

Thèse de Doctorat
AIX-MARSEILLE UNIVERSITÉ

École Doctorale :
Science pour l'ingénieur : Mécanique, Physique, Micro et Nanoélectronique

Spécialité :
Mécanique des solides

Quang Anh VU

Evaluation du béton d'enrobage par acoustique non linéaire et ondes de surface

Directeur de thèse : Vincent Garnier

Soutenue le 6 Juillet 2016

Composition du jury

Mme. ABRAHAM Odile	Professeur, IFSTTAR	Rapporteur
M. PIWAKOWSKI Bogdan	Professeur, IEMN	Rapporteur
M. BALAYSSAC Jean Paul	Professeur, LMDC	Examineur
M. MOYSAN Joseph	Professeur, LMA	Examineur
M. GARNIER Vincent	Maitre de conférences, LMA	Directeur
M. CHAIX Jean François	Maitre de conférences, LMA	Co-directeur
M. PAYAN Cédric	Maitre de conférences, LMA	Co-directeur, Invité
M. HENAULT Jean Marie	EDF, R&D	Invité

“ If you can't explain it simply, you don't understand it well enough. ”

Albert Einstein.

Remerciements

Les quatre années que j'ai passées à Aix-en-Provence constituent une riche aventure dans ma vie, au-delà d'une simple expérience de mes études supérieures. Je n'aurais pu parcourir seul ce long chemin.

C'est pour cela que:

Je tiens avant tout à adresser mes remerciements les plus sincères à mon directeur de thèse Vincent Garnier, mes encadrants Jean-François Chaix et Cédric Payan, pour le temps qu'ils m'ont consacré. Ils m'ont inculqué non seulement des connaissances scientifiques mais aussi des valeurs de la vie quotidienne. Ils m'ont enseigné la ténacité, l'efficacité et la créativité. Je ne les remercierai jamais assez.

Je formule mes remerciements distingués à l'ensemble des membres de mon jury. Je remercie infiniment Odile Abraham et Bogdan Piwakowski d'avoir accepté d'être les rapporteurs de mon travail de thèse et d'avoir apporté des corrections. Je remercie Jean Paul Balayssac de m'avoir fait l'honneur de présider le jury. Je remercie Joseph Moysan et Jean-Marie Hénault pour leurs diverses observations et critiques constructives qui ont permis d'améliorer mon travail et d'élargir des perspectives.

J'adresse de chaleureux remerciements à l'ensemble des équipes du LMA, du Département GMP pour leurs conseils, encouragements, assistance et leur bonne humeur. Leur environnement de travail très convivial va beaucoup me manquer.

Je remercie particulièrement Joseph Moysan pour sa confiance et pour m'avoir donné les conditions matérielles nécessaires à l'achèvement de ma thèse.

Je veux maintenant remercier Patrice Rivard, Apedovi Serge Kodjo, Danick Charbonneau et l'équipe de recherche du Département de génie civil de l'Université Sherbrook pour leur accueil chaleureux dans le cadre du Programme CFQCU. J'ai eu la chance de découvrir une partie de ce très beau pays, le Canada.

Je souhaite exprimer ma reconnaissance envers Pascal Champion et la direction de l'ED353, Emmanuelle Dourdon, Matthieu Porhel et Anne-Marie Bajetto de l'AMU, Fabienne Descalis, Olivier Driger et Amandine Renault de l'IUT d'Aix Marseille, Stéphanie Lieutaud et Marie-Eve Cadenel de CNRS, qui m'ont accordé leur support administratif tout au long de ma démarche.

Je ne peux oublier mes chers amis, "les jeunes du labo" : Erwin, Samir, Naïm, Nicolas, Yoann, Martin, Jesus, Alice, Emma, Manda, Ting, Florian, Pierre... Je suis très heureux de vous connaître, de discuter de nos travaux et aussi de partager des moments inoubliables.

Merci Hai Quan, Luong Thien, Hoang Anh, Thai Hoang, Quynh Chi, Minh Duc, Thanh Duy, Huyen baby... pour leur grande amitié, à la fois douce et forte, ils sont toujours présents à mes côtés.

Enfin, je pense à ma grande famille: à mes parents, à la famille de mon frère (surtout mes nièces), et à ma petite famille à moi avec Phuong. J'espère passer encore beaucoup de temps avec eux. Je vous aime beaucoup.

Sommaire

Introduction générale.....	1
Chapitre I.....	5
Béton : structure multi-échelles et enjeux du suivi de vieillissement.....	5
I.1 Introduction.....	5
I.2 Béton – matériau de la construction	6
I.2.1 Composition du béton	6
I.2.1.1 Constituants à la production du béton.....	6
I.2.1.2 Composition du béton durci.....	7
I.2.2 Structure multi-échelles.....	9
I.2.3 Comportement mécanique.....	10
I.2.4 Pathologies	13
I.2.5 Variabilité spatiale.....	14
I.3 Caractérisation du béton	15
I.3.1 Contexte et enjeux	15
I.3.2 Caractérisation du béton par méthodes destructives.....	16
I.3.3 Caractérisation non destructive du béton	17
I.3.3.1 Vue générale	17
I.3.3.2 CND du béton par ultrasons.....	18
I.3.3.2.1 Principe.....	19
I.3.3.2.2 Evaluation du béton	19
I.3.3.3 Caractéristiques des techniques de CND	21
I.3.4 Synthèse et objectifs de CND.....	22
I.4 Cadre de la thèse.....	22
I.4.1 Béton de peau	22
I.4.2 Méthode de caractérisation.....	23
I.4.3 Pathologies étudiées	23
I.5 Conclusion.....	24
Chapitre II	25
Ultrasons et mesures ultrasonores pour le contrôle non destructif du béton	25
II.1 Introduction	25
II.2 Physiques des ultrasons dans le béton.....	26
II.2.1 Contexte de matériau « multi échelle ».....	26
II.2.2 Acoustique linéaire	27
II.2.2.1 Ondes de volume	28

Sommaire

II.2.2.2 L'onde de Rayleigh.....	31
II.2.2.4 La propagation d'onde dans un milieu hétérogène.....	35
II.2.2.4.1 La dispersion des ondes.....	36
II.2.2.4.2 L'atténuation des ondes.....	36
II.2.2.4.3 Phénomène de diffusion multiple.....	37
II.2.3 Acoustique non linéaire.....	40
II.2.3.1 Acoustique non linéaire « classique ».....	41
II.2.3.2 Acoustique non linéaire « non classique ».....	44
II.3 Contribution des mesures ultrasonores à la caractérisation du béton.....	48
II.3.1 Mesures ultrasonores linéaires en ondes de surface.....	49
II.3.2 Mesure de la non-linéarité « classique ».....	50
II.3.2.1 Mesure de l'acousto-élasticité.....	50
II.3.2.2 Evaluation des paramètres non linéaire classique β	53
II.3.3 Mesure de la non-linéarité « non classique ».....	56
II.3.3.1 Bilan des méthodes.....	56
a. Evaluation globale par la mesure NRUS.....	57
b. Evaluation locale par la mesure TREND.....	59
II.3.3.2 Evaluation locale par la mesure DAET - méthode de référence de la thèse.....	61
a. Principe de la méthode.....	61
b. Conditions de la mesure DAET.....	64
c. Analyse des paramètres non linéaires.....	64
II.4 Synthèse.....	67
II.5 Conclusion.....	68
Chapitre III.....	69
Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique	
utilisant ondes de Rayleigh.....	69
III.1 Introduction.....	69
III.2 Béton étudié.....	70
III.2.1 Endommagement thermique.....	70
III.2.1.1 Mécanisme d'endommagement thermique.....	70
III.2.1.2 Description des éprouvettes d'endommagement thermique.....	72
III.2.2 Carbonatation.....	72
III.2.2.1 Mécanisme de carbonatation.....	72
III.2.2.2 Description des éprouvettes carbonatées.....	74
III.3 Protocole expérimental.....	75
III.3.1 Ondes de Rayleigh pour des éprouvettes de dimensions finies.....	75
III.3.2 Mesure en acoustique linéaire - mesure de vitesses.....	78
III.3.2.1 Endommagement thermique.....	79
III.3.2.2 Carbonatation.....	80
III.3.3 Mesure d'acoustique non linéaire - mesure NRUS.....	80
III.3.4 Mesure d'acoustique non linéaire - mesure DAET.....	83
III.3.4.1 Montage expérimental.....	84

Sommaire

III.3.4.1.1 Ensemble de mesure.....	84
III.3.4.1.2 Signaux	84
III.3.4.1.3 Conditions de DAET.....	86
III.3.4.2 Analyse des signaux	88
III.3.4.2.1 Fenêtrage.....	88
III.3.4.2.2 Calcul de TOFM	89
III.3.4.2.3 Détermination de la déformation	90
III.3.4.2.4 Détermination des paramètres non linéaires	92
III.4 Résultats et discussions	94
III.4.1 Endommagement thermique	94
III.4.1.1 Résultats de la mesure NRUS.....	94
III.4.1.2 Résultats de la mesure DAET.....	96
III.4.2 Carbonatation.....	101
III.4.3 Discussion.....	105
III.5 Synthèse et conclusion	109
Chapitre IV	111
Mesure d'acousto-élasticité dynamique sous vibration transitoire par les ondes de surface en continu	111
IV.1 Introduction.....	111
IV.2 Description expérimentale et analyses de la méthode	112
IV.2.1 Eprouvette testée	112
IV.2.2 Configuration expérimentale	113
IV.2.2.1 Description de l'onde « pompe »	113
IV.2.2.2 Description de l'onde « sonde ».....	116
IV.2.3 Montage expérimental	119
IV.2.4 Analyse des signaux	120
IV.2.4.1 Fenêtrage.....	121
IV.2.4.2 Calcul de décalage temporel et modulation d'amplitude non linéaire	122
IV.2.4.3 Estimation de déformation à partir de l'accélération mesurée	123
IV.2.4.4 Analyse des paramètres non linéaires	124
IV.2.4.4.1 Paramètres non linéaires équivalents aux α , β et δ	124
IV.2.4.4.2 Coexistence de la dynamique rapide et la dynamique lente	128
IV.2.4.4.3 Comportement hystérétique traduit par la dissipation d'énergie	131
IV.2.5 Synthèse.....	132
IV.3 Application à l'évaluation de l'endommagement thermique du béton	133
IV.3.1 Motivations.....	133
IV.3.2 Les éprouvettes testées	133
IV.3.3 Montage expérimental	134
IV.3.4 Analyses des signaux et paramètres non linéaires	135
IV.3.5 Résultats et discussion.....	138
IV.4 Application aux mesures des éprouvettes de grandes dimensions avec l'utilisation des ondes de Rayleigh	142

Sommaire

IV.4.1 Introduction	142
IV.4.2 Eprovettes	143
IV.4.3 Configuration expérimentale	144
IV.4.4 Analyse des signaux et paramètres non linéaires	146
IV.4.5 Résultats et discussion	149
IV.5 Synthèse et conclusion	152
Conclusion générale et Perspectives	155
Référence	159

Introduction générale

La thèse présentée dans ce mémoire a été réalisée au sein de l'équipe Ondes et Imagerie du Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (LMA, CNRS 7051). Un des axes de recherche de l'équipe, concerne les contrôles non destructifs des matériaux notamment par ultrasons. Ce travail est attaché à cette thématique dans le cas du béton.

Le béton est un matériau de construction polyvalent et très utilisé à travers le monde. La caractérisation non destructive du béton prend une place importante dans la problématique du contrôle et du développement durable des structures en génie civil. Elle permet d'assurer la sécurité tout au long du service des structures, particulièrement dans le cadre des structures demandant une haute maîtrise en terme de sécurité comme des bâtiments d'habitation (logements, écoles, hôpitaux, etc.), des ouvrages d'art (ponts, barrage hydraulique,...) et des installations de production d'énergie.

Il existe dans la littérature un grand nombre de travaux utilisant plusieurs techniques non destructives pour évaluer le béton. Par contre, il y a peu de méthodes qui peuvent être appliquées industriellement dans le cadre des mesures in situ avec une forte sensibilité au vieillissement du matériau. C'est pour cette raison que nous avons proposé une méthode qui permet d'augmenter la sensibilité des mesures non destructives avec la volonté de l'appliquer sur site. C'est dans ce contexte que la thèse est structurée.

Dans l'objectif d'obtenir une sensibilité importante, c'est l'acoustique non linéaire développée depuis une quinzaine d'années principalement sur les matériaux rocheux mais aussi sur le béton qui montre le plus fort potentiel. La non-linéarité des roches a la même origine que celle du béton. Elle est supposée liée à la microstructure hétérogène du matériau dans laquelle la présence de microfissures et des porosités, naturelles ou issues de sollicitations, sont des éléments propices à l'existence de comportements non linéaires. L'acoustique non linéaire montre un potentiel réel pour la détection des endommagements précoces en raison de sa sensibilité.

Pour répondre au besoin de caractérisation in situ, ce sont les ondes de surface qui ont montré leur possibilité d'application avec un accès unique sur une face, dans l'idée de se rapprocher du cadre de mesures in situ.

Nous ciblons notre étude sur la caractérisation du béton d'enrobage. Les ondes de surface répondent à cet objectif car elles permettent de caractériser le milieu sur les premiers centimètres de son épaisseur. En effet, la couche d'enrobage et son vieillissement constituent des facteurs essentiels pour assurer la durabilité des ouvrages et la protection des armatures contre la corrosion. Ces armatures assurent la tenue mécanique des structures en béton armé que l'on retrouve dans les ouvrages du génie civil. Le béton d'enrobage de quelques centimètres d'épaisseur doit donc être testé. Dans cette thèse,

seul le béton sera testé, l'ajout des armatures fera l'objet de perspectives vis-à-vis de la robustesse des solutions proposées.

Cette rédaction a le but de présenter les méthodes de contrôle non destructif (CND) de caractérisation du béton. Les connaissances issues de la littérature sont mises en contexte avec les problématiques actuelles. Les études bibliographiques présentées dans cette thèse permettent d'une part d'introduire de manière générale les connaissances de base du domaine d'étude, d'autre part d'aborder les éléments qui constituent la problématique du sujet. La démarche expérimentale est présentée ainsi que les résultats des essais réalisés sur deux pathologies ciblées. L'applicabilité pour des mesures sur site est développée dans une partie entière. Ce mémoire s'articule donc sur quatre chapitres :

- Le premier chapitre commence par présenter les différentes notions importantes qui entrent en jeu dans le béton et sa fabrication. Nous montrons que la composition complexe du béton conduit à une microstructure hétérogène à plusieurs échelles et à une grande variabilité spatiale et temporelle. Le comportement mécanique du béton est défini comme fortement non linéaire pour ces différentes échelles et varie avec les pathologies subies. Cela conduit à poser les enjeux pour le contrôle et suivi de l'état du béton. Nous réalisons donc une revue des techniques de contrôle non destructif parmi lesquelles les techniques ultrasonores sont particulièrement ciblées. Finalement, cette partie montre, dans notre contexte d'étude, que les mesures d'acoustique non linéaire en surface présentent le plus fort potentiel à développer.

- Le deuxième chapitre se focalise sur la compréhension de l'interaction entre les ultrasons et le béton. La première partie du chapitre explique la physique de la propagation d'onde en général et plus particulièrement dans le milieu du béton. Les théories de l'acoustique correspondant aux différentes échelles de la microstructure du béton sont présentées. La deuxième partie exprime un bilan des mesures expérimentales de la littérature, spécifiquement ciblées aux utilisations des ondes de surface, pour la caractérisation du béton. Des mesures d'acoustique non linéaire sont alors montrées comme permettant des évaluations plus sensibles que celles d'acoustique linéaire. Dans le cadre de mesures locales, nous proposons la méthode DAET (Dynamic Acousto-Elastic Testing) comme méthode non linéaire de référence pour les applications et développements dans cette thèse. Le principe de cette méthode est décrit par la combinaison de l'onde pompe et l'onde sonde. L'onde pompe contribue à activer la non-linéarité en perturbant le matériau avec une déformation importante tandis que l'onde sonde ausculte le matériau et évalue la non-linéarité activée. Ce principe ouvert permet de développer la mesure suivant différentes possibilités du couplage pompe-sonde.

- Nous présentons dans le troisième chapitre une configuration de mesure proposée comme une mesure locale à l'évaluation de la non-linéarité de la couche d'enrobage. L'utilisation des ondes de Rayleigh sous forme d'impulsions comme onde sonde et du pot vibrant comme onde pompe permet d'analyser les signaux en respectant toutes les conditions définies dans la littérature de la mesure DAET. Nous appliquons la méthode proposée dans les deux cas, des éprouvettes thermiquement endommagées et des éprouvettes carbonatées. Les résultats sont analysés et les discussions sont développées au regard des autres méthodes de référence. Le lien entre la non-linéarité et la microstructure dans le cas de nos bétons sera également mis en évidence et affirmé.

Introduction générale

- Nous présentons dans le quatrième chapitre une nouvelle configuration de mesure, plus proche des conditions in situ et développée sur la base de la configuration du troisième chapitre. Elle utilise la vibration transitoire générée par un impact mécanique à la place de l'onde pompe, tandis que l'onde sonde est générée sous la forme d'ondes continues. Nous étalonnons la méthode de mesure dans un premier temps sur une éprouvette saine. Le principe de la mesure et la description de l'analyse des signaux sont expliqués. Nous présentons par la suite deux applications de la méthode développée, la première sur la série d'éprouvettes thermiquement endommagées et la deuxième sur des éprouvettes de plus grande échelle. Le dernier cas, effectué en collaboration avec l'université de Sherbrooke a pour objectif d'approcher le cadre des mesures in situ. L'ensemble des résultats montrera la cohérence de la nouvelle configuration par rapport aux cas des essais développés dans le troisième chapitre.

Nous proposons dans la conclusion, de faire le point sur différentes avancées de la thèse qui confirment le grand potentiel des mesures de la non-linéarité pour la caractérisation du béton. Nous dégageons les perspectives qui compléteront ce travail pour parvenir à des solutions de mesure in situ réelles et également les nombreuses perspectives d'études tant scientifiques qu'industrielles.

Introduction générale

Chapitre I

Béton : structure multi-échelles et enjeux du suivi de vieillissement

I.1 Introduction

Le contrôle du béton et le suivi de son vieillissement nécessitent de développer des techniques de mesures imposant la connaissance du matériau, de sa structure et de son comportement sous chargement mécanique. Quelles sont les caractéristiques du béton qui conduisent à son comportement non linéaire ? Quels sont les paramètres qui font une problématique pour les activités de suivi et de contrôle de son état ? Ce premier chapitre veut répondre à ces questions en présentant le béton comme un matériau de construction et en définissant la position et les objectifs des contrôles non destructifs en génie civil.

Le béton est appelé matériau « vivant » car sa composition est complexe et varie au cours de son existence. Son comportement mécanique est non linéaire, ce qui ne peut pas être expliqué par les seuls coefficients élastiques du second ordre (loi de Hooke). Les changements de sa structure interne au cours du temps ainsi que l'effet de plusieurs facteurs environnementaux sont à l'origine de sa variabilité. Des agressions mécaniques, chimiques et thermiques provoquent des pathologies ayant pour conséquences directes ou indirectes de dégrader les propriétés physiques du béton. Ces pathologies sont liées aux multiples échelles de la structure. Cette dimension micro macro, locale globale, impose une diversité des objectifs et de moyens pour la caractérisation du béton. En conséquence de nombreuses techniques sont nécessaires pour assurer la justesse des mesures. Enfin, la particularité de la mesure sur site conduit à devoir choisir l'outil et aussi la méthode d'inspection la mieux adaptée. Cette étude se focalisera sur les spécificités du béton qui permettront d'aborder l'étude de la propagation des ondes ultrasonores et contribueront à orienter ce travail.

I.2 Béton – matériau de la construction

I.2.1 Composition du béton

Le béton est un matériau solide défini comme un composite fortement hétérogène. Il contient plusieurs constituants ayant des propriétés physiques différentes. Les constituants sont à la base des matières inertes, appelées granulats ou agrégats (gravillons, sables, etc.), et un liant (ciment, bitume, argile) ainsi que des adjuvants qui modifient les propriétés physiques et chimiques du mélange. Dans la construction en génie civil, il existe deux types principaux de béton : le béton « hydraulique » et le béton « bitumineux ». Les bétons bitumineux sont des bétons dont le liant est à base de bitume, tandis que les bétons hydrauliques ont une pâte à base de ciment et d'eau comme liant. Le béton bitumineux constitue généralement la couche supérieure des chaussées. Le béton hydraulique est présent dans presque toutes les constructions existantes en étant renforcé par des barres d'acier.

Nos travaux ne concernent que le béton hydraulique non renforcé qui est la première étape de la maîtrise des contrôles non destructifs. La partie représentative de ce type de béton est le béton d'enrobage, qui se trouve aux premiers centimètres de la surface libre comme revêtement des armatures. Par ailleurs, les mesures de laboratoire sont souvent réalisées sur des bétons sans armature. L'une des difficultés pour le transfert sur site est précisément la présence de ces barres.

Le terme « béton » utilisé par la suite dans ce travail, désignera un béton ordinaire - hydraulique - non renforcé, qui ne se compose que de granulats mélangés dans une matrice de pâte du ciment et éventuellement une faible quantité d'adjuvants. La partie suivante présente la définition des composants du béton lors de la fabrication (béton frais) puis le béton durci.

I.2.1.1 Constituants à la production du béton

Le béton frais contient à la base des granulats, du ciment et de l'eau (Figure I.1). Le mélange s'appelle formulation. Certains adjuvants peuvent être ajoutés en faible quantité afin de donner des propriétés spéciales. Dès que le ciment anhydre est mélangé avec de l'eau, l'hydratation commence et les propriétés du béton ainsi obtenues évoluent dans le temps durant 28 jours. Le béton évolue par la suite tout au long de sa vie en fonction des conditions mécaniques, chimiques et environnementales. Nous présentons ci-dessous les constituants principaux dans le mélange du béton et leurs caractéristiques générales. Leur fraction de masse et volumique sont résumées dans le Tableau I.1.

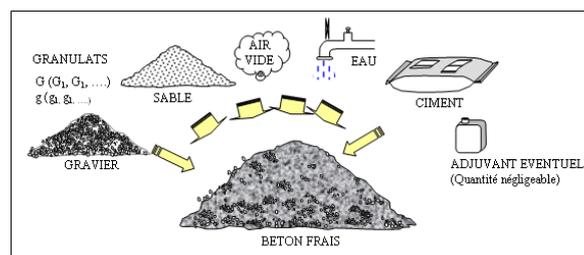


Figure I.1 : Constituants du béton [Larrard 2012]

Constituants	Granulats	Ciment	Eau	Air
Poids (%)	63 - 85	9 - 18	5 - 9	
Volume (%)	60 - 78	7 - 14	14 - 22	1 - 6

Tableau I.1 : Fraction de masse et volumique des constituants du béton

- **Les granulats** représentent de 60 à 78 % du volume du béton. Ce sont des sables de diamètre inférieur à 4 mm et des granulats de taille supérieure jusqu'à 125 mm. Ces grains sont des minéraux et présentent des caractéristiques très différentes selon leur origine. Leur forme et leurs caractéristiques varient en fonction des gisements et des techniques de production. Ces propriétés influent par la suite sur les caractéristiques mécaniques et acoustiques du matériau.

- **Le ciment** est composé de poudres fines obtenues par la cuisson à haute température (vers 1450 °C) et le broyage d'un mélange minéral (calcaire + argile en général). Il occupe 7 - 14 % du volume total et joue le rôle d'un liant hydraulique, qui fait prise et durcit lors de l'hydratation. L'objectif est de remplir les vides existants entre les granulats et d'assurer la cohésion de la microstructure.

- **L'eau** occupe 14 - 22 % du volume total et permet d'activer les réactions d'hydratation. Le rapport massique eau sur ciment (E/C) est un facteur très critique. Une valeur importante de ce rapport va augmenter la porosité et réduire la résistance du béton, tandis qu'un faible rapport conduira à un béton pas assez fluide pour être appliqué. L'eau présente dans le béton frais, réagit avec le ciment et se retrouve combinée aux hydrates

- **L'air** occupe un faible pourcentage (1 - 6 %) en volume dans le béton frais. Les pores d'air proviennent essentiellement de l'air piégé lors du malaxage du béton. Ces pores sont de taille caractéristique millimétrique. La quantité d'air dans le béton frais est un paramètre important, qui est en lien avec la porosité et les propriétés mécaniques du béton après le durcissement. Différentes techniques (vibrations des coffrages, aiguilles vibrantes...) sont appliquées lors de la mise en œuvre pour minimiser la quantité de bulles d'air et donc optimiser la compacité du béton.

- **Les adjuvants** sont ajoutés en faible quantité dans le mélange. Ils permettent de modifier la consistance du béton, son temps de prise, son étanchéité ou sa résistance au gel, en fonction des besoins.

Aujourd'hui, dans les normes de la construction, la formulation du béton est techniquement déterminée selon les caractéristiques requises pour la structure. Des échantillons sont contrôlés pour la validation des propriétés mécaniques représentatives du béton de la structure. Pourtant ce point zéro ne permet pas d'assurer l'évolution du béton avec le temps.

1.2.1.2 Composition du béton durci

La résistance mécanique du béton augmente en fonction du temps de séchage. La valeur prise comme référence dans les calculs de résistance est celle obtenue à 28 jours, équivalent à 80 % de la résistance finale. A l'état durci, le béton est souvent considéré comme un matériau homogène alors qu'il est fortement hétérogène. Il est composé des phases suivantes:

- **Les granulats** qui constituent le « squelette » des inclusions solides et assurent la résistance mécanique. Les granulats ne participent pas en général à l'hydratation. Par contre la nature de certains granulats réactifs (silice amorphe ou de dolomie) peut générer des réactions comme l'alcali-silice avec l'alcalinité du ciment (forte concentration d'ions OH^-). Un béton est supposé avoir une distribution continue des granulats.

- **La pâte du ciment durci** est considérée comme la matrice des granulats. Elle est un système complexe, constitué d'un solide poreux. Les principaux composants de la phase solide sont l'hydrosilicate de calcium ($C-S-H$) et l'hydroxyde de calcium $Ca(OH)_2$ appelé Portlandite. Elle contient des pores généralement associés à un réseau, celles qui sont de différentes tailles et peuvent contenir de l'eau libre et/ou de l'air. Pour un béton donné, les quantités de $C-S-H$ et de Portlandite formées dépendent essentiellement du rapport (E/C) et du temps de réaction. Du point de vue mécanique, la pâte du ciment a une résistance plus faible que les granulats.

- **L'interface pâte du ciment/granat** est une zone hydratée particulière autour des granulats, appelée zone de transition interfaciale, notée ITZ (Interfacial Transition Zone). Son épaisseur est de 10 à 50 μm , dépend des caractéristiques (diamètre, nature, porosité...) du granulat et de la quantité d'eau d'hydratation (rapport E/C) [Nguyen 2013]. Elle présente une porosité plus élevée que celle de la pâte. Par conséquent, l'ITZ a une résistance mécanique plus faible par rapport aux granulats et la pâte du ciment durci. Elle a donc une influence majeure sur le comportement mécanique du béton. L'ITZ est souvent la zone d'amorçage des microfissures se produisant lors de l'endommagement.

- **La porosité** se définit à plusieurs échelles sous la forme de pores et de microfissures. Les pores sont présents dans la pâte du ciment durci, l'ITZ et éventuellement à l'intérieur des granulats suivant leur nature. Ils peuvent être occlus lors du malaxage du béton de taille millimétrique, dans les capillarités des gels de taille nanométrique. Les microfissures qui apparaissent lors de la prise peuvent se densifier par la génération d'endommagement mécanique, chimique ou thermique. Elles peuvent aussi diminuer en nombre dans le cas de cicatrisation [Wiktor 2011] ou de la carbonatation [Houst 1989, Dias 2000]. Les microfissures sont de taille des micromètres à millimètres (Figure I.2). Leurs influences sur les propriétés mécaniques du béton caractérisées par leur taille, leur connectivité et aussi la quantité volumétrique. Les pores et les microfissures contiennent de l'eau et de l'air. Le taux de saturation est caractéristique du remplissage de ces pores par l'eau libre.

Du point de vue mécanique, les pores qu'ils soient capillaires, d'air occlus ou de microfissuration peuvent être associés sous la forme d'un réseau. Le développement de ce réseau est généralement à l'origine de l'endommagement puis de la rupture du béton. Il est aussi responsable du transfert des agents agressifs dans le béton et ceci jusqu'aux armatures. Il a une importance majeure, que nous expliquerons au chapitre II, sur la propagation des ondes dans le cas de l'acoustique linéaire et non linéaire.

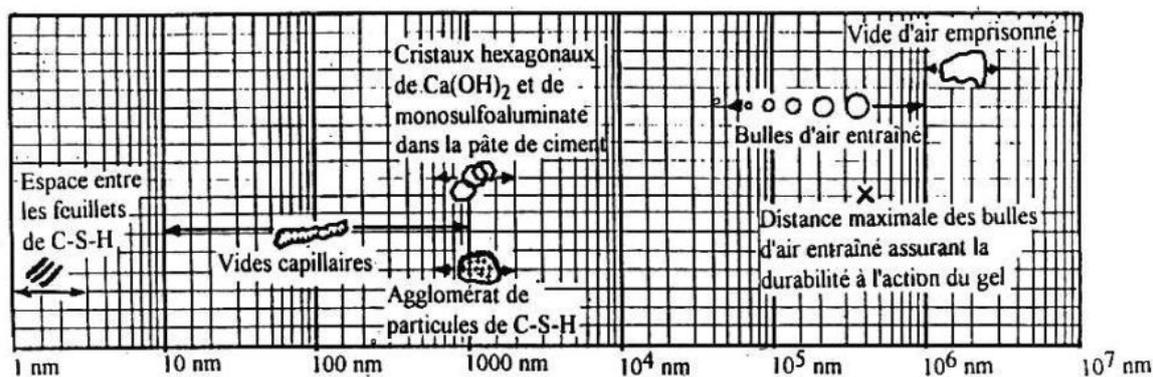


Figure I.2 : Différents types de pores à différentes échelles dans le béton [Mehta 1986].

I.2.2 Structure multi-échelles

Un matériau hétérogène et complexe est en général étudié, étape par étape, en considérant sa structure sous certaines conditions et hypothèses. En s'attachant à la taille des éléments considérés ci-dessus, nous présentons une analyse de la structure du béton en multi-échelles.

- **L'échelle macroscopique** considère le béton dans les structures comme un solide dit « parfait », c'est-à-dire élastique, homogène, isotrope. Ce matériau ayant les propriétés physiques équivalentes estimées selon des normes de construction [EC2]. Un béton est caractérisé par son module élastique, sa résistance à la compression et à la traction. Le calcul du béton dans une grande structure en génie civil est considéré principalement dans cette échelle. En acoustique, les granulats sont considérés comme des diffuseurs à cette échelle. Les études acoustiques à l'évaluation de propriétés mécaniques du béton proposent une homogénéisation pour obtenir un matériau équivalent sur la base de deux phases de propriétés physiques différentes: les granulats et la matrice de pâte du ciment [Chaix 2003, Chekroun 2008]. Ce point sera expliqué plus en détail dans la première partie du chapitre II - la physique des ultrasons dans le béton.

- **L'échelle microscopique** concerne l'échelle complexe de la pâte du ciment. Elle contient des gels C-S-H (les composés non cristallins), des Portlandites $Ca(OH)_2$ et une porosité micrométrique. C'est à cette échelle que les transformations et les évolutions chimiques et mécaniques sont initiées et prises en compte. L'étude de comportement du béton exige donc de pouvoir prendre en compte l'ensemble de ces hétérogénéités micro structurales, et de contrôler leurs propriétés physico-mécaniques et spatiales, ainsi que leur variabilité dans le temps. Les propriétés mécaniques et acoustiques non linéaires du béton sont liées directement à cette échelle.

- **L'échelle mésoscopique** qui est intermédiaire entre micro et macro. Elle concerne typiquement les pores et les fissures millimétriques trouvées principalement dans la zone transitionnelle entre les granulats et la matrice. A cette échelle le béton présente aussi un comportement non linéaire marqué qui sera au centre de notre étude acoustique.

La Figure I.3 synthétise la physique du matériau à ces différentes échelles qui constituent la base des études liées aux aspects mécaniques. Nous présentons dans le chapitre II de ce mémoire la théorie des

ultrasons dans le béton, qui interagissent avec les éléments de la structure du béton aux différentes échelles.

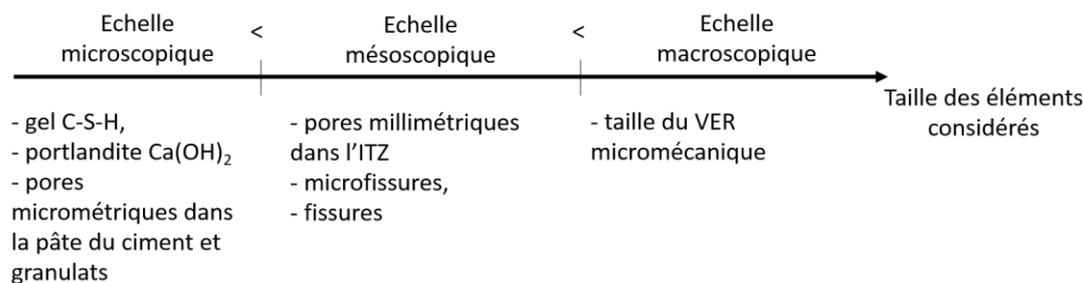


Figure 1.3 : Microstructure du béton aux différentes échelles.

I.2.3 Comportement mécanique

La principale contribution du béton dans la construction est liée à sa capacité de la tenue mécanique. Un béton est conçu généralement pour résister à la compression. Il a une faible résistance en traction. Le Tableau 1.2 fournit les valeurs de l'ordre de grandeur des propriétés mécaniques principales du béton.

Propriétés mécaniques	Masse volumique	Module élastique	Résistance de compression	Résistance de traction	Coefficient de Poisson
	ρ	E	R_c	R_t	ν
	(kg/m^3)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	
Béton ordinaire	2200-2400	20000-40000	20-50	10-15% de R_c	0.18-0.28
Béton de haute performance	2300-2500	40000-55000	50-100	10-15% de R_c	0.18-0.28

Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques principales du béton.

Le fait de comprendre son comportement mécanique permet de l'exploiter de manière efficace et surtout assurer la sécurité. En effet, la microstructure hétérogène et complexe, considérée sous différentes échelles du béton conduit à son comportement mécanique généralement non linéaire hystérétique. Cette propriété a été observée dans le cas des essais de chargement statique [Al-Sulayfani 1987] en grandes déformations ($\epsilon > 10^{-4}$), et aussi des essais de chargement dynamique en plus faibles déformations (de 10^{-7} à 10^{-5}) [Van Den Abeele 2000-3].

Le chargement statique est étudié dans le contexte du calcul des structures en béton dans la construction. Le premier objectif est de comprendre la réponse du béton qui subit des déformations du même ordre de grandeur que les déformations atteignables pendant son service. Le deuxième objectif est d'estimer la résistance maximale juste avant la rupture de la structure. Dans ce type d'essai, le béton est assimilé à un solide homogène isotrope, qui a des propriétés physiques équivalentes. Sa structure est donc considérée à l'échelle macroscopique. Les propriétés mécaniques du béton sont trouvées expérimentalement dans les différentes procédures de sollicitation où la relation entre contrainte et

déformation est analysée. Nous présentons ici trois cas typiques de chargement : chargement uniaxial en compression simple, chargement uniaxial cyclique en compression et chargement uniaxial cyclique combinant traction-compression.

La Figure I.4-a montre la relation de contrainte-déformation du béton lors d'un essai de compression uniaxiale simple. Le test est réalisé sur une éprouvette cylindrique mesurée 16 cm de diamètre et 32 cm en longueur. Ces dimensions d'échantillon et aussi les conditions de l'essai sont décrites par l'Euro Code 2 [NF EN 1992-1-1]. La première partie de la courbe, jusqu'à 40 % de la contrainte maximale montre un comportement quasi-linéaire à partir duquel le module d'élasticité et le coefficient de Poisson sont estimés. De 40 % à 80 % de la contrainte maximale, le comportement devient non linéaire. Ceci correspond à l'apparition et au développement de l'endommagement mécanique par microfissurations qui intervient souvent aux interfaces granulat-pâte du ciment (ITZ). De 80 à 100 % de la contrainte maximale, le comportement devient fortement non linéaire. Les microfissures s'ouvrent et se propagent dans la matrice parallèlement à la direction de sollicitation [Larrard 2012]. Le module décroît sensiblement. Au-delà de la contrainte maximale, le développement de réseaux de microfissures génère des macrofissures et conduit à la ruine puis la rupture de l'éprouvette.

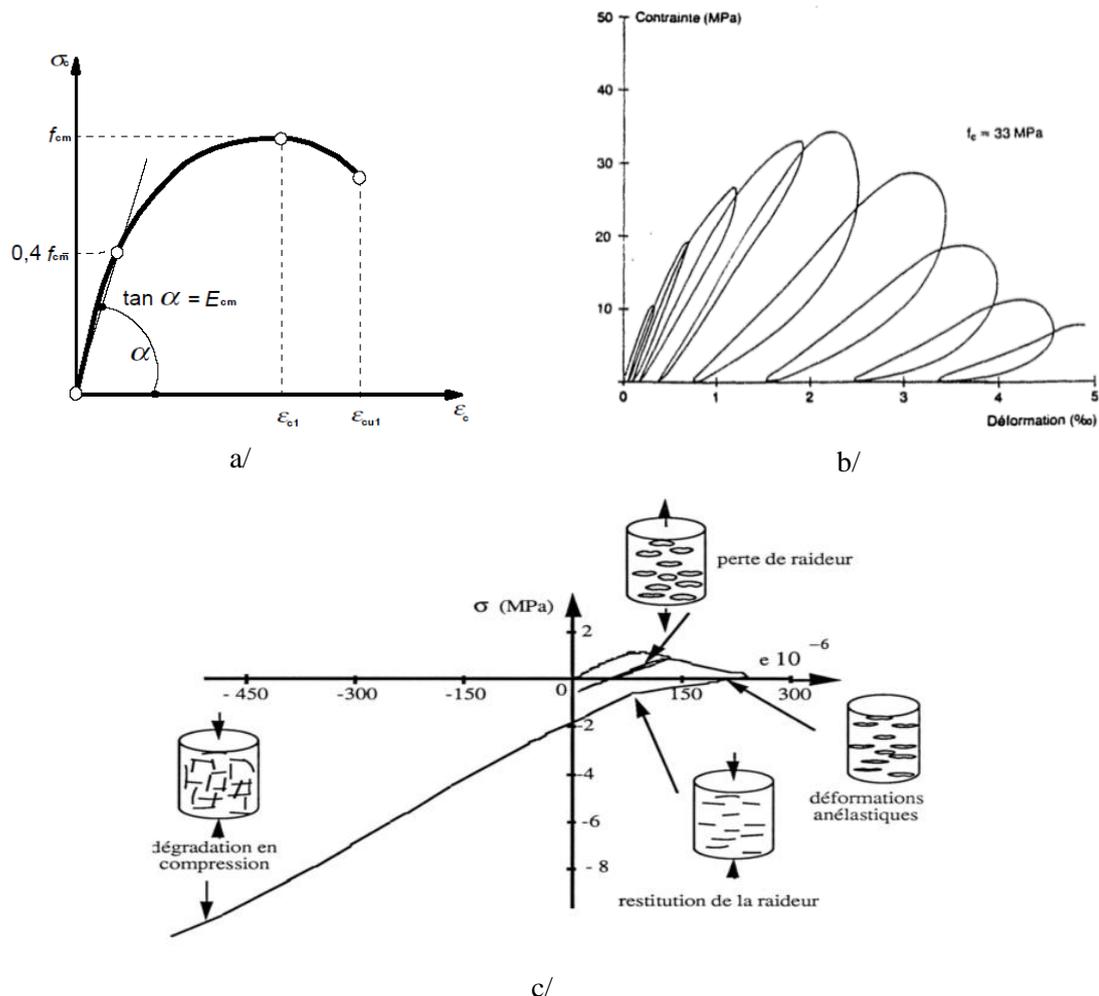


Figure I.4 : Comportement du béton.

a/ Essai sous chargement uniaxial de compression [NF EN 1992-1-1] ;

b/ Essais sous chargement cyclique en compression simple [Al-Sulayfani 1987] ;

c/ Essai sous chargement cyclique combinant traction-compression [Ramtani 1990].

