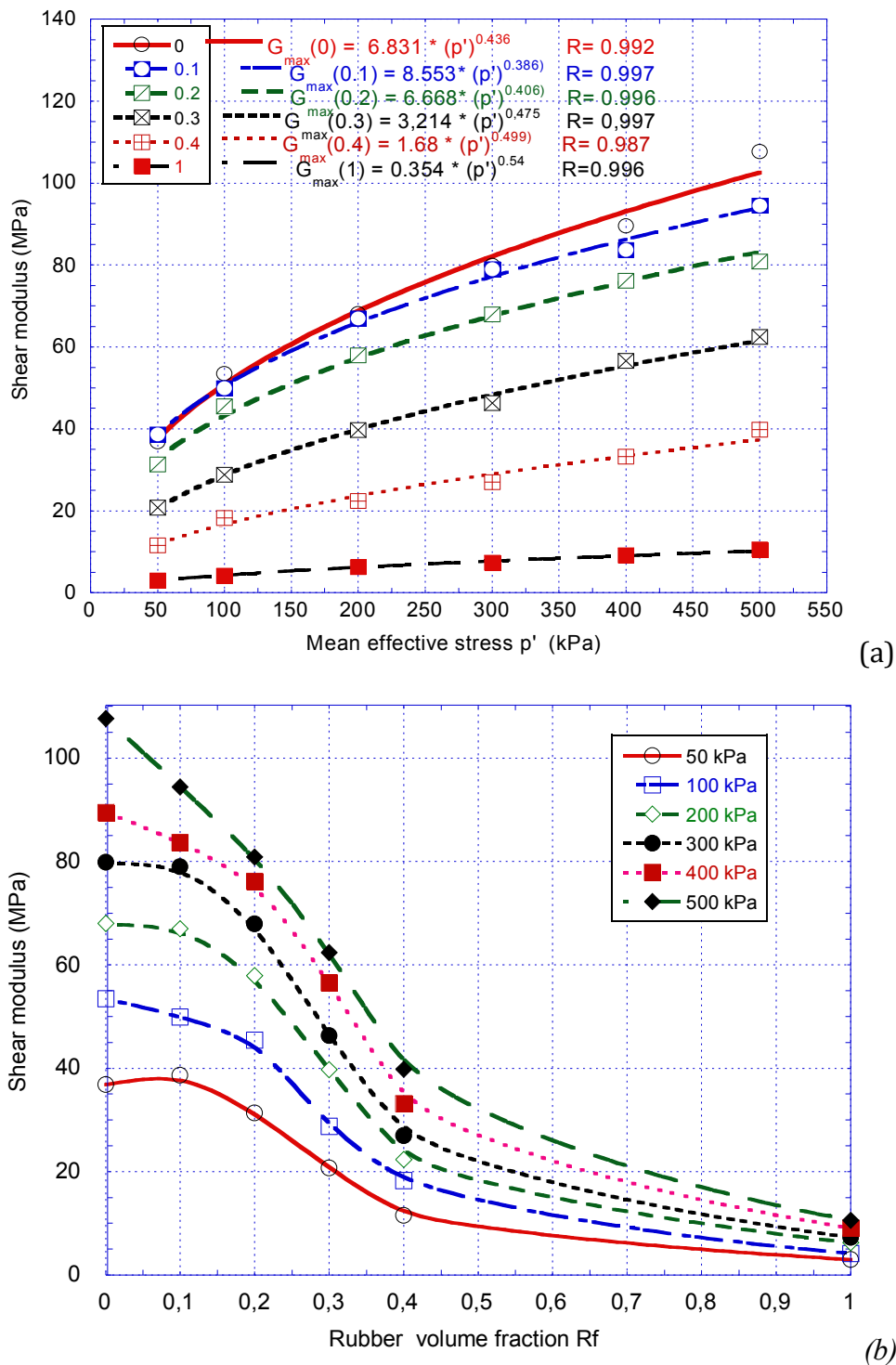


Figure 4.21: module de cisaillement des mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique

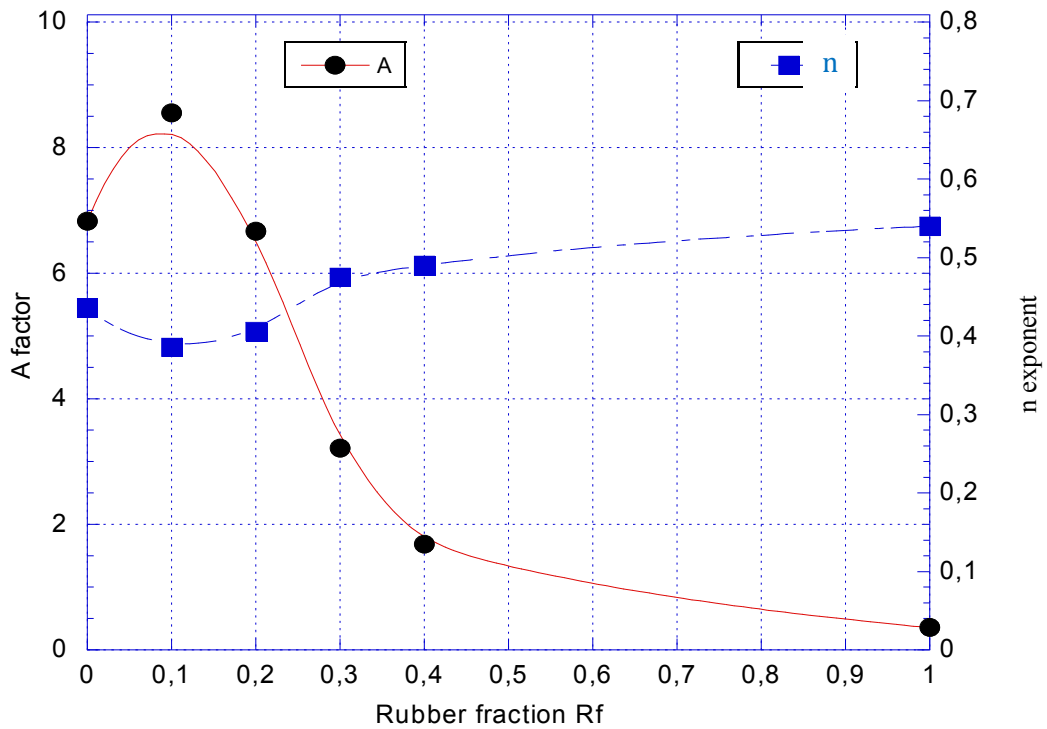


Figure 4.22: facteur A et l'exposant n pour estimation de  $G_{max}$

#### - Discussion sur le module de cisaillement

La tendance de l'évolution du module de cisaillement dans le domaine des petites déformations  $G_{max}$  des mélanges non cimentée de sable – caoutchouc en fonction de la teneur en caoutchouc et des pressions de confinement peut être expliquée en considérant que ce module est contrôlé par la nature des contacts et la coordination interparticulaires (Lee et al. 2007 ; Lee et al. 2010 ; Kim & Santamarina 2008).

Par conséquent, la légère augmentation observée du module de cisaillement du mélange sous la plus basse pression de confinement avec l'addition de la fraction en volume de caoutchouc  $R_f = 0.1$  est le résultat d'un remplissage optimal, par les grains de caoutchouc, des pores entre les grains de sable. En raison de cette densification, le contact des particules et la coordination entre particules sont augmentés. Pour  $R_f = 0.2$ , le module diminue légèrement en raison d'une séparation des grains de sable résultant du léger excès de des particules souples. Lorsque  $R_f \approx 0.4$ , le volume des particules souples devient progressivement dominant, elles finissent par séparer progressivement les contacts entre les grains de sable, ce qui explique la diminution drastique du module de cisaillement.

L'analyse des résultats concernant la rigidité des mélanges en fonction de la pression de confinement appliquée montre que la diminution induite par l'addition de caoutchouc en

augmentant fraction volumique  $R_f$  est atténuée par rapport à celle du sable pur. Le module est grandement augmenté pour tous les mélanges à une augmentation de la contrainte de confinement isotrope. Ces pressions ont tendance à réarranger la texture du mélange par déformation des particules souples et la restauration de contacts entre les grains de sable. Ceci est observé pour le mélange de transition ( $R_f = 0,4$ ), dont la rigidité est proche de celle du sable pur à une pression de confinement de 300 kPa.

#### 4.3.4 Rapport d'amortissement des mélanges sable-caoutchouc

L'amplitude des signaux enregistrés par le bender element récepteur placé à l'extrémité supérieure de l'échantillon est tracée en fonction des fractions volumiques de caoutchouc sur la figure 5.24-b pour les différents niveaux de confinement. L'amplitude diminue rapidement pour des fractions en caoutchouc  $R_f$  se situant entre 0.1 et 0.2 et continue à diminuer au delà de cette valeur.

Pour les différentes fractions volumiques, l'amplitude des signaux reçus augmente linéairement en fonction de la contrainte moyenne effective  $p'$  (figure 4.24-a). Cette augmentation est beaucoup moins marquée avec l'augmentation du contenu en caoutchouc (la pente de la courbe linéaire change de 1.52 pour le sable pur à 0.44 pour le caoutchouc pur).

La figure 4.23(a et b) représentent les amplitudes des réponses lors des essais effectués à une pression de confinement de 300 kPa successivement sur un sable pur et sur un mélange avec incorporation de 20% de caoutchouc (80 % de sable). Comme cela peut être observé sur la figure 4.23 (b), l'amplitude maximale du signal enregistré pour le mélange exhibe une diminution de dix fois plus comparée à celle du sable pur.

La figure 4.25 (b) montre l'évolution du rapport d'amortissement des mélanges avec la fraction volumique en caoutchouc.

L'incorporation progressive des fractions des particules molles dans le mélange augmente linéairement les valeurs du rapport d'amortissement  $D_{min}$  pour les confinements les plus bas (50kPa), la valeur du rapport d'amortissement augmente de 6% pour le sable pur jusqu'à 25% pour le caoutchouc pur.

L'effet de la contrainte moyenne effective de confinement sur les valeurs du rapport d'amortissement pour les différents mélanges est illustré sur la figure 4.25 (a). Le confinement croissant tend à atténuer l'augmentation du rapport d'amortissement dû au

contenu en caoutchouc croissant. L'influence du confinement devient légèrement plus prononcée avec l'augmentation de la fraction volumique des particules souples (caoutchouc).

Dans l'expérimentation conduite par Anastasiadis et al. (2012) à l'aide d'un dispositif d'essai à la colonne résonnante, avec l'augmentation de contenu en caoutchouc, le rapport d'amortissement en petite déformations des mélanges sol-caoutchouc à une contrainte moyenne effective de confinement égale à 100 kPa avec des valeurs variables de  $S_r$ , il s'est également avéré que la variation est quasi linéaire dans une gamme de 1 à 17 %. Cette augmentation était légèrement atténuée à des pressions de confinement élevées. De même, en utilisant l'essai triaxial dynamique, le rapport d'amortissement des mélanges avec 14 % de particules souples examinée dans une marge déformation de cisaillement de 0.15 à 5 %, et sous une pression de confinement de 300 kPa a été trouvée par Nakhaei et al. (2012) à varier considérablement de 28 à 49 %.

Le rapport d'amortissement  $D_{min}$  des mélanges peut être exprimé en fonction de la contrainte de confinement  $p'$ , comme proposé par exemple, par Brocanelli & Rinaldi (1998) pour les matériaux granulaires, par la formule semi empirique suivante :

$$D_{min} = \zeta(p')^\eta \quad (4.2)$$

où  $\zeta$  est une constante (paramètre de l'analyse de régression) et  $\eta$  un exposant, cela représente l'effet de la pression moyenne effective de confinement sur le rapport d'amortissement en petites déformations  $D_{min}$ .

La figure 4.25-a indique les valeurs du rapport d'amortissement des mélanges comme fonction de la pression effective de confinement  $p'$  sont bien adaptées par le modèle analytique (excepté pour le caoutchouc pur). Une relation semblable de puissance entre le rapport d'amortissement et la contrainte de confinement a été également établie par Anastasiadis et al. (2012).