Le deuxième mode considéré est de chargement cyclique en compression, le béton présente un comportement mécanique non linéaire marqué par l'hystérésis et le fluage (Figure I.4-b). Nous renvoyons le lecteur aux normes européennes [NF EN 1992-1-1] pour la description détaillée de ces phénomènes.

Le troisième mode est le cas de chargement cyclique combinant traction-compression, ce qui est testé par Ramtani [Ramtani 1990]. Le protocole de chargement est décrit par des cycles charge/décharge successifs, dans lesquels les premiers cycles en traction et le dernier cycle en compression (Figure I.4-c). Ramtani a observé expérimentalement des propriétés différentes du comportement du béton en traction et en compression, notant que la résistance en traction du béton est connue pour être beaucoup plus faible que celle en compression. Ces essais permettent de mettre en évidence le caractère unilatéral du comportement du béton. Ce phénomène consiste en une restauration de la raideur lors du passage d'un chargement en traction, où cette raideur est initialement endommagée du fait de la fissuration, à un chargement en compression (Figure I.4-c). Ce comportement peut être expliqué par le fait que sous contrainte de compression les fissures de traction se referment. Le béton retrouve alors un comportement de matériau sain [Nechnech 2000].

Les différentes réponses dans ces trois cas de chargement statique ont montré le comportement non linéaire, irréversible du béton. Le phénomène d'hystérésis concerne la différence entre les phases charge/décharge dans un cycle de chargement. Une dégradation du matériau représentée par la déformation irréversible est mise en évidence lors de la décharge. Le caractère unilatéral présentant un caractère important du comportement du béton est décrit par la restauration de la raideur lors de l'inversion du signe de la contrainte.

L'essai de chargement dynamique est étudié dans le contexte de la caractérisation non destructive du module dynamique des matériaux hétérogènes similaires au béton (géomatériaux), à travers les essais acoustiques dans lesquels la déformation serait générée par des ondes acoustiques soit plus faible (de 10^{-7} à 10^{-5}) que la déformation atteignable dans l'essai statique (de 10^{-4} à 10^{-3}). Le comportement non linéaire hystérétique de ce type des matériaux a été étudié par McCall et Guyer [McCall 1994, Guyer 1995] dans le cas des roches et par Van Den Abeele [Van Den Abeele 2000-2] dans le cas du béton. Dans ce dernier travail de référence, la signature de la non-linéarité du béton a été décrite comme l'évolution du décalage de fréquence de résonance de l'éprouvette testée en fonction de l'amplitude d'excitation. Le comportement non linéaire du béton était également démontré et évalué par plusieurs auteurs [Bentahar 2006, Payan 2007...] à travers l'analyse de la propagation des ondes ultrasonores, surtout dans le cas des bétons présentant endommagements. Ce type d'essais est le cœur de cette thèse. Ce thème d'étude va être développé dans les chapitres suivants.

Il est important de noter que le comportement non linéaire du béton dans le cas d'essai dynamique n'est pas irréversible. L'explication de la non-linéarité du béton et des matériaux hétérogènes en général est basée sur les phénomènes complexes non uniformes, qui auraient lieu à l'interface entre les hétérogénéités (porosité, granulats, fissures, etc.) de la microstructure à l'échelle mésoscopique et éventuellement à l'échelle microscopique.

Dans le contexte de la caractérisation du béton, le fait de comprendre le comportement mécanique permet d'anticiper le choix des méthodes d'évaluation, et de les mettre en œuvre judicieusement connaissant la morphologie des défauts.

I.2.4 Pathologies

Le béton évolue en termes de résistance et de microstructure tout au long de sa vie en raison des contraintes chimiques, mécaniques et thermiques. Un exemple de vieillissement du béton est donné par la Figure I.5 [Schneider 1988] qui présente un exemple de la variation du comportement mécanique en compression uniaxiale d'un béton endommagé thermiquement. Les lois de comportement montrent une chute du module élastique et de la résistance à la compression en fonction de la température appliquée.

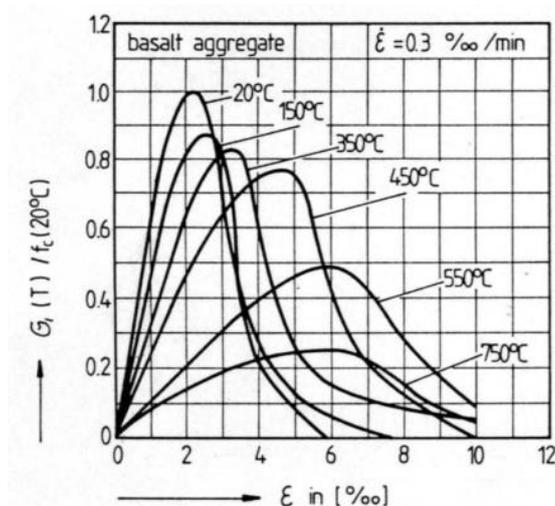


Figure I.5 : Courbes contrainte-déformation obtenues en compression uniaxiale quasi statique à différentes températures [Schneider 1988].

Le vieillissement du béton engendre des coûts de maintenance qui sont exponentiels en fonction du temps [Stephan 2012]. Le fait de détecter précocement une dégradation et d'évaluer ses changements des propriétés physico-mécaniques est un des objectifs essentiels du CND.

Les dégradations du béton ont de nombreuses causes et les dégâts qui se traduisent souvent par l'apparition de microfissures, l'écaillage et la corrosion des armatures. D'après la norme européenne [NF EN 1504-9], les principales causes sont:

- Physico-mécanique : Elles correspondent au service mécanique du béton: surcharges, chocs, vibration, etc. Les autres causes de dégradations mécaniques sont liées aux variations dimensionnelles en volume ou surface dues à l'élévation de température, y compris les incendies, aux cycles gel-dégel, aux retraites plastiques et de dessiccation, et à l'érosion, etc.
- Physico-chimique : L'origine minérale des granulats et les propriétés chimiques variables de la pâte du ciment causent l'évolution interne du béton en fonction du temps. Les conséquences peuvent être des changements directs des propriétés du matériau béton et indirectes dans le cas du béton armé par la corrosion des armatures.

Les plus répandues dans le premier cas sont les réactions alcali-silice (Figure I.6-a), sulfatique et la cristallisation d'étringite secondaire. Le second cas est lié au transport des agents environnementaux agressifs par le réseau de porosité. Le risque majeur est la corrosion des armatures dans le cas du transport du chlore et du carbone comme le montre la Figure I.6-b. La corrosion a été étudiée dans le projet ANR [EVADEOS]. Elle conduit à un éclatement du béton de surface et donc à une exposition directe des armatures à toutes sortes d'agression.



a/ <http://w.expcep.com/bulletins-techniques/degradation-du-beton-dans-les-infrastructures-30>



b/ https://fr.wikipedia.org/wiki/B%C3%A9ton_de_ciment#/media/File:Betontrot_Hippodroom.JPG

Figure I.6 : Pathologies du béton.

a/ Création des fissures du béton associées aux réactions alcali silice (Québec, Canada);

b/ Détérioration du béton due à la corrosion des armatures et initiée par la carbonatation.

Si un béton à l'état sain se comporte déjà non linéairement à cause de sa structure hétérogène, le comportement mécanique d'un béton dégradé devient plus complexe en raison des différentes formes de pathologie pouvant exister. Dans l'ensemble de ces agressions, nous travaillerons plus en détail les causes et conséquences de l'endommagement thermique et de la carbonatation. Ces deux problèmes seront l'objet des applications de nos développements en termes de mesures et de méthodologie acoustiques dans les chapitres suivants.

I.2.5 Variabilité spatiale

Les variabilités de composition et temporelle conduisent à avoir des bétons présentant une forte variabilité spatiale suivant les gâchées et les expositions aux conditions environnementales ou aux actions mécaniques. La variabilité spatiale du béton peut être considérée comme la conséquence de deux types de variabilité présentés au-dessus, celle, par exemple, qui résulte de la variabilité intrinsèque liée à la composition (taille et nature des granulats), de l'effet de la mise en œuvre (malaxage, moulage) et des conditions environnementales telles que la température [Larsson 2011] et l'humidité [Scheffler 2011]. La variabilité spatiale du béton peut exister aussi bien en surface qu'en profondeur avec une amplitude importante d'un point à un autre dans le volume ou à l'échelle de la structure. Cette variabilité des propriétés (résistances mécaniques, humidité, porosité...) pose le problème de l'évaluation du béton à l'échelle globale par des mesures locales. C'est une cause des incertitudes des méthodes de caractérisation du béton présentées dans le chapitre suivant.

I.3 Caractérisation du béton

I.3.1 Contexte et enjeux

Le béton est largement exploité en génie civil depuis plusieurs décennies surtout pour les bâtiments résidentiels et ouvrages d'art, aussi dans la construction moderne. Les besoins d'inspection de ces structures augmentent en raison de leur détérioration qui est parfois plus rapide que prévue en raison notamment de la corrosion des armatures ou de la réaction alcali granulat dans certains pays. Ce vieillissement du béton peut entraîner une perte de performance, de la sécurité et par conséquent des coûts importants de maintenance. Dans le contexte particulièrement important de la sécurité dans le cadre de la production de l'énergie nucléaire, les ouvrages en béton des centrales arrivent en fin de vie théorique et doivent donc être requalifiées pour continuer à être exploitées. Le diagnostic et la caractérisation d'état des structures en béton ont donc un rôle très important. L'auscultation d'un ouvrage est faite pour vérifier la conformité et les hypothèses de son fonctionnement, détecter et aussi caractériser un défaut ou un endommagement. Ces activités contribuent à réduire le coût de réparation et également valider une augmentation de la durée de vie de la structure.

Le but final de la caractérisation est d'obtenir les informations concernant les propriétés mécaniques les plus usuelles comme la résistance à la compression et le module d'élasticité, ainsi que les informations de la durabilité comme la porosité, la teneur en eau, la carbonatation, la chloruration, etc. Par convention dans les essais non destructifs ces propriétés sont appelées les indicateurs, tandis que les paramètres mesurés sont appelés les observables. Pour exemple, la vitesse des ondes ultrasonores est une observable dont la variation peut permettre de donner une information sur des indicateurs du béton comme le module élastique ou la porosité du béton du volume ausculté.

Le diagnostic de la nature et de l'état du béton en général fait face aux problèmes suivants, qui sont considérés comme des enjeux majeurs, pour des raisons objectives (du béton) et subjectives (de la méthode).

- la variabilité spatiale du béton influence le résultat d'un diagnostic sur des éprouvettes différentes d'une même gâchée ou de deux gâchées successives. Sur une même structure de grandes dimensions, la variabilité présente entre les zones exposées différemment aux conditions environnementales. Les méthodes de caractérisation qui fournissent des informations moyennes en volume sont donc entachées d'incertitudes stochastiques. Dans le cas des tests de surface, elles ne fournissent l'information que sur une profondeur caractéristique et ne peuvent pas fournir une indication concernant le volume comme pour la carbonatation, l'humidité, etc.

- la variabilité temporelle du béton demande de développer une stratégie de suivi de la structure [ACDC] et nécessite de répéter les mêmes tests si l'on veut suivre l'état de structure. La plupart des méthodes sont validées initialement et développées dans le cas des éprouvettes de laboratoire, mais l'objectif est de contrôler des structures réelles. Les conditions de prise puis du vieillissement du béton dans les tests au laboratoire ne sont pas représentatives du béton de la structure. De plus, la difficulté de répétabilité de la mesure pour la mise en œuvre conduit à faire des choix entre une erreur à maîtriser ou un monitoring de la structure par des capteurs implantés en permanence. Le monitoring peut être une

solution pour résoudre ces difficultés mais elle induit un coût important de matériel ainsi qu'une maîtrise du vieillissement du matériel et de son couplage avec la structure.

- la mesure absolue reste un enjeu important dans le génie civil. Elle nécessite un recalage ou un étalonnage des mesures non destructives, celui qui est réalisé souvent par des essais destructifs.

I.3.2 Caractérisation du béton par méthodes destructives

Les essais destructifs sont réalisés sur des éprouvettes ou sur des échantillons extraits de la structure considérée. Le carottage suit une procédure normalisée [ASTM C42/C 42M-13]. La Figure I.7 montre un exemple de prélèvement.

Les méthodes destructives nous permettent de tester les propriétés mécaniques du matériau jusqu'à la rupture. Les informations peuvent être obtenues en profondeur. Les agressions chimiques et la porosité peuvent également être évaluées. La variabilité des propriétés évaluées par les méthodes destructives est importante, ce qui conduit à une grande incertitude des modèles probabilistes étudiés ultérieurement. Pour exemple, les travaux de Pfister [Pfister 2014] conduisent à évaluer l'état du béton du bâtiment Punta Perotti en Italie, âgé de 10 ans et exposé à des conditions environnementales agressives en raison de la proximité de la mer et du vent. Le test de résistance mécanique de compression (R_C) est réalisé sur 103 échantillons extraits de planchers de deux étages. Les valeurs moyennes et coefficients de variation de R_C de deux étages sont respectivement 33 MPa et 18.3 % puis 28.2 MPa et 14.4 %. Ce résultat nous montre la variabilité importante des tests in situ.

Les techniques destructives sont privilégiées dans le cas des produits fabriqués en série où le coût de détruire quelques éprouvettes issues de ces produits est négligeable. Dans le cas des structures en génie civil demandant une haute maîtrise en terme de sécurité, le carottage doit être limité et optimisé. Il est même parfois interdit.



Figure I.7 : Le carottage du béton

I.3.3 Caractérisation non destructive du béton

I.3.3.1 Vue générale

Les techniques non destructives sont développées pour pallier les difficultés des essais destructifs pour l'évaluation des propriétés du béton. Idéalement, ces techniques ont le but de ne pas endommager la structure et peuvent être répétées aux mêmes endroits pour suivre les changements des propriétés du matériau en fonction du temps.

Les méthodes de CND sont connues pour présenter les avantages suivants:

- la commodité et la rapidité de mise en œuvre sur site
- le coût raisonnable
- la localisation et l'identification des zones où il sera possible d'approfondir l'inspection par d'autres méthodes supplémentaires
- l'automatisation pour faire de l'imagerie et produire des cartographies.

Par rapport aux nombreux développements et applications de CND pour les matériaux métalliques, les méthodes d'essais non destructifs appliquées aux bétons sont peu exploitées. Le béton est un matériau intrinsèquement plus difficile à évaluer que l'acier en raison de sa forte hétérogénéité et de l'évolution de ses caractéristiques dans le temps. Les échelles et natures des matériaux sont fortement différentes. L'augmentation des recherches consacrées aux END sont liées aux vieillissements mal maîtrisés des infrastructures et aux demandes en sécurité croissante. Ces dernières ont dynamisé les développements dans ce domaine depuis les années 2000.

Le Tableau 1.3 présente les principales techniques non destructives exploitées et les propriétés évaluées correspondantes dans le contexte industriel à ce jour [Garnier 2010].

Technique	Eléments à rechercher	Remarques et Limitations
Visuelle	- Fissures-érosion-humidité-exsudation	- Travail de surveillance - Travail préliminaire à d'autres techniques
Electromagnétique – Basse ou Haute Fréquence (Radar)	- Localisation d'armatures - Détermination du diamètre des barres - Mesure d'épaisseur du béton d'enrobage - Localisation de défauts structurels - Teneur en eau et ions chlorures	- Etablissement de cartographies - Bon rendement - Application multi échelle avec l'adaptation de la fréquence - Travail préliminaire à d'autres essais CND en localisant les barres
Capacitive	- Teneur en eau	- Détection de vide, d'eau et de pâte blanche dans les gaines de précontrainte extérieure - Etalonnage important

Thermographie Infrarouge	- Délaminages, vides sous face, ponts thermiques, fissures, teneur en eau	- Grand rendement, plein champ - Limites au contraste du défaut avec le matériau - profondeur de pénétration, - résolution du capteur - étalonnage et influence de l'environnement
Electrique	- Courant de corrosion - Teneur en eau et ions chlorures	- Etablissement de cartographies - Difficulté dans le cas du béton à faible humidité
Ultrasonores	- Caractérisation mécanique - Métrologie dimensionnelle - Endommagement, vide fissuration, zonage, gaine de précontrainte - Teneur en eau, porosité	- Applications très variées en échelle et défauts recherchés - Difficulté de découplage des défauts ou pathologies
Radiographie	- Cavités, fissures, remplissage de gaine de précontrainte, position des armatures, hétérogénéité matériau	- Technique performante - Difficulté pour les pièces épaisses, radioprotection
Fibre optique	Variations de température et de déformation	- Intégrables à la mise en œuvre ou en parement
Rebound hammer, Windsor Probe tests	- Résistance mécanique - Zonage	- Tests semi destructifs - Mesure limitée à la surface- Coefficient de variation important
Perméabilité sur site ou sur carottes	- Porosité	- Durée
Tests chimiques sur site ou sur carottes	- Agents agressifs (chlores, carbonatation, alcali réaction)	- Tests semi destructifs

Tableau 1.3 : Bilan des techniques de CND du béton exploitées en génie civil [Garnier 2010].

1.3.3.2 CND du béton par ultrasons

Le CND du béton par ultrasons est présenté d'une façon détaillée dans le chapitre II de ce mémoire. Il constitue le cœur d'étude de cette thèse. Nous n'introduisons dans cette partie que les principes et un regard général sur les techniques ultrasonores pour le CND appliquée sur le béton.

Les ondes mécaniques pour évaluer le béton ont été mises en œuvre depuis les années 1930 [Naik 2004]. Les ultrasons ont pour avantage d'être directement liée aux caractéristiques mécaniques du matériau.

Les techniques de contrôle ultrasonore en général utilisent les ondes de fréquence entre quelques kilohertz (kHz) et 50 Mégahertz (MHz). Ces techniques sont largement utilisées dans des applications d'ingénierie et initialement appliquées à la détection de défauts, aux mesures dimensionnelles et à la caractérisation des matériaux [Corneloup 2016]. Les domaines d'application sont nombreux (métal, composite, médical, génie civil, etc.). Pour le cas du béton, depuis une vingtaine d'année, les techniques ultrasonores sont exploitées dans les travaux de recherche tant théoriques qu'expérimentaux [Breyse

2012]. La gamme de fréquence utilisée pour la caractérisation du béton est plutôt basse fréquence (de quelque kHz à 2 MHz).

A ce jour, les méthodes ultrasonores qui sont exploitées dans le contexte industriel pour contrôler béton sont limitées à des mesures basses fréquences pour estimer par corrélation expérimentale la résistance à la compression. Les activités de recherche et de développement constituent une phase importante pour améliorer la compréhension de la physique des ultrasons dans le béton et ainsi les techniques de caractérisation non destructive.

1.3.3.2.1 Principe

En général, le contrôle par ultrasons est fondé sur l'acquisition et l'analyse de signaux transmis ou réfléchis que cela soit dans le volume ou en surface du matériau. Les avantages des ultrasons sont essentiellement leur capacité de détection de défauts (Figure I.8) et de caractérisation de matériau. Des autres avantages sont leur adaptabilité, l'automatisation potentielle, l'accès à une seule face possible, l'absence de risques pour le personnel et le coût modéré. A l'inverse leurs inconvénients sont la nécessité de maîtriser le contact et le couplage entre transducteurs et pièce contrôlée dans de nombreux cas, le besoin de connaître la géométrie des pièces contrôlées, l'influence de l'orientation des défauts par rapport au faisceau ultrasonore, l'étalonnage et le traitement des informations.

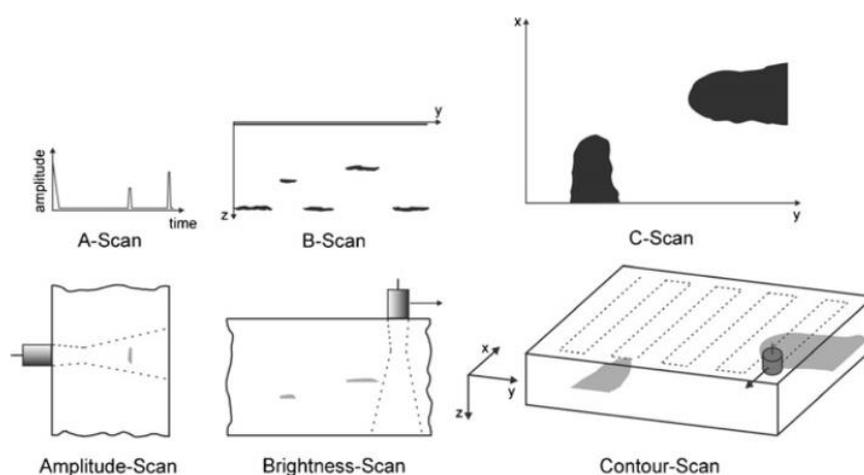


Figure I.8 : Principe de détection de défauts par ultrasons en appliquant les différents modes de mesures en impulsion-écho [Breysse 2012].

1.3.3.2.2 Evaluation du béton

Dans le cas du contrôle du béton, les ultrasons sont exploités pour le suivi de la prise du béton au jeune âge, les propriétés mécaniques (R_c , E), la détermination des caractéristiques de la durabilité (teneur en eau, porosité, carbonatation, etc.) et l'endommagement sous l'effet de différentes pathologies (microfissuration, présence de fissures en surface ou à l'intérieur, etc.). Ces informations du matériau sont liées aux interactions des ondes avec la matière. Les éléments déterminants analysés sont issus des caractéristiques principales d'une onde à savoir le temps d'arrivée ou la phase du signal, qui sont liés directement à la vitesse de propagation et l'amplitude liée à l'atténuation.

Les méthodes ultrasonores les plus courantes en génie civil [Breyssse 2012] sont la mesure de la vitesse de propagation des ondes en transmission (Figure I.9-a), l'impulsion écho (Ultrasonic Pulse Echo en anglais - UPE), l'impact-écho, les ondes de surface (Figure I.9-b) et l'émission acoustique. Ces méthodes ont montré leur efficacité à évaluer des pathologies bien ciblées et répondent aux besoins de caractérisation du génie civil. Ces techniques se basent sur la théorie de l'acoustique linéaire où le béton est considéré comme un matériau homogène, non dispersif et les ondes sont considérées comme planes. L'analyse spectrale des ondes de surface a montré que la vitesse des ondes de surface dans le béton n'est pas constante en fonction de la fréquence [Popovics 2010]. Cela indique que béton est un milieu de propagation dispersif ce qui est exploité pour essayer de le caractériser [Chaix 2006, 2012, Chekroun 2008, Métais 2016].

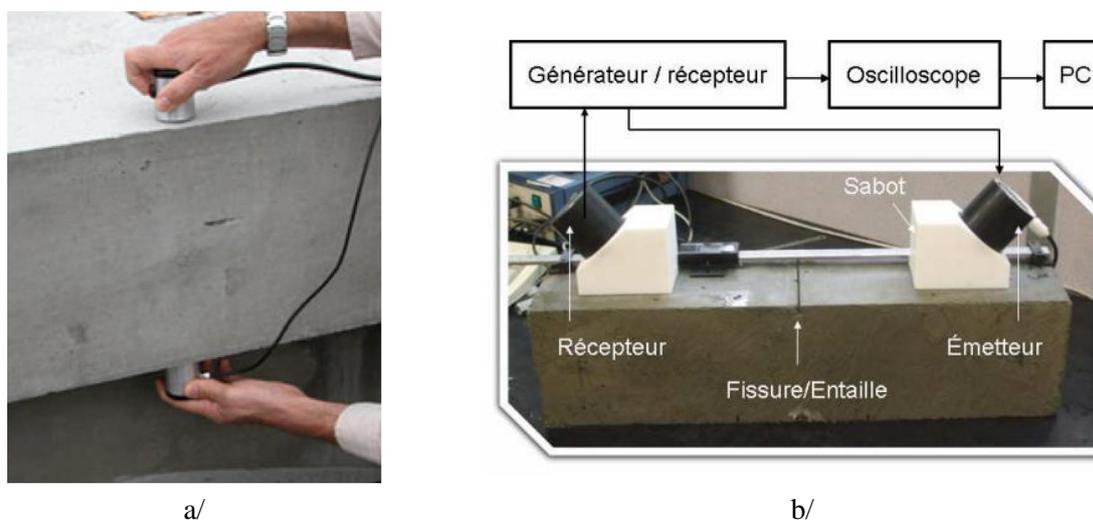


Figure I.9 : Exemples de caractérisation du béton par ondes ultrasonores
a/ Mesure en transmission de vitesse de propagation d'onde
b/ Détection de fissure par ondes de surface [Quiviger 2010].

Par ailleurs il a été montré depuis une quinzaine d'année la capacité de suivre le comportement non linéaire du béton. Le comportement non linéaire des milieux granulaires consolidés, expliqué par l'hétérogénéité de la microstructure et surtout les joints de grains ou l'ITZ pour le béton, montre un potentiel important pour la caractérisation de la non-linéarité du béton. Dans la littérature des matériaux à base de ciment (mortier et béton), des techniques d'acoustique non linéaire ont montré leur efficacité à l'évaluation de différents problèmes de vieillissement dus à l'impact mécanique ou environnemental, par exemple la corrosion des armatures [Antonaci 2013], la réaction alkali-silice [Lesnicki 2011, Moradi-Marani 2014, Boukari 2013], la présence des fissures et microfissures due au chargement mécanique [Van Den Abeele 2000-2, Antonaci 2010, Hilloulin 2014], l'endommagement thermique [Payan 2007, Yim 2012, Payan 2014-1, 2014-2, Eiras 2014], la carbonatation [Bouchaala 2011, Kim G 2014-2, Eiras 2016, Vu 2016], etc. La description du montage de mesure et l'analyse des signaux des techniques d'acoustique non linéaire sera présentée et expliquée dans le chapitre II.

1.3.3.3 Caractéristiques des techniques de CND

Les méthodes de CND en général sont élaborées en laboratoire puis sont transférées in situ. Les relations entre les observables et les propriétés à évaluer sont souvent expérimentales ce qui montre les difficultés de compréhension de la physique. L'interdépendance des indicateurs complexifie la modélisation de la physique ce qui impose une part expérimentale en CND conséquente. Pour exemple l'eau libre occupe les pores disponibles ce qui implique que la teneur en eau dans le béton dépend du taux de porosité. Autres difficultés issues de conditions des mesures sur site accroissent ce besoin de base de données.

La combinaison de techniques de CND a été proposée comme une bonne solution pour établir un diagnostic plus juste, mais elle est possible lorsque les techniques sont choisies pour fournir des informations pertinentes, complémentaires dans le diagnostic. Le recours au CND repose le plus souvent sur une expertise informelle. L'analyse et la quantification plus systématique des capacités de différentes techniques (justesse, sensibilité, degré informatif) sont des préalables indispensables à leur plus large diffusion. L'étude des incertitudes et la variabilité des mesures sont une phase importante pour affiner le diagnostic. Une approche des incertitudes relatives à la variabilité de la mesure et la procédure d'identification de techniques pertinentes sont étudiées par [Balayssac 2012] dans le cadre du projet ANR [SENSO]. Chaque technique est sensible à des éléments constitutifs du béton et/ou à leurs évolutions. Les observables sont donc complémentaires. Différentes solutions proposées pour la combinaison des techniques qui peuvent aider à améliorer le diagnostic sont basées sur des approches comme l'analyse statistique multifactorielle, les réseaux de neurones, la fusion de données, etc. Les techniques fréquemment traitées par les équipes en collaboration dans le cadre des projets nationaux de recherche en France [SENSO, ACDC, EVADEOS, ENDE], sont les techniques visuelles, électromagnétiques (LMDC, IFSTTAR), électrique (I2M, IFSTTAR, LMDC), mesure capacitive (IFSTTAR), mesure de perméabilité (LMDC), les techniques ultrasonores (LMA, IFSTTAR, IEMN, I2M). Les résultats de ces méthodes sur les mêmes éprouvettes dans différents états du béton, sont collectés et en priorité combinés par fusion de données [Ploix 2011, ACDC]. Chaque indicateur peut être évalué par le lien avec les observables des différentes techniques. Si les méthodes d'estimation directe ne sont pas fiables et/ou simples à mettre en œuvre sur site, les résultats obtenus par les mesures CND sont insuffisants pour établir un diagnostic rigoureux. La complémentarité des techniques permet de pallier ces difficultés. Le radar est très sensible à la teneur en eau et peu à l'endommagement tandis que les ultrasons ont des sensibilités opposées.

La fusion de données est un algorithme en post-exploitation des méthodes individuelles, qui se base sur la théorie des probabilités. Son processus se compose de trois grandes étapes [Dubois 1994]: la modélisation des informations fournies par les différents observables, la combinaison des distributions de possibilités disponibles ou sélectionnées, la décision fondée sur un critère déterminant. La fusion de données permet de renforcer l'évaluation et de traiter le cas des conflits entre les résultats issus des techniques. L'objectif final est d'aider à la décision en choisissant les observables de CND les mieux adaptés au but recherché en combinant, de la manière la plus appropriée, plusieurs observables.

Les techniques ultrasonores s'inscrivent fortement dans cette démarche [Garnier 2012, Balayssac 2012, Gomez 2015]. Le nombre de techniques qui peuvent être exploitées dans les conditions in situ est

restreint. Des raisons objectives sont liées aux caractéristiques des structures réelles comme leurs dimensions, leur état de surface, etc. Des raisons subjectives peuvent être énoncées comme la compréhension physique des phénomènes observés, la coexistence des pathologies. Ceci conduit à l'absence de critères d'évaluation unanimement acceptés et par là même à une carence de procédures normalisées et de qualification qui demeurent un frein à leur emploi.

I.3.4 Synthèse et objectifs de CND

Les méthodes non destructives sont présentées comme des outils très prometteurs et efficaces pour la caractérisation du béton. Leur capacité d'évaluation précoce et régulière peut être mise à profit pour assurer la sécurité structurale, la durabilité de l'infrastructure et de réduire le coût de réparation. Par contre, elles doivent faire face aux difficultés dues aux caractéristiques des infrastructures en béton : grandes dimensions, accès difficile et matériaux fortement hétérogènes. Pour ces raisons, les techniques d'END ne peuvent pas encore être largement appliquées au béton comme pour les matériaux de type métaux, composites.

En regardant les difficultés des mesures de CND, les configurations d'inspection fonctionnant depuis une seule face et éventuellement sous contact donc sont vivement souhaitées pour des applications in situ. Les techniques développées dans le futur doivent d'une part pouvoir quantifier les propriétés de manière locale ou globale pour toute la structure, et d'autre part être efficacement appliquées sur site.

I.4 Cadre de la thèse

I.4.1 Béton de peau

Dans le contexte général de la caractérisation du béton, l'évaluation du béton d'enrobage est un objectif très important. C'est l'objectif de cette thèse. En effet, l'optimisation des performances et la meilleure connaissance du béton d'enrobage et de son vieillissement constituent des facteurs de progrès essentiels pour assurer la protection des armatures contre la corrosion et la durabilité des ouvrages en général. L'Euro code 2 pour une structure en béton définit l'enrobage des armatures comme la distance entre la surface du béton et l'armature la plus proche [NF EN 1992-1-1]. Cette couche est aussi appelée béton de peau. Elle doit garantir la protection de l'acier contre la corrosion, la transmission des efforts d'adhérence et présenter une résistance au feu convenable. La valeur de l'enrobage minimum est renseignée dans l'Euro code 2 de façon détaillée. En pratique, le dimensionnement du béton de peau conduit à des épaisseurs minimales de 10 mm à 65 mm plus une marge de calcul pour tolérance d'exécution [NF EN 1992-1-1]. L'épaisseur choisie pour un cas déterminé dépend, entre autres conditions, de la conception et de l'exposition aux conditions environnementales.

En termes de composition et de microstructure, le béton de peau contient des éléments d'un béton ordinaire non renforcé. Les granulats dans cette couche sont de taille plus petite que ceux du volume. Les raisons sont une vibration importante lors du coulage et un contact avec les moules/coffrages qui conduit à une décroissance de la densité granulaire du fait de la restriction de mouvement des particules adjacentes à la surface. En effet, Kreijger [Kreijger 1984] a étudié la composition de la peau du béton et

a remarqué que le contenu d'air, de ciment et de particules fines, tous sont plus élevés. Le rapport E/C est aussi différent, le contenu en granulats est moindre. La porosité du béton de peau est généralement plus importante que celle du béton de masse.

En termes de pathologie, l'enrobage est connu comme la partie la plus dégradée dans la structure en béton en raison du contact direct avec l'environnement et les actions mécaniques. Les pathologies déjà énoncées: carbonatation, attaque de chlorures, endommagement vont réduire l'étanchéité du béton.

Le contrôle de cette couche est donc un enjeu essentiel pour l'évaluation d'une structure en béton armée. C'est pourquoi notre travail a été de mettre en œuvre les mesures ultrasonores de surface qui ont des profondeurs d'inspection de l'ordre de la longueur d'onde et qui sont donc en mesure d'ausculter préférentiellement ce béton de peau.

I.4.2 Méthode de caractérisation

Suivant le contexte de la caractérisation du béton de peau présenté ci-dessus, nous tentons de développer dans cette thèse des mesures ultrasonores en surface basées sur l'acoustique non linéaire pour plusieurs raisons. Premièrement, seuls les ultrasons sont liés directement aux propriétés mécaniques du béton. Le béton de peau pourrait être évalué localement par les ondes propagées en surface. Deuxièmement, le béton présente un comportement non linéaire important à développer. Un grand nombre des techniques d'acoustique non linéaire ont montré effectivement leur efficacité à évaluer différents problèmes de vieillissement du béton (§-I.3.3.2.2). Finalement, les techniques ultrasonores en surface ayant besoin d'une seule face d'accès ont un grand potentiel de transposition in situ.

I.4.3 Pathologies étudiées

En lien avec l'objectif général (béton de peau) les pathologies que nous étudierons dans cette thèse sont l'endommagement thermique et la carbonatation. La première, est connue pour générer un fort endommagement diffus et pour son impact important sur les paramètres mesurés par CND dans la littérature [Kim 2012, Payan 2014]. Les procédures maîtrisées de l'échauffement pour les éprouvettes de petites dimensions en laboratoire, conduisent à supposer que le problème thermique affecte de manière homogène l'éprouvette ce qui permet d'éviter la présence de gradient d'endommagement. Pour ces raisons l'endommagement thermique servira à valider les méthodes d'END proposées.

La deuxième pathologie, la carbonatation, est une problématique majeure dans la gestion des structures par son lien direct avec la corrosion des armatures. Cette pathologie qui affecte généralement une faible couche de surface est connue pour n'être que difficilement détectable par les techniques d'END. Ainsi, l'évaluation de la carbonatation était un objectif important dans le cadre du projet national [EVADEOS].

Un contrôle précoce par les méthodes d'END proposées sera une avancée importante pour optimiser les plans de maintenance et réduire les coûts associés.

I.5 Conclusion

Le chapitre I permet de poser les connaissances de base du béton qui est vraiment un matériau « vivant ». La complexité de la composition et donc de la microstructure est connue comme une cause de sa forte variabilité temporelle et aussi spatiale. Le béton subit des impacts mécaniques durant son service et aussi des contraintes environnementales. La dégradation du béton en fonction du temps peut donc être due à plusieurs origines. Le comportement mécanique du béton qui est initialement non linéaire hystérétique, voit la non-linéarité augmenter avec l'endommagement.

Le diagnostic et la caractérisation de l'état de structures en béton, en particulier par les techniques de CND, ont un rôle très important. Ils permettent d'assurer la sécurité et de réduire le coût des réparations des structures de différents types (bâtiments résidentiels, central nucléaire, etc.).

Les techniques de CND en général et ultrasonores particulièrement sont souvent mise en œuvre pour contrôler les défauts. Aujourd'hui, elles jouent un rôle important pour prédire l'endommagement du matériau grâce à leur sensibilité élevée aux évolutions de la microstructure. C'est dans ce contexte que le CND du béton est en plein essor depuis une quinzaine d'année.

Nous choisissons de développer dans ce travail les mesures ultrasonores en surface basées sur l'acoustique non linéaire pour évaluer localement le béton de peau. Les mesures en surface ayant besoin d'une seule face d'accès ont un grand potentiel pour les applications sur site.

Ce travail constitue la phase de recherche en laboratoire où les tests sont conduits sur les éprouvettes de dimensions finies. Deux problèmes typiques dans le contexte de la durabilité du béton seront étudiés, l'endommagement thermique et la carbonatation. Une des raisons importantes du choix de ces pathologies provient du volume affecté d'un point de vue physique. L'endommagement thermique est connu comme un endommagement diffus dans tout le volume, tandis que la carbonatation est un problème de surface et toujours un défi pour le CND en génie civil.

Le chapitre II par la suite se focalise sur la théorie et les développements des ultrasons pour la caractérisation du béton, en particulier pour de l'acoustique non linéaire. Les développements de mesures expérimentales utilisant des ondes de surface pour évaluer le béton de peau seront présentés dans le chapitre III et le chapitre IV.

Chapitre II

Ultrasons et mesures ultrasonores pour le contrôle non destructif du béton

II.1 Introduction

Le contrôle par ultrasons présentés de manière générale dans le chapitre I est une des techniques les plus utilisées dans le domaine du CND. A ce jour, la littérature des ultrasons est largement développée en termes de modèles analytiques, numériques et de mesures expérimentales. Les phénomènes physiques de la propagation des ondes et leurs applications aux mesures sur les matériaux sont différents. En résumé, ce deuxième chapitre constitue un bilan qui présente l'étude des ultrasons dans le cas du béton. Quelles sont les conditions et hypothèses relatives aux théories de propagation d'ondes pour qu'elles puissent être appliquées au cas du béton ? Quels sont aujourd'hui les points caractéristiques d'avancement de la théorie classique ? Nous nous focalisons particulièrement sur les études qui concernent les ondes de Rayleigh pour leur potentialité d'application « in situ » et le phénomène de diffusion qui est prépondérant dans le béton. Ces deux notions contribuent à la base de nos développements expérimentaux présentés dans les chapitres suivants.