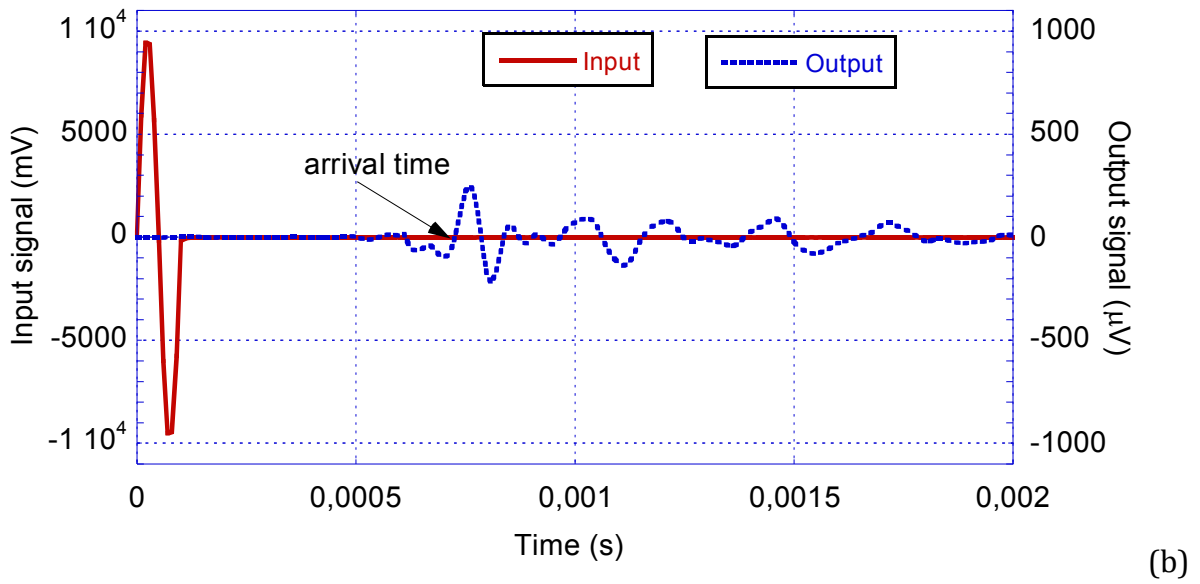
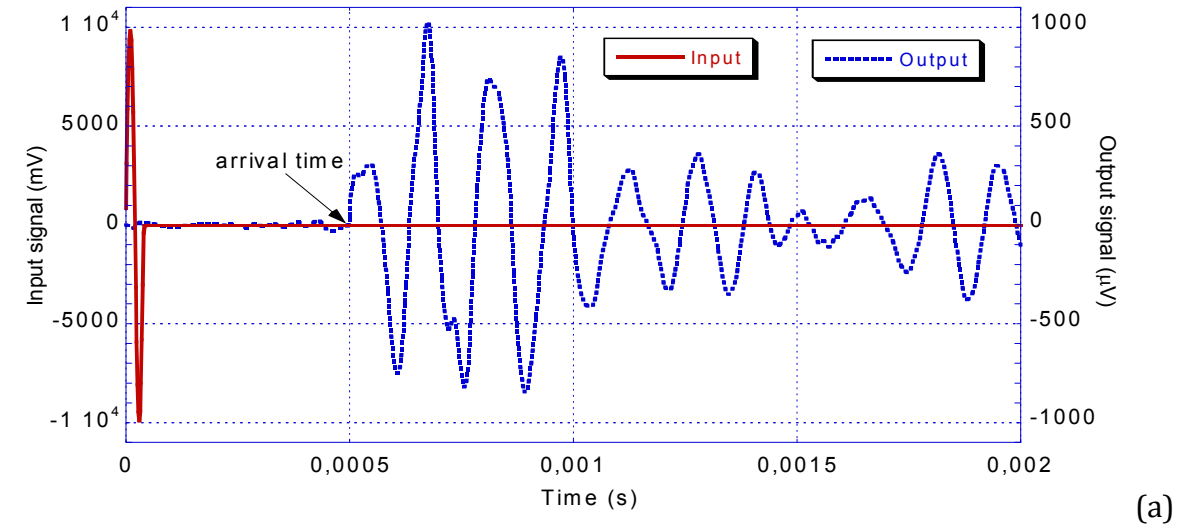


Figure 4.23: Amplitudes des signaux reçus pour (a) sable pur, (b) mélange sable – caoutchouc avec 20% de caoutchouc,



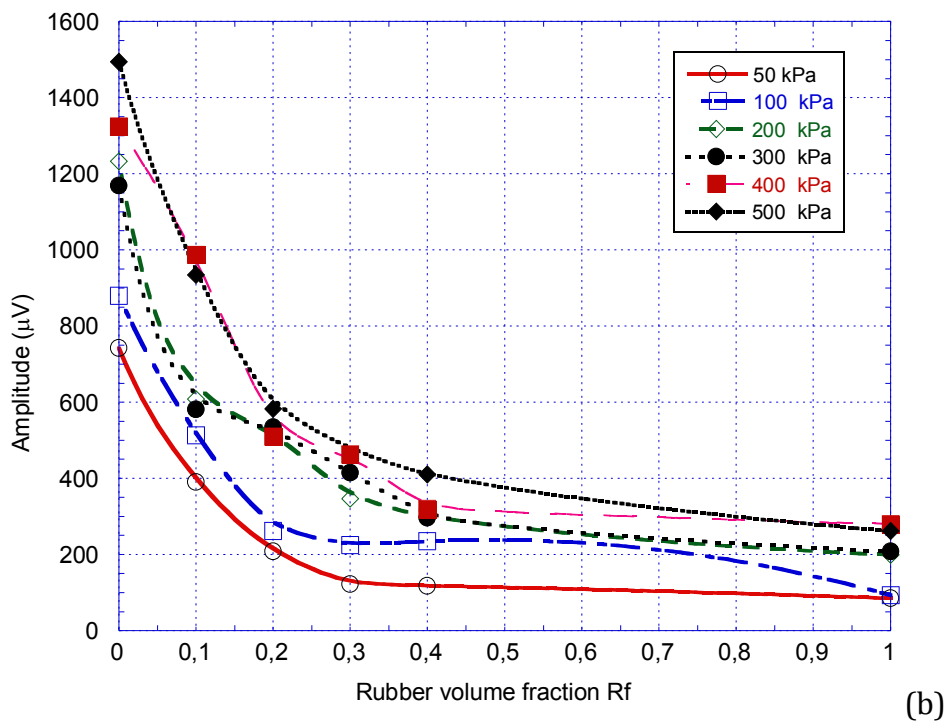
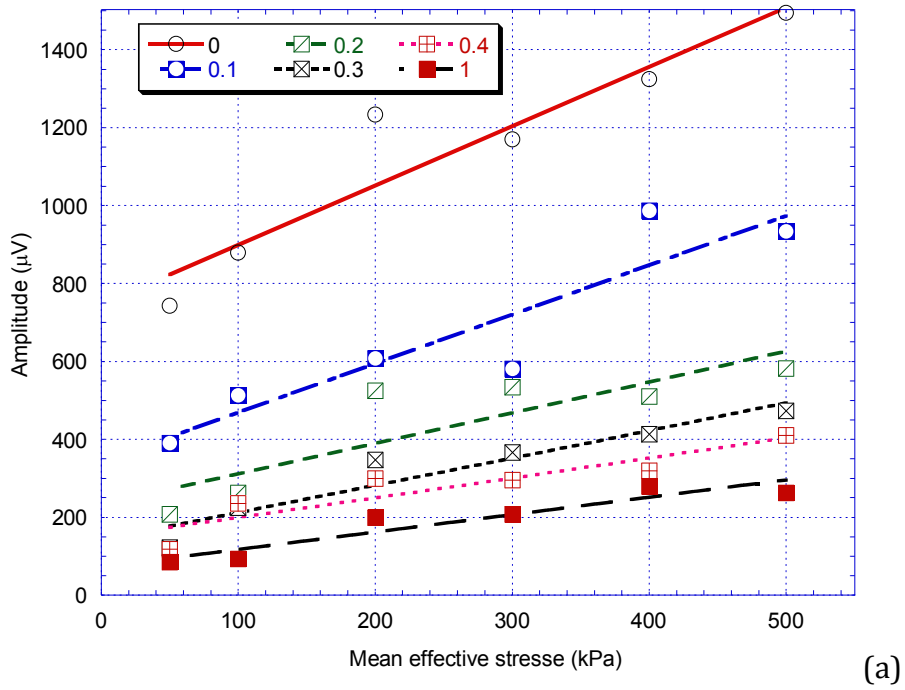


Figure 4.24: Amplitudes maximales des signaux reçus dans les mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction de la fraction volumique de caoutchouc

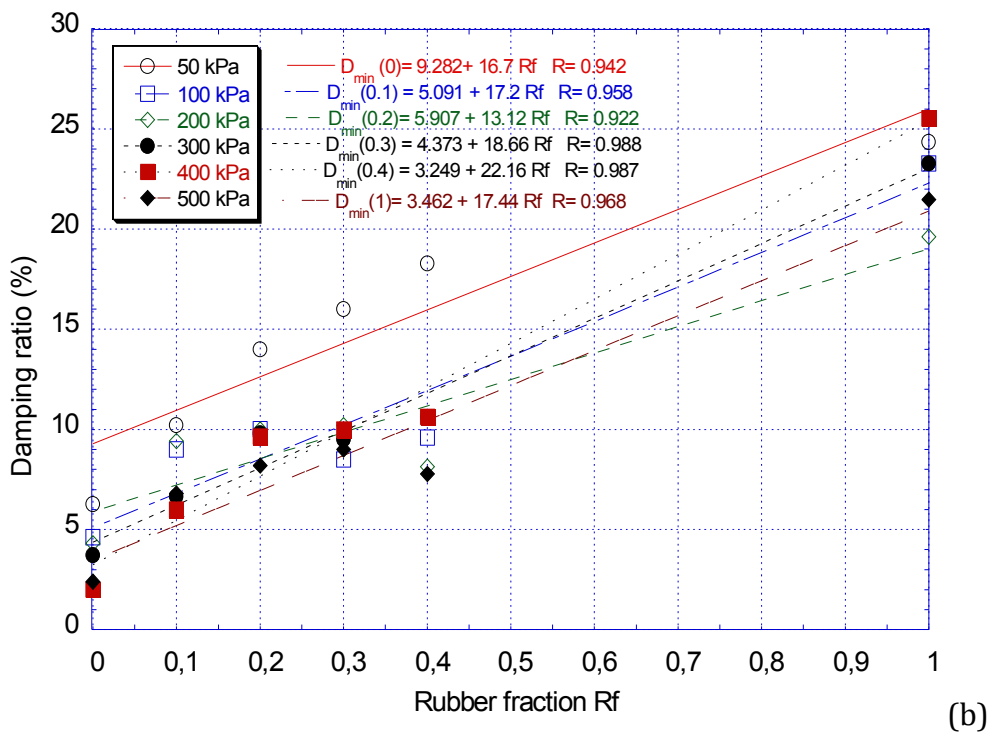
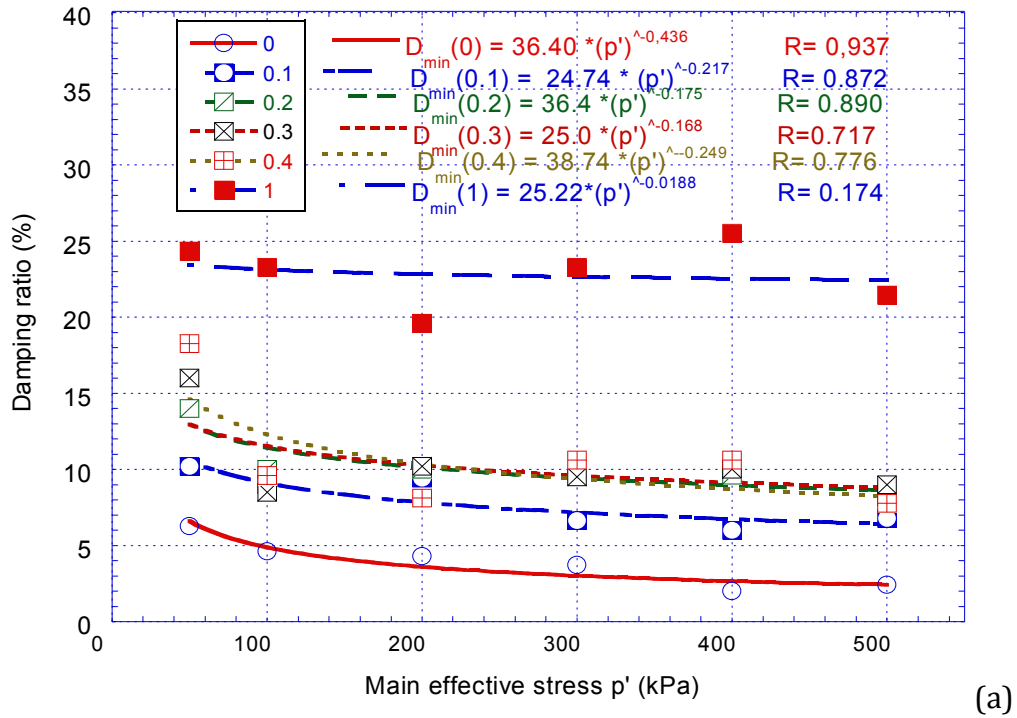


Figure 4.25: Amortissement des mélanges sable-caoutchouc (a) en fonction de la contrainte effective de confinement, (b) en fonction du pourcentage du matériau viscoélastique

### - Discussions sur le rapport d'amortissement

Les résultats des essais ont prouvé que l'addition de particules souples affecte de manière significative le rapport d'amortissement des mélanges sable-caoutchouc. Avec de la pression de confinement minimale, le rapport d'amortissement du sable pur ( $R_f = 0\%$ ) est quadruplé pour  $R_f = 0.4$ .