Ce chapitre est organisé en deux grandes parties. La première partie présente la physique des ultrasons dans le béton avec la formulation des équations d'onde classiques dans les milieux homogènes et la prise en compte du caractère hétérogène du béton. L'objectif de cette première partie est de fournir une vue globale de l'état de l'art sur la propagation d'une onde ultrasonore dans le béton. Les théories acoustiques sont présentées suivant la chronologie : théorie linéaire, théorie non linéaire classique et théorie non linéaire non classique. Chaque partie est en lien avec les différentes échelles présentes dans le béton. L'approche linéaire est attachée à l'échelle macroscopique tandis que l'approche non linéaire est considérée dans les échelles plus petites où l'interaction non linéaire des ondes avec les éléments d'hétérogénéité du béton est prise en compte. Certains comportements sont expliqués par des modèles analytiques, et certains autres ne sont décrits à ce jour que par les lois phénoménologiques simplifiées qui servent la pratique des évaluations non destructives. La présentation des ondes de Rayleigh est particulièrement étudiée ainsi que la diffusion des ondes parce qu'elles sont les principaux outils d'auscultation utilisés dans les méthodes de mesure expérimentale expliquées dans les chapitres III et IV.

Si la première partie fournit un aperçu de la théorie de propagation d'onde dans le béton, la deuxième partie d'étude s'oriente vers les méthodes d'évaluation expérimentale, et particulièrement l'acoustique non linéaire qui est la base des études développées dans les chapitres suivants. L'acoustique non linéaire

est décrite dans la littérature comme permettant à la fois d'approcher l'explication des manifestations complexes dans un matériau fortement hétérogène et montrent une sensibilité élevée par rapport aux méthodes linéaires lors d'évaluation d'états endommagés du matériau. Plus précisément, nous présentons en détails une méthode d'acoustique non linéaire du nom de Dynamic Acousto-Elastic Testing (DAET). La mise en évidence du principe et des conditions de la mesure DAET étudiés dans la littérature montre le potentiel et la faisabilité des mesures présentées dans les chapitres III et IV.

A ce jour, les applications industrielles dans le domaine du CND du béton se basent principalement sur la théorie de l'acoustique linéaire. L'acoustique non linéaire peut être développée et transposée comme un nouvel outil plus efficace et peut devenir à terme une méthode industrielle. Dans ce contexte, cette thèse contribue aux premières étapes de la phase de recherche et développement en laboratoire.

II.2 Physiques des ultrasons dans le béton

En termes de fréquence, les ultrasons correspondent aux ondes de fréquence supérieure à 20 kHz. Les ondes perceptibles par l'oreille humaine ont un contenu fréquentiel d'environ 20 Hz à 20 kHz. Physiquement, un son est décrit par une onde mécanique qui se propage au travers de supports fluides, solides, gazeux. Une onde mécanique est définie comme la propagation d'une perturbation locale dans un milieu avec une vitesse déterminée qui dépend de caractéristiques du milieu. Dans une onde mécanique, il n'y a pas de déplacement de matière mais un transport d'énergie. Pour un matériau hétérogène comme le béton où le milieu peut être considéré avec différentes phases (solide des granulats, gaz des porosités) et à différentes échelles (d'atomique à macroscopique), l'étude de propagation d'onde devient complexe et présente différents phénomènes pour chaque échelle.

II.2.1 Contexte de matériau « multi échelle »

Un des éléments théoriques importants des ondes mécaniques est la longueur d'onde. Cette grandeur physique est une caractéristique spatiale importante lors de l'interaction entre les ondes et les éléments rencontrés pendant le parcours. En général, des ondes aux fréquences différentes ayant des longueurs d'onde différentes interrogent différentes échelles de la structure du béton.

A l'échelle macroscopique le béton est considéré comme un solide « parfait » ayant les propriétés physiques équivalentes. L'élément unitaire de la structure est de l'ordre centimétrique, la distribution des granulats dans la matrice de la pâte du ciment est considérée comme uniforme. La propagation des ondes peut être décrite par la théorie de l'acoustique linéaire. La longueur d'onde est supérieure aux dimensions des granulats. L'acoustique linéaire est expliquée et écrite à partir de la théorie d'élasticité. La déformation générée par les ondes est très petite et le front d'ondes est supposé plan. Les évaluations par ultrasons à cette échelle fournissent les informations moyennes en volume, par exemple la vitesse d'onde est mesurée simplement par le rapport entre le parcours et temps de vol du front d'onde. Toutes les propriétés de la propagation d'onde à cette échelle sont présentées dans la théorie de l'acoustique linéaire (§-II.2.2).

A l'échelle granulaire on considère l'interaction des ondes ayant une longueur d'onde de l'ordre de la taille des éléments tels que les grains ou les fissures. La composition du béton à cette échelle prend en

compte les granulats avec la présence d'interfaces entre eux et la pâte du ciment ou les pores (phase liquide ou gaz). La propagation d'une onde à travers ces éléments est caractérisée principalement par la diffusion ou plus généralement la multidiffusion. Ces phénomènes sont expliqués à la base par l'acoustique linéaire et la géométrie complexe des inclusions qui permet la multidiffusion. Les évaluations du CND à cette échelle fournissent principalement les informations sur les tailles et taux volumiques des granulats ou de porosité.

A l'échelle atomique on étudie l'effet de la microstructure complexe du béton sur les ondes. La présence des inhomogénéités comme les microfissures, la porosité conduisent à la concentration de contrainte autour de ces dernières. Typiquement, dans le cas où le déplacement des atomes est suffisamment important, la propagation d'onde génère des phénomènes non linéaires. Ces phénomènes sont dus aux effets acousto-élastiques, qui peuvent être expliqués par la théorie de l'élasticité non linéaire classique de Landau et Lifshitz [Landau 1958]. En pratique du CND, la non-linéarité classique est observée à travers la propagation d'onde comme la génération d'harmoniques et la modulation fréquentielle des ondes. Nous présentons les paramètres non linéaires représentatifs de cette théorie dans la section §-II.2.3.1 et leur quantification expérimentale dans la section §-II.3.2.

L'échelle mésoscopique est l'échelle la plus critique du béton. L'élasticité à cette échelle est introduite pour expliquer les origines du comportement non linéaire hystérétique du béton [Guyer 1999, Ostrovsky 2001]. Ces derniers auteurs ont suggéré que les matériaux présentant une réponse non linéaire hystérétique forment une nouvelle classe de matériaux caractérisée par l'élasticité non linéaire mésoscopique. Le comportement hystérétique du béton a été observée non seulement dans la relation contrainte-déformation à travers les cycles de chargement /déchargement dans essais statiques (§-I.2.3), mais aussi dans les essais dynamiques [Van Den Abeele 2000-3]. La non-linéarité de cette échelle est attachée à l'échelle microscopique du béton, et peut être expliquée par les contacts « non parfaits » sous sollicitation de cisaillement ou de traction/compression tels que le frottement entre les granulats, l'adhésion/glisement et contact temporel des fissures (stick slip). Ces éléments de contacts sont de grandes dimensions par rapport à l'échelle atomique mais de petites dimensions au regard de la longueur d'onde dans la gamme de fréquence pratiquement exploitée. Dans le domaine du CND, l'objectif des mesures est de caractériser le matériau surtout en état endommagé en se basant sur la quantification la non-linéarité.

II.2.2 Acoustique linéaire

Comme introduit ci-dessus, la théorie d'acoustique linéaire se base sur l'élasticité linéaire et le milieu de propagation est considéré comme « parfait » (homogène, isotrope, élastique et linéaire). En plus, la déformation reste infinitésimale, suffisamment faible pour considérer que la réponse du milieu à toute sollicitation acoustique varie proportionnellement à l'amplitude de la source excitatrice, et que la fréquence de l'excitation soit conservée comme fréquence de propagation dans le milieu. Devant toutes ces conditions, la propagation d'une onde mécanique est décrite par la propagation du champ de déplacement \bar{u} d'un volume élémentaire (particule) du milieu autour de sa position équilibre. Nous résumons ci-dessous la formulation des équations d'onde dans le cas d'acoustique linéaire. En effet, la formulation de champ de déplacement \bar{u} se base sur la loi de conservation de mouvement dans le cas

général d'absence de forces extérieures (équation II-1). Le milieu est supposé avoir une masse volumique ρ constante.

$$\rho \bar{\gamma} = \text{div}(\bar{\sigma}) \quad (\text{II-1})$$

Où $\bar{\gamma}$ est le champ d'accélération et $\bar{\sigma}$ est tenseur de contrainte liée au déplacement par la loi de Hooke. Le champ de vitesse \bar{v} et d'accélération $\bar{\gamma}$ sont liés au champ de déplacement \bar{u} par les relations exprimées par l'équation II-2 et l'équation II-3. Le tenseur de contrainte est exprimé en relation avec le tenseur de déformation $\bar{\varepsilon}$ selon l'équation II-4 et avec le champ de déplacement au final selon l'équation II-6 grâce à l'équation II-5.

$$\bar{v} = \frac{\partial \bar{u}}{\partial t} \quad (\text{II-2})$$

$$\bar{\gamma} = \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial t^2} \quad (\text{II-3})$$

$$\bar{\sigma} = \lambda \text{Tr}(\bar{\varepsilon}) \bar{I} + 2\mu \bar{\varepsilon} \quad (\text{II-4})$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{2} (\overline{\text{grad}}(\bar{u}) + \overline{\text{grad}}^T(\bar{u})) \quad (\text{II-5})$$

$$\text{div}(\bar{\sigma}) = (\lambda + \mu) \overline{\text{grad}}[\text{div}(\bar{u})] + \mu \Delta \bar{u} \quad (\text{II-6})$$

Où λ et μ sont des coefficients de Lamé. Le symbole Δ désigne l'opérateur laplacien. En remplaçant l'équation II-3 et l'équation II-6 dans l'équation II-1, nous avons l'expression du champ de déplacement \bar{u} dans le milieu de propagation (équation II-7).

$$\rho \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial t^2} - (\lambda + \mu) \overline{\text{grad}}[\text{div}(\bar{u})] - \mu \Delta \bar{u} = \bar{0} \quad (\text{II-7})$$

Cette expression du champ de déplacement est valable pour le cas 3D. Dans le système cartésien, supposant que le champ de déplacement \bar{u} se décompose en base (u_x, u_y, u_z) .

II.2.2.1 Ondes de volume

Le premier type d'onde expliqué par la théorie d'acoustique linéaire est l'onde de volume. Ce type d'onde définit des ondes qui se propagent dans le volume sans effets de bord (milieu infini) et caractérise l'isotropie de l'élasticité linéaire. Sans restrictions, conformément au théorème de Poisson, tout vecteur peut s'écrire comme la somme d'un gradient (champ scalaire ϕ) et d'un rotationnel (champ vectoriel $\bar{\psi}$) (équation II-8).

$$\bar{u} = \overline{\text{grad}}(\phi) + \overline{\text{rot}}(\bar{\psi}) \quad (\text{II-8})$$

De part les propriétés mathématiques d'un champ scalaire et d'un champ vectoriel, nous avons $\overline{\text{rot}}(\phi) = \bar{0}$ et $\text{div}(\bar{\psi}) = 0$. En utilisant ces propriétés dans la substitution de l'équation II-8 à l'équation II-7, en additionnant et en utilisant les transformations mathématiques $\text{div}(\overline{\text{grad}}\phi) = \Delta\phi$ et $\text{div}(\overline{\text{rot}}(\bar{\psi})) = 0$ pour le développement, on obtient donc :

$$\overline{\text{grad}} \left\{ \rho \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} - (\lambda + 2\mu) \Delta \phi \right\} + \overline{\text{rot}} \left\{ \rho \frac{\partial^2 \bar{\psi}}{\partial t^2} - \mu \Delta \bar{\psi} \right\} = \bar{0} \quad (\text{II-9})$$

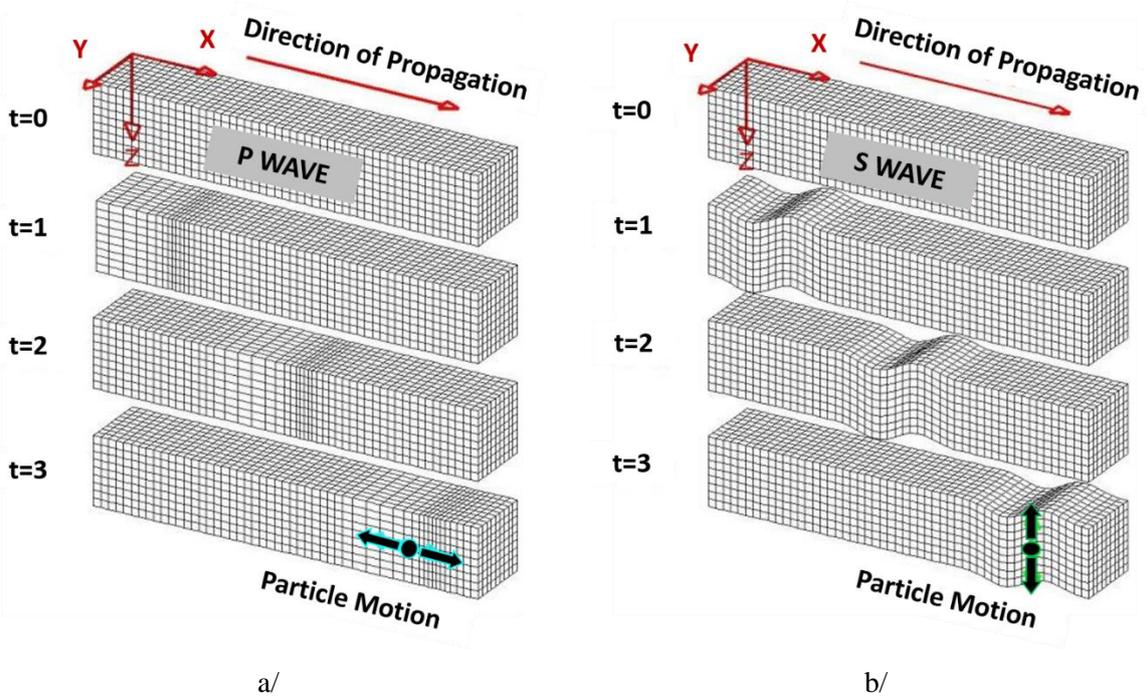
Il est nécessaire et suffisant que les champs scalaires et vectoriels soient nuls pour que cette équation soit satisfaite. On obtient par la suite:

$$\begin{cases} \rho \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} - (\lambda + 2\mu)\Delta\phi = 0 & \text{(II-10)} \\ \rho \frac{\partial^2 \bar{\psi}}{\partial t^2} - \mu\Delta\bar{\psi} = 0 & \text{(II-11)} \end{cases}$$

Il est alors possible de reconnaître la forme des équations d'Alembert :

$$\begin{cases} \Delta\phi - \frac{\rho}{\lambda + 2\mu} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} = 0 & \text{(II-12)} \\ \Delta\bar{\psi} - \frac{\rho}{\mu} \frac{\partial^2 \bar{\psi}}{\partial t^2} = 0 & \text{(II-13)} \end{cases}$$

Ces relations permettent de définir deux types d'onde. Le potentiel scalaire décrit la propagation d'une onde de compression (longitudinale) avec la vitesse $V_L = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$, tandis que le potentiel vectoriel décrit la propagation d'une onde de cisaillement (transversale) avec la vitesse $V_T = \sqrt{\mu/\rho}$. Effectivement, l'onde de compression est caractérisée par un mouvement des particules parallèle à la direction de propagation d'onde et qui progresse par des séries successives de compressions et de dilatations du volume (Figure II.10-a). Ce type d'onde est souvent appelé l'onde P (lettre P de « Pressure wave » en anglais). L'onde de cisaillement est appelée l'onde S (lettre S de « Shear wave »), est caractérisée par un mouvement perpendiculaire des particules par rapport à la direction de propagation d'onde (Figure II.10-b). L'onde S possède deux degrés de liberté SH (horizontal) et SV (vertical) correspondant aux deux polarisations perpendiculaires à la direction de propagation.



<http://eduseis.na.infn.it/didattica/moduloIII/P.jpg> <http://eduseis.na.infn.it/didattica/moduloIII/S.jpg>

Figure II.10 : Description des ondes de volume ; a/ ondes de compression (onde P) et b/ ondes de cisaillement (onde S), le cas de SV (polarisation verticale).

Il est à noter que les vitesses V_L et V_T des ondes de volume sont constantes pour un matériau homogène isotrope et dépendent des coefficients de Lamé. Il est également possible de définir ces vitesses en fonction de module d'Young E et coefficient de Poisson ν d'un matériau en utilisant les relations entre ces coefficients et les coefficients de Lamé (équation II-14 et II-15).

$$V_L = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (\text{II-14})$$

$$V_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad (\text{II-15})$$

$$\rightarrow \frac{V_L}{V_T} = \sqrt{\frac{2(1-\nu)}{1-2\nu}} = \sqrt{2 + \frac{\lambda}{\mu}} \quad (\text{II-16})$$

On remarque que les ondes longitudinales sont toujours plus rapides que les ondes transversales. En effet, selon l'équation II-16 on a $V_L \geq \sqrt{2}V_T$ parce que les coefficients de Lamé sont toujours positifs. En plus, les relations exprimées dans l'équation II-14 et l'équation II-15 sont souvent utilisées dans le domaine du CND pour évaluer les propriétés élastiques du matériau en déduisant des valeurs de vitesses mesurées expérimentalement.

Les grandeurs théoriques d'une onde

Pour résoudre l'équation d'onde de type d'Alembert comme dans les équations II-12 et II-13, les solutions sinusoïdales, dites harmoniques ou monochromatiques sont souvent exploitées (équation II-17).

$$A = A_0 \cos(\omega t - kr) \quad (\text{II-17})$$

A partir de cette solution, les grandeurs théoriques d'une onde sont introduites telles que la pulsation ω liée à la fréquence f et la période T , la longueur d'onde λ_0 et le nombre d'onde k .

La pulsation ω , la fréquence f et la période T représentent les propriétés périodiques d'une onde sinusoïdale. La fréquence f est aussi comprise comme variable indépendante dans l'analyse spectrale d'un signal contenant plusieurs ondes monochromatiques. Ces éléments sont reliés par les relations d'un phénomène périodique classique (équation II-18).

$$\omega = 2\pi f = \frac{2\pi}{T} \text{ (rad/s)} \quad (\text{II-18})$$

Il est à noter que le terme « fréquence » n'existe que pour une onde monochromatique définie dans les équations analytiques. Par contre dans les essais expérimentaux de génération d'onde par un transducteur piézoélectrique, la fréquence considérée est en général la fréquence centrale d'un paquet des ondes sinusoïdales émis par le transducteur.

La longueur d'onde est notée λ_0 pour la distinguer du coefficient de Lamé λ . C'est une grandeur physique homogène à une longueur, défini comme la distance entre deux états identiques consécutifs de l'onde. Le cas simple est la distance séparant deux maxima consécutifs de l'amplitude. La longueur d'onde dépend de la vitesse de propagation de l'onde dans le milieu qu'elle traverse (équation II-19). Lorsque l'onde passe d'un milieu à un autre, sa fréquence reste inchangée mais sa longueur d'onde varie à cause de la vitesse de propagation qui est différente.

$$\lambda_0 = V * T = \frac{V}{f} (m) \quad (\text{II-19})$$

Où V est la vitesse d'onde monochromatique dépendant du milieu de propagation.

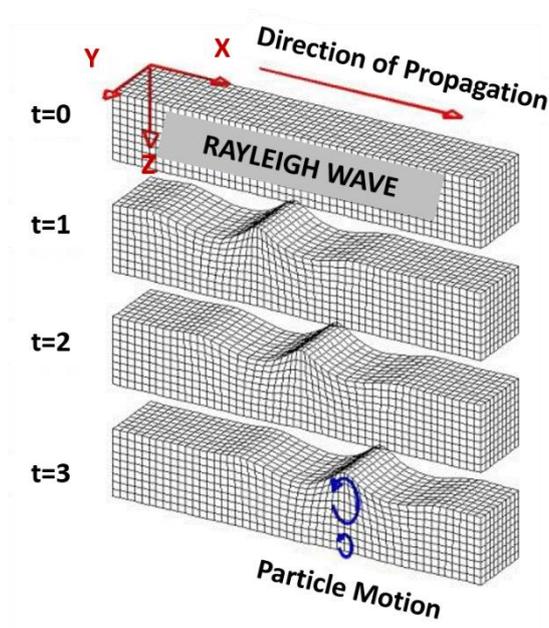
Le nombre d'onde k est une grandeur proportionnelle au nombre d'oscillations qu'effectue une onde par une unité de longueur.

$$k = \frac{\omega}{V} = \frac{2\pi}{\lambda_0} (rad/m) \quad (\text{II-20})$$

II.2.2.2 L'onde de Rayleigh

En considérant un milieu fini limité par soit une surface libre, soit une surface de séparation avec un autre milieu de caractéristiques différentes, il est démontré qu'il existe des ondes de surface qui se forment à ces interfaces. Une onde de surface est en général la combinaison des ondes de volume prenant en compte les conditions aux limites de la surface. Il y a plusieurs types d'ondes de surface et leur formation dépend des conditions initiales et géométriques. Ainsi ont été définies les ondes de Lamb, les ondes de Love, les ondes de Stoneley, les ondes de Scholte, etc. Le type d'onde de surface le plus exploité dans le CND en génie civil, notamment pour leur caractère très énergétiques, sont les ondes de Rayleigh, du nom du physicien Lord Rayleigh qui en découvrit l'existence en 1885. Il a montré l'existence de ces ondes sous la surface libre d'un milieu solide considéré semi-infini.

Dans un milieu semi-infini, isotrope, élastique linéaire, l'onde de Rayleigh se propage à la vitesse V_R inférieure à la vitesse de l'onde transversale V_T . Le mouvement des particules d'une onde de Rayleigh plane est sous la forme d'une ellipse (Figure II.11). Le vecteur de déplacement contient deux composantes, une de direction perpendiculaire à la surface et une autre parallèle à la surface selon la direction de propagation.



(<http://eduseis.na.infn.it/didattica/moduloIII/R.jpg>)

Figure II.11 : Description du mouvement des particules d'onde de Rayleigh

La démonstration analytique des ondes de Rayleigh se base sur la propagation d'une onde plane dans un milieu élastique semi-infini proche d'une surface libre plane. Le but est de chercher la solution d'équation du mouvement (équation II-7) qui correspond la perturbation des particules par la présence de la surface, c'est-à-dire celle qui satisfait les conditions de contraintes nulles à la surface. Pour un modèle simplifié, sur la base du repère (Figure II.11), l'onde de Rayleigh plane est supposée se propager selon l'axe x . Le champ de déplacement est donc indépendant de y . On définit par la suite deux potentiels ϕ et ψ tel que :

$$u_x = \frac{\partial \phi}{\partial x} + \frac{\partial \psi}{\partial z} \quad \text{et} \quad u_z = \frac{\partial \phi}{\partial z} - \frac{\partial \psi}{\partial x} \quad (\text{II-21})$$

Vu que les composantes de champ de déplacement dans ce modèle simplifié ne sont les fonctions que de x et de z . On obtient donc :

$$\text{div}(\bar{u}) = \frac{\partial u_x}{\partial x} + 0 + \frac{\partial u_z}{\partial z} = \nabla^2 \phi \quad (\text{II-22})$$

$$\overline{\text{rot}}(\bar{u}) = \left(0, \frac{\partial u_z}{\partial x} - \frac{\partial u_x}{\partial z}, 0 \right) = -2\nabla^2 \psi \quad (\text{II-23})$$

Ces équations montrent que ϕ est associé à la dilatation et ψ est associé à la rotation du champ de déplacement. La considération de ces deux potentiels permet de séparer les effets de dilatation et de rotation dans le milieu.

Ensuite, en remplaçant l'expression des potentiels ϕ et ψ dans les projections de l'équation II-7 sur les trois axes cartésiens, on obtient :

$$\begin{array}{l} \text{sur } x : \\ y : \\ z : \end{array} \left| \begin{array}{l} \rho \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} \right) + \rho \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \right) = (\lambda + 2\mu) \frac{\partial}{\partial x} (\nabla^2 \phi) + \mu \frac{\partial}{\partial z} (\nabla^2 \psi) \\ \text{Le champ de déplacement est indépendant de } y \\ \rho \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} \right) - \rho \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \right) = (\lambda + 2\mu) \frac{\partial}{\partial z} (\nabla^2 \phi) - \mu \frac{\partial}{\partial x} (\nabla^2 \psi) \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(II-24)} \\ \\ \text{(II-25)} \end{array}$$

Ces relations étant vérifiées pour toutes les valeurs de x et z , ces équations sont satisfaites seulement quand :

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2} = \frac{(\lambda + 2\mu)}{\rho} \nabla^2 \phi = V_L^2 \nabla^2 \phi \\ \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} = \frac{\mu}{\rho} \nabla^2 \psi = V_T^2 \nabla^2 \phi \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} \text{(II-26)} \\ \text{(II-27)} \end{array}$$

Les expressions (II-26) et (II-27) nous montrent que les ondes de Rayleigh sont une combinaison des ondes de volume (l'onde de compression décrite par ϕ et l'onde de cisaillement décrite par ψ).

A l'étape suivante, on considère la solution harmonique des ondes de Rayleigh se propageant dans la direction de x avec la vitesse V_R , la pulsation ω , le nombre d'onde k et la longueur d'onde λ_R .

$$\phi = F(z) e^{i(\omega t - kx)} \quad \text{(II-28)}$$

$$\psi = G(z) e^{i(\omega t - kx)} \quad \text{(II-29)}$$

Où $F(z)$ et $G(z)$ qui déterminent les amplitudes de deux polarisations en fonction de z . En remplaçant ces expressions de ϕ et ψ dans l'équation II-26 et l'équation II-27, respectivement, et en prenant la solution générale de forme exponentielle des équations différentielles, on obtient :

$$\phi = A \exp[-mz + i(\omega t - kx)] \quad \text{(II-30)}$$

$$\psi = B \exp[-nz + i(\omega t - kx)] \quad \text{(II-31)}$$

Où A et B sont des constantes, m et n satisfont :

$$m^2 = k^2 - \frac{\omega^2}{V_L^2} \text{ et } n^2 = k^2 - \frac{\omega^2}{V_T^2} \quad \text{(II-32)}$$

Ensuite les conditions aux limites de contraintes nulles sont prises en compte : $\sigma_{zz} = \sigma_{zy} = \sigma_{zx} = 0$ en $z = 0$. Le champ de déplacement étant indépendant de y , $\sigma_{zy} = 0$ est satisfait et :

$$\sigma_{zz} = \lambda \Delta u + 2\mu \frac{\partial u_z}{\partial z} = (\lambda + 2\mu) \frac{\partial^2 \phi}{\partial z^2} + \lambda \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} - 2\mu \frac{\partial^2 \psi}{\partial x \partial z} = 0 \quad \text{(II-33)}$$

$$\sigma_{zx} = \mu \left(\frac{\partial u_x}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial x} \right) = \mu \left(2 \frac{\partial^2 \phi}{\partial x \partial z} - \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} \right) = 0 \quad \text{(II-34)}$$

En développant l'expression de ϕ selon l'équation II-30 et de ψ selon l'équation II-31 pour l'équation II-33 et l'équation II-34, et substituant le rapport de A/B dans les deux équations, on obtient l'équation II-35:

$$16 \left(1 - \frac{V_R^2}{V_L^2}\right) \left(1 - \frac{V_R^2}{V_T^2}\right) = \left[2 - \frac{(\lambda + 2\mu) V_R^2}{\mu V_L^2}\right]^2 \left(2 - \frac{V_R^2}{V_T^2}\right)^2 \quad (\text{II-35})$$

Selon l'équation II-16, on obtient :

$$\frac{V_L^2}{V_T^2} = \frac{\lambda + 2\mu}{\mu} = \frac{2(1 - \nu)}{1 - 2\nu} = \frac{1}{\alpha^2} \text{ donc } V_T = \alpha V_L$$

$$\text{et } \frac{V_R}{V_T} = q$$

On a au final l'équation d'une seule variable q qui est le rapport entre la vitesse de l'onde de Rayleigh et l'onde transversale (équation II-36).

$$q^6 - 8q^4 + (24 - 16\alpha^2)q^2 + (16\alpha^2 - 16) = 0 \quad (\text{II-36})$$

La solution réelle de cette équation doit satisfaire la relation qui est vérifiée expérimentalement entre les vitesses des ondes de volume et d'onde de Rayleigh :

$$0 < V_R < V_T < V_L$$

Cette condition impose $0 < q < 1$. Il est à noter que l'analyse d'onde de Rayleigh jusqu'à l'équation II-36 est limitée dans le cas d'onde monochromatique plane et que sa vitesse est indépendante de la fréquence et ne dépend que des constantes élastiques du milieu.

Viktorov [Viktorov 1967] a proposé une approximation de la solution de l'équation II-36, qui permet d'obtenir la vitesse des ondes de Rayleigh dans un milieu réel ($0 < \nu < 0.5$) selon l'équation II-37.

$$V_R = \frac{0.87 + 1.12\nu}{1 + \nu} V_T \quad (\text{II-37})$$

Dans le cas du béton ($0.18 < \nu < 0.28$), pour étudier l'amplitude des composantes horizontale et verticale en fonction de la profondeur z , on prend la valeur du coefficient de Poisson $\nu = 0.25$. Après avoir remplacé l'expression des potentiels ϕ de l'équation II-30, et ψ de l'équation II-31, on obtient :

$$m^2 = k^2 - \frac{\omega^2}{V_L^2} = k^2(1 - \alpha^2 q^2) \text{ et } n^2 = k^2 - \frac{\omega^2}{V_T^2} = k^2(1 - q^2) \quad (\text{II-38})$$

$$u_x = Ak \left[e^{-mz} - \frac{2mn}{(n^2 + k^2)} e^{-nz} \right] \sin(\omega t - kx) \quad (\text{II-39})$$

$$u_z = Am \left[e^{-mz} - \frac{2k^2}{(n^2 + k^2)} e^{-nz} \right] \cos(\omega t - kx) \quad (\text{II-40})$$

Avec $\nu = 0.25$ la solution de l'équation II-36 est obtenues avec $q = 0.9194$ et les valeurs de m et n en fonction de k suivantes: $m = 0.8475 * k$ et $n = 0.3933 * k$. Les amplitudes des composantes horizontale

u_x et verticale u_z de l'onde de Rayleigh en fonction de profondeur z sont alors approximées comme suit :

$$u_x \propto e^{-mz} - \frac{2mn}{(n^2 + k^2)} e^{-nz} = e^{-0.8475*kz} - 0.5773e^{-0.3933*kz} \quad (\text{II-41})$$

$$u_z \propto e^{-mz} - \frac{2k^2}{(n^2 + k^2)} e^{-nz} = e^{-0.8475*kz} - 0.7321e^{-0.3933*kz} \quad (\text{II-42})$$

Où le nombre d'onde k est relié avec la longueur d'onde par $k = 2\pi/\lambda_R$. Ainsi, pour les ondes de Rayleigh non dispersives de différentes fréquences donc de différentes longueurs d'onde, l'amplitude de leurs composantes peut être étudiée en fonction de la profondeur normalisée par leur longueur d'onde.

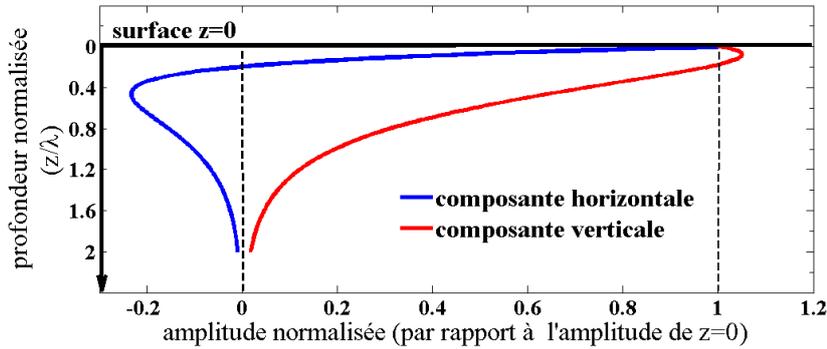


Figure II.12 : L'analyse d'amplitude des composantes de l'onde de Rayleigh en fonction de profondeur normalisée par la longueur d'onde.

L'amplitude de l'onde à la surface $z = 0$ est celle classiquement obtenue par mesure expérimentale. La courbe bleue dans la Figure II.12 montre que l'amplitude de la composante horizontale atteint zéro à une profondeur approximative de 0.19 fois la longueur d'onde λ_R . Cette amplitude change de signe aux profondeurs plus grandes. La courbe rouge de la composante verticale décrit l'amplitude de cette composante qui croît légèrement par rapport à sa valeur à la surface, atteint la valeur maximale pour $z/\lambda = 0.076$, et ensuite décroît de façon monotone en fonction de la profondeur. A la profondeur d'une longueur d'onde, l'amplitude des deux composantes des ondes de Rayleigh perd plus de 80 % par rapport à leur amplitude en surface. Cette profondeur est donc considérée comme la profondeur effective ou bien la profondeur d'investigation des ondes de Rayleigh dans des essais expérimentaux du CND [Kino 1985].

II.2.2.4 La propagation d'onde dans un milieu hétérogène

Par observation expérimentale, la propagation d'onde mécanique dans un milieu hétérogène tel que le béton manifeste clairement des phénomènes suivants : la dispersion, l'atténuation et la diffusion multiple. A ce jour, l'explication de ces phénomènes est réalisée par des modèles analytiques ou numériques, généralement basés sur la théorie de l'acoustique linéaire avec la prise en compte de coexistence des inclusions (granulats) et de la matrice (ciment durci).

II.2.2.4.1 La dispersion des ondes

Une onde est dispersive si sa vitesse dépend de la fréquence. Il est à noter que la vitesse d'une onde dans un milieu dépend intrinsèquement des propriétés mécaniques de ce dernier. L'origine de la dispersion des ondes peut donc provenir du milieu de propagation qui est alors dit « dispersif ».

Ce phénomène est remarqué dans le contexte de la génération d'onde quand on envoie un paquet d'onde qui contient plusieurs ondes monochromatiques. A la réception l'onde contient l'ensemble de fréquence émise mais leur temps d'arrivée différent, ce qui déforme la forme temporelle initiale du signal. La longueur d'onde dominante correspond à la fréquence qui transporte la plus énergie. La vitesse de groupe $V_g = \partial\omega/\partial k$ correspond au déplacement de l'enveloppe de l'onde, ou autrement dit, de l'énergie. Cette vitesse est une caractéristique des milieux dispersifs. La vitesse trouvée par l'inter-corrélation d'un paquet d'onde aux différentes positions du parcours est à rapprocher de la vitesse de groupe.

Les ondes de Rayleigh non dispersives en milieu homogène deviennent dispersives dans le cas d'un milieu dont les propriétés varient avec la profondeur. Cette propriété peut être utilisée pour caractériser des matériaux stratifiés ou à gradients continus de propriétés.

Chekroun [Chekroun 2008] a étudié numériquement et expérimentalement la dispersion des ondes de Rayleigh dans un milieu hétérogène. Les vitesses et atténuations sont déterminées à partir de celles des ondes de volume du milieu effectif obtenu par un modèle d'homogénéisation. L'idée pour un matériau hétérogène est dans une première étape de comprendre la variation des propriétés des ondes de Rayleigh en fonction des propriétés mécaniques ou géométriques du milieu implémenté dans le modèle. La deuxième étape concerne l'inversion du modèle à partir des propriétés dispersives mesurées expérimentalement (courbes de dispersion). Les résultats du modèle fournissent alors les propriétés mécaniques du milieu [Métais 2016].

II.2.2.4.2 L'atténuation des ondes

L'atténuation correspond à la perte d'amplitude (ou d'énergie) d'onde à la réception par rapport à celle de l'onde initiale en émission. Cette partie manquante est le résultat de différents facteurs : la divergence géométrique du faisceau, l'absorption du milieu ainsi que la diffusion causée par l'interaction entre les ondes et les diffuseurs du milieu.

La divergence géométrique est liée aux types de transducteur et au mode de génération de l'onde. Par exemple dans le cas d'une source ponctuelle émise dans un milieu semi infini, le front d'onde des ondes de volume décrit des demi-sphères concentriques tandis que celui des ondes de Rayleigh a une forme de cylindre. Le rayon du front d'onde dans les deux cas augmente progressivement en fonction de la distance de propagation (r). L'amplitude des ondes de volume et celle des ondes de Rayleigh s'atténue en $1/r$ et $1/\sqrt{r}$ respectivement. Pour une onde plane, la décroissance d'amplitude due à la divergence géométrique est nulle.

L'absorption est l'atténuation intrinsèque due à la conversion de l'énergie mécanique en chaleur par des phénomènes de friction interne liés à la viscosité, ainsi qu'au temps de relaxation des molécules au

sein du matériau (Ploix 2006). Ainsi cette absorption peut, dans le cas des matériaux hétérogènes, être rapprochée des pertes thermoélastiques résultant du comportement mécanique non linéaire.

La diffusion engendre une perte d'énergie due aux « diffuseurs » dans un matériau hétérogène (Figure II.13). Elle correspond à la réémission d'une fraction de l'énergie ultrasonore incidente dans toutes les directions de l'espace. Par conséquent, l'amplitude de l'onde transmise dans la même direction que l'onde incidente est diminuée. Le diffuseur dans le béton peut être un granulat, une porosité (pore qui contient de l'eau ou de l'air ou les deux) ou une fissure. La diffusion et la diffusion multiple présentée dans la partie suivante représentent la contribution la plus importante aux phénomènes d'atténuation dans le béton aux gammes de fréquence qui nous intéressent (100 kHz à 1 MHz).

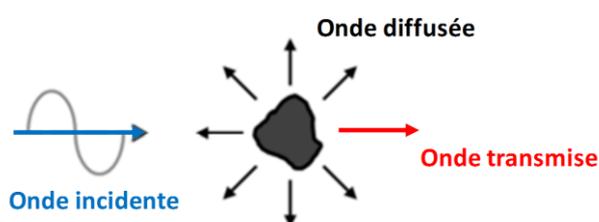


Figure II.13 : Diffusion simple sur une hétérogénéité.

Un modèle d'atténuation complet devrait prendre en compte les trois types d'atténuation ci-dessus. Dans plusieurs approches par les mesures expérimentales, l'absorption et la diffusion sont souvent regroupées [Chaix 2003, Chekroun 2008] et présentent une seule valeur d'atténuation intrinsèque qui décrit une décroissance exponentielle d'amplitude du signal acoustique en fonction de la distance de propagation. Dans le cas des ondes de volume (sous forme de solution harmonique), l'amplitude de l'onde $A(r)$ à un instant t peut être définie comme suit :

$$A(r, t) = A_0 e^{-\alpha r} \cos(\omega t - kr) \quad (\text{II-43})$$

Où α est considéré comme une propriété intrinsèque du matériau qui quantifie comment une onde mécanique s'atténue au long de son parcours de propagation. α est mesurée en Neper (Np) par unité de distance, Np/m . Dans le cas du béton, l'atténuation α est généralement croissante avec la fréquence et avec l'endommagement [Chaix 2003].

II.2.2.4.3 Phénomène de diffusion multiple

La diffusion multiple est décrite par le fait que l'onde est diffusée successivement par les différents diffuseurs qu'elle rencontre (Figure II.14). Le béton est un cas typique de matériau composé de deux phases: les granulats qui peuvent représenter jusqu'à 70% du volume total ainsi que les pores présents dans la matrice.

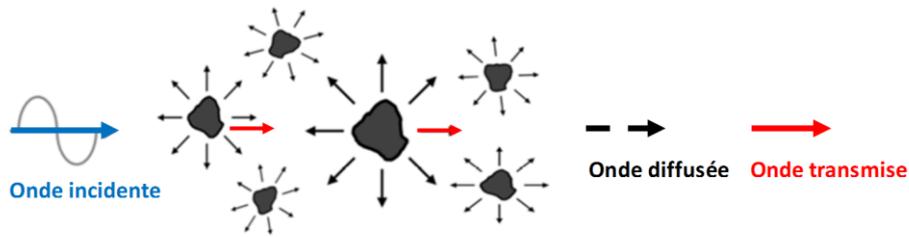


Figure II.14 : Diffusion multiple des ondes dans un milieu contenant plusieurs diffuseurs (granulats dans le cas du béton).

Le rapport entre la longueur d'onde λ et la taille caractéristique a des diffuseurs est un facteur important qui caractérise l'occurrence de la diffusion. Papadakis [Papadakis 1965] a proposé d'analyser la diffusion multiple suivant trois domaines :

- Le domaine géométrique : $\lambda \ll 2\pi a$ ou bien $ka \gg 1$
- Le domaine stochastique : $\lambda \approx 2\pi a$ ou bien $ka \approx 1$
- Le domaine Rayleigh : $\lambda \gg 2\pi a$ ou bien $ka \ll 1$

L'effet de la diffusion multiple est maximal lorsque la longueur d'onde devient comparable à la dimension caractéristique des diffuseurs, ce qui correspond au domaine stochastique.

Une des conséquences de la diffusion multiple nettement observée est l'atténuation de l'onde cohérente. Cette partie cohérente comprend les ondes transmises qui résistent au moyennage spatial. (Figure II.15).

Dans les milieux de type solide hétérogène, l'atténuation liée à l'absorption est souvent négligeable par rapport à celle due à la diffusion. Le libre parcours moyen est alors considéré comme le libre parcours moyen élastique l_e . Pour une fréquence donnée, ce paramètre peut être lié à l'atténuation par l'équation II-44 [Sornette 1989].

$$\alpha = \frac{1}{l_e} \quad (\text{II-44})$$

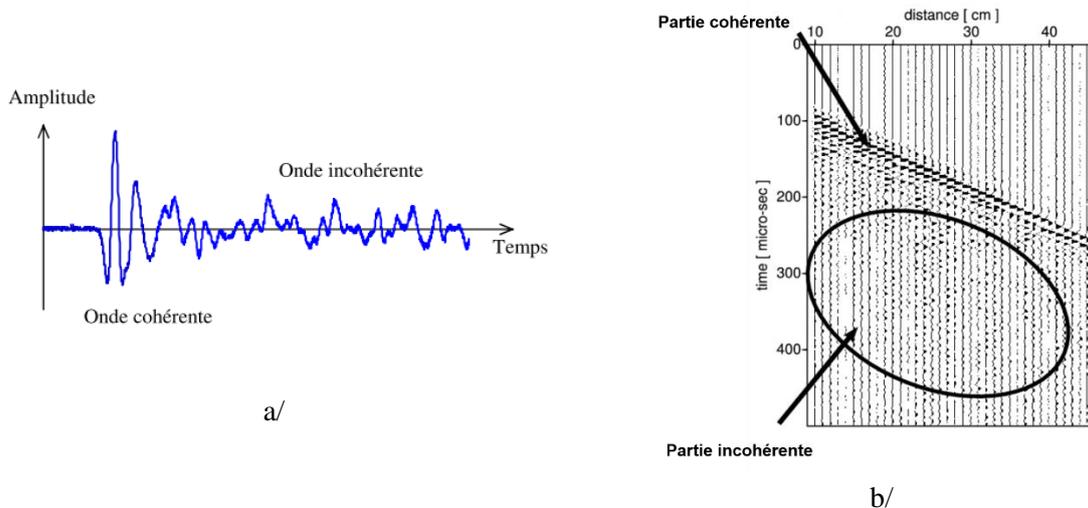


Figure II.15 : Exemples d'ondes cohérentes et ondes incohérentes dans le béton.

a/ Onde transmise à travers un échantillon de béton (fréquence centrale du transducteur est 250 kHz)

[Garnier 2010];

b/ Sismogramme mesuré sur un béton ($E/C= 0.65$, $D_{max}= 20$ mm) par des ondes de surface [Chekroun 2008].

La deuxième observation de la diffusion multiple est l'apparition des ondes incohérentes, qui arrivent plus tard par rapport à l'onde cohérente. Cette partie d'onde, appelée « coda » contient plusieurs ondes diffusées n'ayant pas parcouru le même trajet au sein du milieu en fonction des diffuseurs rencontrés. La coda peut être également considérée comme le résultat d'une série de conversion de mode lors des interactions avec les diffuseurs. Puisque la partie incohérente montre de fortes variations spatiales de phase et d'amplitude, elle est donc importante dans la description de la propagation d'onde dans les matériaux hétérogènes comme le béton.

Pour les applications dans le CND du béton, Quiviger ([Quiviger 2012]) a étudié la solution en 2D de l'équation de la diffusion ([Anugoda 2001]), celle qui exprime la variation spatio-temporelle dépendant de la fréquence de l'énergie d'onde.

$$\log(\langle E(r, t, f) \rangle) = C_0 - \log(Dt) - \frac{r^2}{4Dt} - \sigma t \quad (\text{II-45})$$

Où E est l'énergie d'onde, r est la position, t est le temps, f est la fréquence, C_0 est une constante dépendant de l'énergie générée par la source, D est la diffusivité et σ est la dissipation du matériau. La diffusivité est caractéristique de la microstructure du matériau. Elle dépend de la densité d'agrégats, de leur géométrie et de leur espacement moyen. La dissipation reflète les propriétés viscoélastiques du milieu et est essentiellement liée aux propriétés de la pâte de ciment dans le cas du béton [Anugoda 2001].

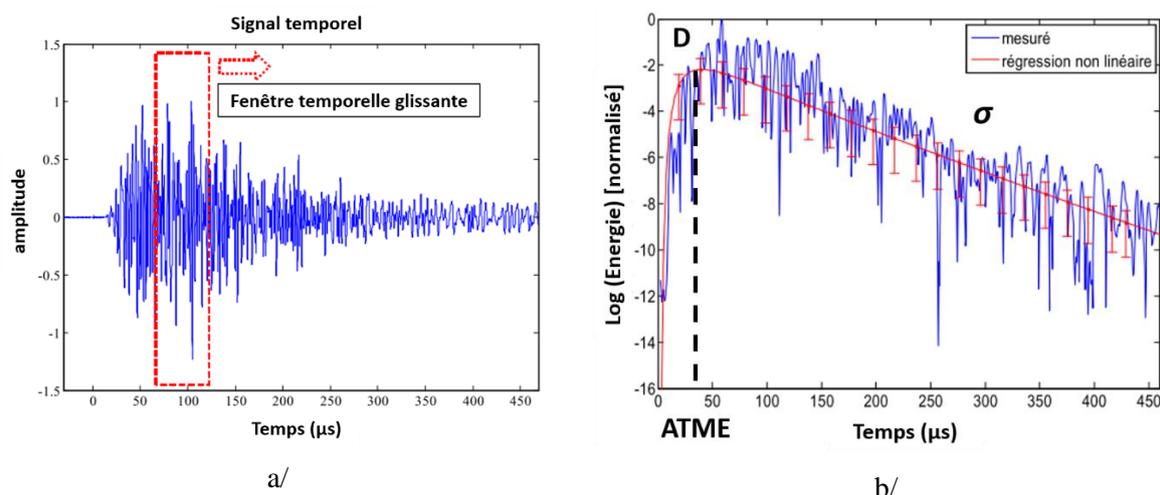


Figure II.16 : (a) Signal ultrasonore diffus ; (b) Représentation de la densité spectrale d'énergie en fonction du temps (courbe en pointillés) et la solution lissée (trait plein) [Quiviger 2012].

La Figure II.16-a montre un signal ultrasonore diffus typique dans du béton. La Figure II.16-b présente l'évolution de l'énergie au cours du temps. Dans ce travail, en plus de la diffusivité D et la dissipation σ , l'auteur a analysé un autre paramètre qui s'appelle le temps d'arrivée du maximum d'énergie (Arrival Time of the Maximum Energy en anglais), désigné ATME. La variation de ces trois paramètres a été analysée pour la caractérisation de fissures réelles dans le béton.

II.2.3 Acoustique non linéaire

Les théories d'acoustique linéaires présentées dans la partie ci-dessus se basent sur les hypothèses de l'élasticité linéaire, où le comportement du milieu de propagation est linéaire isotrope et la déformation reste infinitésimale. Il est à rappeler que le comportement mécanique des matériaux fortement hétérogènes est en général non linéaire, comme celui du béton présenté dans le chapitre I. La réponse non linéaire d'un matériau est souvent observée à travers les tests où il est soumis à une contrainte importante ou autrement dit lorsque la déformation imposée est suffisamment grande. Sous cette condition, la théorie de l'élasticité linéaire n'est plus valide et ne décrit plus exactement les phénomènes physiques observés expérimentalement notamment lors de la propagation d'ondes. L'acoustique non linéaire repose sur la théorie d'élasticité non linéaire qui prend en compte des termes d'ordre plus élevés dans la relation contrainte-déformation. Il s'agit alors d'étudier les propriétés particulières de la propagation des ondes dans les matériaux lors de fortes sollicitations. Le protocole de sollicitations peut être quasi-statique ou dynamique. L'avantage de l'acoustique non linéaire est sa haute sensibilité à des changements microstructuraux du matériau. Elle présente un grand potentiel pour la détection précoce des détériorations du matériau. L'investigation du comportement non linéaire des matériaux et structures présente donc un fort intérêt et beaucoup de domaines s'y intéressent comme la géoscience, la médecine et la science des matériaux. La partie suivante présente un aperçu des théories d'acoustique non linéaire classique et non classique.

II.2.3.1 Acoustique non linéaire « classique »

Un des effets non linéaires typiques de la propagation appelé « l'acousto-élasticité » est observé et étudié depuis les années 1925 [Brillouin 1925]. L'effet acousto-élastique est décrit en général par la variation de vitesse des ondes dans un matériau quand il est soumis à différents niveaux de contrainte statique. Dans le cas où la contrainte appliquée est suffisamment grande, les relations linéaires contrainte-déformation et contrainte-déplacement de la théorie linéaire classique ne sont plus valables. La théorie de Murnaghan [Murnaghan 1937] a pour la première fois décrit mathématiquement le comportement élastique non linéaire en prenant en compte la déformation finie dans un matériau isotrope. La théorie de Murnaghan écrit l'expression de l'énergie de déformation développée au troisième ordre par :

$$W_D = \frac{1}{2} C_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} + \frac{1}{2} C_{ijklmn} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \varepsilon_{mn} \quad (\text{II-46})$$

Où C_{ijkl} et C_{ijklmn} sont les tenseurs élastiques du deuxième et troisième ordre respectivement. Dans le cas d'un milieu isotrope, l'équation II-46 se simplifie et l'énergie de déformation s'écrit:

$$W_D = \frac{\lambda + 2\mu}{2} I_1^2 - 2\mu I_2 + \frac{l + 2m}{3} I_1^3 - 2m I_1 I_2 + n I_3 \quad (\text{II-47})$$

Où λ et μ sont les coefficients de Lamé. l , m et n sont les coefficients de Murnaghan et I_1 , I_2 , I_3 sont les invariants du tenseur de déformation définis par :

$$\begin{aligned} I_1 &= \varepsilon_{ii} \\ I_2 &= \frac{1}{2} (\varepsilon_{ii} \varepsilon_{jj} - \varepsilon_{ij} \varepsilon_{ji}) \\ I_3 &= \det(\varepsilon_{ij}) \end{aligned} \quad (\text{II-48})$$

En se basant sur la théorie de Murnaghan, Hughes et Kelly [Hughes 1953] ont obtenu les expressions de vitesses des ondes élastiques dans un solide sous contrainte et par la suite, Egle et Bray [Egle 1976] ont réussi à mesurer expérimentalement les constantes élastiques de troisième ordre (l , m , n) dans le cas des aciers des rails de chemin de fer. Dans le cas du béton, Payan et al. [Payan 2009] ont mesuré les constants élastiques (l , m , n) en utilisant la technique de l'interférométrie des ondes de coda (Coda Wave Interferometry en anglais - CWI).



Figure II.17 : Milieu isotrope sous contrainte dans direction 1.

En effet, sous chargement uniaxial dans la direction 1 (Figure II.17), les vitesses des ondes élastiques s'écrivent en fonction de la déformation ε_{11} et l'hypothèse de faibles variations relatives de vitesses permet d'écrire [Egle 1976] :

$$\frac{dV_{11}}{V_{11}^0} = \left[2 + \frac{\mu + 2m + \nu\mu(1 + 2l/\lambda)}{\lambda + 2\mu} \right] d\varepsilon_{11} \quad (\text{II-49})$$

$$\frac{dV_{12}}{V_{12}^0} = \frac{dV_{13}}{V_{13}^0} = \left[2 + \frac{\nu\nu}{4\mu} + \frac{m}{2(\lambda + \mu)} \right] d\varepsilon_{11} \quad (\text{II-50})$$

$$\frac{dV_{22}}{V_{22}^0} = -2\nu \left[1 + \frac{m - l\mu/\lambda}{\lambda + 2\mu} \right] d\varepsilon_{11} \quad (\text{II-51})$$

$$\frac{dV_{21}}{V_{21}^0} = \frac{dV_{31}}{V_{31}^0} = \left[\frac{\lambda + 2\mu + m}{2(\lambda + \mu)} + \frac{\nu\nu}{4\mu} \right] d\varepsilon_{11} \quad (\text{II-52})$$

$$\frac{dV_{23}}{V_{23}^0} = \frac{dV_{32}}{V_{32}^0} = \left[\frac{m - 2\mu}{2(\lambda + \mu)} - \frac{\nu\nu}{4\mu} \right] d\varepsilon_{11} \quad (\text{II-53})$$

Où V_{ij}^0 est la vitesse initiale en l'absence de contrainte.

Ce système d'équations permet de trouver les coefficients au troisième ordre de la théorie de Murnaghan à partir des coefficients de Lamé et des variations relatives de vitesses en fonction de la déformation expérimentale.

D'un point de vue microscopique, des manifestations de la non-linéarité classique sont expliquées en général par la force interatomique non linéaire entre des atomes aux différents états de déformation. Par conséquent pendant la propagation d'onde, la distorsion d'onde provoque une variation de vitesse (Figure II.18).

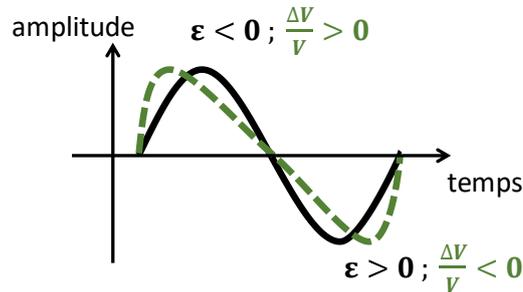


Figure II.18 : Distorsion d'ondes sous l'effet de déformation.

En effet, on peut imaginer qu'à l'état de compression du milieu ($\varepsilon < 0$), le front d'onde est déformé et l'onde se propage à une vitesse plus grande qu'à l'état initial ($\varepsilon = 0$). De l'autre côté, à l'état de traction du milieu ($\varepsilon > 0$), le front d'onde est également déformé à cause de la perturbation dans le milieu mais l'onde se propage maintenant avec une vitesse plus faible qu'à l'état initial.

Un deuxième axe de l'acoustique non linéaire classique, utile au CND, est l'approche 1D se basant sur la théorie de l'élasticité de Landau et Lifshitz [Landau 1986]. Dans le domaine du CND, on appelle cette approche « acoustique non linéaire classique ». A la base, cette approche décrit la loi de comportement contrainte-déformation de matériau et par conséquent l'expression de la vitesse des ondes avec l'apparition de termes à l'ordre deux (ou plus) de déformation.

$$\left. \begin{array}{l} \text{Loi de comportement :} \\ \text{Vitesse des ondes :} \end{array} \right\} \begin{array}{l} \sigma = M_0(\varepsilon + \beta\varepsilon^2 + \dots) \\ V \approx V_0(1 + \beta\varepsilon + \dots) \end{array} \quad \begin{array}{l} \text{(II-54)} \\ \text{(II-55)} \end{array}$$

Où M_0 et V_0 sont respectivement le module d'élasticité et la vitesse d'onde du matériau à l'état linéaire, tandis que β est un paramètre non linéaire classique.

Si l'équation II-54 est la réponse du matériau à l'échelle macroscopique, l'équation II-55 montre le changement de microstructure par la variation de vitesse des ondes. Il existe un lien fort entre la théorie de Murnaghan et l'approche de Landau et Lifshitz. Le paramètre β est fonction de constantes élastiques du deuxième (λ, μ) et troisième ordre (l, m, n) [Johnson 1996, Rasolofosaon 1997, Payan 2007]) et ce lien s'exprime par :

$$\beta = \frac{3}{2} + \frac{l + 2m}{\lambda + 2\mu} \quad \text{(II-56)}$$

Dans le cadre de la théorie d'acoustique non linéaire classique, le principe de superposition des ondes sans interaction n'est plus valide. Un exemple simple pour décrire ces phénomènes est l'essai d'interaction de deux ondes monochromatiques dans un milieu non linéaire (équation II-57). Lorsque deux ondes se propagent ensemble dans une même zone du milieu, elles interagissent. Dans ce cas général de modulation d'ondes, le champ résultant observé en terme de spectre fréquentiel du signal modulé est composé d'harmoniques de chaque onde et de bandes latérales à la fréquence déterminée par la somme et la différence de deux ondes (Figure II.19). En effet, pour simplifier, considérons une mise en résonance du milieu par deux sources d'onde monochromatique sous la forme:

$$S_1 = \varepsilon_1 \cos \omega_1 t \text{ et } S_2 = \varepsilon_2 \cos \omega_2 t \quad \text{(II-57)}$$

Où ω_1 et ω_2 sont les pulsations, ε_1 et ε_2 sont des amplitudes correspondant à des déformations, respectivement de chaque onde composante.

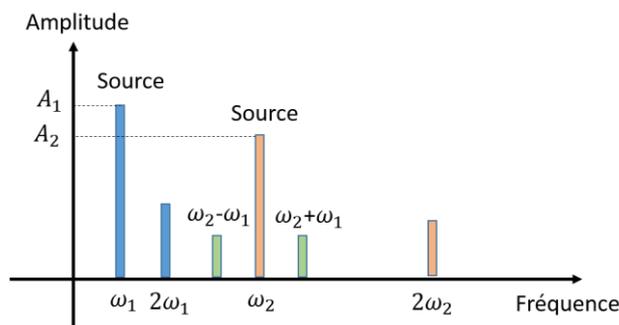


Figure II.19 : Spectre fréquentiel de l'interaction de deux ondes monochromatiques se propageant dans un milieu non linéaire classique.

Reprenant l'équation II-54, la réponse du milieu lors de la modulation des deux ondes peut être exprimée sous la forme [Rasolofosaon 1997]:

$$\begin{aligned}
 \sigma(t) &= \sigma_{linéaire}(t) + \sigma_{non\ linéaire}(t) \\
 \text{où } \sigma_{linéaire}(t) &= M_0 \varepsilon = M_0(\varepsilon_1 \cos \omega_1 t + \varepsilon_2 \cos \omega_2 t) \\
 \text{et } \sigma_{non\ linéaire}(t) &= M_0 \beta \varepsilon^2 = M_0 \beta (\varepsilon_1 \cos \omega_1 t + \varepsilon_2 \cos \omega_2 t)^2 \\
 &= M_0 \beta (\varepsilon_1^2 \cos^2 \omega_1 t + \varepsilon_2^2 \cos^2 \omega_2 t + 2\varepsilon_1 \varepsilon_2 \cos \omega_1 t \cos \omega_2 t) \\
 &= A_0 + A_1(\beta, \varepsilon_1^2) \cos 2\omega_1 t + A_2(\beta, \varepsilon_2^2) \cos 2\omega_2 t + \\
 &\quad + A_{12}^+(\beta, \varepsilon_1 \varepsilon_2) \cos(\omega_1 + \omega_2)t \\
 &\quad + A_{12}^-(\beta, \varepsilon_1 \varepsilon_2) \cos(\omega_1 - \omega_2)t
 \end{aligned} \tag{II-58}$$

L'équation (II-58) présente la forme réduite de la réponse non linéaire du milieu, dans laquelle β se trouve dans les amplitudes des harmoniques (A_1 et A_2) et celles des bandes latérales (A_{12}^+ et A_{12}^-). Ces amplitudes dépendent des éléments fondamentaux (ε_1 et ε_2 , ω_1 et ω_2) et la distance de propagation. C'est cette relation qui permet de caractériser la non-linéarité classique du milieu (équation II-59 et équation II-60).

$$\text{analyse des harmoniques :} \quad \beta \propto \frac{A_1}{\varepsilon_1^2 x} \text{ ou } \beta \propto \frac{A_2}{\varepsilon_2^2 x} \tag{II-59}$$

$$\text{analyse des bandes latérales :} \quad \beta \propto \frac{A_{12}^+}{\varepsilon_1 \varepsilon_2 \omega_1 \omega_2 x} \text{ ou } \beta \propto \frac{A_{12}^-}{\varepsilon_1 \varepsilon_2 \omega_1 \omega_2 x} \tag{II-60}$$

Pour le cas du béton où les ondes de haute fréquence ont une atténuation importante, les chercheurs choisissent souvent de travailler avec l'élément de basse fréquence des bandes latérales ($\omega_2 - \omega_1$) [Gross 2012] pour parvenir à l'évaluation d'un terme proportionnel à β .

II.2.3.2 Acoustique non linéaire « non classique »

Le terme « non classique » désigne une description initialisée plus tard et présentant un schéma plus complexe que la théorie d'acoustique non linéaire « classique ». L'élasticité non classique est introduite par certains auteurs, dont notamment McCall, Guyer et Johnson [McCall 1994, Guyer 1999, Johnson 2006]. En étudiant le comportement de différents types de roche la théorie classique de Landau et Lifshitz n'est plus suffisante pour décrire l'hystérésis observée expérimentalement. Les auteurs se sont basés sur les travaux de Priesach [Preisach 1935] et Mayergoyz [Mayergoyz 1985] en électromagnétisme pour décrire le comportement hystérétique des roches, connus dans la littérature avec le nom d'espace Priesach-Mayergoyz (l'espace P-M). Avec différents autres nouveaux phénomènes physiques, la réponse non linéaire non classique des matériaux a été synthétisée dans la théorie d'élasticité non linéaire mésoscopique (Nonlinear Mesoscopic Elasticity en anglais - NME), par Guyer et Johnson [Guyer 2009]. Cette théorie décrit le comportement non linéaire d'une classe de matériau hétérogène comme les roches, les bétons, ainsi que tous les matériaux présentant des points de contact distribués à l'échelle mésoscopique, tel que par exemple une fissure ou un ensemble de fissures.

La théorie NME décrit à travers des essais expérimentaux les effets non linéaires dans deux types de sollicitation mécanique, ce qui permet d'observer de nouveaux phénomènes d'acoustique non classique.

Premièrement, des essais mécaniques quasi-statiques (déformation à l'ordre de 10^{-4} à 10^{-3}), s'appuient sur un protocole de chargement cyclique pour observer la relation contrainte/déformation (Figure II.20). Ce type d'essai a montré des caractéristiques non linéaires suivantes :

- La relation non linéaire contrainte/déformation : la totalité de courbe de comportement (Figure II.20-b) représente une forme non linéaire de déformation en fonction de différents chargements,
- Le phénomène d'hystérésis : pour une même contrainte appliquée, la valeur de déformation dépend de l'historique du chargement. Elle diffère donc suivant que l'état de charge actuel est croissant ou décroissant,
- La mémoire discrète : ce phénomène illustré dans la Figure II.20-d, décrit le fait que la réponse en déformation des cycles intermédiaires présente des boucles d'hystérésis internes à la boucle principale.

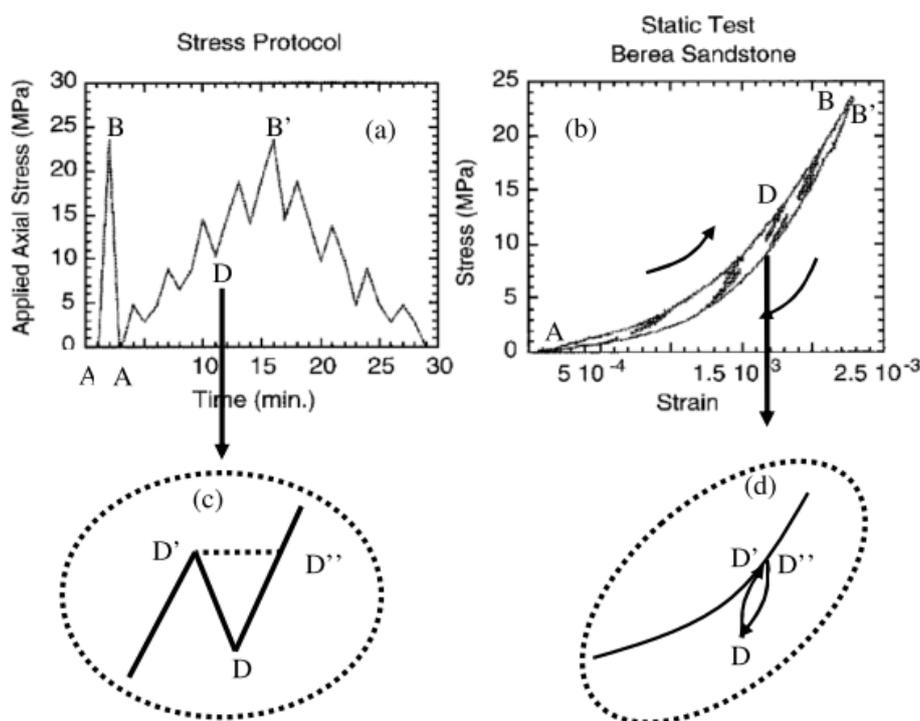


Figure II.20 : Réponse contrainte-déformation non linéaire de grès de Berea.

a/ Protocole de contrainte appliquée dans un essai quasi-statique sous chargement uniaxial ;

b/ Boucle d'hystérésis provoquée par le protocole en contrainte ;

(c) et (d) sont des fenêtres qui montrent le phénomène de mémoire discrète [Ostrovski 2001].

Le deuxième type d'essais correspond à la sollicitation dynamique. La gamme de déformation étudiée est de 10^{-7} à 10^{-5} . Cette gamme de déformation peut être atteinte dans les essais lorsque le matériau de classe NME est soumis mécaniquement à une onde de forte amplitude. Dès l'excitation, le matériau est dit « conditionné » entraînant une chute rapide de ses propriétés élastiques. Ce phénomène est appelé dynamique rapide, observé immédiatement dès l'excitation (après quelques μs). Si la sollicitation est maintenue sous forme d'oscillations par exemple, le module élastique varie à la fréquence de sollicitation autour d'un nouvel état d'équilibre et peut présenter également des phénomènes non linéaires complexes comme l'oscillation aux fréquences harmoniques. Lorsque la

sollicitation est arrêtée, le matériau recouvre lentement (pendant des heures) ses propriétés élastiques initiales. Ce phénomène est appelé dynamique lente, il est proportionnel au logarithme de temps après l'arrêt de la sollicitation [Ten Cate 2000]. En résumé, le phénomène non linéaire « non classique » correspond à la perte rapide (conditionnement sous dynamique dite rapide) de son état d'équilibre lors d'une sollicitation dynamique, puis lorsque la sollicitation est arrêtée l'on observe le retour lent à l'état d'équilibre (dynamique lente). Le chapitre IV détaillera cette coexistence de dynamique rapide et la dynamique lente lors du comportement non linéaire du milieu.

Les deux types d'essais ci-dessus ne peuvent être expliqués ni par la théorie d'élasticité linéaire ni par la théorie non linéaire classique. Van Den Abeele et Johnson [Van Den Abeele 2001] ont ainsi introduit une loi phénoménologique qui permet de décrire le comportement non classique des matériaux de classe NME (l'équation II-61).

$$\sigma = \int M(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) d\varepsilon \quad (\text{II-61})$$

$$M(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = M_0 \{1 + \beta\varepsilon + \delta\varepsilon^2 + \dots + \alpha[\Delta\varepsilon, \varepsilon * \text{sign}(\dot{\varepsilon})]\}$$

Où M_0 est le module élastique linéaire du matériau, $\Delta\varepsilon$ est l'amplitude de déformation locale, $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon/dt$ est la vitesse de déformation, $\text{sign}(\varepsilon) = 1$ dans le cas $\dot{\varepsilon} > 0$ et $\text{sign}(\varepsilon) = -1$ dans le cas $\dot{\varepsilon} < 0$. Les paramètres β et δ sont respectivement le paramètre non linéaire quadratique et cubique de la théorie non linéaire classique. Le paramètre α est un paramètre non linéaire non classique qui représente l'hystérésis du matériau. Par contre, l'équation II-61 ne contient aucun terme mathématique qui décrit la dynamique lente. Johnson [Johnson 2005, Johnson 2006] a précisé que cette équation est une approximation pratique des phénomènes, spécialement pour les applications en CND.

Numériquement, Gliozzi et Scalerandi [Gliozzi 2014] ont construit un modèle qui permet de décrire la variation instantanée du module élastique due au changement de la sollicitation dynamique induite par une onde de basse fréquence. Ces auteurs ont montré que la représentation de l'espace Priesach-Mayergoyz [Van Den Abeele 1997] basée sur le modèle élastique hystérétique multi-état peut fournir une explication pour les observations expérimentales dans le cas des matériaux granulaires consolidés. Ce modèle peut également prédire l'effet de mémoire non linéaire comparable à ceux mesurés dans les roches.

L'étude des méthodes ultrasonores pour l'évaluation des paramètres non linéaires de la théorie non classique va être présentée dans la deuxième partie de ce chapitre. Une des méthodes sera exploitée dans une nouvelle configuration et contribue au cœur du travail de cette thèse.

Origines de la non-linéarité

La physique liée à ces phénomènes n'est pas encore entièrement connue à ce jour. Par contre, un nombre très grand de travaux expérimentaux et/ou numérique permettent d'ouvrir les discussions autour des origines du comportement non linéaire non classique. En effet, le comportement non linéaire non classique n'est pas le résultat d'effets microscopiques, mais mésoscopiques. La non-linéarité pourrait, par exemple, provenir des contacts non linéaires entre deux phases de différentes propriétés en

termes de résistance mécanique [Johnson 2006]. Dans le cas général d'un matériau hétérogène (matériau granulaire, matériau à base de ciment, etc.) un contact non linéaire se trouverait au niveau des joints de grains, aux bords des pores ou encore et surtout aux lèvres des microfissures. Pour le cas du béton, ce sont les ITZ, les pores dans la matrice du ciment et les microfissures. Ces zones de contact sont connues comme ayant une résistance mécanique plus faible par rapport à celle des inclusions ou de la matrice, ce sont donc ces zones qui sont potentiellement susceptibles d'être modifiées sous l'effet de contrainte. Il est important de souligner que dans les matériaux fortement inhomogènes, dont le béton est un exemple typique, le paramètre non linéaire non classique α domine le comportement non linéaire global [Van Den Abeele 2000-2, 2000-3].

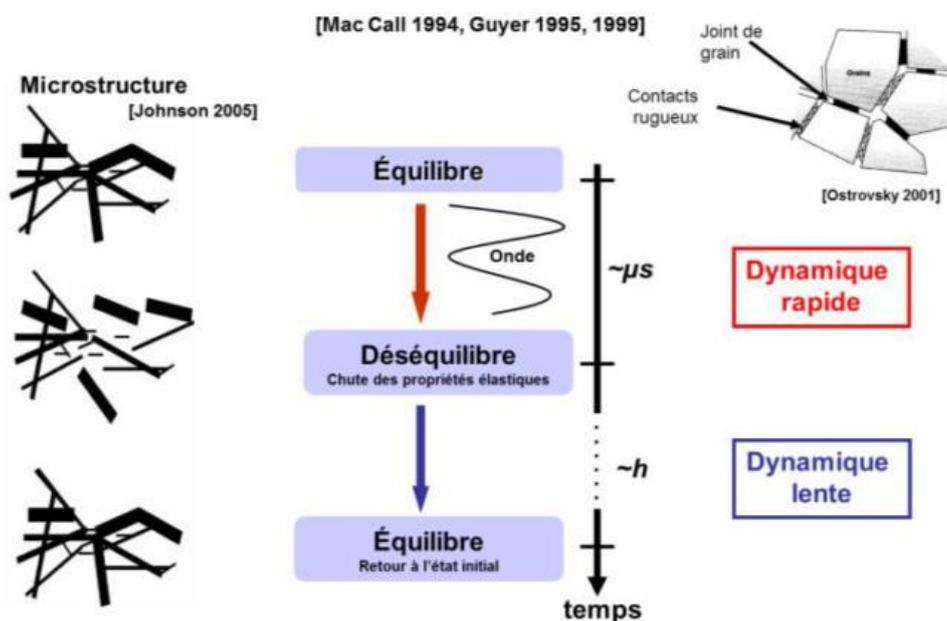


Figure II.21 : Comportement non linéaire sous sollicitation dynamique [Payan 2015].

II.3 Contribution des mesures ultrasonores à la caractérisation du béton

Un grand nombre de contributions de physiciens et chercheurs montrent l'étendu des besoins concernant le développement des techniques ultrasonores, comme un outil efficace pour l'évaluation des propriétés mécaniques du béton. Parmi ces techniques, les mesures d'acoustique linéaire sont connues pour leur performance et leur possible transposition dans un contexte industriel, mais leur sensibilité est faible au regard de l'acoustique non linéaire. Cependant, si l'acoustique non linéaire est encore au stade de la recherche et des applications au laboratoire, les paramètres non linéaires sont beaucoup plus sensibles et présentent un potentiel à développer, exploiter et confirmer pour des applications industrielles reproductibles. L'ensemble des travaux présentés par la suite, propose d'ouvrir ou du moins progresser dans cette voie. L'esprit des travaux réalisés dans cette thèse est l'exploitation des avantages de l'acoustique non linéaire en proposant des nouvelles méthodes de mesure sensibles et à la fois transposables in situ.

Le principal intérêt des ondes de surface est que leur mesure ne demande l'accès qu'à une seule face de l'éprouvette inspectée.

La formulation théorique de l'onde de Rayleigh repose sur les hypothèses d'un milieu qui soit semi-infini, linéaire, élastique, homogène et isotrope. De plus, la surface de propagation doit être parfaitement plane et libre en contrainte. Ceci est loin d'être le cas des contrôles des bétons. Par contre, sous certaines conditions concrètes de mesures expérimentales, des mesures de vitesse classique par impulsion d'ondes de Rayleigh dans béton sont possibles. En effet, à fréquence basse, avec une longueur d'onde grande devant la taille des granulats, une éprouvette en béton dans ce cas peut être considérée comme homogène isotrope et la diffusion est donc négligée. En outre, la déformation imposée par la propagation d'une onde mécanique générée par des transducteurs piézoélectriques est de l'ordre de 10^{-9} , ce qui est relativement faible. En addition, l'interface béton/air est considérée libre de contrainte, le milieu finalement peut être considéré comme linéaire élastique. En plus, si l'épaisseur de l'éprouvette est plus grande que 4 fois la plus grande longueur d'onde exploitée avec des bords latéraux éloignés, l'éprouvette est considérée comme un milieu semi-infini et permet de ne pas avoir de perturbations des premiers modes d'onde de Lamb qui sont les plus énergétiques [Chekroun 2008]. En bref, dans une configuration déterminée, il est nécessaire de travailler suivant ces hypothèses. C'est dans ce cadre que nous proposons des solutions d'observation des phénomènes non linéaires.

La configuration où les transducteurs sont sur la même surface sur un seul côté de l'éprouvette est appelée « configuration indirecte ». L'utilisation de la configuration indirecte pour évaluer la couche externe d'une structure en béton est développée depuis des années 1940 [Popovics 2010]. Grâce à leur plus faible atténuation géométrique par rapport aux ondes de volume, les ondes de Rayleigh peuvent se propager sur une distance plus longue. Miller et Pursey [Miller 1955] ont montré que l'onde de Rayleigh est la partie la plus énergétique (67 %) de la réponse transitoire des ondes en surface générées par une source ponctuelle. En outre, expérimentalement, la génération et la réception des ondes de Rayleigh peuvent être réalisées en mode sans contact (par transducteurs aériens ou vibromètre laser), et automatisées avec le montage sur un robot [Piwakowski 2009] ou par système multiéléments à pointes [Abraham 2012]. Ainsi, les ondes de surface sont largement étudiées et très prometteuses pour des applications in situ.

Les techniques de mesure non linéaires sont séparables en deux groupes, un premier dît « classique » ou l'on cherche à obtenir une expression de paramètre β , et un second dît « non classique » se focalisant sur α . Parmi ces méthodes, la mesure d'acoustique non linéaire d'acousto-élasticité dynamique (Dynamique Acousto-Elasticity Testing en anglais, DAET) [Renaud 2008-1] présente beaucoup d'intérêts dont celui de fournir simultanément en un essai des paramètres classiques et non classiques. Son principe servira de base de mesure pour les méthodes développées dans cette thèse.

En résumé, nous présentons dans les parties suivantes un état de l'art des méthodes d'évaluation par acoustique linéaire qui utilisent les ondes de Rayleigh puis les méthodes d'évaluation par acoustique non-linéaire en onde de volume et en onde de surface.