L'atténuation dans un mélange sable - caoutchouc est due au frottement des contacts entre les particules, et également à la déformation des particules. Les particules de sable sont très rigides et absorbent ainsi très peu d'énergie lors de la déformation des particules. En revanche, le caoutchouc consomme l'énergie par la déformation des particules de caoutchouc elles-mêmes.

L'augmentation du nombre de contacts par la densification progressive du mélange cause l'amélioration du rapport d'amortissement. À ceci est ajouté l'effet induit par l'atténuation forte de la composante molle dans les mélanges (frottements à l'interface du sable-caoutchouc).

Cette augmentation du rapport d'amortissement avec le contenu en particules molles dans les mélanges est légèrement atténuée par les pressions de confinement exercées qui tendent à reconstituer le contact entre les grains de sable en déformant les particules molles et/ou réarranger la texture en réduisant le frottement interparticulaire et par conséquent l'atténuation.

## 4.4 Conclusion

Ce chapitre a été dévolu à la caractérisation expérimentale des propriétés dynamiques (le module de cisaillement  $G_{\max}$  et le rapport d'amortissement  $D_{\min}$  en l'occurrence) du sable d'Hostun et des mélanges de ce sable avec des granules de caoutchouc. Pour le sable d'Hostun, l'effet du liquide interstitiel dans un échantillon de sable et son influence sur ces propriétés est mis en exergue. Une sensibilité significative à la saturation, totale ou partielle du sable des propriétés étudiées a été mise en évidence. Le rapport d'amortissement augmente de manière significative avec la teneur en eau de l'échantillon. Ainsi, une augmentation significative de 50 % lorsque les échantillons de sable humidifiés est constatée, et de 200 % lorsque les échantillons sont saturés.

Quant au module de cisaillement, il diminue d'environ 50% lorsque l'échantillon est humidifié avec 10 % de teneur en eau et 100 % lorsqu'il est saturé. Ces résultats affirment

que la dépendance de ces deux paramètres en présence du liquide interstitiel. Il a été confirmé par ailleurs que  $D_{min}$  et  $G_{max}$  dépendent de la contrainte moyenne effective appliquée à l'échantillon du sol comme des fonctions de puissance. Les mêmes tendances sont observées pour amortissement matériel.

Quant aux mélanges de sable d'hostrun (S28), les résultats des essais ont montré que le rapport d'amortissement croît avec le pourcentage de caoutchouc. La rigidité garde des valeurs proches de celles du sable pur, et ce pour des fractions volumiques allant jusqu'à 20% environ. Au-delà de ces pourcentages, le module de cisaillement des mélanges sable-caoutchouc chute drastiquement. Ces résultats sont en accord avec ceux de la littérature, notamment, Lee et al. (2007, 2010), Nakhaei et al. (2012), Anastasiadis et al. (2012).

Ces résultats constituent de bonne perspective pour l'utilisation des ces mélanges comme un système d'amortissement des vibrations pour les fondations de machines vibrantes ou plateformes de voie ferrée, et autres ouvrages soumis aux micro-vibrations sismiques.

***CONCLUSION  
GENERALE***

---

## **CONCLUSION GENERALE**

---

Cette étude traite de la propagation des ondes dans les milieux granulaires, elle vise à caractériser le comportement mécanique des milieux granulaires en régime dynamique. Ces investigations sont de prime importance pour la compréhension de la réponse des fondations d'ouvrages de génie civil soumis à des chargements dynamiques de faibles amplitudes tels ceux générés par les micro-séismes, les engins roulants, les machines tournantes, etc. L'optimisation de la conception des ouvrages de génie civil est tributaire de la compréhension du comportement intrinsèque du matériau sol vis-à-vis de ces chargements.

Une campagne expérimentale portant sur la caractérisation du comportement d'un sable normalisé et de mélanges denses de ce sable à des granulés de caoutchouc dans le domaine des petites et très petites déformations a été conduite, à l'aide d'une cellule triaxiale modifiée équipée d'un couple de capteurs piézoélectriques (bender elements).

L'exploitation des bender elements dans une cellule triaxiale permet d'observer le comportement du sable dans une vaste gamme de déformations allant jusqu'à  $10^{-6}$ .

Différentes méthodes d'interprétation et de traitement de signaux ont été utilisées pour déterminer le temps de vol des ondes de cisaillement et l'analyse des essais. Ces méthodes se basent sur l'analyse des signaux émis et reçus aussi bien dans le domaine temporel que fréquentiel.

Dans les résultats que nous avons obtenus lors de nos différentes campagnes d'essais, c'est plutôt le domaine temporel qui a donné des résultats fiables. Ceci est en concordance avec certains études antérieures (Mohsin, 2008; Chee-Ming Chan, 2010), mais pas d'autres dont leurs auteurs estiment que les méthodes fréquentielles sont plus efficaces.

Des essais ont été réalisés sur des échantillons de sable d'Hostun sec, saturé et humide (partiellement saturé) à des pressions de confinement allant de 50 kPa à 500 kPa.

A chaque palier de contrainte moyenne effective de confinement, des ondes de cisaillement ont pu être envoyées et des réponses du système reçues. L'interprétation des signaux, émis et reçu, a permis de caractériser le matériau en déterminant ces paramètres dynamiques liés à leur rigidité et leur amortissement.

Les résultats sur le sable d'Hostun ont permis d'une part de confirmer la loi d'évolution des paramètres dynamiques avec la contrainte moyenne effective, et ont mis en relief d'autre part sur l'effet du fluide interstitiel.

Les essais conduits sur les mélanges sable/caoutchouc ont permis de dégager une teneur optimale pour lesquelles le rapport d'amortissement est significativement augmenté sans obérer la valeur du module de cisaillement.

Des investigations supplémentaires (ou complémentaires) relatives au comportement du sable normalisé, en petites déformations sur toute la plage de degré de saturation entre l'état sec et l'état saturé sont requis pour la confirmation de ces résultats. L'extension de ces travaux à des matériaux locaux connus pour être liquéfiables (comme constaté à la suite du séisme de Boumerdès de mai 2003) sont aussi d'un réel intérêt.

Il paraît important de poursuivre ces essais pour l'enrichissement de la banque de données expérimentale et procéder à des simulations numériques d'essais à échelle réelle de mélanges placés sous les fondations de structures ou servant d'assises pour un nombre important d'infrastructures.