II.3.1 Mesures ultrasonores linéaires en ondes de surface

Les mesures ultrasonores linéaires analysent en général les caractéristiques de la propagation d'onde (vitesse, amplitude, spectre fréquentiel), dans lesquelles les deux types d'informations les plus souvent exploités sont la vitesse et l'atténuation intrinsèque (liée à l'amplitude d'onde). Dans le cas des ondes de Rayleigh, les mesures de vitesse ou d'atténuation (Figure II.22) sont capables de donner des informations sur l'uniformité de la couche d'enrobage et les défauts ayant une taille minimale d'une demi-longueur d'onde [Ould Naffa 2002, Gallo 2005]. D'autre part, en se basant sur des phénomènes de réflexion et de diffusion lors d'interaction entre l'onde de surface avec une fissure ouverte, les chercheurs ont développé des techniques de mesure pour caractériser la profondeur de fissure [Hevin 1998, Popovics 2000, Aggelis 2009].

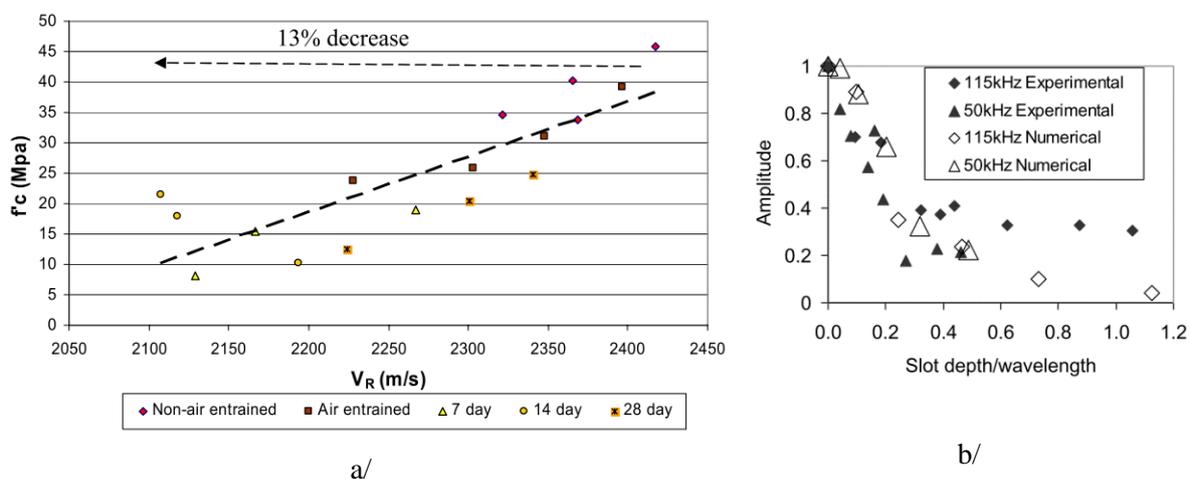


Figure II.22 : Evaluation du béton d'enrobage par les mesures linéaires des ondes de Rayleigh.

a/ Corrélation de la vitesse d'onde de Rayleigh avec la résistance [Gallo 2005] ;

b/ Evaluation de la profondeur d'une entaille par l'amplitude d'onde de Rayleigh aux différentes fréquences [Aggelis 2009].

Une autre grande famille d'application des ondes de surface est l'évaluation des milieux fortement hétérogènes ou stratifiés grâce aux analyses de leur dispersion. Les ondes de surface, utilisées dans ce genre de problème, sont affectées par l'interaction multiple des ondes avec les diffuseurs ou avec les

interfaces entre les différentes couches. Le comportement des ondes de surface dans ce cas est beaucoup plus compliqué que dans le cas simple des ondes de Rayleigh dans un milieu semi-infini. La variation de la vitesse de phase et de l'atténuation des ondes de Rayleigh en fonction de la fréquence est étudiée (Figure II.23). Ces variations ont été observées pour différentes tailles de granulat du béton [Piwakowski 2008, Chekroun 2008, Abraham 2012, Aggelis 2012], des variations de porosité du mortier [Goueygou 2009], ou encore la présence de dégradation de type de microfissures dans le béton d'enrobage [Aggelis 2007].

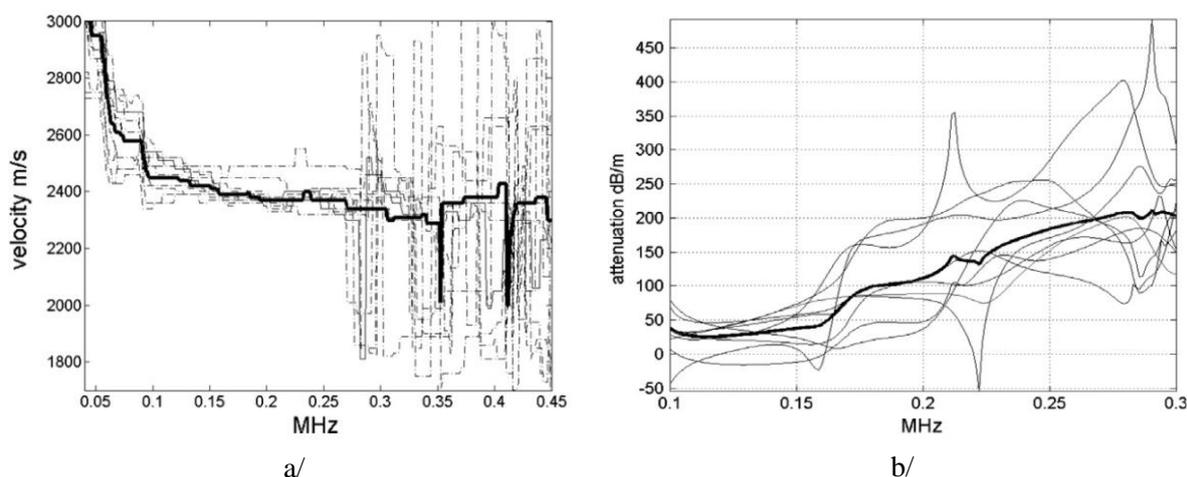


Figure II.23 : Courbes de dispersions des ondes de Rayleigh en terme de vitesse (a/) et atténuation (b/) du même béton (saturation 80%, $E/C = 0.31$). La courbe noire et épaisse présente la valeur moyenne. Mesures effectuées en mode sans contact par couplage par air [Abraham 2012].

II.3.2 Mesure de la non-linéarité « classique »

Comme cela a été présenté dans la première partie concernant la physique des ultrasons, les premières prises en compte du comportement non linéaire des matériaux dit « classique », sont divisées en deux axes : mesure de l'acousto-élasticité et l'évaluation du paramètre β . Nous présentons ainsi, pour chacun des cas, quelques exemples typiques de mesures expérimentales qui utilisent ondes de volume ou de surface pour caractériser la non-linéarité classique du béton.

II.3.2.1 Mesure de l'acousto-élasticité

Pour ce premier axe d'étude portant sur l'acousto-élasticité, il est à noter que la plupart des développements théoriques considèrent le problème dans un champ de contrainte uniaxiale et des ondes auscultatrices avec différentes polarisations par rapport à la contrainte.

Pour le cas du béton où le matériau est fortement hétérogène et multiphasique, les contributions dans la mesure de l'effet acousto-élastique sont principalement des études expérimentales en onde de volume. La variation de vitesse d'ondes en fonction de la charge appliquée est étudiée dans le cas des ondes de volume [Nogueira 2001, Lillamand 2010, Chen 2014], et également par l'utilisation des ondes de coda [Payan 2009, Shokouhi 2010-1].

Pour le cas des ondes de Rayleigh, l'expression de dépendance de vitesse sur la contrainte imposée est plus compliquée. Pour aborder ce sujet, Makhort [Makhort 1990] a présenté une étude numérique dans deux cas où la direction de propagation d'ondes de Rayleigh et la direction de sollicitation sont parallèles pour le premier cas, et sont perpendiculaires dans deuxième cas. Ces auteurs ont comparé leurs résultats numériques avec ceux de mesures expérimentales sur deux types de matériau, l'aluminium et l'acier. Il a été observé dans les deux cas considérés que la vitesse des ondes de Rayleigh augmente dans le premier cas et diminue dans le deuxième cas. Par contre, la relation vitesse-contrainte a suivi approximativement une tendance linéaire dans les deux cas.

Le cas des ondes de Rayleigh utilisées dans le béton, les travaux de Shokouhi et al. [Shokouhi 2010-2, 2012] sont intéressants pour des sollicitations uniaxiales, et les travaux de Blanco [Blanco 2015] pour le cas de sollicitations en flexion. Les résultats de l'ensemble de ces études ont montré en général que selon la direction de propagation la vitesse d'onde de Rayleigh augmente en fonction de l'augmentation de la déformation en compression, et diminue quand le matériau est soumis aux déformations en traction. Les variations dans la phase de traction sont moins marquées que dans la phase de compression. Ce dernier résultat peut s'expliquer par la faible capacité du béton en traction, ainsi le comportement acousto-élastique dans la phase de traction n'était étudié que pour des niveaux faibles de déformation.

Nous résumons ici les résultats de Shokouhi [Shokouhi 2010-2] pour leurs analyses sur des approches à la fois macroscopique et microscopique d'une éprouvette en béton sous sollicitation en compression uniaxiale. Le mécanisme de microfissures sous chargement est très proche de celui qui sera développé dans les chapitres suivants, où le comportement sous sollicitation dynamique du béton endommagé thermiquement contient une forte quantité de microfissures. Simultanément, la variation de vitesse des ondes de Rayleigh dans une direction parallèle à celle de la sollicitation a été étudiée en fonction de l'amplitude de charge. Le protocole de charge contient la phase de chargement et celle de déchargement, suivi parallèlement par émission acoustique. Les résultats sur différentes éprouvettes ont montré le comportement acousto-élastique du béton. La Figure II.24 présente des exemples typiques de relation vitesse d'onde - charge appliquée obtenue par Shokouhi. L'évolution de la vitesse de l'onde de Rayleigh est divisée en trois zones en fonction de la charge appliquée.

- Zone I : jusqu'à 30-35 % de la charge à la rupture. Le comportement du béton est considéré comme élastique, l'augmentation de la vitesse d'onde est donc expliquée par l'effet acousto-élastique. Du point de vue microscopique, les auteurs ont supposé que la charge en compression contribue à fermer les microfissures qui sont perpendiculaires à la direction de charge, et sans créer nouveaux endommagements majeurs,
- Zone II : la charge évolue de 30-35% à 65-70 % de la charge à la rupture. Cette zone est détectée par la diminution de la pente de la relation vitesse-charge. Cette variation a été expliquée en général par le fait que le matériau quitte la zone élastique et subit alors des endommagements sous forme de microfissurations croissantes. La limite supérieure de cette zone est déterminée par la valeur maximale de vitesse d'onde avant la décroissance expliquée dans la zone III.
- Zone III : la charge continue à monter (au-delà de 65-70%) mais la vitesse d'onde de Rayleigh diminue rapidement. Ce phénomène est expliqué par les auteurs quand les microfissures parallèles à la direction de chargement s'ouvrent brutalement passant de l'échelle microscopique à macroscopique, ce qui conduit à la rupture de l'éprouvette.

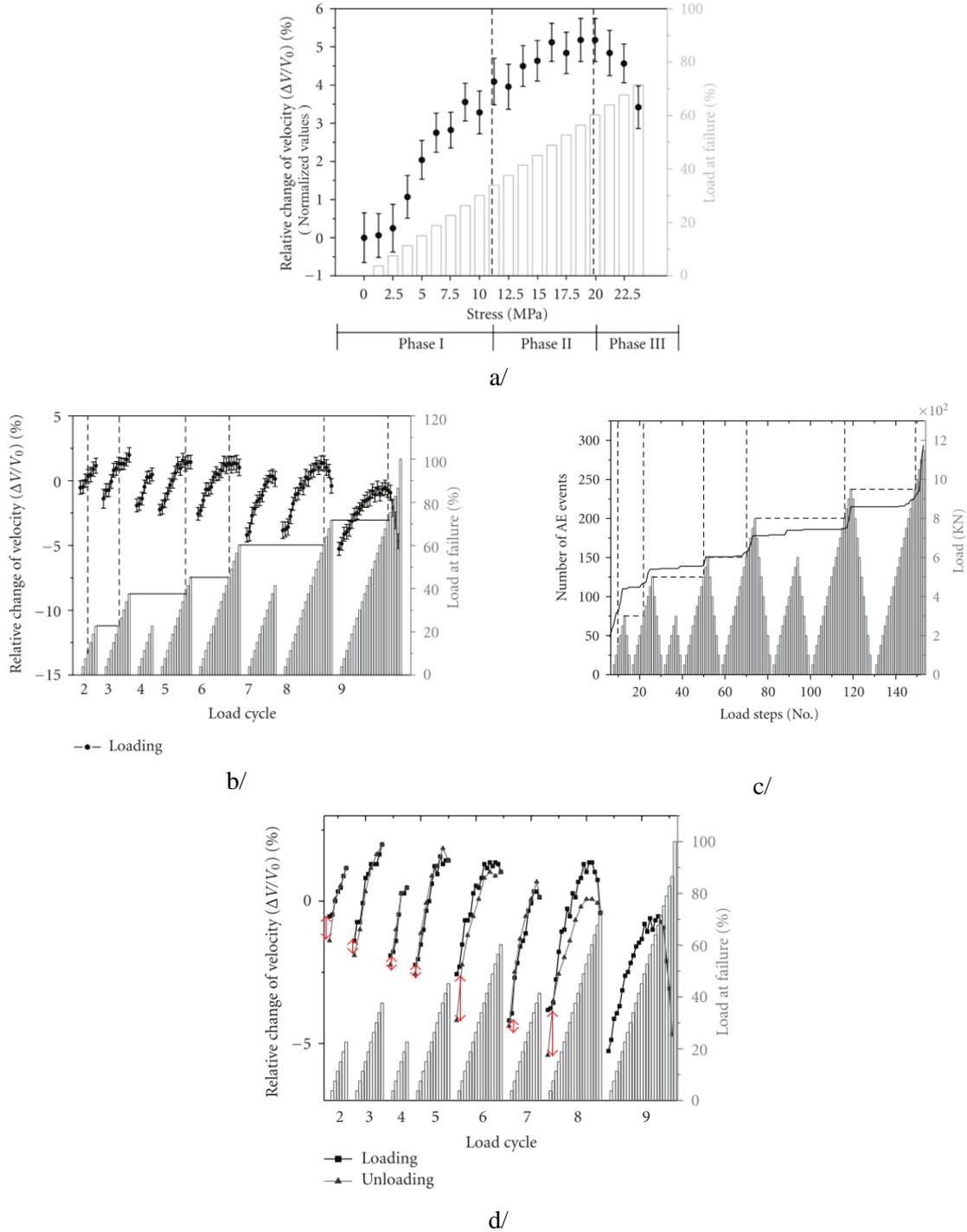


Figure II.24 : Mesure d'acousto-élasticité du béton [Shokouhi 2010-2]. Variation de vitesse des ondes de Rayleigh lors de chargement en compression uniaxiale
 a/ Résultats du 8^{ème} cycle de charge où la charge maximale est 71 % de charge rupture.
 b/ Résultats de l'ensemble des cycles de charge,
 c/ Résultats de l'émission acoustique durant le protocole de charge effectué dans b/
 d/ Superposition des résultats en phase de chargement et ceux en phase de déchargement pour l'ensemble des cycles de charge..

Dans la Figure II.24-b, l'ensemble des courbes vitesse-charge de différents cycles de chargement est tracé avec une double échelle verticale correspondant à gauche à la variation de vitesse et à droite au niveau de charge. L'effet de mémoire a pu être observé à travers la phase de déchargement et vérifié par les résultats de l'émission acoustique (Figure II.24-c). Ce phénomène est considéré en accord avec l'effet Kaiser [Grosse 2008] qui annonce que nouvelles microfissures ne se développeront pas dans un milieu (stable) jusqu'à ce qu'un niveau de contrainte dépasse le niveau maximal atteint dans l'histoire du milieu. Les auteurs ont également montré l'effet d'endommagement mécanique irréversible induit lors de chargement. Cet effet est associé au développement de microfissures. Les nouvelles fissures se développeront dans une direction parallèle (ou presque parallèle) à celle de chargement. Dans la Figure II.24-d, les variations de vitesse mesurées dans la phase de charge et dans la phase de décharge sont superposées. Le décalage entre les courbes de chargement et de déchargement est faible pour les premiers cycles durant lesquels la charge maximale est inférieure à 40 % de la charge à la rupture. A l'inverse ce décalage est plus remarqué au cas de derniers cycles de chargement où la charge maximale peut atteindre plus de 60 % de la charge à la rupture. Ce décalage est décrit par les flèches rouges dans la Figure II.24-d, il est bien corrélé avec le niveau d'endommagement induit après chaque cycle.

Finalement, avec la relation vitesse-charge aux premiers pas de charge dans chaque cycle de chargement (jusqu'à 23 % de charge à la rupture), le paramètre β est quantifié selon l'équation II-62 [Shokouhi 2010-2].

$$\beta = -\frac{E}{\sigma} \cdot \frac{\Delta V}{V_0} \quad (\text{II-62})$$

Où E est le module élastique linéaire du béton, σ est la valeur de contrainte imposée (considérée seulement dans la limite du comportement élastique, donc de 0 à 7.5 MPa), et $\Delta V/V_0$ est la variation relative de vitesse d'onde de Rayleigh obtenue à l'état de chargement correspondant. La valeur de β pour l'ensemble de cycles de chargement (de -143 à -75 aux différents cycles de chargement) est trouvée au même ordre de grandeur avec la valeur de β obtenu dans les mesures ultrasonores utilisant les ondes de la coda [Payan 2009, Larose 2009]. En termes de valeur absolue, le paramètre β présente généralement une augmentation et permet de caractériser le niveau d'endommagement dans chaque cycle de chargement.

II.3.2.2 Evaluation des paramètres non linéaire classique β

Le deuxième axe d'étude de la non-linéarité classique exploitée par les mesures ultrasonores non destructives, sans sollicitation, est celui qui permet d'évaluer le paramètre non linéaire β à travers l'analyse d'évolution d'amplitude des harmoniques et des bandes latérales (selon les approches dans les équations II-59, II-60). Plusieurs travaux réalisés par différents auteurs sur différents types de matériaux peuvent être trouvés dans la littérature, ils permettent d'évaluer divers types de défauts : endommagements microstructuraux, délamination, décollement, etc. Par utilisation des ondes de volume, Van Den Abeele [Van Den Abeele 2000-1] ont montré le lien entre la présence d'une fissure dans le grès avec les paramètres non linéaires. Payan [Payan 2009] ont étudié l'effet de niveau de saturation d'eau et de porosité dans le béton sur la non-linéarité mesurée.

En ce qui concerne l'utilisation des ondes de surface, nous montrons ici un exemple sur la technique basée sur la génération d'harmoniques des ondes de Rayleigh pour évaluer propriétés des matériaux à base de ciment, dont les bétons en particulier [Kim 2014-1, 2014-2].

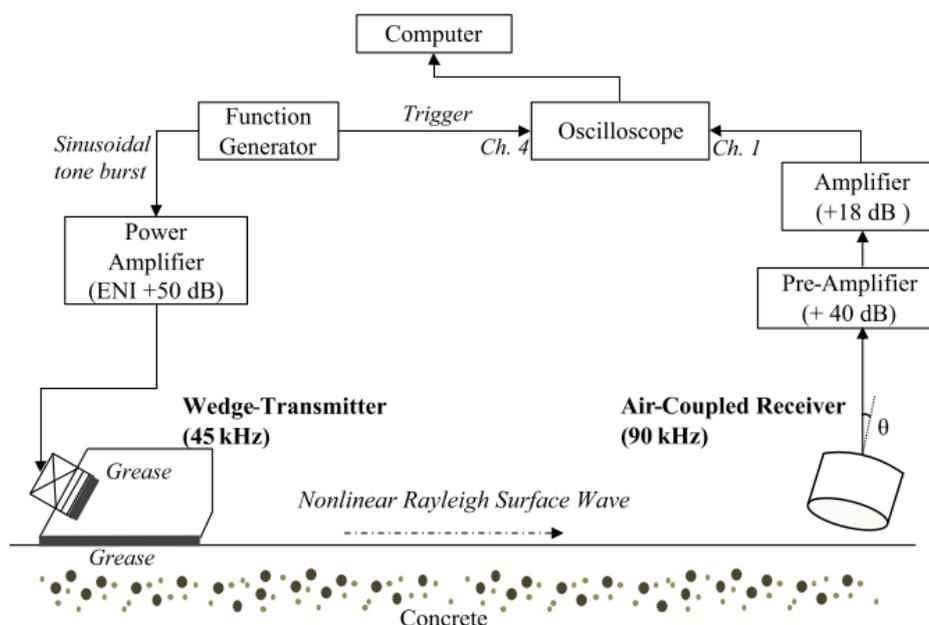


Figure II.25 : Dispositif expérimental pour la mesure d'harmoniques des ondes de Rayleigh [Kim 2014-1].

Figure II.25 montre le montage expérimental de la mesure utilisant les ondes de Rayleigh. En considérant le béton à son échelle macroscopique comme un milieu isotrope, semi-infini non linéaire élastique dans lequel une onde de Rayleigh se propage le long de sa surface. Lors de la propagation de cette onde de Rayleigh à la fréquence fondamentale ω , une deuxième onde de Rayleigh à la fréquence 2ω (deuxième harmonique) est générée en raison de la non-linéarité du matériau. Herrmann [Herrmann 2016] ont établi les expressions d'amplitude de deux composantes d'une onde Rayleigh, celles qui contiennent à la fois les termes de la fréquence fondamentale et aussi celles du deuxième harmonique. Une des remarques importantes dans ce travail de référence est la prise en compte de l'isotropie du matériau avec la symétrie des constantes élastiques du troisième ordre, qui conduisent à l'affaiblissement des effets non linéaires sur la composante transversale. Par conséquent, l'effet de la non-linéarité est trouvé principalement sur la composante longitudinale des ondes de Rayleigh. Finalement, en combinant les aspects expérimentaux et théoriques dans une approche effective, le paramètre non linéaire relatif lié au β est déterminé selon l'équation II-59, comme le rapport entre l'amplitude de la deuxième harmonique d'onde de Rayleigh et l'amplitude au carré de la fondamentale avec la distance de propagation. Quelques exemples des résultats de ce paramètre qui caractérise la non-linéarité du béton sur différents types de dégradation sont présentés ci-dessous.

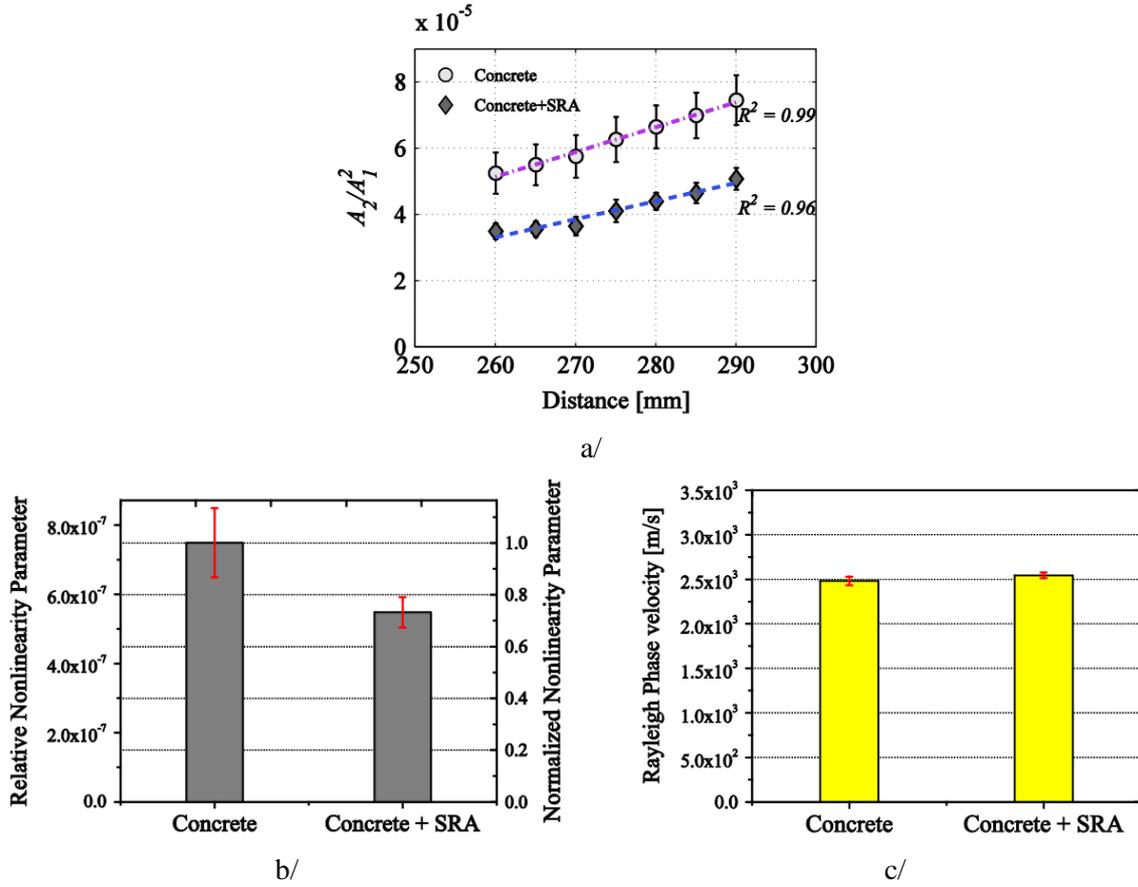


Figure II.26 : Etude de l'influence d'un adjuvant (de diminution de retrait) [Kim 2014-1].
 a/ Evolution de rapport d'amplitude entre la deuxième harmonique et la fondamentale d'ondes de Rayleigh en fonction de distance de propagation. Le paramètre non linéaire (lié à β) est déterminé comme la pente de cette évolution;
 b/ paramètre non linéaire ; c/ paramètre linéaire.

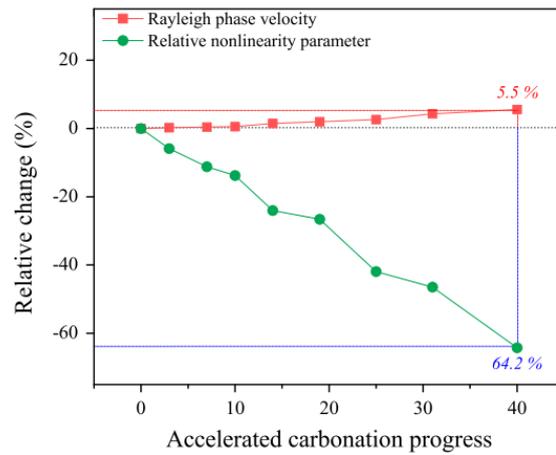


Figure II.27 : Evaluation relative des paramètres linéaire et non linéaires en fonction de la profondeur de carbonatation [Kim 2014-2].

Selon les résultats présentés dans la Figure II.26 et la Figure II.27, nous retenons que:

- le choix de la fréquence d'ondes de Rayleigh qui caractérise la profondeur d'investigation est un facteur important, notamment dans le cas de gradient de propriétés en surface. Par exemple, dans le cas d'évaluation de profondeur de carbonatation présenté dans la Figure II.26-d et e [Kim 2014-2], les auteurs ont utilisé des ondes de Rayleigh à 45 kHz qui ont une profondeur d'investigation d'environ 5 cm. Cette valeur couvre la profondeur de carbonatation dans tous les cas d'évaluation, de 1.7 mm (premier jour) à 21 mm (trentième jour).

- l'amplitude de la deuxième harmonique augmente à mesure que la distance de propagation augmente (Figure II.26-a). Ceci montre l'effet cumulatif de la non-linéarité qui est proportionnelle au volume d'auscultation correspondant à la quantité de contacts non linéaires que les ondes rencontrent lors de leur propagation.

- la sensibilité des paramètres non linéaires est plus importante que celle du paramètre linéaire (la vitesse d'onde de Rayleigh), le cas des Figure II.26-b, c et e. En particulier dans le cas du béton présentant de la carbonatation, le paramètre non linéaire β diminue d'environ 50 % à mesure que la profondeur de carbonatation augmente de 1.7 mm à 21 mm. Cette tendance et la sensibilité associées à la variation de la non-linéarité du béton carbonaté, seront étudiées dans le chapitre III.

II.3.3 Mesure de la non-linéarité « non classique »

II.3.3.1 Bilan des méthodes

Les mesures ultrasonores non linéaires non classiques ont pour objectif en général de quantifier le paramètre α dans l'équation II-56. En effet, α est le principal paramètre mis en évidence et traité dans la littérature mais il n'est pas le seul paramètre qui peut caractériser le comportement non linéaire non classique. Selon la loi phénoménologique dans l'équation II-61, α est considéré comme une fonction de l'amplitude de la déformation ($\Delta\varepsilon$) et de sa dérivée temporelle ($\dot{\varepsilon}$). Il décrit le conditionnement et l'hystérésis d'un matériau non classique à travers des manifestations acoustiques dues aux différentes déformations imposées dans le matériau. En ce sens, plusieurs méthodes ont été développées à travers l'analyse de la résonance non linéaire (Nonlinear Resonant Ultrasound Spectroscopy en anglais - NRUS), du principe de retournement temporel (Time Reversal Evaluation Nondestructive Diagnostic en anglais - TREND) et du principe pompe-sonde (Dynamic Acousto-Elasticity Testing en anglais - DAET). Il faut relever que le phénomène de dynamique lente est également une signature de comportement non linéaire non classique même si aucun terme mathématique dans la loi phénoménologique (équation II-61) ne permet de le décrire. Par contre, il a pu être étudié expérimentalement en utilisant la résonance non linéaire ([TenCate 2000, Johnson 2006, Kodjo 2015]).

Nous détaillons dans la partie ci-dessous ces trois méthodes pour différentes raisons. En effet, la méthode de résonance non linéaire (NRUS) est celle la plus appliquée dans la littérature de l'acoustique non linéaire, grâce à sa rapidité et efficacité, elle peut faire office de « référence » parmi les mesures non linéaires. Le principe de cette méthode est également exploité dans une des mesures présentée dans le Chapitre III. La mesure NRUS a deux principaux inconvénients: elle ne permet qu'une évaluation globale à travers tout le volume de l'éprouvette et la mise en résonance est difficile voire

impossible dans le cas de grandes structures. La deuxième méthode présentée est la mesure basée sur le principe de retournement temporel (TREND). Cette méthode peut être introduite comme une des solutions pour une mesure locale. La troisième méthode, la mesure acousto-élastique dynamique (DAET), est particulièrement intéressante car elle peut être appliquée directement au cas des ondes de surface. Cette mesure locale présente le plus fort potentiel pour des mesures in situ. Le principe et les résultats de la mesure DAET seront présentés en détail dans la section §-II.3.3.2 pour permettre une compréhension approfondie et définir rigoureusement ses conditions de mise en œuvre.

a. Evaluation globale par la mesure NRUS

La méthode NRUS consiste à mesurer le décalage de la fréquence de résonance d'une éprouvette à inspecter en fonction de l'amplitude d'excitation. La Figure II.28 montre le schéma du principe de la mesure NRUS [Payan 2015].

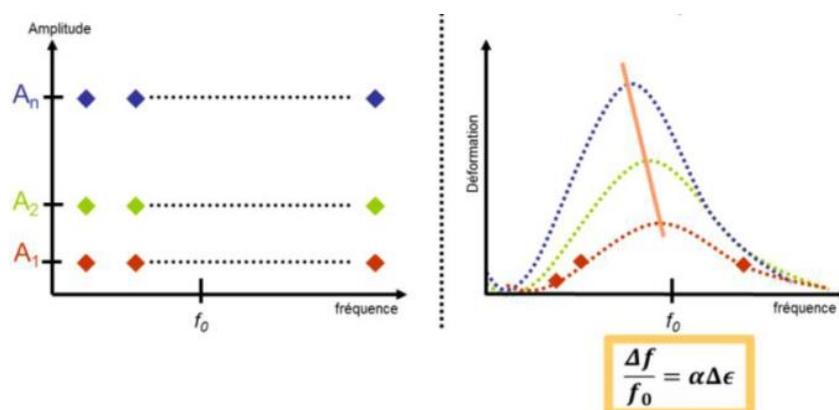


Figure II.28 : Principe de la mesure NRUS [Payan 2015].

Dans ce cas de figure, la mesure NRUS consiste à mettre l'éprouvette en résonance, enregistrer la réponse et analyser le spectre fréquentiel du signal. La valeur de fréquence de résonance est prédéterminée grâce à la géométrie connue de l'éprouvette. Dans la mesure NRUS, la déformation imposée lors de la vibration en résonance est en général à l'ordre de 10^{-7} à 10^{-5} . Selon la théorie d'acoustique non linéaire non classique présentée dans la section §-II.2.3.2, lors de la perturbation, le phénomène de dynamique rapide fait que la fréquence de résonance décroît avec l'amplitude de la déformation. Johnson [Johnson 2005] ont proposé une approche en 1D où la relation entre le décalage de la fréquence de résonance et l'amplitude de déformation est linéaire et déterminée par le paramètre α .

$$\frac{f - f_0}{f_0} = \alpha \cdot \Delta\varepsilon \quad (\text{II-63})$$

Où f_0 est la fréquence de résonance dite « linéaire » de l'éprouvette obtenue pour de très faibles amplitudes de déformation. $\Delta\varepsilon$ est l'amplitude de déformation, qui est souvent déterminée comme la déformation maximale atteinte en un point sur l'éprouvette au niveau d'excitation donné et pour le mode de résonance donné. Pour cette raison, les modes fondamentaux de résonance les plus simples sont choisis, typiquement le premier mode de compression est souvent retenu.

Quelques exemples d'application de mesure NRUS permettent d'évaluer l'endommagement thermique [Payan 2007] et la carbonatation [Bouchaala 2011] du béton, ils sont présentés dans la Figure II.29.

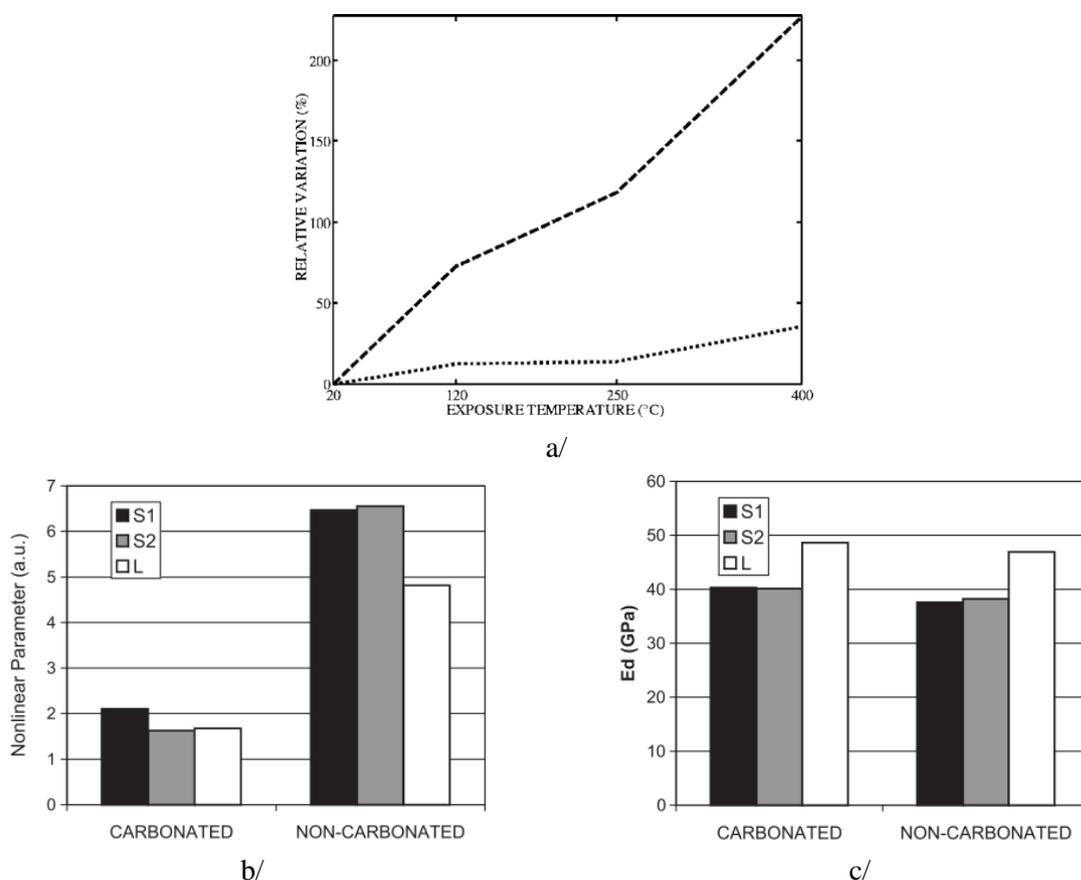


Figure II.29 : Evaluation de l'endommagement thermique (a/) et de la carbonatation (b/ et c/) du béton par la méthode NRUS.

a/ Variation relative du paramètres non linéaire α (ligne en tirets) et de la vitesse d'onde longitudinale (ligne pointillée) [Payan 2007].

Evolution du paramètre non linéaire α (b/) et du module d'élasticité dynamique, (c/) [Bouchaala 2011].

Notons que l'équation II-63 n'est qu'une approximation en 1D. Dans le cas d'une géométrie 3D complexe où il y a plusieurs modes de résonance présents, la détermination de la déformation est plus difficile voire impossible pour des géométries complexes. Dans la littérature, il n'y a très peu d'auteurs qui proposent des mesures absolues du paramètre α [Van Den Abeele 2002, Hauptert 2011 et Payan 2014]. Nous présentons ici les résultats de Payan [Payan 2014] en quantifiant la valeur absolue du paramètre α sur quelques types de béton présentant un endommagement thermique.

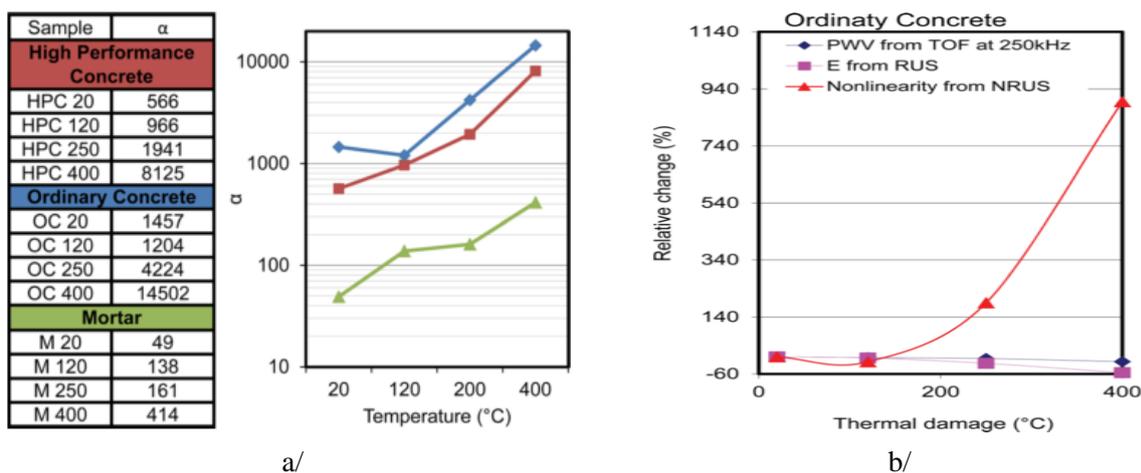


Figure II.30 : Résultat d'une mesure NRUS quantitative pour mesurer la valeur absolue de α de différents types de matériau à base de ciment [Payan 2015].

a/ la valeur absolue de α ,

b/ variation relative des paramètres linéaires et non linéaires.