***REFERENCES***  
***BIBLIOGRAPHIQUES***

---



## **Références bibliographiques**

- Ahmed, I. (1993), Laboratory study on properties of rubber-soils. Report FHWA/IN/JHRP-93/4, Indiana Department of Transportation.
- Ahmed, I., & Lovell, C. (1993). Use of rubber tires in highway construction. *Utilization of Waste Materials in Civil Engineering Construction, ASCE* (pp. 166-181). New York: N.Y.
- Alonso, E. E., Vaunat, J. and Gens, A. (1999). “Modelling the mechanical behaviour of expansive clays.” *Engineering Geology* , 54, 173–183.
- Anastasiadis, A., Senetakis, K., & Pitolakis, K. (2012). Small-strain shear modulus and damping ratio of sand–rubber and gravel–rubber mixtures. *Geotechnical and Geological Engineering* , 30, 363–382.
- Arroyo, M. (2001). *Pulse tests in soil samples*. PhD thesis, University of Bristol.
- Arroyo, M., Wood, D. M., Greening, P. D., Medina, L., & Rio, J. (2006). Effect of sample size on bender-base axial  $G_0$  measurements. *Geotechnique* , 56(1): 39-52.
- Arulnathan, R., Boulanger, R. W., & Reimer, M. F. (1998). analysis of bender element test. *Geotechnical Testing Journal* , 21 (2), 120-131.
- Attom, M. F. (2006). The use of shredded waste tires to improve the geotechnical engineering properties of sands. *Environmental geology* , 49 (4), 497-503.
- Blewett, J., Blewett, I. J., & Woodward, P. K. (1999). Measurement of shear-wave velocity using phase-sensitive detection techniques. *Canadian Geotechnical Journal* , 36 (5), 934-939.
- Blewett, J., Blewett, I. J., & Woodward, P. K. (2000). Phase and amplitude responses associated with the measurement of shear wave velocity in sand by bender elements. *Canadian Geotechnical Journal* , 37, 1348-1357.
- Bodare A. and Massarsch K.R. (1984), “Determination of shear wave velocity by different cross hole methods”, Proc. of 8th World Conf. on Earth Engineering, San Francisco, Vol. 3, pp. 39-45.
- Brara, A., Brara, A., Daouadji, A., Bali, A., & Daya, E. M. (2016). Dynamic properties of dense sand-rubber mixtures with small particles size ratio. *European Journal of Environmental and Civil Engineering* , DOI: 10.1080/19648189.2016.1139509.
- Brignoli, E. G., Gotti, M., & Stokoe, K. H. (1996). Measurement of shear waves in laboratory specimens by means of piezoelectric transducers. *Geotechnical Testing Journal* , 19 (4), 384-397.
- Brocanelli, D., & Rinaldi, v. (1998). Measurement of low-strain material damping and wave velocity with bender element in the frequency domain. *Canadian Geotechnical Journal* , 35, 1032-1040.
- Changho Lee, Q., Truong, H., & Lee, J.-S. (2010). Cementation and bond degradation of rubber–sand mixtures. *Canadian Geotechnical Journal* , 763-774.

- Chee-Ming, C. (2010). Bender Element Test in Soil Specimens: Identifying the Shear Wave Arrival Time. *the Electronic Journal of Geotechnical Engineering* , 15:1263-1276.
- Dano, C., & Hicher, P. Y. (2002). Evolution of elastic shear modulus in granular materials along isotropic and deviatoric stress paths. *15th ASCE Engineering Mechanics Conference, June 2-5*. Columbia University, New York, NY.
- Dano, C., Hareb, H., & Hicher, P. Y. (2003). Characterization of loire river sand in the small strain domain using new bender-extender elements. *16th ASCE Engineering Mechanics Conference*. University of Washington, Seattle - July 16-18, 2003.
- Drnevich, V. P. (1977). The Resonant Column Test, Report to the U.S. Army Corps of Engineers , Soil Mechanics Series, No. 23, Department of Civil Engineering, The University of Kentucky.
- Dyvick, R., & Madshus, C. (1985). Lab Measurements of Gmax using bender element. *Proc., ASCE Convention on Avances in the Art of Testing soils under Cyclic Conditions*, 186-196.
- Edil, T. B. (2007). A review of environmental impacts and environmental applications of shredded scrap tires. *Proceedings of international workshop on Scrap Tire Derived Geomaterials – Opportunities and challenges* (pp. 3-18). London: Yasuhara& Hazarika (Eds.).
- Edill, T. B., & Bosscher, P. J. (1994). Engineering properties of tire chips and soil mixtures. *Geotechnical Testing Journal* , 17 (4), 453-464.
- Eleazer, W. E. and Barlaz, M. B., 1992. Technologies for Utilization of Waste Tires in Asphalt Pavement, Utilization of Waste Materials in Civil Engineering Construction: Proceedings, Material Engineering Division, ASCE, New York, Sept. 1992, H. Inyang and K. Bergeson, Eds., 193–201.
- Ewins, A. (2000). *Modal Testing, theory, practice and application (2nd edition)*. Research Studies Press LTD, Baldock, Hertfordshire, England.
- Ezaoui. A (2008). Comportement expérimental statique et dynamique des sables et modélisation « élasto-visco-plastique » anisotrope en petites et moyennes déformations; Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- Feng, Z. Y., & Sutter, K. G. (2000). Dynamic Properties of Granular Rubber/Sand Mixtures. *Geotechnical Testing Journal* , 23 (3), 338-344.
- Ferreira, C., & da Fonseca, A. V. (2005). *Report of International Parallel Tests on Bender Elements at the University of Porto*. Portugal.
- Ferreira, C., da Fonseca, A. V. (2006). Comparison of simultaneous Bender Elements and Resonant Column Tests on porto residual soil, Soil Stress-Strain Behavior: Measurement, Modeling and Analysis. *Geotechnical Symposium in Roma, March 16 & 17, 2006*.
- Fioravante, V. (2000). Anisotropy of small strain stiffness of Ticino and Kenya sands from seismic wave propagation in triaxial testing. *Japanese Geotechnical Society* , 40 (4), 129-142.
- Fioravante V, Capoferri R. (2001). On the use of multi-directional piezoelectric transducers in triaxial testing. *Geotechnical Testing Journal* 24(3): 243-255.