Globalement, la méthode NRUS fournit une observable (paramètre α) dont la variation relative est beaucoup plus importante que les variations des paramètres évalués par les mesures linéaires (vitesse d'onde, module d'élasticité dynamique, etc.). Par contre, l'information de la non-linéarité évaluée par la méthode NRUS est en général globale sur un grand volume selon le mode de résonance. En considérant l'état de résonance à un mode donné comme une onde stationnaire qui contient des nœuds et des ventres, la non-linéarité pourra être amplifiée si ses origines (défauts, microfissures) se localisent dans la zone des ventres, et contrairement la non-linéarité sera « cachée » dans la zone des nœuds. De plus, l'application de la résonance à l'échelle de grandes structures peut s'avérer très vite impossible.

b. Evaluation locale par la mesure TREND

Dans les méthodes de mesure non linéaire locale, la mesure de retournement temporel consiste à refocaliser une grande quantité d'énergie acoustique en un point quelconque prédéterminé sur la surface de l'éprouvette. En effet, la rétro-propagation d'une onde mécanique est basé sur la réciprocity temporelle et spatiale de la propagation dans le cas non dissipatif. Le fait de renverser le temps ($t \rightarrow -t$) ne change rien dans l'équation d'onde parce que nous sommes uniquement en présence de dérivés d'ordre pair en temps. En maîtrisant la rétro-propagation d'une source d'onde, l'idée ensuite est de rétro-propager plusieurs ondes pour qu'elles arrivent au même point au même moment. Avec cette méthode, la focalisation n'est donc atteinte qu'à un instant et seulement au point focalisé. L'énergie focale suffisamment grande est supposée activer la non-linéarité localement à ce point. Les mêmes étapes sont répétées mais avec des amplitudes d'onde plus grandes, permettant d'analyser la réponse non linéaire comme une fonction de l'amplitude de déformation. La Figure II.31-a montre le principe expérimental de la mesure de retournement temporel, développé par Payan et Le Bas [Payan 2015].

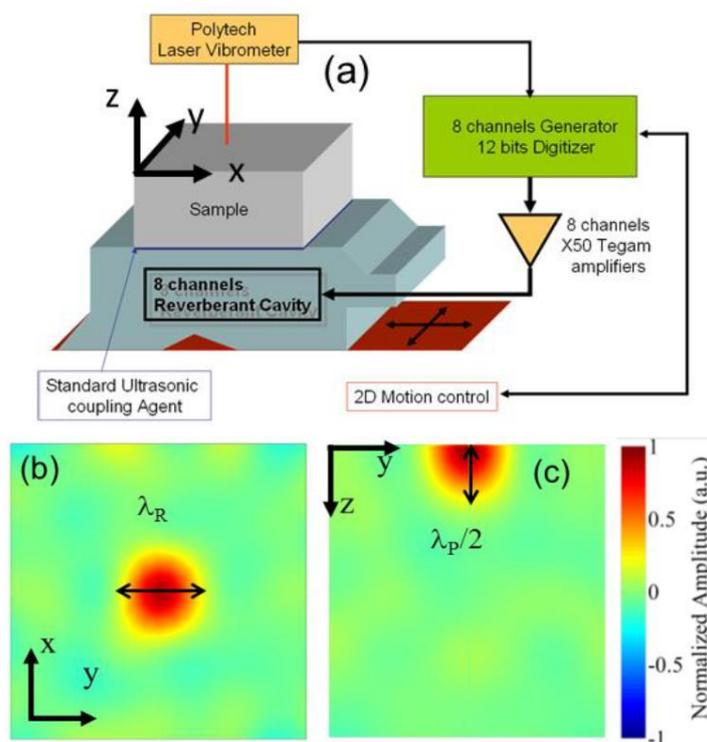


Figure II.31 : a/ Schéma du montage expérimental de la mesure TREND.

Simulation numérique [Payan 2015] : b/ exemple de la focalisation en surface, c/ la forme de la tache focale au moment de la focalisation.

Dans ce cas de montage expérimental, la réception est réalisée par un vibromètre laser à balayage. Le fait que la réception soit en mode sans contact permet le déplacement rapide du point de mesure sur la surface d'éprouvette, et d'effectuer un scan de la non-linéarité sur la surface de l'éprouvette. En termes de volume ausculté, la mesure TREND peut porter les informations du matériau à une profondeur qui correspond à la moitié de la longueur d'onde des ondes de compression exploitées (Figure II.31-c). Par conséquent, en changeant les fréquences de test, la profondeur effective de mesure évolue. En se basant sur le même principe, différentes configurations expérimentales et techniques de traitement des signaux peuvent être appliquées pour extraire la non-linéarité du matériau [Anderson 2008, Payan 2012].

Nous présentons ici des résultats obtenus en utilisant la technique TREND sur l'évaluation du béton présentés par Payan [Payan 2014-2]. Les auteurs ont montré que le paramètre non linéaire analysé évolue fortement en fonction de la progression de l'endommagement thermique. Les résultats obtenus par la méthode TREND sont confirmés par la méthode NRUS. La sous-estimation du paramètre non linéaire de la méthode TREND a été expliquée par le fait que la déformation a été minimisée par la déformation mesurée à la surface au lieu de la déformation volumétrique évaluée dans la mesure NRUS [Payan 2014-1].

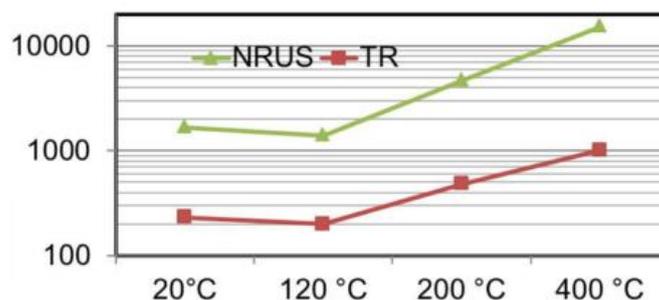


Figure II.32 : Evaluation du béton endommagé thermiquement par la technique TREND [Payan 2015].

En résumé, la mesure TREND est très prometteuse pour les applications pratiques pour plusieurs raisons. Tout d'abord, elle peut travailler en mode sans contact avec un laser à balayage. Ensuite, elle permet d'imager la non-linéarité en tout point et à différentes profondeurs d'auscultation. Cette configuration est la seule qui permette d'avoir une évaluation aussi petite en espace et en temps lorsque l'excitation par forte énergie acoustique est correctement focalisée. Par contre, l'utilisation d'un laser représente un coût important et une logistique plus complexe que des simples transducteurs ultrasonores. De plus, la réception par vibromètre laser ne présente pas toujours un rapport signal sur bruit suffisant dans les conditions in situ.

II.3.3.2 Evaluation locale par la mesure DAET - méthode de référence de la thèse

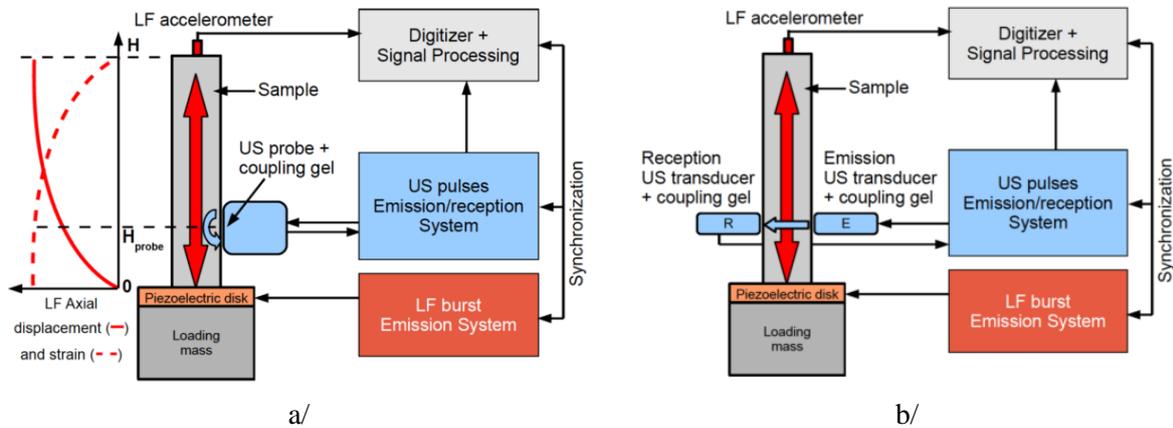
La mesure acousto-élastique dynamique est une méthode étudiée par Unité Mixte de recherche INSERM U930 et Université François-Rabelais de Tours dans l'ensemble de leurs travaux pour différents matériaux. Le premier travail [Renaud 2008] a permis d'appliquer la méthode dénommée « Time-of-Flight Modulation - TOFM » (c.-à-d. mesure de modulation de temps de vol) à évaluation de non-linéarité de l'os trabéculaire. [Renaud 2009] a proposé la méthode « Remote dynamic acoustoelastic testing » (c.-à-d. test acousto-élastique dynamique à distance) pour évaluer la non-linéarité élastique (représentée par le paramètre TOFM) et dissipative (représentée par le paramètre REM, c.-à-d. la modulation relative d'énergie) de l'eau et du Pyrex à l'état sain puis à l'état fissuré. Ensuite, pour l'ensemble des travaux sur un alliage d'aluminium (duralium) et différents types de roche [Renaud 2011, 2012, 2013, 2014], la mesure a été dénommée « Dynamic AcoustoElastic Testing » (DAET). Dans l'ensemble de ces mesures, la non-linéarité d'un matériau est représentée par deux paramètres : TOFM mentionnée ci-dessus qui représente la non-linéarité élastique, et RAM (modulation d'amplitude relative) qui représente la non-linéarité dissipative. Cette méthode a été également développée pour caractériser une fissure débouchante dans une éprouvette en aluminium par d'autres auteurs [Rivière 2013, 2014, Hauptert 2014].

a. Principe de la méthode

Le principe de la méthode DAET est basé sur l'acousto-élasticité (§-II.3.2.1). De manière plus générale, la méthode repose sur le principe d'inspection « pompe-sonde » (pump-probe en anglais) [Ichida 1983]. Dans cette inspection, il y a participation de deux ondes : une onde pompe (forte amplitude) dont le rôle est de perturber le milieu inspecté, autrement dit d'activer ou d'amplifier la non-

linéarité dans le milieu et simultanément, l'onde sonde se propage dans le milieu sous l'hypothèse de régime linéaire (faible amplitude) dont l'objectif est de mesurer les écarts liés à l'activation des non-linéarités. Dans le cas où la « pompe » est une excitation contrôlable et globale (faisable dans des conditions de laboratoire), nous pouvons utiliser des ondes de surface pour l'onde « sonde » afin de mener une évaluation locale. Nous étudions les différentes solutions pour rendre l'onde « pompe » applicable sur site ce qui permet une mesure simple, rapide et applicable au cas de structures. Cette proposition est une des idées de base de la configuration développée dans le chapitre IV.

La différence entre une mesure d'acousto-élasticité quasi statique et la mesure acousto-élastique dynamique se trouve dans le protocole de sollicitations et dans les conditions d'application de l'onde sonde. Dans le premier cas, l'éprouvette est soumise sous un chargement statique qui impose à l'éprouvette une grande déformation (l'ordre de 10^{-4} à 10^{-3}). L'état de chargement est supposé inchangé pendant l'auscultation de l'onde sonde. Dans le cas de la mesure DAET, la sollicitation est imposée à l'éprouvette sous forme d'une onde de basse fréquence (BF). Dans le meilleur des cas, la valeur de la BF est choisie à la fréquence de résonance de l'éprouvette pour atteindre une forte amplitude d'onde et donc une déformation importante (l'ordre de 10^{-7} à 10^{-5}). Par conséquent, selon la théorie d'acoustique non linéaire non classique présentée dans la section §-II.2.3.2, dans une telle gamme de déformation, tous les phénomènes physiques du comportement non linéaire non classique peuvent être observés dans la mesure DAET. Pour illustrer ce point, nous présentons ici un exemple de mesure DAET dans une étude de Renaud [Renaud 2013] permettant d'étudier l'anisotropie de la non-linéarité du calcaire de Lavoux. Les schémas du dispositif expérimental et du protocole de génération des ondes sont présentés dans la Figure II.33.



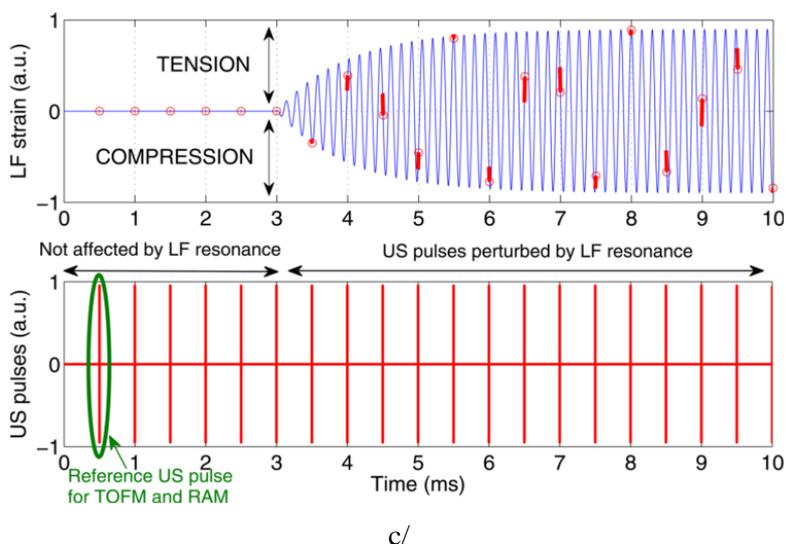


Figure II.33 : Description schématique de principe de la mesure DAET [Renaud 2013].

Exemples de montage expérimental de la mesure DAET. L'onde pompe : résonance au longitudinal mode. L'onde sonde : a/ de direction parallèle à celle de déformation (DAET axiale) et b/ de direction perpendiculaire à celle de déformation (DAET radiale) ;
 c/ Représentation de la première partie de l'excitation BF et de la série d'impulsions HF.

Selon le principe pompe-sonde expliqué ci-dessus, la configuration consiste à mettre l'éprouvette en résonance selon le mode longitudinal et simultanément sonder localement la non-linéarité de l'éprouvette avec différentes ondes ultrasonores (Figure II.33-a et -b). Le diagramme à gauche de la Figure II.33-a décrit les champs de déformation et de déplacement imposés par l'excitation en résonance de la BF le long de l'éprouvette. Selon la distribution de déformation, nous pouvons observer que la propagation des ondes sonde est positionnée dans la zone de déformation maximale où l'effet de la non-linéarité est supposé présenter un maximum.

Dans ce travail de référence, deux types d'ondes sonde sont utilisés et discriminés par leur direction de propagation par rapport à la direction de déformation. Les configurations de mesure correspondantes sont désignées comme « DAET axiale » pour celle de la Figure II.33-a et « DAET radiale » pour celle de la Figure II.33-b. Ce travail a montré que l'effet non linéaire quantifié par la méthode « DAET axiale » est environ cinq fois plus grand que celui par « DAET radiale ». Ainsi la mesure DAET a la capacité d'évaluer l'anisotropie de la non-linéarité du matériau grâce à son évaluation locale caractérisée par la configuration des ondes sonde. Le protocole de génération d'onde et l'analyse des signaux sont identiques dans les deux configurations (§-II.3.3.2.c).

La Figure II.33-c nous permet de comprendre le protocole de génération des ondes dans la mesure DAET. En général, la génération de BF et d'HF est synchronisée électroniquement afin d'ausculter de manière synchronisée à partir de l'onde sonde différents états initiés par l'onde pompe. En haut, la courbe bleue trace la déformation liée à l'onde BF. Les cercles rouges présentent les valeurs de déformation lors de la réception de l'onde sonde au récepteur. La position des cercles est déterminée grâce à la synchronisation électronique. Des courbes courtes et en rouge montre les faibles variations de la valeur de déformation pendant le temps de propagation des impulsions. Selon l'approche de ce travail, les

auteurs ont proposé de calculer la valeur moyenne de déformation pendant le temps de propagation des impulsions. Cette valeur moyenne permet de caractériser la non-linéarité aux valeurs de déformations liées à la BF. D'autre part, la courbe rouge de la partie en bas de la Figure II.33-c montre le signal HF qui contient la série des impulsions. Ces impulsions sont envoyées répétitivement avec une fréquence de répétition à optimiser dans les configurations différentes. En effet, la fréquence de répétition de la HF est choisie telle que l'ensemble des impulsions correspondent à plusieurs états différents de déformation. Par conséquent, plusieurs niveaux de la non-linéarité sont étudiés. L'excitation de la BF n'est activée qu'après la génération des quelques premiers impulsions. Ces impulsions sont considérées comme impulsions de référence, ce qui permet d'analyser l'état linéaire de référence en l'absence de déformation dans le matériau.

b. Conditions de la mesure DAET

Le protocole de génération des ondes ci-dessus montre que la mesure DAET consiste à analyser les variations instantanées du matériau au cours de l'excitation dynamique de la BF. Afin de satisfaire le terme « instantanée », il faut, dans la mesure DAET, que le champ de déformation de BF soit quasi-statique et quasi-uniforme au regard de la propagation d'une impulsion de HF. En effet, Renaud [Renaud 2013] ont précisé que la condition quasi-statique est satisfaite si et seulement si la période du champ de déformation, T_{BF} , est au moins dix fois plus grande que le temps de propagation d'une impulsion à l'état linéaire (sans l'excitation de la BF), TOF_0 (équation II-64).

$$T_{BF} \geq 10 \cdot TOF_0 \quad (\text{II-64})$$

La condition « quasi-uniforme » est une contrainte spatiale pour vérifier que toute la zone de propagation d'impulsion est soumise à un même état de déformation. Pour exemple, dans la configuration de la Figure II.21-b, la largeur du faisceau ultrasonore (d_{US}) définie comme étant approximativement le diamètre de transducteur utilisé doit vérifier la relation de l'équation II-65 [Rivière 2013].

$$d_{US} \ll \lambda_{BF} \quad (\text{II-65})$$

Où λ_{BF} est la longueur d'onde de l'onde BF qui définit la dimension du champ de déformation.

c. Analyse des paramètres non linéaires

Nous présentons dans cette partie les deux aspects de la non-linéarité qui sont évalués dans la mesure DAET. En effet, en se basant sur la modulation de temps de propagation des impulsions due à la perturbation de BF, la variation relative du module élastique peut être évaluée selon l'équation II-61 [Renaud 2011, 2013]. En effet, on a :

$$TOFM(i) = TOF(i) - TOF_0 \quad (\text{II-66})$$

Où $TOF(i)$ est le temps de propagation de l'impulsion (i). $TOFM(i)$ et TOF_0 ci-dessus sont respectivement le décalage temporel de l'impulsion (i) due aux effets non linéaires lors de la déformation ε et le temps de propagation à l'état linéaire des impulsions c'est-à-dire sans déformation.

En plus,

$$\frac{TOFM}{TOF_0} = \frac{\partial d}{d_0} - \frac{\partial V}{V_0}$$

$$\frac{M(\varepsilon) - M_0}{M_0} = \frac{\Delta M(\varepsilon)}{M_0} = \frac{\partial \rho}{\rho_0} + 2 \frac{\partial V}{V_0}$$

On a donc,

$$\frac{\Delta M(\varepsilon)}{M_0} \approx -\frac{2}{TOF_0} TOFM \quad (\text{II-67})$$

Où M_0 est le module élastique linéaire ($\varepsilon = 0$), $M(\varepsilon)$ est la valeur instantané du module élastique à l'état de déformation ε dans le matériau. Les deux hypothèses importantes permettant d'obtenir l'expression II-67, sont que la variation de la masse volumique ($\partial \rho / \rho_0$) et de la distance de propagation ($\partial d / d_0$) sont considérées très petites et négligeables [Renaud 2008]. Les relations dans l'équation II-66 et II-67 représentent l'évolution de la non-linéarité élastique à travers le paramètre $TOFM$.

Le deuxième aspect de la non-linéarité qui peut être évalué dans la mesure DAET est la non-linéarité dissipative. La variation relative d'atténuation ($\alpha(\varepsilon) - \alpha_0$) est déduite de la variation relative d'amplitude de l'onde sonde (RAM). L'expression de ces grandeurs est présentée dans l'équation II-68 et II-69 [Renaud 2011, 2013].

$$RAM(i) = [A(i) - A(1)]/A(1) \quad (\text{II-68})$$

$$\alpha(\varepsilon) - \alpha_0 = \Delta \alpha(\varepsilon) = -\frac{\ln(1 + RAM)}{d} \quad (\text{II-69})$$

Où $A(i)$ est l'amplitude de l'impulsion (i) déterminée dans le domaine fréquentiel (par transformée de Fourier). α_0 et $\alpha(\varepsilon)$ sont les valeurs d'atténuation à l'état linéaire du matériau puis lorsqu'il est soumis à la déformation ε . d est la distance de propagation des ondes sonde HF.

Des exemples résultant de l'analyse des signaux dans la mesure DAET radiale sont présentés dans la Figure II.34. Les Figure II.34-b et -c présentent respectivement le comportement non linéaire élastique et non linéaire dissipatif du calcaire de Lavoux. Lors de l'excitation BF, le matériau non linéaire non classique présente une chute de vitesse d'ondes donc de module élastique et une augmentation de l'atténuation de l'onde ultrasonore. Les variations liées à ces deux phénomènes sont cohérentes et correspondent bien à ce qu'on attend dans un matériau non linéaire. Par la suite si la sollicitation est maintenue sous forme d'oscillations symétriques de traction/compression, ces deux propriétés se comportent de la même manière en général. Les variations se font en suivant les oscillations de la BF, autour d'une valeur constante correspondant à un état d'équilibre métastable, appelé l'offset de conditionnement. Finalement, à l'arrêt complet de l'excitation ($\varepsilon = 0$), l'élasticité et l'atténuation du matériau ne reviennent pas directement aux valeurs correspondantes à l'état initial, ce retour se faisant à une vitesse très lente. C'est la dynamique lente.

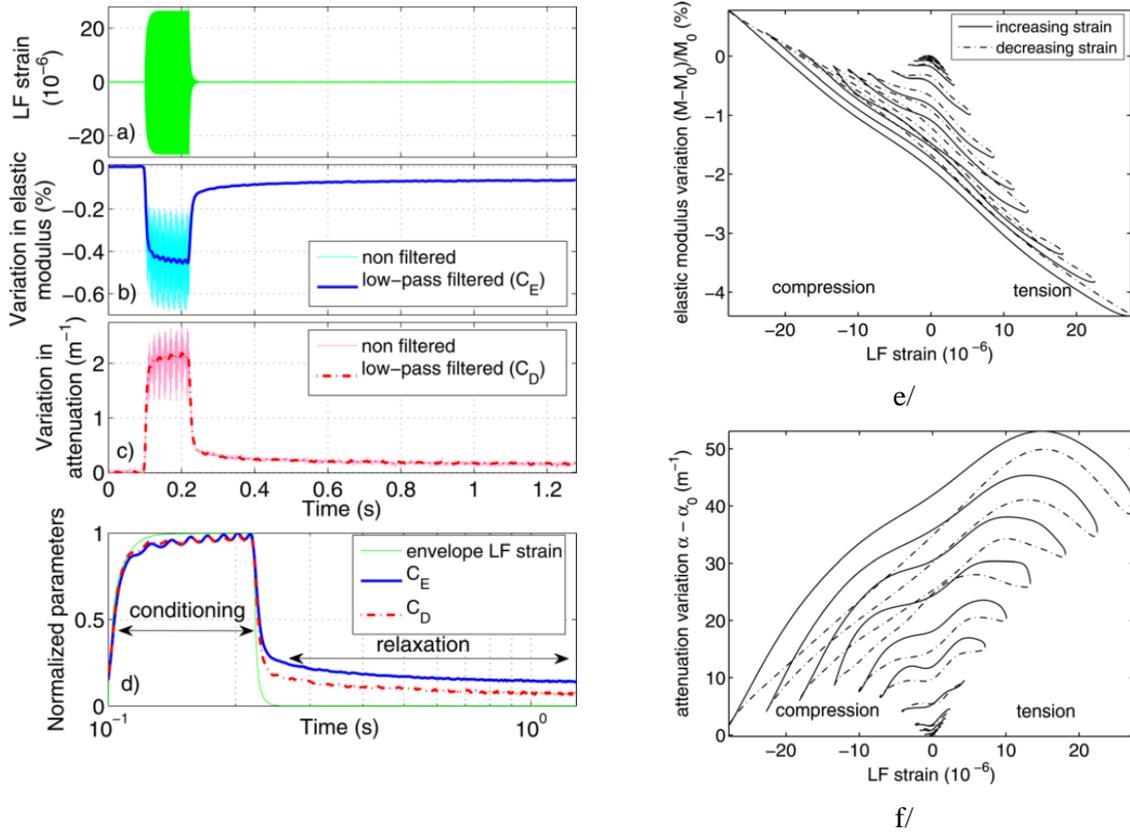


Figure II.34 : Courbes résultant d'analyse de la mesure DAET [Renaud 2013]

a/ Signal de déformation, b/ Variation relative du module élastique ;

c/ Variation relative d'atténuation mesurée par la DAET radiale ;

d/ Superposition de courbes de conditionnement avec l'enveloppe de déformation en échelle logarithmique de temps ;

Superposition des courbes tracées les signatures caractéristiques de la non-linéarité : e/ non-linéarité élastique, f/ non-linéarité dissipative.

De manière générale, une analyse de non-linéarité, consiste à observer les évolutions de propriétés physiques du matériau en fonction de la déformation imposée. En effet, dans la mesure DAET grâce à la synchronisation du signal BF (onde pompe) et signal HF (onde sonde), deux caractéristiques de la non-linéarité acoustique peuvent être observées : la variation relative du module élastique $\Delta M(\varepsilon)/M_0$ en fonction de la déformation ε (Figure II.34-a) et la variation de l'atténuation $\Delta\alpha(\varepsilon)$ en fonction de la déformation ε (Figure II.34-b). En général, ces courbes ont des formes plus complexes pour les matériaux fortement non linéaires (différents types de roche [Renaud 2012]) que celles pour les matériaux présentant de faibles non-linéarités (par exemple l'aluminium [Rivière 2014] ou le duralumin [Renaud 2011]). En outre, Renaud ont proposé une approche à partir de polynôme d'ordre deux appliqué à ces caractéristiques. L'approche proposée est un modèle simple de loi phénoménologique pour interpréter la réponse acoustique non linéaire non classique dans la mesure DAET (équation II-70 et II-71).

$$\frac{\Delta M(\varepsilon)}{M_0} \approx \delta_E \varepsilon^2 + \beta_E \varepsilon + C_E \quad (\text{II-70})$$

$$\alpha(\varepsilon) - \alpha_0 \approx \delta_D \varepsilon^2 + \beta_D \varepsilon + C_D \quad (\text{II-71})$$

Où β_E et δ_E sont respectivement les paramètres du deuxième et du troisième ordre de non-linéarité élastique. Ces deux paramètres sont équivalents aux paramètres d'acoustique non linéaire classique présentés dans la théorie de Landau et Lifshitz (section §-II.2.3.1). La relation entre β_E et les constantes élastiques peut être retrouvée dans [Renaud 2013]. Le paramètre C_E mesure l'offset de conditionnement dont l'évolution est décrite dans la Figure II.34-b. Celui-ci prend la valeur zéro dans le cadre de la théorie classique de Landau et Lifshitz. Même si aucun terme mathématique dans l'approche II-70 n'est présent pour caractériser explicitement l'hystérésis, Gliozzi et Scalerandi [Gliozzi 2014] à travers leur modèle numérique ont remarqué que C_E est observé dans le cas d'hystérésis. Il est lié au conditionnement et observé dans les matériaux qui présentent un effet de mémoire. Il est ainsi possible de dire que C_E est un paramètre non linéaire non classique. La non-linéarité dissipative est caractérisée par les paramètres non linéaires β_D , δ_D et C_D . Le détail de l'analyse de ces paramètres dans le cadre de travaux expérimentaux [Renaud 2012] et numériques [Gliozzi 2014] montre une voie d'étude mais pour l'instant difficile à exploiter.

En résumé, la mesure DAET fournit un aperçu plus complet du comportement acoustique non linéaire des matériaux « micro »-hétérogènes de la classe des matériaux non classiques dans laquelle les bétons peuvent être classés. Bien que l'équation II-70 ne soit pas une approche complète, elle permet d'expliquer correctement la réponse non linéaire observée lors de la mesure DAET. Dans le cas des matériaux fragiles (roche, béton), si la mesure d'acousto-élasticité classique néglige en général la phase de traction à cause d'une faible résistance en traction, la mesure DAET avec l'amplitude modérée d'excitation contient les manifestations dans deux phases traction/compression sur des cycles continus. Les changements des propriétés élastiques du matériau dans ces deux phases peuvent être évalués. La dysmétrie manifestée aux cas de croissance et décroissance de déformation peut être également analysée. En particulier dans le cas de structures présentant une (des) fissure(s) fermée(s) et perpendiculaire avec la direction de chargement, la(les) fissure(s) ne manifeste(nt) aucune variation en élasticité sous compression mais peut(vent) se révéler lors de sollicitation de traction. On parlera alors de phénomène « clapping » des fissures lors des cycles de traction-compression.

II.4 Synthèse

Les développements des théories d'acoustique, présentées dans ce paragraphe, sont en cohérence avec les observations microstructurales du béton pour chaque échelle. L'approche non linéaire plus complexe se fonde sur les approches plus anciennes en approfondissant milieu dispersif, atténuant, qui présente une forte diffusion à cause de sa structure hétérogène. Il contient de nombreux diffuseurs et présente en plus une grande variabilité spatiale. La prise en compte de tous ces éléments pour expliquer exhaustivement le comportement fortement non linéaire du béton reste un défi et aussi un des objectifs importants du CND dans le futur.

Les méthodes de mesures sont basées sur les théories de l'acoustique présentées dans la partie §-II.2. L'acoustique linéaire consiste à évaluer la variation de phase et d'amplitude du signal reçu. Ces variations peuvent être étudiées en fonction des fréquences (courbe de dispersion).

L'acoustique non linéaire exploite la variation des propriétés élastiques et dissipatives du matériau, en fonction de l'amplitude de déformation, imposée lors de l'auscultation. Les manifestations acoustiques observées sont la génération des harmoniques d'une onde monochromatique, la modulation fréquentielle de deux ondes, le décalage de fréquence de résonance, la variation de vitesse et d'amplitude d'ondes liée respectivement aux propriétés élastiques et dissipatives du matériau.

Le contrôle non destructif par ultrasons est un outil de plus en plus efficace, il est particulièrement utilisé pour la caractérisation du béton. Nous avons présenté dans la partie §-II.3 des exemples de mesure, qui utilisent les ondes de Rayleigh basés sur l'acoustique linéaire, mais aussi non linéaire pour évaluer le béton. Plusieurs propriétés et pathologies liées à la durabilité du béton sont étudiées telles que le rapport E/C, la taille des granulats, la présence de microfissures liée aux niveaux d'endommagement, la carbonatation, etc. L'ensemble des résultats montrent que les paramètres d'acoustique non linéaire sont beaucoup plus sensibles que les paramètres d'acoustique linéaire.

II.5 Conclusion

La première partie du chapitre permet de faire le bilan des théories de l'acoustique dans des milieux solides complexes, similaires au béton. En lien avec le chapitre I, il est important de rappeler que le béton a une composition complexe, où chaque composante a des géométries et des propriétés mécaniques différentes, donc des impédances acoustiques différentes. Ceci rend la propagation des ondes ultrasonore complexe dans le béton, surtout sous sollicitation car elle amplifie la non-linéarité du matériau.

La deuxième partie du chapitre concerne l'étude des ondes de surface pour évaluer l'état du béton d'enrobage. Il traite aussi de la plus grande sensibilité des paramètres non linéaires par rapport aux paramètres linéaires. Ceci contribue à diriger notre recherche suivant l'axe de développement des mesures non linéaires.

Parmi les méthodes non linéaires, la méthode DAET est considérée comme une technique très prometteuse qui permet de fournir la réponse non linéaire du matériau de manière complète par rapport aux autres techniques. La mesure DAET n'est pas appliquée sur site à ce jour. C'est un enjeu pour le CND futur auquel nous voulons contribuer par ce travail. C'est donc la méthode principale qui sera appliquée dans le chapitre III. Elle fera l'objet d'un développement spécifique dans le chapitre IV avec pour objectif son application in situ.

Chapitre III

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

III.1 Introduction

Les chapitres précédents ont abordé les questions de la pratique de la caractérisation du béton dans le futur. Il est important d'une part de proposer des méthodes d'évaluation ayant une sensibilité importante aux changements d'état du béton, et d'autre part d'avoir la possibilité d'application de ces techniques in situ. Le chapitre III apporte des réponses par des mesures qui exploitent les ondes de Rayleigh et l'acoustique non linéaire en lien avec la méthode DAET. Les ondes de Rayleigh présente l'intérêt d'un accès à une seule face. Cela leur donne un grand potentiel pour caractériser les premiers centimètres du béton, tandis que la mesure DAET est très prometteuse pour analyser la non-linéarité du béton.

La deuxième partie du chapitre II nous a montré plusieurs applications des ondes de Rayleigh pour évaluer l'effet des changements de composition (taille de granulats, rapport E/C, etc.) et de la microstructure du béton (endommagement mécanique, carbonatation, etc.). Il est à noter que ces développements permettent des évaluations de paramètres acoustiques soit linéaires soit non linéaires classiques. Les mesures acousto-élastique sous sollicitation quasi-statique (présentées dans la section §-II.3.2.1) sont conduites sous des charges de l'ordre de la charge de rupture (la déformation imposée est environ de 10^{-4} à 10^{-3}). Il est à rappeler que l'intérêt des méthodes de CND par ultrasons est que la déformation générée par les ondes ultrasonores ne provoque pas de changements structurels dans la pièce contrôlée. Pour cette problématique, la mesure DAET est considérée comme une des solutions favorables en imposant au matériau une déformation à l'ordre de 10^{-7} à 10^{-5} . Dans cette gamme de déformation, le matériau reste très loin de la zone de naissance des microfissures mais présente déjà un comportement non linéaire avec des signatures reconnaissable [Guyer 2009, Renaud 2013, Rivière 2013]. Notre travail est le premier à associer les ondes de Rayleigh comme ondes sonde dans la mesure DAET pour évaluer la non-linéarité locale du béton.

La configuration de mesure proposée sera appliquée pour évaluer l'état des bétons endommagés thermiquement et ceux carbonatés. Les tests ont été conduits au laboratoire sur des éprouvettes de dimension finie. Dans ce travail, l'endommagement thermique représentant une dégradation volumique, générant des amplitudes de variation importante des paramètres ultrasonores, nous permet de valider

L'utilisation des ondes de Rayleigh même si son volume effectif d'auscultation n'est que d'environ une longueur d'onde sous la surface. La carbonatation quant à elle présente un problème de surface qui n'est pas évaluable par END à ce jour. Nous avons choisi d'étudier dans ce travail le cas d'une fréquence d'ondes de Rayleigh correspondant à une profondeur d'investigation fixe utilisée pour évaluer différentes profondeurs de carbonatation. Une autre possibilité consiste à utiliser différentes fréquences d'ondes de Rayleigh (correspondant à différentes profondeurs d'investigation) pour évaluer et caractériser la profondeur de carbonatation. Cette dernière approche sera une des perspectives de ce travail.

Pour résumé, en se basant sur le principe « pompe - sonde » de la mesure DAET, les éprouvettes à inspecter sont excitées en résonance selon le premier mode de flexion qui joue le rôle de la « pompe ». Les ondes de Rayleigh « sonde » investiguent la variation de propriétés du béton en cours d'excitation. Les résultats de la mesure DAET dans le cas de l'endommagement thermique sont comparés avec les résultats d'une autre méthode non linéaire de référence dans le domaine du CND - la méthode NRUS, et avec les résultats de la mesure de la vitesse des ondes de Rayleigh - une mesure linéaire. Ces résultats contribuent d'une part à la compréhension du comportement dynamique non linéaire du béton et d'autre part à montrer le caractère prometteur des ondes de surface pour les mesures in situ.

III.2 Béton étudié

Cette partie présente les mécanismes d'endommagement de la microstructure du béton lors des contraintes thermiques et lors de la carbonatation du béton, ainsi que les éprouvettes exploitées dans chaque cas étudié.

Il a été montré dans le projet SENSO que pour des valeurs de saturation comprise entre 40 % et 80 %, le paramètre non linéaire non classique α , évalué par le rapport d'énergie des composantes de bandes latérales par rapport à l'énergie des composantes fondamentales, présente une faible variation en fonction de la teneur en eau [Payan 2007]. Dans notre travail, les éprouvettes sont conservées en conditions laboratoires. Dans le cas des éprouvettes endommagées thermiquement, il y a six mois de délais entre le traitement thermique et les essais non destructifs. Toutes les éprouvettes tentent vers l'état de saturation d'équilibre en labo. Nous considérons que la teneur en eau est un paramètre non influant sur la non-linéarité du béton dans le cadre de notre travail.

III.2.1 Endommagement thermique

III.2.1.1 Mécanisme d'endommagement thermique

Les phénomènes d'endommagement thermique du béton peuvent être considérés soit pour les basses températures (inférieure à -4 °C) pour lesquelles les cycles gel-dégel sont responsables de l'endommagement diffus, soit pour les températures élevées. Dans ce travail, nous nous focalisons sur l'endommagement thermique généré par l'élévation de température, observé lors d'incendies (maison civile, tunnel ...) ou en cas d'accident dans l'industrie nucléaire ou encore pour les stockages des déchets radioactifs de forte activité.

Le processus de dégradation structurelle de l'endommagement thermique en fonction de la température est décrit en détail dans la littérature [Grattan-Bellew 1996, Handoo 2002]. A 100°C, l'eau physique libre dans les pores capillaires de grande taille s'évapore. Jusqu'à une température de l'ordre de 300 à 500°C, la libération de l'eau adsorbée et aussi de l'eau chimiquement liée résultent de la déshydratation des gels C-S-H. Cela génère des désordres du type microfissures. La structure de la pâte du ciment a changé. Les dimensions caractéristiques des cristaux diminuent. En augmentant la température, à 700°C, [Handoo 2002] a observé la décomposition de la structure en surface, et la détérioration devient totale à 1000°C. Cette température extrême peut être atteinte si le feu dure longtemps. L'endommagement thermique dégrade rapidement l'enrobage de béton. Les dégradations observées peuvent être importantes comme l'écaillage, la fissuration, voire la rupture de la structure. Dans les structures en béton armé soumises à la flexion, à 500°C les armatures deviennent très déformables et perdent une grande partie de leur résistance, pouvant provoquer l'effondrement de la structure.