- Fratta, D., & Santamarina, J. C. (1996). Wave propagation in soils: Multiple-mode, wide-band testing in waveguide device. *Geotechnical Testing Journal*, 19 (2), 130-140.
- Ghazavi, M. (2004). Shear strength characteristics of sand-mixed with granular rubber. *Geotechnical and Geological Engineering*, 22 (3), 401-416.
- Gotteland, P., Lambert, S., Salot, C., & Villard, P. (2006). Réponse aux défis de l'avalorisation des déchets de pneus; comportement mécanique et modélisation numériques de mélanges de copeaux de pneus- sol. Association Universitaire de Génie Civil, Nîmes - 1 et 2 Juin 2006.
- Greening, P. D., & Nash, D. F. (2004). Frequency Domain determination of G<sub>0</sub> Using Bender Element. *Geotechnical Testing Journal*, 27 (3), 1-7.
- Hardy, S. (2003). *The implementation and application of dynamic finite element analysis to geotechnical problems*. PhD thesis of the Imperial College of Science, Technology and Medicine, University of London.
- Hardin, B. O., and Richad, F. E. (1963). Elastic wave velocities in granular soils. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE*, 89(SM1): 33-65.
- Hazarika, H., Yasuhara, K., Kikuchi, Y., Karmokar, A. K., & Mitarai, Y. (2010). Multifaceted potentials of tire-derived three dimensional geosynthetics in geotechnical applications and their evaluation. *Geotextiles and Geomembranes*, 28, 303-315.
- Humphrey, D. N., Sandford, T., Gribs, M., & Manion, W. (1993). Shear strength and compressibility of tire chips for use as retaining wall backfill. *Trans. Res. Rec. N° 1422*, pp. 29-35. Trans. Res. Board, Washington, D.C.
- Jovicic, V., & Coop, M. R. (1998). The Measurement of Stiffness Anisotropy in Clays with Bender Element Test in the Triaxial Apparatus. *Geotechnical Testing Journal*, 21 (1), 3-10.
- Jovicic, V., Coop, M. R., & Simic, M. (1996). Objective criteria for determining G<sub>max</sub> from bender element tests. *Geotechnique*, 46 (2), 357-362.
- Karam J. P. (2006). Etude de la rhéologie des loess du Nord de la France - Application à l'évaluation de leur risque de liquéfaction, Thèse de doctorat de l'Ecole nationale des ponts et chaussées.
- Karl, L., Haegeman, W., & Degrande, G. (2006). Determination of material damping ratio and shear wave velocity with the Seismic Cone Penetration Test. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 26, 1111-1126.
- Karl, L., Haegeman, W., Degrande, G., & Dooms, D. (2008). Determination of the Material Damping Ratio with the Bender Element Test. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134 (12), 1743-1756.
- Karl, L., Haegeman, W., Pyl, L., & Degrande, G. (2003). Measurement of material damping with bender elements in triaxial cell. *Symposium on Deformation Characteristics of Geomaterials* (pp. 6-11.). Lyon: Di Benedetto et al. (eds).
- Kawaguchi, T, Mitachi, T and Shibuya, S (2001). Evaluation of shear wave travel time in laboratory bender element test. Proceedings of the 15th. International Conference on Soil mechanics and Geotechnical Engineering (ICSMGE), 1: 155-158.

- Kim, H. K., & Santamarina, J. C. (2008). Sand-rubber mixtures (Large rubber chips). *Canadian Geotechnical Journal* , 45, 1457-1466.
- Kramer, S. L. (1996). *Geotechnical Earthquake Engineering*. New York: Prentice Hall.
- Kung, H. S. J., Lin, H. D., Yang, S. R. and Huang, W. H. (2006). Resilient modulus and plastic strain of unsaturated cohesive subgrade soils. *Unsaturated Soils 2006*. Geotechnical Special Publication , ASCE, 147 : 541–552.
- Lai, C. G., & Rix, G. J. (1998). *Simultaneous Inversion of Rayleigh Phase Velocity and Attenuation for Near-Surface Site Characterization*. Georgia Institute of Technology, School of Civil and Environmental Engineering; GIT-CEE/GEO-98-2.
- Lee, J. S. (2003). High resolution Geophysical techniques for small-scale soil model testing, PhD Thesis. Georgia Institute of Technology, 2003
- Lee, J. H. , Salgado, R. , Bernal, A. , and Lovell, C. W. (1999). “Shredded tires and rubber-sand as lightweight backfill.” *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 125(2): 132–141.
- Lee, C. J., & Huang, H. Y. (2007). Wave velocities and their relation to fabric evolution during the shearing of sands. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* , 27 (1), 1-13.
- Lee, C., & Santamarina, J. C. (2005). Bender Element: Performance and Signal Interpretation. *131* (9), 1063-1070.
- Lee, C., Truong, Q. H., Lee, W., & Lee, J. S. (2010). Characteristics of Rubber-Sand Particle Mixtures according to Size Ratio. *Journal of Materials in Civil Engineering* , 22 (4), 323-331.
- Leong, E. C., Yeo, & Rahardjo, H. (2005). Measurement of Shear Wave Velocity Using Bender Element. *Geotechnical Testing Journal* , 28 (5), 488-498.
- Leong, E C, Cahyadi, J and Rahardjo, H. (2009). Measuring shear and compression wave velocities of soil using bender-extender elements. *Canadian Geotechnical Testing Journal*, 46: 792-812.
- Liang, R. Y. and Lee, S. (1996). Short-Term and Long-Term Aging Behavior of Rubber Modified Asphalt Paving Mixture. *Recycled Rubber, Aggregate, and Filler in Asphalt Paving Mixtures*, Transportation Research Record, No. 1530, National Academy Press, Washington, DC, pp. 11–17.
- Mair, R. J. (1993). *Development in geotechnical engineering research, application to tunnels and deep excavations*. Proceeding of the Institution of Civil Engineering.
- Mancuso, C., Simonelli, A. L., and Vinale, F., 1989, Numerical analysis of in situ S-wave measurement, *Proceedings 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering* , Rio de Janeiro, Brazil Vol. 1, pp. 277–280.
- Masad, E., Taha, R., Ho, C. and Papagiannakis, T. (1996). Engineering properties of tire/soil mixtures as a lightweight fill material, *Geotechnical Testing Journal* 19(3): 297-304.

- Maupin, G. W., Jr., 1996, "Hot Mix Asphalt Rubber Applications in Virginia," Recycled Rubber, Aggregate, and Filler in Asphalt Paving Mixtures, Transportation Research Record, No. 1530, National Academy Press, Washington, DC, pp. 18–24.
- Meirovitch L. (1967). Analytical methods in vibrations. Macmillan, New York
- Mohsin, A. K. (2008). *Automated Gmax measurement to explore degradation of artificially cemented carbonate sand*. PhD Thesis, University of Sydney.
- Murillo. C, Sharifipour. M, Caicedo. B, Thorel. L, and Dano. C (2011); Elastic parameters of Intermediate soils based on bender-extender elements pulse tests; Soils and Foundations, Japanese Geotechnical Society. 51(4): 637–649.
- Nakhaei, A., Marandi, S., Sani Kermani, S., & Bagheripour, M. H. (2012). Dynamic properties of granular soils mixed with granulated rubber. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 43, 124–132.
- Nguyen Pham, P. T. (2008). *Étude en place et au Laboratoire du comportement en petites déformations des sols argileux naturels*. Doctorat de l'École Nationale des Ponts et Chaussées, Paris.
- Oikonomou, N., & Mavridou, S. (2009). The use of waste tire rubber in civil engineering works. In J. Khatib (Ed.), *Sustainability of construction materials* (pp. 213–238). Cambridge: Woodhead Publishing.
- Paralles, R. M. (2004). *Different Definitions Of Energy Dissipation In Geological Materials*. Lund Institute of Technology; John Ericssons väg 1, September 2004.
- Pecker, A. (2007). *Advanced Earthquake Engineering Analysis, - Determination of Soil Characteristics :15-32*. Springer Wein, New York.
- Pennington. D S, Nash. D F T. and Lings. ML (2001). Horizontally mounted bender elements for measuring anisotropic shear moduli in triaxial clay specimens. *ASTM Geotechnical Testing Journal*, 24: 2: 133-144.
- Porras Ortiz, O. F. (2004). *Small and large strain monitoring of unsaturated soil behavior by means of multiaxial testing and shear wave propagation*. PhD Thesis, Louisiana State University .
- Poulos, H. G., and Davis, E. H. (1974). *Elastic solutions for soil and rock mechanics*, Wiley, New York.
- Rao, G. V , and Dutta, R. K. (2006). "Compressibility and strength behavior of sand-tyre chip mixtures." *Geotechnical & Geological Engineering*. 24 (3): 711–724.
- Richart, F. E., Hall, J. R. , and Woods, R. D. (1970). *Vibrations of soils and foundations* . Prentice Hall, Englewood Cliffs.
- Rio, J. (2006). *Advances in laboratory geophysics using Bender Elements*. PhD Thesis, University College London.
- Rix, G. J., Lai, C. G., & Spang, A. W. (2000). In situ measurement of damping ratio using surface waves. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 126 (5), 472-480.

- Sanchez-Salinerio, I., Rosset, J. M., & Stokoe, K. H. (1986). *Analytical studies of body wave propagation and attenuation*. Report GR86-15, Civil Engineering Department, University of Texas.
- Santamarina, J. C., Klein, K. A., & Fam, M. A. (2001). *Soils and Waves, particulate materials behavior, characterization and process monitoring*. New York: Willy.
- Sauseat, C. (2003). *Comportement des sables dans le domaine des petites et moyennes déformations, rotations et effets visqueux*. Thèse de doctorat, Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat.
- Senetakis, K., Anastasiadis, A., & Pitilakis, K. (2012). Dynamic properties of dry sand/rubber (SRM) and gravel/rubber (GRM) mixtures in a wide range of shearing strain amplitudes. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 33, 38–53.
- Sharifipour, M. (2006). *Caractérisation des sols par propagation d'ondes, analyse critique de la technique des bender – extender – element*. These de doctorat : ecole centrale de Nantes.
- Shibuya S. (2001), “Progress report of TC-29”, Proc. of the 2nd International Symposium on Pre-Failure Deformation Characteristics of Geomaterials, Torino, 1999, Jamiolkowski, Lancellotta & Lo Presti (eds), Vol.2: 1266-1275.
- Shirley, D.J. and Hampton, L.D. 1978. Shear wave measurements in laboratory sediments. The Journal of the Acoustical Society of America. 63(2): 607-613.
- Stewart, W.P., and Campanella, R.G., 1993, “Practical Aspects of In-Situ Measurements of Material Damping with the SCPT.”. Canadian Geotechnical Journal, 30(2): 211 -219.
- Stokoe, K. H., Darendeli, M. B., Andrus, R. D., & Brown, L. T. (1999). Dynamic soil properties: laboratory, field and correlation studies. *Proceeding of the 2nd International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering, 21-25 June 1999*, (pp. 811-845). Lisbon, Portugal.
- Tatsuoka F. and Shibuya S. (1991). “Deformation characteristics of soils and rocks from field and laboratory tests”. Proc. of the 9th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Bangkok, Vol. 2: 53-114.
- Teachavorasinskun S., Shibuya S. and Tatsuoka F. (1991), “Stiffness of sands in monotonic and cyclic loading in simple shear”, Proc. of ASCE Geotechnical Engg Congress, Boulder, Geotechnical Special Publication. 27(1 ):7863-878.
- Teachavorasinskun S., Tatsuoka F., and Lo Presti D.C.F. (1994), “Effects of cyclic prestressing on dilatancy characteristics and liquefaction strength of sand”, Proc. of 1st Int. Symposium on Pre-failure deformation characteristics of geomaterials, Japan, 1: 75-80.
- Towhata, I. (2008). *Geotechnical Earthquake Engineering*. Springer series of Geomechanics and Geoengineering.
- Tsang, H. H. (2008). Seismic isolation by rubber-soil mixtures for developing countries. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 37, 283-303.
- Upton, R.J., and Machan, G. (1993). Use of Shredded Tires for Lightweight Fill. Transportation Research Record. 1422, National Research Council, Transportation Research Board, Washington, D.C. pp.36-45

- Valdes, J. R., & Evans, T. M. (2008). Sand-rubber mixtures: Experiments and numerical simulations. *Canadian Geotechnical Journal*, 45, 588-595.
- Viggiani, G., & Atkinson, J. H. (1995). Interpretation of bender element tests. *Géotechnique*, 45 (1), 149-154.
- Viggiani G., & Atkinson J. H. (1997), "Discussion: Interpretation of bender element test", *Geotechnique* 47(4): 873-877.
- Wang, Y.-H., Yan, W. M., & Lo, K. F. (2006). Damping ratio measurement by the spectral-ratio method. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol 43, 1180-1194.
- Wang, Y. -H., & Santamarina, J. C. (2007). Attenuation in sand: an experimental study on the small-strain behaviour and the influence of moisture condensation. *Granular Matter*, 9, 365-376.
- Woodward, P. K., & Blewett, J. (1998). Observations on the direct shear strength of a sand-rubber mixture for use as a lightweight fill material. *Ground Engineering*, 31 (9), 36-40.
- Yamashita, S., Kawaguchi, T., Nakata, Y., Mikami, T., Fujiwara, T., & Shibuya, S. (2009). Interpretation of international parallel test on the measurement of Gmax using bender
- Yang, S. R., Huang, W. H. and Tai, Y. T. (2005). "Variation of resilient modulus with soil suction for compacted subgrade soils." *Transportation Research Record : Journal of the Transportation Research Board*, 1913, 99-106.
- Yang, S. R., Kung, H. S. J., Huang, W. H. and Lin, H. D. (2006). "Resilient modulus of unsaturated cohesive subgrade soils." *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 28(2), 225-229.