La propagation d'onde dans un béton endommagé thermiquement peut générer des interactions dépend de la relation entre la longueur d'onde et la taille des inhomogénéités aux différentes échelles de la structure. Un exemple de la distribution des pores dans le béton après exposition à différentes températures est montré dans la Figure III.35 [Noumowé 1995]. Dans cette figure, le volume des pores (unité mm^3/g) est mesuré par la porosimétrie au mercure. Selon cet auteur, la formation des pores lors de l'échauffement résulte de la déshydratation à l'échelle microscopique et de la forte incompatibilité des coefficients de dilatation thermique entre la pâte de ciment et les granulats. Par conséquent, l'endommagement thermique cause en général une perte évidente des propriétés élastiques du béton mais aussi de la masse, qui conduisent à une diminution conséquente de la vitesse et de l'amplitude d'ondes.

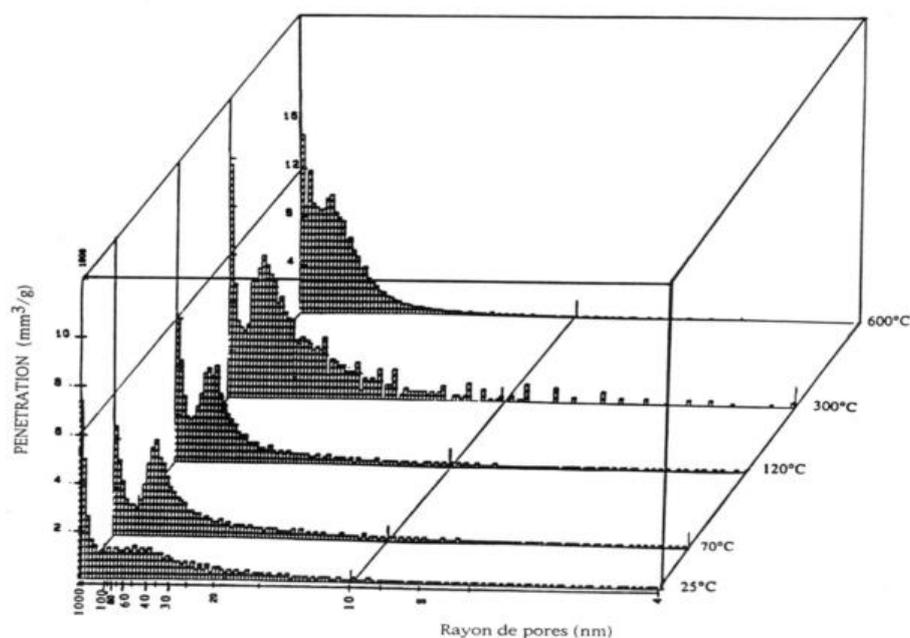


Figure III.35 : Distribution des pores d'un béton ordinaire après exposition à différentes températures [Noumowé 1995].

Dans le domaine de la caractérisation par l'acoustique non linéaire, l'endommagement thermique génère une augmentation sensible de la non-linéarité du béton. Quelques exemples d'évaluation de l'endommagement thermique du béton par la méthode NRUS et la méthode TREND ont été présentés dans le chapitre II, section §-II.3.3.1. Un autre exemple est le travail de Yim [Yim 2012] en utilisant la méthode de modulation de fréquence entre des ondes de basse fréquence (en dessous de 10 kHz) générées par un impact et des ondes de haute fréquence (180 kHz). Les auteurs ont montré une augmentation sensible du paramètre non linéaire classique β des éprouvettes en béton endommagé thermiquement à différentes températures (jusqu'à 600°C). Dans l'ensemble de ces travaux, l'évolution des paramètres non linéaires est au moins 5 fois plus importante que celle des paramètres linéaires (vitesse d'onde, module élastique dynamique) en fonction de l'endommagement thermique.

III.2.1.2 Description des éprouvettes d'endommagement thermique

L'étude de l'endommagement thermique est fondée sur quatre éprouvettes d'une même gâchée, nommées T1, T2, T3 et T4, réalisées au LMA. Elles sont de géométrie parallélépipédique et de dimensions 90 x 90 x 260 mm³. La composition des éprouvettes est donnée dans le Tableau III.4. La taille maximale de granulats est 8 mm. Les éprouvettes ont suivi une période de cure de 28 jours et sont gardées en condition ambiante pendant 3 mois avant d'appliquer les traitements thermiques et les tests ultrasonores.

Ciment CPA	560
Eau	245
Sable 0/4	1150
Gravier 4/8	470
Adjuvant	5.6

Tableau III.4 : Composition massique du béton qui constitue des éprouvettes dans l'étude d'endommagement thermique (kg / 1 m³).

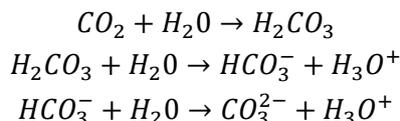
Le traitement thermique a été réalisé au laboratoire. Il consiste en un chauffage pendant 24 heures dans un four et un refroidissement lent porte fermée. La vitesse moyenne d'élévation de la température dans le four est 4°C par minute. Après avoir atteint la température attendue, la température dans le four est gardée constante durant 24h avant d'arrêter le four. L'éprouvette T1 est gardée intacte, les autres éprouvettes T2, T3 et T4 ont subi respectivement le traitement thermique à 180°C, 250°C et 400°C.

III.2.2 Carbonatation

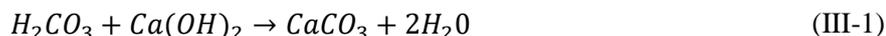
III.2.2.1 Mécanisme de carbonatation

La carbonatation est une réaction chimique qui génère des carbonates grâce à la dissolution du dioxyde de carbone dans l'eau contenue dans les pores. Les réactions chimiques principales se produisent lors de la carbonatation. Elles sont présentées dans l'équation III-1 [Vu 2011]. Le dioxyde de carbone peut être préexistant dans le béton au cours de la fabrication en faible quantité mais la

pathologie devient plus importante en présence d'importante quantité de CO_2 dans l'environnement et d'une diffusion dans le béton pendant une longue période. La vitesse de réaction dépend essentiellement de l'humidité du matériau et est maximale pour une valeur d'humidité de 65 %.



Réaction de l'acide carbonique avec l'hydroxyde de calcium de la pâte du ciment après la dissolution :



La carbonatation diminue généralement la porosité grâce au volume molaire plus grand des carbonates que ceux des hydrates [Ngala 1997, Thiery 2003]. Ngala et al. [Ngala 1997] ont montré une diminution de porosité de l'ordre de 10 % à 15 %, sur des pâtes de ciment de E/C variant de 0.3 à 0.8. En outre, la distribution de la taille des pores est également fortement modifiée. Thiery et al. [Thiery 2003] ont montré que la carbonatation peut créer une macroporosité entre 100 et 200 nm. Par contre, la conséquence la plus critique est la diminution de pH du béton due à la libération d'ions H_3O^+ . Le pH est de 8.3 - 9.5 après la carbonatation au lieu de 13 pour un béton non carbonaté. Cette réduction de pH est une perte importante de protection des armatures contre la corrosion. En effet le béton non carbonaté de par sa basicité passive les barres de renforcement ce qui limite les échanges d'oxygène du béton avec l'environnement et arrête la corrosion des aciers. S'il y a corrosion, cela va conduire à un gonflement volumique des armatures en surface, et générer des contraintes mécaniques qui conduisent à la création de fissures initiées à partir des interfaces acier béton (Figure III.36).

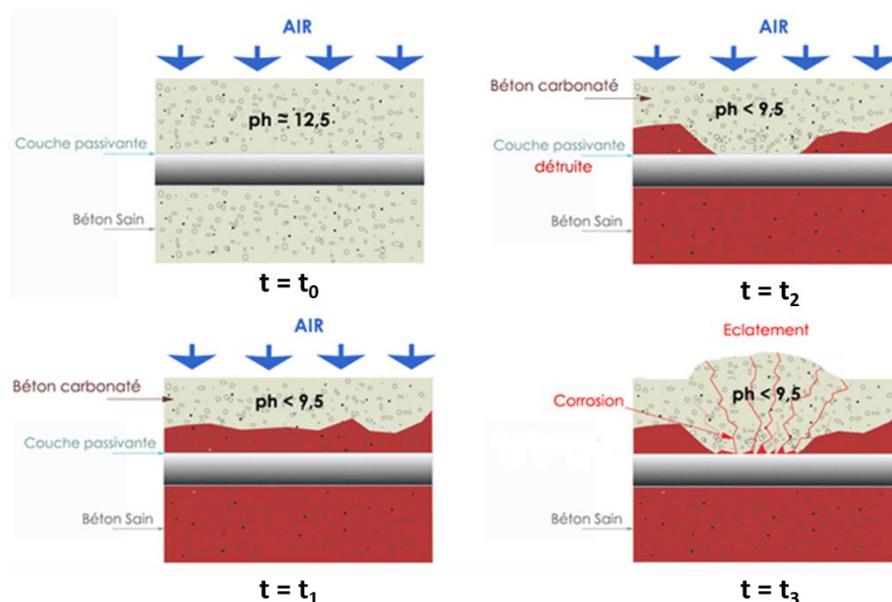


Figure III.36 : Dégradation causée par la carbonatation du béton.
(Source : <http://www.renofors.com/fr/savoir-faire/le-beton>).

La technique expérimentale la plus répandue pour identifier la profondeur de carbonatation est le test à la phénolphthaléine qui permet d'identifier un virage de pH de la solution interstitielle. Par contre cette technique est un test destructif en ayant besoin des carottes extraites de la structure. Pour cette raison

l'évaluation de carbonatation par END devient un des grands enjeux en génie civil au regard du nombre d'ouvrage présentant des aciers corrodés et des conséquences qui en découlent.

III.2.2.2 Description des éprouvettes carbonatées

L'étude de la carbonatation est réalisée sur trois éprouvettes de géométrie parallélépipédique et de dimensions 120 x 250 x 500 mm^3 . La fabrication du béton et le protocole de carbonatation accélérée sont réalisés au LMDC de Toulouse, dans le cadre du projet national [EVADEOS]. La porosité des éprouvettes avant la carbonatation est 18.3 %, tandis que l'écart de porosité entre le cœur et la surface des éprouvettes après la carbonatation est trouvé de l'ordre de 2.5 %. La carbonatation se traduit par une variation de 15 % de la porosité.

Les éprouvettes ne sont carbonatées que sur une face ce qui permet de garder une référence. Les éprouvettes sont désignées C1, C2 et C3. Elles présentent des épaisseurs de couche de béton carbonaté d'environ 10.7 mm, 17.4 mm et 26.1 mm respectivement. Ces valeurs de profondeur de carbonatation correspondent à la valeur moyenne des profondeurs mesurées sur des éprouvettes traitées en parallèle par l'indicateur coloré phénolphthaléine. Les informations des éprouvettes carbonatées sont données dans le Tableau III.5.

Eprouvette	Profondeur voulue (mm)	Profondeur mesurée (mm)
C1-2-A (C1)		10.7
C1-2-B	10	10.0
C1-2-N		11.7
C1-2-T		10.5
C1-3-B (C2)		17.4
C1-3-B	20	15.0
C1-3-N		20.1
C1-3-T		17.0
C1-4-A (C3)		26.1
C1-4-B	40	20.0
C1-4-N		27.3
C1-4-T		31.0

Tableau III.5 : Profondeur carbonatée des éprouvettes carbonatées.

III.3 Protocole expérimental

L'objectif de cette partie est de décrire les mesures linéaires et non linéaires (DAET) effectuées sur l'ensemble des éprouvettes. Le bilan des mesures faites est donné par le Tableau III.6. Nous avons choisi la mesure de vitesse d'ondes de Rayleigh et la mesure NRUS comme des mesures linéaire et non linéaire de référence en vue de les comparer avec la mesure DAET en terme de sensibilité. La mesure NRUS a été réalisée seulement dans le cas de l'endommagement thermique avec le premier mode de flexion (le même mode est exploité dans la mesure DAET). Pour le cas de la carbonatation, la mesure NRUS avec l'exploitation du premier mode de flexion a été réalisée par Bouchaala [Bouchaala 2011].

Méthode	Endommagement thermique	Carbonatation
$V_{Rayleigh}$	✓	✓
NRUS	✓	[Bouchaala 2011]
DAET	✓	✓

Tableau III.6 : Bilan des mesures effectuées sur l'ensemble des éprouvettes.

III.3.1 Ondes de Rayleigh pour des éprouvettes de dimensions finies

La propagation des ondes de Rayleigh dans un milieu solide a fait l'objet d'une présentation dans l'étude bibliographique de la théorie d'acoustique linéaire (§-II.2.2.2). Il est à noter que les ondes de Rayleigh se forment à la surface d'un milieu semi infini. Dans cette partie, nous présentons une vérification expérimentale de la propagation des ondes de Rayleigh dans le cas des éprouvettes de dimensions finies qui est le cadre de ce travail.

Le test de vérification a été conduit sur l'éprouvette saine T1 issue de la série endommagée thermiquement, qui est le cas le plus critique au regard de ses dimensions. La longueur de l'éprouvette T1 est 26 cm, qui est dépendante du four utilisé pour les traitements thermiques. Les dimensions de section transversale (9 x 9 cm²) sont choisies d'une part pour adapter la largeur du système des transducteur-sabot et autre part pour favoriser l'excitation en mode de flexion, qui joue le rôle de l'onde pompe dans la mesure DAET.

La génération des ondes de Rayleigh a été réalisée en mode contact avec deux couples de transducteur-sabot pour l'émission et la réception (Figure III.37-a). Chaque transducteur est en contact sur un sabot et le système est fixé grâce à un support. Des transducteurs piézoélectriques de type Panametric V101, de fréquence centrale 250 kHz, sont utilisés pour générer des ondes longitudinales dans les sabots. Ces sabots sont en Téflon ($V_L=1250 m/s$). L'angle d'inclinaison des sabots est 45°. Cet angle d'incidence du faisceau d'onde, est supérieur au deuxième angle critique de toutes les éprouvettes testées dans ce travail, sauf dans le cas de T4 où l'angle d'inclinaison est très proche du deuxième angle critique ($\theta_{cr2-T4} = 48^\circ$). Le couplant (Sofranel SWC pour les ondes transversales) est utilisé pour les interfaces transducteur-sabot et aussi sabot-béton. Ce couplant est sélectionné en raison de sa capacité d'assurer une bonne transmission des signaux et un bon maintien en position aux interfaces.

Nous avons choisi de travailler avec des ondes de Rayleigh à 100 kHz. La vitesse et donc la longueur d'onde pour chaque éprouvette sont différentes, variant en fonction de propriétés des éprouvettes. Leur

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

valeur de longueur d'onde est proche de 2 cm. Nous avons vérifié que des ondes de Rayleigh sont bien composées d'ondes longitudinale et transversale séparables. La distance à choisir entre les transducteurs doit satisfaire la condition « quasi-statique » de la mesure DAET (voir §-II.3.3.2.b). Cela conduit à un parcours estimé d'environ 6 cm d'onde de Rayleigh dans le béton.

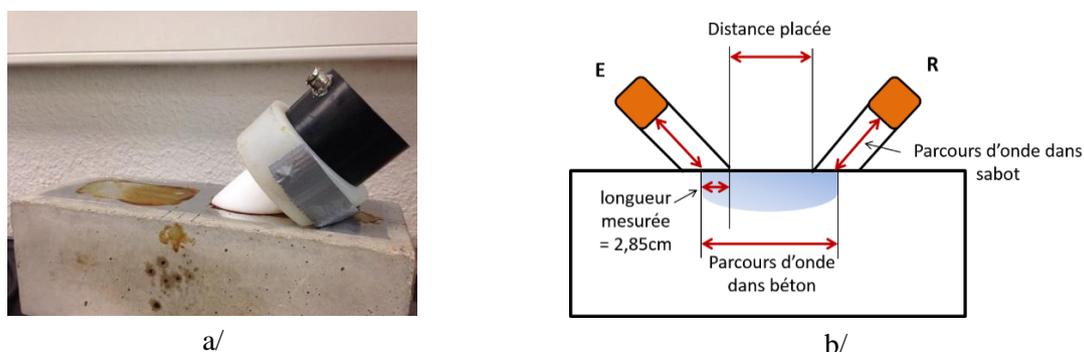


Figure III.37 : a/ Montage expérimental du système transducteur-sabot grâce à un support;
b/ Convention géométrique des parcours d'onde.

La forme d'un signal d'onde de Rayleigh reçue par le système transducteur-sabot à la réception sur la face de mesure est présentée dans la Figure III.38-b. En observant ce signal, nous avons constaté que l'onde de Rayleigh peut être effectivement considérée comme la première onde qui arrive. Les ondes de tête (ondes de volume) ont une très faible amplitude par rapport à celle d'onde de Rayleigh.

La vitesse d'onde de Rayleigh de l'éprouvette T1 est mesurée suivant le principe de courbe distance-temps sur laquelle la vitesse est déduite de la pente. Le récepteur R est donc déplacé sur la face de mesure, pour différents parcours de propagation d'onde de Rayleigh dans le béton d_i ($i=1:5$, $\Delta d=10$ mm). L'onde émise est une impulsion générée par un générateur de type Sofranel (modèle 5052 PR). Nous supposons dans ce travail que le parcours d'onde dans les sabots comprend une longueur axiale et le parcours d'onde de Rayleigh dans le béton comprend la distance entre les centres de sabots comme défini par la Figure III.37-b. Par la suite, la vitesse d'onde de Rayleigh est déduite du calcul de décalage temporel déterminé par l'inter-corrélation entre les signaux de différents parcours d_i . Le résultat est 2354 m/s ce qui est proche de la valeur théorique de vitesse d'onde de Rayleigh estimée dans le cas de l'éprouvette T1 selon l'équation II-37 (2381 m/s). Notant que cette valeur de vitesse correspond à la vitesse de groupe. Le même principe de calcul de décalage temporel de l'onde de Rayleigh est appliqué dans l'analyse de la mesure DAET pour évaluer la variation de module d'élasticité de matériau (§.III.3.4.2.2).

Nous avons vérifié également dans cette configuration la bande fréquentielle appropriée d'onde de Rayleigh. Dans le cas de nos bétons, à partir de 150 kHz, l'amplitude d'onde reçue est très faible et presque nulle pour les fréquences au-delà de 200 kHz.

Pour satisfaire au mieux à la fois le montage et la condition « quasi-statique » de la mesure DAET, la distance entre deux sabots (Figure III.37-c) a été choisie à 2 cm. Ce choix conduit à un parcours de 7.7

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

cm d'onde de Rayleigh dans le béton. Les tests de vérification d'onde de Rayleigh aux bords de l'éprouvette ont été conduits sur cinq points de mesure (de p1 à p5, Figure III.37-b). Le transducteur de type R3a a été utilisé. Sa bande passante est 25-130 kHz et son diamètre mesure 0.5 pouces, ce qui permet des mesures dans la bande des fréquences considérées et sur une zone plus petite. Les signaux reçus sont respectivement présentés dans la Figure III.38-c, d, e, f, g.

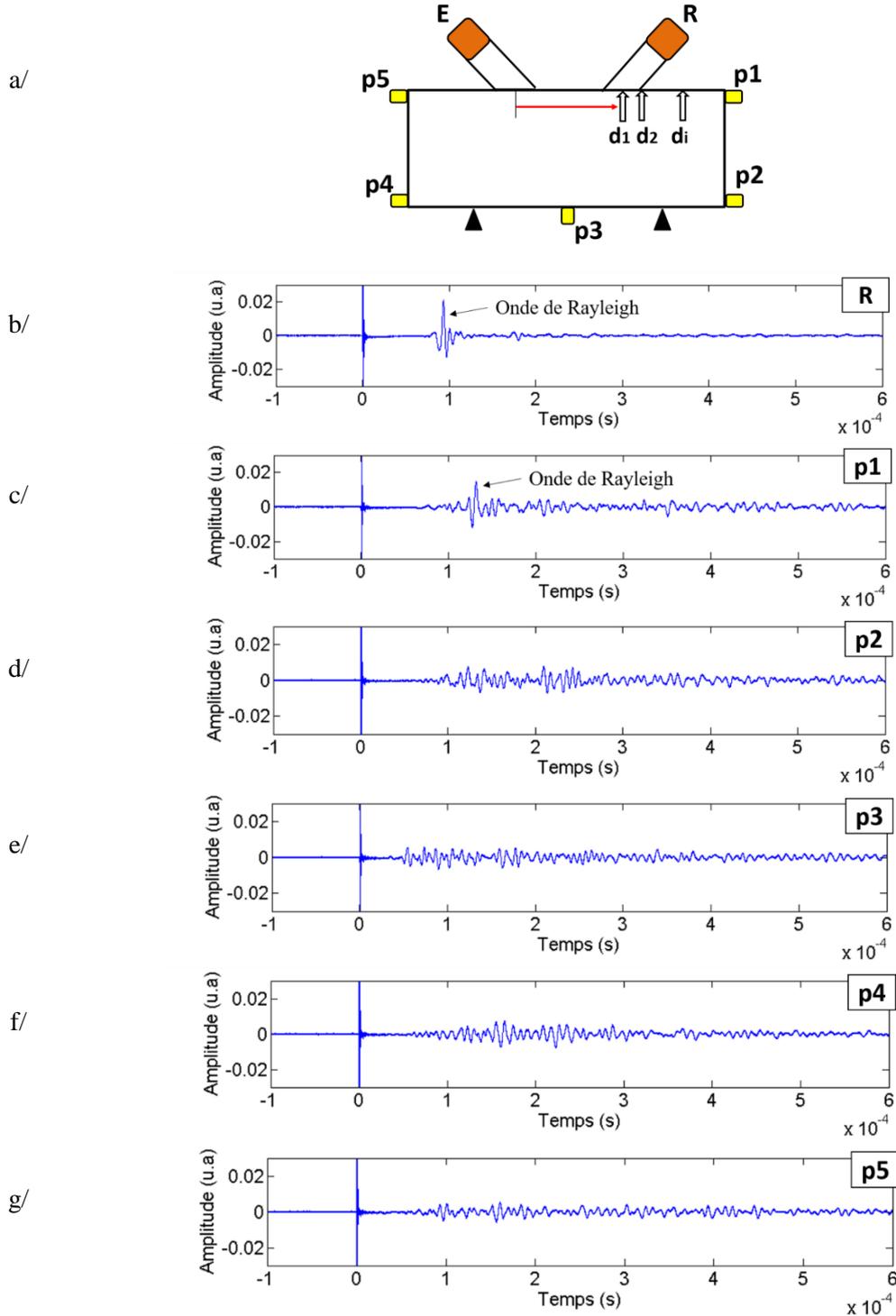


Figure III.38 : Tests de vérification des ondes de Rayleigh sur l'éprouvette T1.

a/ Schéma de test;

Les signaux des ondes reçues b/ au récepteur avec sabot (R) ; c/ p1 ; d/ p2 ; e/ p3 ; f/ p4 ; g/ p5.

En observant et comparant les signaux dans la Figure III.38, nous avons constaté que :

- L'onde de Rayleigh est détectée seulement aux points de mesure en surface (R et p1 dans la Figure III.38-b et -c).
- Les ondes reçues aux autres points (p2, p3, p4 et p5) sont les ondes résultantes de la diffusion et la réflexion multiple dans l'éprouvette.
- Il est important de noter que dans notre configuration expérimentale (point R) l'onde de Rayleigh est la première onde qui arrive et peut être analysée indépendamment des autres ondes dans l'éprouvette.

La vérification de la propagation d'onde de Rayleigh ci-dessus nous a démontré l'existence d'onde de Rayleigh dans le cas des éprouvettes à étudier. La configuration est utilisée à la fois pour les mesures de vitesse d'onde de Rayleigh et pour la mesure DAET.

III.3.2 Mesure en acoustique linéaire - mesure de vitesses

Cette partie traite des mesures de vitesse en acoustique linéaire, qui anticipe les essais en acoustique non linéaire. Les mêmes transducteurs sont utilisés pour les mesures d'onde de Rayleigh et pour les mesures d'ondes de compression. Deux transducteurs piézoélectriques en contact de type Panametric V151, 250 kHz de fréquence centrale, ont été utilisés pour la mesure de vitesse des ondes transversales.

Les mesures de vitesses des ondes de compression (V_L) et ondes de cisaillement (V_T) ont été effectuées par transmission. Deux transducteurs sont positionnés au centre des faces latérales dans le sens de la largeur puis de la longueur. Les valeurs de vitesses sont obtenues par le rapport entre le décalage de distance de propagation et le décalage temporel calculé par l'inter-corrélation entre les signaux des deux mesures. Le coefficient de variation moyen de la vitesse des ondes de volume mesuré dans une configuration équivalente (transmission, 250 kHz) est de 1.62 % [Garnier 2013].

La masse volumique de chacune des éprouvettes est calculée à partir de leur poids et leur volume mesurés. Les résultats de vitesses d'ondes de volume permettent d'estimer le module d'Young et le coefficient de Poisson de chaque éprouvette selon l'équation III-2 et l'équation III-3.

$$\nu = \frac{V_L^2 - 2V_T^2}{2V_L^2 - V_T^2} \quad \text{(III-2)}$$

$$E = 2\rho(1 + \nu)V_T^2 \quad \text{(III-3)}$$

La vitesse des ondes de Rayleigh a été mesurée par la configuration présentée dans la partie précédente. En ce qui concerne la génération d'onde de Rayleigh, le signal source a été défini comme une impulsion qui contient un cycle de sinusoïde à 100 kHz avec 150 V de tension d'entrée (la limite supérieure de tension de la carte de génération). Le spectre fréquentiel du signal reçu dans le cas de différentes éprouvettes est centré sur environ 90 kHz. La première raison pour le choix de la fréquence et de la tension est d'obtenir un bon rapport signal sur bruit pour l'onde de Rayleigh. La deuxième raison est expliquée par le fait que dans le cas des éprouvettes carbonatées la longueur d'onde de Rayleigh à environ 90 kHz est de l'ordre de 22 mm soit une épaisseur de couche investiguée d'environ 22 mm sous

la surface (une longueur d'onde). Par conséquent, la profondeur de carbonatation pourra être couverte par la profondeur de pénétration de l'onde de Rayleigh.

Le coefficient de variation moyen de la vitesse des ondes de Rayleigh mesuré par un sabot associé à un laser est de 2 % pour la longueur d'onde $\lambda=2\text{ cm}$ [Garnier 2013].

III.3.2.1 Endommagement thermique

Les résultats des mesures linéaires sur les éprouvettes endommagées thermiquement sont présentés dans le Tableau III.7.

Désignation	T1	T2	T3	T4
Traitement thermique	Intacte	180°C	250°C	400°C
ρ (kg/m^3)	2240	2131	2128	2119
V_L (m/s)	4628	3927	3718	3008
V_T (m/s)	2578	2307	2236	1838
V_R (m/s)	2354	2106	2042	1678
E (GPa)	38.5	28.0	25.9	17.2
ν	0.275	0.236	0.217	0.202

Tableau III.7 : Informations des éprouvettes endommagées thermiquement

En observant les résultats dans le Tableau III.7, nous constatons une diminution importante des propriétés élastiques du béton en fonction de l'endommagement thermique observées à la fois sur les vitesses des ondes de volume et la vitesse de l'ondes de Rayleigh. Ce résultat peut être expliqué par la création des microfissures [Blundell 1976] ou autrement dit l'augmentation de la porosité [Noumowé 1995] lors de l'exposition des éprouvettes à une température élevée. Au regard des conditions de mise en température, ce phénomène est supposé être identique dans le volume et en surface. Chaque éprouvette après le traitement thermique peut être considérée comme un matériau homogène avec un module élastique inférieur à son module initial. Cette hypothèse permettra la modélisation des éprouvettes avec leur comportement linéaire pour estimer la réponse en vibration lors des essais DAET.

III.3.2.2 Carbonatation

Les résultats des mesures linéaires concernant les éprouvettes carbonatées sont présentés dans le Tableau III.8.

Désignation	C1	C2	C3
Profondeur de carbonatation (mm)	10.7	17.4	26.1
ρ (kg/m^3)	2267	2277	2283
V_L (m/s)	4191	4001	4173
V_T (m/s)	2393	2356	2423
V_R (m/s)	1987	2064	2153
λ_R (mm)	22.1	22.9	23.9
E (GPa)	32.7	31.2	33.4
ν	0.258	0.235	0.246

Tableau III.8 : Informations des éprouvettes carbonatées

En observant le Tableau III.8, nous constatons que la vitesse des ondes de Rayleigh augmente régulièrement en fonction de la profondeur de carbonatation, tandis que la vitesse des ondes de volume n'a pas cette tendance. Ce résultat peut être expliqué par le rapport entre la zone de propagation des ondes et de la profondeur de la carbonatation. En effet, l'onde de Rayleigh se propage dans une couche d'environ 22 mm sous la surface, qui est du même ordre de grandeur que la profondeur de béton carbonaté, tandis que les ondes de volume ont été transmises à travers toute l'épaisseur d'éprouvette (120 mm) et donc quantifient des informations moyennes de ce volume.

III.3.3 Mesure d'acoustique non linéaire - mesure NRUS

Les mesures NRUS ont été réalisées sur les éprouvettes endommagées thermiquement. Selon le principe de mesure présenté dans §-II.3.3.1.a, les éprouvettes ont été mises en résonance en premier mode de flexion, qui est aussi le mode d'excitation exploité dans la mesure DAET. En effet, notre choix du mode de flexion est motivé par la mise en œuvre des ondes de Rayleigh avec le montage du pot vibrant dans la mesure DAET. Le fait de travailler sur le même mode d'excitation permet d'envisager la comparaison de la non-linéarité extraite par les deux méthodes. La mesure du NRUS est fondée sur le décalage de la fréquence de résonance en fonction de l'amplitude d'excitation. Le montage expérimental est présenté dans la Figure III.39-a.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

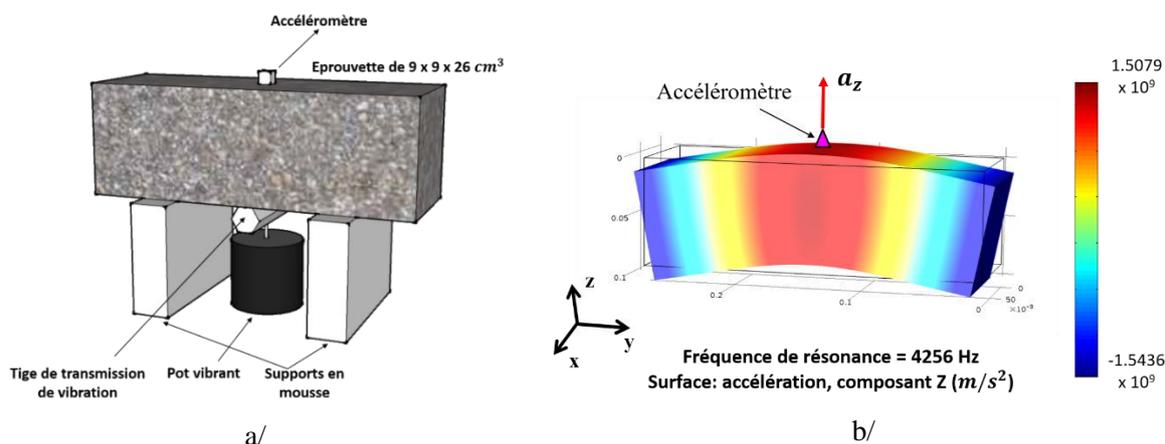


Figure III.39 : Description du montage expérimental de la mesure NRUS.

a/ Instrumentation de l'éprouvette ; b/ Champ d'accélération a_z du premier mode de flexion obtenu par simulation avec Comsol Multiphysics®.

Chaque éprouvette a été posée en équilibre sur deux supports en mousse aux positions caractéristiques (0.224 fois de longueur d'éprouvette) qui correspondent aux points fixes dans la première mode de flexion [ASTM C215-14]. L'excitation de basse fréquence a été générée par un pot vibrant (LDC, modèle V201 M4-CE). La réponse en vibration de l'éprouvette est mesurée par un accéléromètre triaxial. Le signal reçu est donc une accélération. La transmission des vibrations du pot vibrant à l'éprouvette a été effectuée grâce à une tige métallique de section hexagonale (Figure III.39-a) collée suivant la direction transversale de l'éprouvette pour transmettre et privilégier la flexion dans le plan yOz . La colle utilisée est du Phenyl salicylate (nom usuel Salol). Son utilisation a été validée dans les travaux expérimentaux de [Quiviger 2012] car sa rigidité acceptable et elle permet un montage facile sans abimer le béton de peau tout en assurant l'absence de comportements non linéaires parasites.

La valeur de la fréquence de résonance en flexion a été prédéterminée numériquement avec Comsol® (Figure III.39-b). Les données d'entrée du modèle sont le module élastique, le coefficient de Poisson estimés par les valeurs de vitesse d'ondes de volume et la masse volumique. Ces valeurs obtenues expérimentalement sont détaillées dans le Tableau III.7. La fréquence de résonance trouvée expérimentalement est proche de la valeur issue du modèle numérique. Elle conduit à l'amplitude maximale du signal d'accélération. En outre, les conditions de génération du mode de flexion ont été vérifiées expérimentalement par la relation entre les accélérations mesurée dans les directions Oy et Oz (a_y et a_z). L'amplitude mesurée faible de a_y au regard de a_z concorde avec le cas simulé. Les valeurs des fréquences de résonance trouvées dans la simulation et par expériences sont présentées dans le Tableau III.9. L'écart relatif entre les résultats est inférieur à 16.2 % (cas de T3). Cette différence peut venir de l'estimation imprécise des propriétés élastiques (E, ν) à partir des vitesses ultrasonores et des relations définies dans le cas d'un matériau homogène appliquées au cas d'un matériau hétérogène comme le béton, qui de plus est à l'état endommagé.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

Eprouvette	Fréquence de résonance estimée par Comsol® (Hz)	Fréquence de résonance trouvée expérimentalement (Hz)	Ecart relatif (%)
T1 (intacte)	4256	3930	7.7
T2 (180°C)	3754	3270	12.9
T3 (250°C)	3616	3030	16.2
T4 (400°C)	2957	2514	15

Tableau III.9 : Fréquences de résonance expérimentales et numériques des éprouvettes endommagées thermiquement.

En ce qui concerne la détermination de la déformation imposée dans les éprouvettes lors de l'excitation du type pompe, nous nous sommes appuyés sur l'approche présentée par Payan [Payan 2014-1]. Le principe de cette approche est d'estimer une composante non mesurée grâce à une composante mesurée et leur rapport d'amplitude obtenu à partir du modèle numérique dans Comsol®. De cette manière, une composante quelconque de déformation à n'importe quel point dans l'éprouvette peut être estimée à partir de l'accélération mesurée (Figure III.39-a) et leur rapport obtenu dans le modèle (Figure III.39-b).

Il est à noter que la mesure DAET s'intéresse à la déformation dans la direction de propagation des ondes de Rayleigh (ε_{yy}). Cette composante est la déformation la plus critique générée lors d'une vibration d'éprouvette en premier mode de flexion. Pour cette raison, afin de mettre en cohérence l'ensemble des essais, nous nous sommes intéressés au premier mode de flexion dans chaque expérience. Ainsi pour la mesure NRUS et la mesure DAET ultérieurement, nous utiliserons la même composante de déformation ε_{yy} . Par conséquent, la valeur de déformation ε_{yy} au point central de la face de mesure (position de l'accéléromètre) est estimée selon l'équation III-4.

$$\varepsilon_{yy} = \frac{\varepsilon_{yy-modèle}}{a_{z-modèle}} * a_{z-mesure} \quad (III-4)$$

Où $a_{z-mesure}$ présente la composante d'accélération a_z mesurée par l'accéléromètre et $a_{z-modèle}$ présente également cette composante mais qui est déterminée avec le modèle numérique dans Comsol®. Identiquement, ε_{yy} présente la composante de déformation à estimer, tandis que $\varepsilon_{yy-modèle}$ présente cette composante déterminée dans Comsol®.

Une fois la déformation connue, le décalage de fréquence de résonance a été étudié en fonction de l'amplitude de cette déformation $\Delta\varepsilon_{yy}$ selon l'équation III-5.

$$\frac{\Delta f}{f_0} \propto \alpha_{NRUS} * \Delta\varepsilon_{yy} \quad (III-5a)$$

$$\text{avec } \Delta\varepsilon_{yy} = \frac{\max(\varepsilon_{yy}) - \min(\varepsilon_{yy})}{2} \quad (III-5b)$$

Où f_0 est la fréquence de résonance à une amplitude faible d'excitation (comprise les valeurs trouvées expérimentalement dans le Tableau III.9), α_{NRUS} est le paramètre non linéaire déterminé à partir de la

mesure NRUS et $\Delta\varepsilon_{yy}$ est l'amplitude de déformation. La Figure III.40 montre un exemple de la variation de la fréquence de résonance en fonction de l'amplitude de déformation dans le cas de l'éprouvette T1. Un décalage vers la gauche de la fréquence de résonance est observé avec l'augmentation de l'amplitude de sollicitation. Le paramètre α_{NRUS} est proportionnel avec la pente de la droite qui relie le décalage de fréquence de résonance à l'amplitude de déformation. En général, plus le matériau est non linéaire, plus il présente une pente importante.

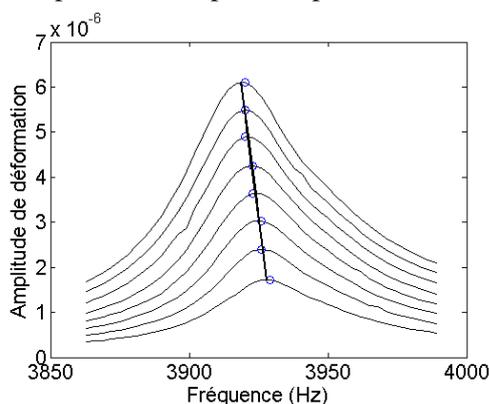


Figure III.40 : Décalage de fréquence de résonance en fonction de l'amplitude de déformation pour l'éprouvette T1.

III.3.4 Mesure d'acoustique non linéaire - mesure DAET

En se fondant sur le principe « pompe-sonde » de la mesure DAET (présenté à §-II.3.3.2), notre configuration comprend l'excitation à basse fréquence (BF) du premier mode de flexion pour l'onde pompe, et les impulsions des ondes de Rayleigh à 100 kHz (HF) pour les ondes sonde. L'utilisation d'un pot vibrant est motivée par sa capacité de générer une excitation en régime établie, dans laquelle le cycle traction/compression est stable en fonction du temps. En même temps que l'excitation BF, les impulsions HF sont envoyées régulièrement pour générer des ondes de Rayleigh qui par conséquent sondent aux différentes amplitudes de l'excitation BF. Le décalage temporel des impulsions d'onde de Rayleigh due aux différents états de déformation est lié à la variation du module élastique du matériau selon l'équation II-61. En résumé, cette configuration nous permet d'étudier localement dans la zone de propagation des ondes de Rayleigh, la réponse non linéaire de la couche en surface pour différents états de déformation au cours d'un cycle traction/compression.

III.3.4.1 Montage expérimental

III.3.4.1.1 Ensemble de mesure

Le schéma de montage expérimental est décrit dans la Figure III.41. Le première mode de flexion est choisi .Les transducteurs pour l'émission et la réception des ondes de Rayleigh sont placés au centre de l'éprouvette afin d'étudier la réponse non linéaire du matériau dans la zone la plus déformée au cours de la flexion.

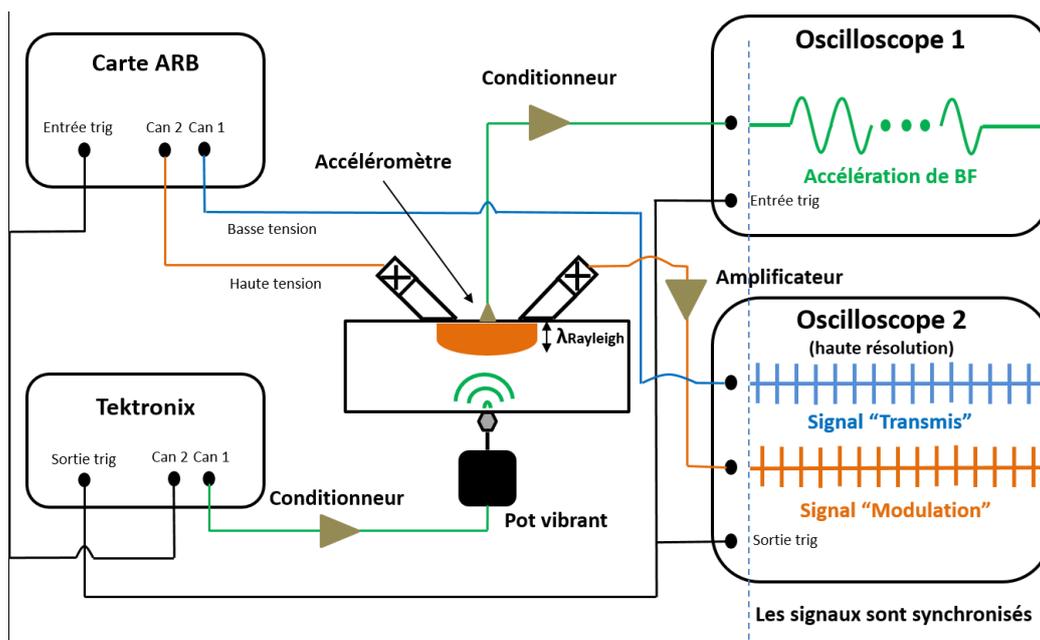


Figure III.41 : Schéma de montage expérimental de mesure DAET.

L'instrumentation BF pour la mesure DAET est exactement la même que celle décrite dans la mesure NRUS. La seule différence entre les deux mesures est la valeur effective de la fréquence de résonance trouvée expérimentalement. Cette différence est expliquée par la masse ajoutée des transducteurs et sabots. Il conduit à une diminution de la fréquence de résonance. La répartition symétrique des deux ensembles transducteur-sabot par rapport au centre de l'éprouvette permet de ne pas gêner la vibration en flexion. Le principe de l'essai consiste à évaluer le décalage temporel généré par le comportement non linéaire du béton pour différentes déformations et ceci avec 4 niveaux d'amplitude de basse fréquence.

III.3.4.1.2 Signaux

La génération des ondes de Rayleigh est présentée et vérifiée dans la section §-III.3.1. L'utilisation de couplant référence Sofranel assure un bon contact durant toutes les phases de la sollicitation. Les deux sabots à 45° d'angle d'inclinaison sont utilisés pour toutes les éprouvettes. Cet angle est supérieur au deuxième angle critique de toutes les éprouvettes, sauf dans le cas d'éprouvette T4 où l'angle critique estimé est 48°. Il est vérifié expérimentalement que la vitesse d'onde de Rayleigh

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

(1678 m/s) est cohérente au regard de l'état d'endommagement du matériau. Ceci a permis de n'utiliser qu'une seule configuration des transducteurs et sabots pour toutes les éprouvettes.

Une fois l'ensemble expérimental prêt, le protocole de mesure est décrit par les points suivants :

- Les ondes sont générées par deux générateurs. Le générateur de fonction Tektronix (AFG-3102) synchronise la carte ARB intégrée dans l'ordinateur. Chaque générateur contient deux voies actives qui permettent d'émettre des signaux. La première voie du Tektronix sert à générer et recevoir des ondes de basse fréquence (pompe) au pot vibrant, tandis que la deuxième voie sert à piloter la génération des ondes de la carte ARB. Les deux voies de la carte servent à générer des ondes de haute fréquence (sonde). Il est important de noter que ces deux voies de génération sont synchronisées. Ceci permet d'éliminer dérives ou effets électroniques possibles lors de la génération de la carte dans un calcul de temps de propagation en comparant relativement entre les ondes de haute fréquence envoyées de ces deux voies. Le schéma détaillé concernant le branchement des câbles est présenté dans la Figure III.41.

- En premier un burst d'environ cinq cent cycles à la fréquence BF est envoyé au pot vibrant. Ceci conduit à la vibration en résonance de l'éprouvette avec un régime établi qui est maintenu pendant environ 300 ms.

- La vibration de l'éprouvette est mesurée par l'accéléromètre et enregistrée sur l'Oscilloscope 1 (Lecroy 24MXs-A). Grâce à la synchronisation entre les deux générateurs, les deux voies de la carte ARB envoient en même temps deux signaux de même forme, l'un à la basse tension (<10 V) et l'autre à la haute tension (150 V). Le premier envoyé directement à l'oscilloscope sert de référence temporelle pour l'exploitation ultérieure des signaux. Le deuxième sert à générer les ondes de Rayleigh. Chaque signal est une série d'impulsions régulièrement espacées en temps selon le paramétrage de la fréquence de répétition (présentée ci-dessous). Chaque impulsion est un cycle sinusoïdal de 100 kHz (le choix de la fréquence est expliqué dans la section §-III.3.2 des mesures linéaires). Le signal de basse tension est enregistré directement sur l'Oscilloscope 2 (figure III 7 : signal bleu). Il est nommé signal « Transmis ». Le signal de haute tension est envoyé par le transducteur d'émission. Il génère des ondes de Rayleigh qui se propagent dans le béton et sont modulées au cours de leur parcours dans la zone sollicitée en flexion. Elles sont reçues par le récepteur et enregistrées sur une autre voie de l'Oscilloscope 2. Le signal est nommé « Modulation » (signal orange). L'utilisation de deux oscilloscopes permet d'acquérir plus de points et donc une résolution plus élevée. Ce fait est particulièrement important pour les signaux HF en raison du décalage de temps très petit (jusqu'à 10^{-9} s) qui est analysé à partir des signaux.

- Le signal BF est envoyé après 50 ms par rapport aux signaux HF. Ce délai permet d'enregistrer les premières impulsions, qui ne sont pas modulées avec la BF ($\varepsilon=0$) et qui fournissent donc la valeur initiale de temps de propagation des ondes.

- Chaque acquisition est un moyennage de dix envois des signaux fait sur l'oscilloscope. Les moyennes sont espacées temporellement de 30 secondes. Cet écart de 30 secondes assure le retour du matériau à son état initial après chaque excitation. Renaud [Renaud 2012] a montré dans le cas des roches en condition ambiante qu'après 30 secondes à partir de l'arrêt de l'excitation, les roches retrouvent 92% de leur module élastique dynamique évalué par la mesure de vitesse d'onde longitudinale.

- Les mêmes configurations de mesure DAET ont été appliquées pour les éprouvettes endommagées thermiquement et les éprouvettes carbonatées. Seul un pot vibrant plus puissant (B&K Type 4809) a été utilisé pour les éprouvettes carbonatées qui ont des dimensions plus importantes.

- Il est à rappeler que la réponse non linéaire du matériau est normalement étudiée sur différentes amplitudes de déformation imposées au matériau. Dans ce travail, nous avons généré quatre niveaux d'excitation pour chaque éprouvette, pour lesquels le niveau d'excitation le plus élevé correspond à la tension maximale qui pouvait être utilisée pour exciter le pot vibrant sans saturation du signal d'accélération enregistré.

En résumé, nous enregistrons le signal d'accélération BF et deux signaux HF (Transmis et Modulation) qui sont les données pour l'analyse de la mesure DAET. Les deux signaux HF servent à calculer le décalage temporel entre les impulsions. Avec le signal de BF, l'objectif final est de déterminer le temps de propagation modulé par les effets de la non-linéarité du béton à un instant et pour une déformation définie.

Notre configuration par rapport à celle de la mesure DAET standard présentée dans la section §-III.3.3.2 est différente par l'acquisition du signal Transmis. L'utilisation de ce signal sert à améliorer l'analyse des signaux en résolvant le problème de dérive temporel usuellement rencontré quand seulement le signal Modulation est exploité. En effet, dans une étape de l'analyse de mesure DAET présentée ci-dessous, qui consiste à fenêtrer chaque impulsion par une fenêtre glissante à la fréquence de répétition, il y a une dérive temporelle entre les fenêtres du fait que la fréquence d'échantillonnage n'est pas un multiple de la fréquence de répétition. Comme le signal Transmis et le signal Modulation sont synchronisés précisément en temps, le fait d'appliquer le même fenêtrage sur les deux signaux permet d'éliminer automatiquement la dérive lors du calcul de l'inter-corrélation entre eux.

III.3.4.1.3 Conditions de DAET

La fréquence de répétition des impulsions satisfait deux conditions. Elle est déterminée par les équations III-6a et III-6b.

$$f_{rep} = \frac{1}{T_{rep}} = \frac{1}{t_{impulsion(i+1)} - t_{impulsion(i)}} \quad (\text{III-6a})$$

$$\text{avec } t_{impulsion(i+1)} = t_{impulsion(i)} + n \cdot T_{BF} + \frac{1}{16} T_{BF} \quad (\text{III-6b})$$

Où f_{rep} et T_{rep} sont respectivement la fréquence et la période de répétition, n est un nombre entier et positif qui représente le nombre de périodes de BF (T_{BF}) entre deux impulsions. La première condition qui concerne la valeur de n est qu'il soit suffisamment grand pour assurer l'absence de superposition de signaux entre deux impulsions consécutives (Figure III.42). En effet la multidiffusion est importante dans le béton et la coda peut être d'une durée longue.

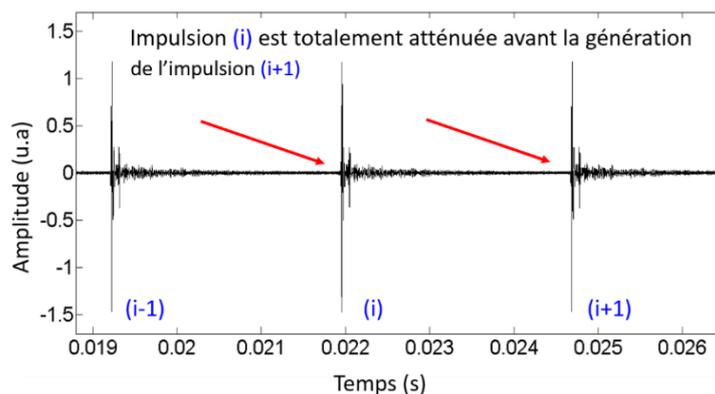


Figure III.42 : Explication du choix de la fréquence de répétition.

La deuxième condition concerne le nombre d'états différents de déformation qui sont auscultés durant un essai. Pour assurer une description la plus variée possible d'états de déformation de l'éprouvette, en plus des n périodes BF qui sépare deux impulsions successives, nous imposons un décalage temporel supplémentaire qui assure une incrémentation de l'état de déformation. Nous avons choisi 16 états de déformation auscultés qui justifient le terme $1/16$ dans l'équation III-6b. Il est à remarquer que la valeur de f_{rep} générée dans le test a été obtenue en arrondissant la valeur de f_{rep} obtenue de selon l'équation III-6b. Ceci a augmenté la distribution des états de déformation auscultés Afin d'obtenir une répartition encore plus large des impulsions HF auscultant les différents états de déformation, pour chacun des 4 niveaux d'excitation de l'essai, nous répétons deux fois l'essai avec un retard relatif pour le deuxième de $0.5 * T_{ref}$ entre les signaux BF et HF. En conséquence, plus de trente-deux états de déformation différents ont été analysés pour chaque niveau d'excitation.

Les conditions de mesure DAET ont été prises en compte et vérifiées dans la configuration proposée:

- Premièrement, la condition « quasi-statique » stipule que le temps de propagation de l'onde sonde doit être au moins un dixième de la période de l'onde pompe (T_{BF}). En effet, les distances entre les systèmes transducteur-sabot de 2 cm et 8 cm ont été choisies respectivement pour les éprouvettes endommagées thermiquement et les éprouvettes carbonatées. Ces distances ont conduit à un rapport légèrement inférieur à un dixième entre le temps de propagation de l'impulsion HF dans le béton et la période de BF. Cette condition permet de considérer que la déformation pendant le temps de propagation de chaque impulsion HF est sensiblement constante. Cette condition « quasi-statique » est donc considérée satisfaite.

- Deuxièmement, la condition "quasi-uniforme" exige que le champ de déformation établi sur la largeur du faisceau HF doit être spatialement constant. En effet, dans cette étude, nous avons examiné l'effet non linéaire uniquement due à la composante de déformation sur la direction des ondes. En considérant la profondeur de pénétration des impulsions en ondes de Rayleigh par rapport à l'épaisseur de l'éprouvette, nous avons supposé que la composante de déformation considérée serait constante dans cette profondeur. La détermination de la déformation pour le premier mode de flexion sera présentée plus en détail dans la section suivante.

III.3.4.2 Analyse des signaux

L'analyse de mesure DAET consiste à calculer le temps de propagation modulé (TOFM) de chaque impulsion d'onde de Rayleigh. Ce temps en principe est calculé à partir du décalage temporel entre le signal Transmis et le signal Modulation. La variation relative du module élastique dynamique du matériau déduite de la variation de TOFM est étudiée en fonction de l'état de déformation du matériau (équation II-61). L'analyse des signaux contient quatre parties principales : le fenêtrage appliqué sur l'ensemble des signaux, le calcul de TOFM, l'estimation de déformation et les paramètres non linéaires déduits qui caractérisent l'état du matériau.

III.3.4.2.1 Fenêtrage

Comme présenté dans la partie précédente, le signal d'accélération BF et les deux signaux HF (transmis et modulation) sont les données principales pour l'analyse de la mesure DAET. Un couple de deux impulsions enregistrées sur la même base de temps (grâce à la synchronisation) est présenté dans la Figure III.43.

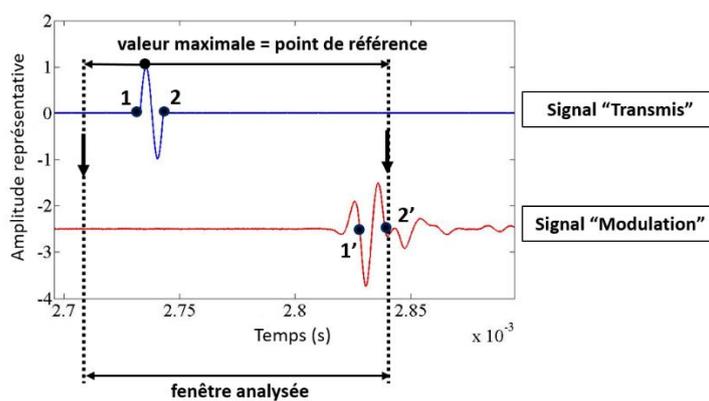


Figure III.43 : Illustration d'un couple de deux impulsions Transmis et Modulation et description de la fenêtre analysée.

Comme montré par la Figure III.43 le fenêtrage a été conduit tout d'abord sur le signal Transmis. Dans la fenêtre sur ce signal, le pic d'amplitude maximale du signal Transmis (impulsion bleu) est pris comme point de référence. La fenêtre est alors positionnée en prenant un nombre de point à gauche et à droite de ce point de référence identique pour chaque fenêtre. Ensuite la fenêtre du signal Modulation est alignée temporellement sur la fenêtre du signal Transmis (Figure III.43). La borne droite de la fenêtre permet usuellement de ne conserver que l'onde de Rayleigh pour l'analyse.

Concernant la détermination du temps de propagation de référence TOF_0 qui permet de déduire la variation relative du module élastique du décalage temporel non linéaire (équation II-67), ce temps ne prend en compte que la propagation d'onde dans le béton. Dans la configuration des ondes de Rayleigh, le temps de propagation dans le béton (TOF_0) peut être extrait du temps de propagation total d'une impulsion de l'émetteur au récepteur en soustrayant le temps de propagation dans les sabots. Le temps de propagation total peut être obtenu par le calcul d'inter-corrélation entre une impulsion du signal

Transmis et l'impulsion correspondante du signal Modulation. Par contre, dans le calcul d'inter-corrélation, nous devons déterminer uniquement la partie cohérente de l'onde de Rayleigh qui positionne le choix du pic de la fonction d'inter-corrélation. Notre proposition est de prendre la partie en opposition de phase par rapport au signal émis. Cela signifie que l'onde émise 1-2 de l'émetteur arrive au récepteur en 1'-2' (Figure III.43). Pour vérifier ceci, nous avons fait des tests blancs avec l'émission sous forme d'un burst de deux, trois ou plusieurs cycles (à la même fréquence). Il a été observé dans tous les tests que le début des alternances de l'onde reçue correspond bien au point 1'. Notre constatation sur l'arrivée de l'onde de Rayleigh au point 1' est en bon accord avec la méthode Spline & Zero Crossing présentée par Blanco [Blanco 2015] sur des mesures d'ondes de Rayleigh dans béton. Selon cette méthode, l'arrivée de l'onde de Rayleigh est identifiée comme le passage à zéro entre le premier pic positif et le deuxième pic négatif, ce qui correspond bien au point 1' de la Figure III.43.

III.3.4.2.2 Calcul de TOFM

Le calcul de l'inter-corrélation d'un couple d'impulsions des signaux transmis et modulés nous permet d'obtenir le temps total de propagation TOF_{total} . Ce temps du couple des impulsions ième est la somme du temps de propagation dans le béton $TOF_b(i)$ et celui dans les deux sabots $2 \times T_{sabot}$ (équation III-7).

$$TOF_{total}(i) = TOF_b(i) + 2 * T_{sabot} \quad (III-7)$$

Il est à noter que le T_{sabot} est constant pour tous les tests des différentes éprouvettes. Il est donc déterminé par l'application de l'équation III-7 sur le cas de différentes éprouvettes en prenant en compte la vitesse d'ondes de Rayleigh donnée dans le Tableau III.7. La valeur de T_{sabot} pris comme la valeur moyenne des valeurs T_{sabot} trouvée pour différentes éprouvettes est $58.8 \mu s$.

Nous obtenons donc la valeur de $TOF_b(i)$ de chaque éprouvette selon l'équation III-7 grâce aux valeurs $TOF_{total}(i)$ et à la valeur T_{sabot} commune pour toutes les corps d'épreuve.

Il est à noter que la première partie du signal durant laquelle il n'y a pas de sollicitation en flexion de l'éprouvette, la valeur de $TOF_b(i)$ pour les premières impulsions est considérée comme le temps de propagation de référence (TOF_0 dans l'équation II-67). Il correspond à la partie de l'essai sans modulation. Par conséquent, le temps de propagation modulé est obtenu en soustrayant le TOF_0 du $TOF_b(i)$ (équation III-8).

$$TOFM(i) = TOF_b(i) - TOF_0 \quad (III-8)$$

Où TOF_0 correspond à la valeur moyenne de TOF_b de toutes les impulsions générées en amont l'excitation de la BF. Le $TOFM(i)$ obtenu par l'équation III-8 correspond au décalage temporel des ondes de Rayleigh dans le béton dû aux effets du comportement non linéaire classique et non classique durant l'excitation par le premier mode de flexion BF.

Par ailleurs, la déformation de l'éprouvette en flexion modifie la longueur du parcours selon l'axe de propagation de l'ondes de Rayleigh. La déformation génère un allongement du parcours de l'onde de

Rayleigh, désigné dl_{yy} qui est calculé selon l'équation III-9. Le principe de son estimation est fondé sur la mesure de la valeur d'accélération et leur rapport obtenu par simulation numérique présenté précédemment dans l'analyse de mesure NRUS.

$$dl_{yy} = \frac{dl_{yy-modèle}}{a_z-modèle} * a_z-mesure \quad (III-9)$$

Le décalage temporel linéaire dû aux effets géométriques est calculé à partir du rapport entre le changement de parcours dl_{yy} et la vitesse de l'onde de Rayleigh (équation III-10). Ce temps permet de corriger le calcul de temps de propagation modulé par l'équation III-10. La valeur de $TOFM_{exp}(i)$ est celle qui intègre les seuls effets non linéaires recherchés du béton définis dans l'équation II-67.

$$TOFM_{exp}(i) = TOFM(i) - \frac{dl_{yy}}{V_R} \quad (III-10)$$

A titre d'exemple, dans le cas du niveau maximal d'excitation pour l'échantillon T1, le déplacement estimé dl_{yy} est de l'ordre de $10^{-7} m$. Le décalage temporel linéaire qui en découle est $3 \times 10^{-10} s$, ce qui équivaut à environ 1 % du décalage temporel non linéaire causée par l'effet de modulation ($TOFM_{exp}$). Un décalage temporel linéaire similaire est déterminé pour les autres éprouvettes. Il est à noter que cet effet géométrique peut générer des erreurs relatives importantes, dans le cas des matériaux et des pathologies présentant de faibles comportements non linéaires ou dans le cas d'une grande distance entre les transducteurs. Nous prendrons cette correction en compte pour toutes les mesures.

III.3.4.2.3 Détermination de la déformation

La synchronisation entre le signal BF et les signaux HF permet de considérer les mêmes fenêtres sur les signaux BF et HF. Selon la condition « quasi-statique » de mesure DAET, la déformation du matériau pendant la propagation de l'impulsion HF est constante. Une valeur de déformation est déterminée pour chaque fenêtre et mise en correspondance avec le $TOFM_{exp}$ calculé. Cette déformation est égale à la valeur moyenne de déformation sur le temps de propagation des ondes de Rayleigh dans le béton.

La détermination de la déformation est basée sur le même principe que celui de l'estimation du déplacement.

Le premier mode de flexion (dans le plan yOz), conduit à deux composantes de déformation à rapprocher des deux polarisations des ondes de Rayleigh (sur Oy et Oz). Nous avons quantifié leurs valeurs à partir des résultats de la simulation. La composante verticale ε_{zz} est égale à 0.23 fois la composante horizontale ε_{yy} . Nous avons supposé dans ce travail que l'effet non linéaire de décalage dans le temps de propagation des ondes de Rayleigh est due principalement à la composante de déformation qui est parallèle à la direction de propagation des ondes (ε_{yy}) [Lillamand 2010].

Par ailleurs, la majeure partie de l'énergie des ondes de Rayleigh se propage à l'intérieur d'une couche d'épaisseur équivalente à une longueur d'onde sous la surface. Pour cette étude, nous proposons une

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

approche pour la détermination de la déformation effective $\bar{\epsilon}_{yy}$ qui correspond à la valeur moyenne de déformation sur le volume de propagation. Le volume de propagation proposé peut être décrit comme un parallélépipède rectangle de longueur égale à la distance entre les centres des sabots, de largeur équivalente à celle des sabots et de hauteur d'une longueur d'onde de l'onde de Rayleigh. Cette déformation est estimée grâce à l'accélération mesurée selon l'équation III-11. Elle est utilisée par la suite comme valeur de déformation dans l'équation II-67 pour l'extraction des paramètres non linéaires.

$$\bar{\epsilon}_{yy} = \frac{\bar{\epsilon}_{yy\text{-modèle}}}{a_{z\text{-modèle}}} * a_{z\text{-mesure}} \quad (\text{III-11})$$

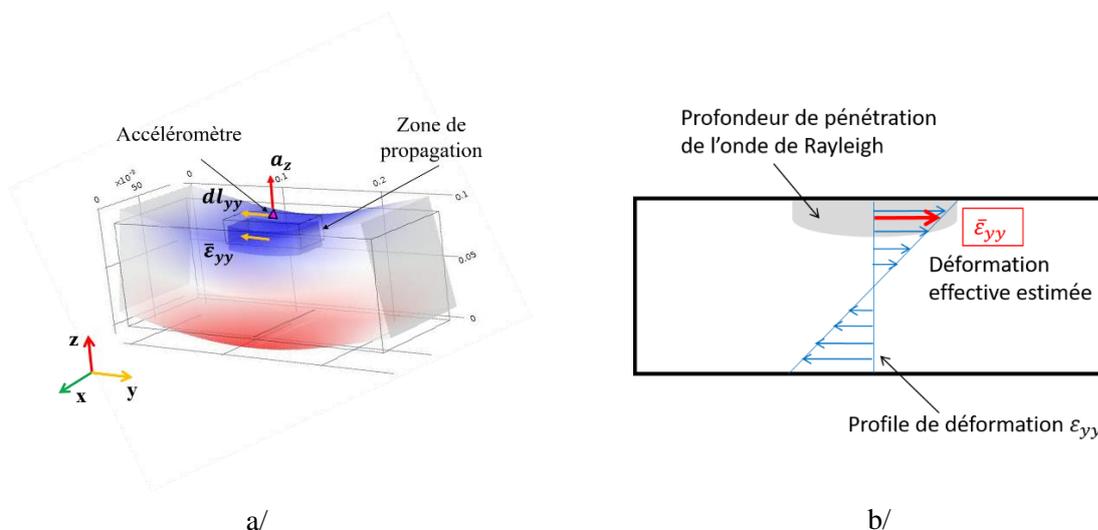


Figure III.44 : Estimation du déplacement et de la déformation grâce à l'accélération mesurée et aux coefficients de calibration obtenus dans le modèle de simulation linéaire.

III.3.4.2.4 Détermination des paramètres non linéaires

Un exemple de courbes $\Delta M/M_0$ et $\bar{\varepsilon}_{yy}$ en fonction du temps est présenté par la Figure III.45-a, b. Les évolutions caractéristiques de la dynamique rapide et aussi la dynamique lente du comportement non linéaire du béton sont observées:

- i) la diminution du module élastique dès l'excitation - le début du conditionnement ;
- ii) l'existence de l'offset du conditionnement dans le régime établi de l'excitation, qui correspond à un nouvel état hors équilibre du matériau ;
- iii) la récupération lente du module élastique après l'arrêt de l'excitation.

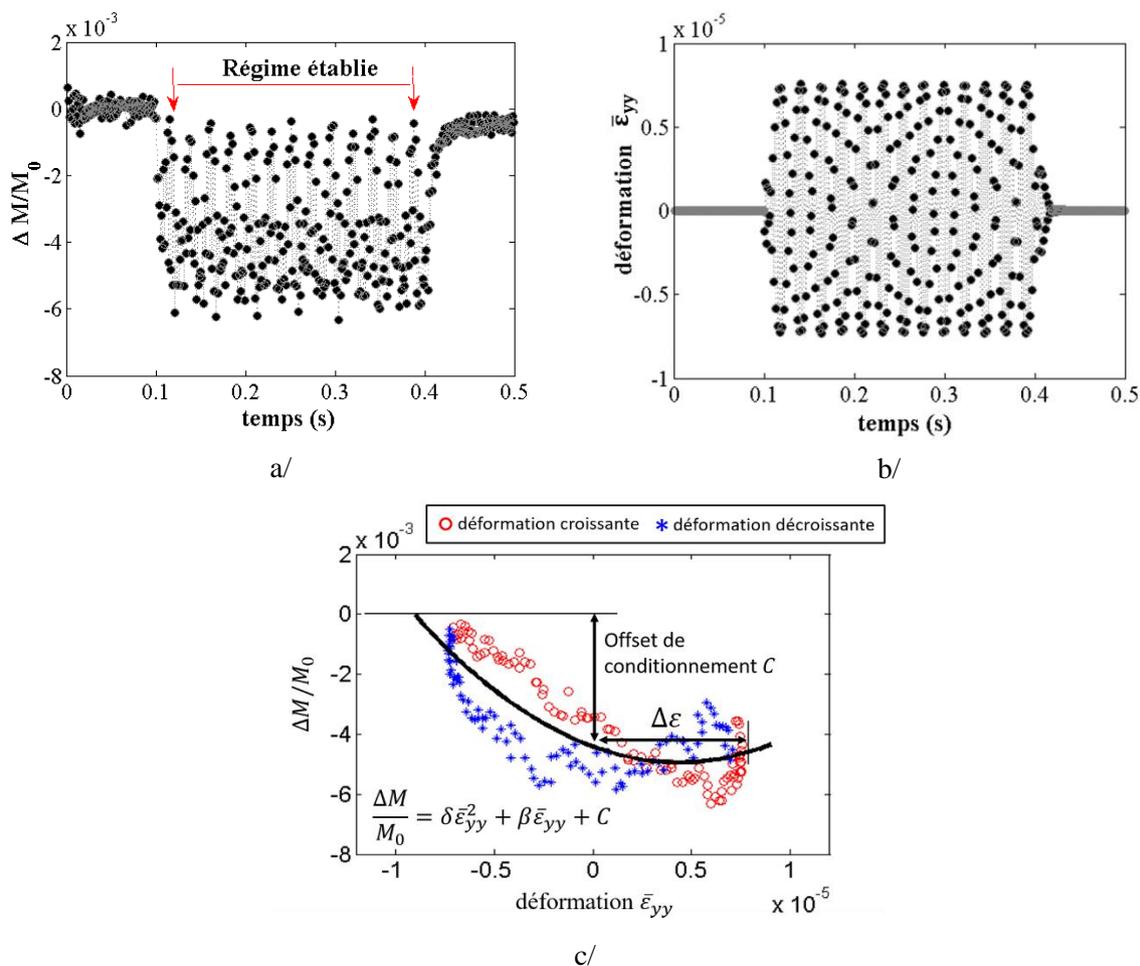


Figure III.45 : Courbes d'analyse des signaux pour l'éprouvette T1.

a/ Variation relative du module élastique en fonction du temps ;

b/ Déformation $\bar{\varepsilon}_{yy}$ en fonction du temps ;

c/ Courbe caractéristique ($\Delta M/M_0$ en fonction de $\bar{\varepsilon}_{yy}$) et la description des paramètres extraits de cette courbe.

Il est à noter que nous ne traitons dans ce travail que la partie de la dynamique rapide. L'extraction des paramètres non linéaires est basée sur l'analyse de la variation relative du module élastique en fonction de la déformation dans le régime établi.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

L'évolution de la relation entre $\Delta M/M_0$ et $\bar{\varepsilon}_{yy}$ dans le régime établi est appelée la « courbe caractéristique » de l'élasticité non linéaire. Un exemple de la courbe caractéristique correspondant au cas d'exemple est présentée dans la Figure III.45-c.

Chaque point de la courbe caractéristique correspond à une impulsion d'onde de Rayleigh située dans le régime établi de déformation. L'abscisse de ce point présente la déformation instantanée dans le matériau au moment de la propagation de l'impulsion, tandis que son ordonnée présente la variation relative du module élastique estimé à partir du décalage temporel de l'impulsion dû aux effets non linéaires.

La forme de la courbe caractéristique ressemble à un papillon avec un nœud, comme observé dans la plupart des autres matériaux hétérogènes par d'autres auteurs ([Lott 2016] dans le cas d'un mortier, [Renaud 2008] dans le cas des os trabéculaires, [Renaud 2012, 2013, Rivière 2013, 2014] dans le cas des roches, [Trarieux 2014] dans le cas du milieu granulaire à base des billes de silice creuses). Une courbe caractéristique contient des points rouges qui correspondent aux impulsions propagées dans le matériau lors d'une déformation croissante et des points bleus qui correspondent aux cas des déformations décroissantes. La différence de comportement dans ces deux phases de déformations montre le comportement hystérétique du béton.

D'après l'approche décrite dans l'équation II-70, la variation relative de module élastique du béton correspondant à la modulation de l'onde de Rayleigh est considérée comme un polynôme d'ordre deux de la déformation effective $\bar{\varepsilon}_{yy}$. L'équation II-70 peut être réécrite pour le cas de ce chapitre de la façon suivante.

$$\frac{\Delta M}{M_0} \cong \delta \bar{\varepsilon}_{yy}^2 + \beta \bar{\varepsilon}_{yy} + C \quad (\text{III-12})$$

L'approche de l'équation III-12 est appliquée par la suite sur chaque courbe caractéristique pour extraire les trois paramètres non linéaires, β , δ et C . Ils représentent les coefficients de la parabole qui lisse l'ensemble des points (la courbe noir dans la Figure III.45-c). L'évolution des paramètres non linéaires sera étudiée en fonction de l'amplitude de déformation, qui est définie selon l'équation III-13.

$$\Delta \varepsilon = \frac{\max(\bar{\varepsilon}_{yy}) - \min(\bar{\varepsilon}_{yy})}{2} \quad (\text{III-13})$$

III.4 Résultats et discussions

III.4.1 Endommagement thermique

III.4.1.1 Résultats de la mesure NRUS

La Figure III.46 présente l'ensemble des courbes résultant de la mesure NRUS des éprouvettes endommagées thermiquement. La non-linéarité est bien observée à travers le décalage de la fréquence de résonance en fonction de l'amplitude de déformation. Nous constatons que les fréquences de résonance diffèrent pour chaque éprouvette. Une diminution est observée avec l'accroissement de la température appliquée au matériau et donc en fonction du niveau d'endommagement.

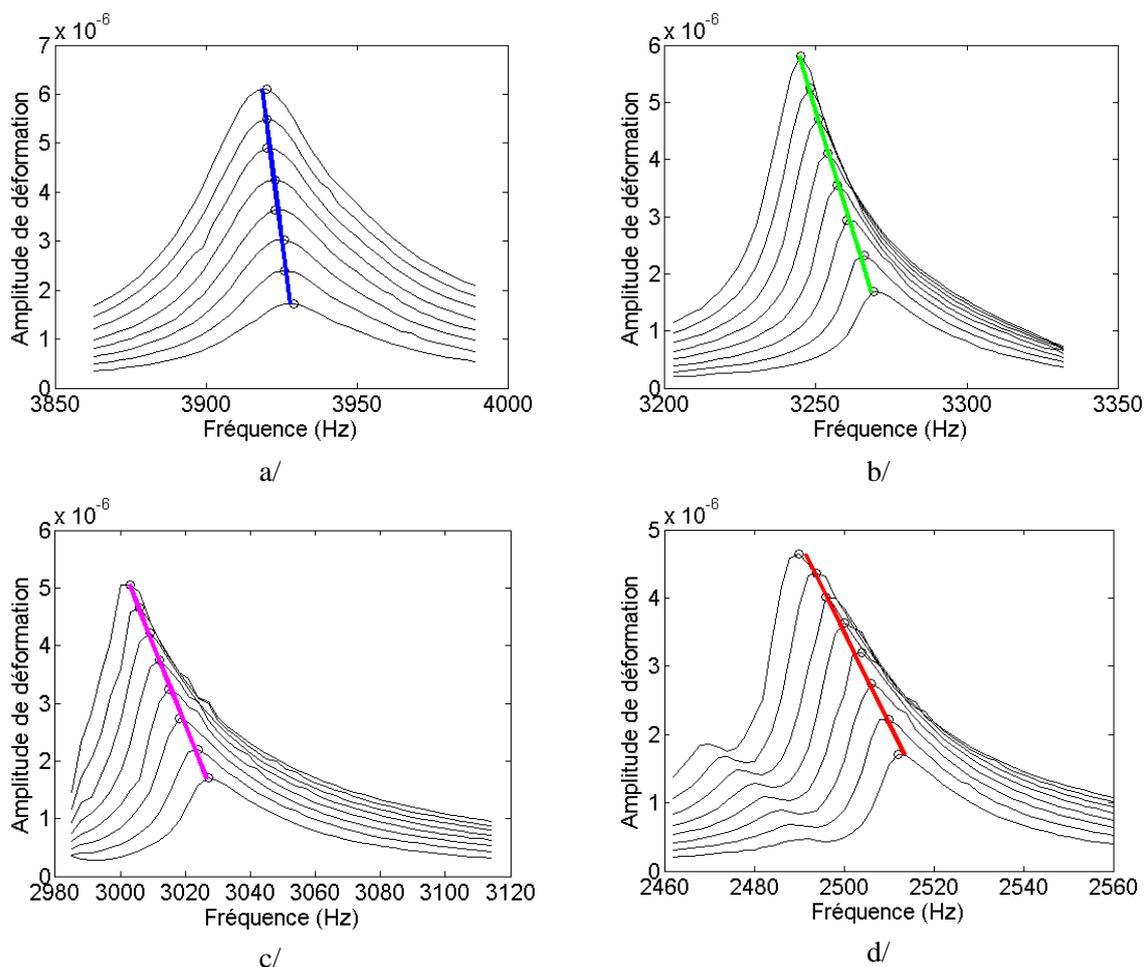


Figure III.46 : Courbes de résultat de la mesure NRUS des éprouvettes endommagées thermiquement. a/ T1 ; b/ T2 ; c/ T3 ; d/ T4.

Le paramètre non linéaire α_{NRUS} est déterminé selon l'équation III-5a. Les valeurs de α_{NRUS} pour toutes les éprouvettes sont présentées dans la Figure III.47 et en détails dans le Tableau III.10. Une diminution significative de ce paramètre est observée en fonction de l'endommagement thermique. La valeur absolue du α_{NRUS} de l'éprouvette T4 (2983) est presque six fois supérieure à celle de l'éprouvette T1 (522).

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

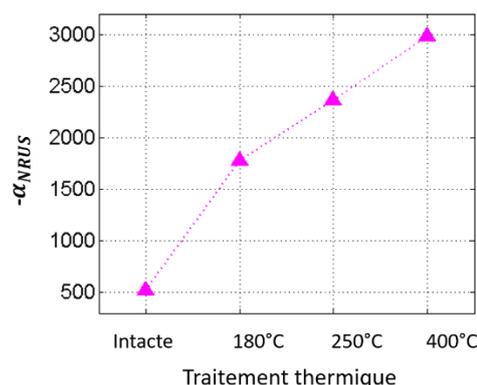


Figure III.47 : Evolution de paramètre non linéaire α_{NRUS} en fonction d'endommagement thermique

Eprouvette	T1	T2	T3	T4
Traitement thermique	Intacte	180°C	250°C	400°C
α_{NRUS}	-522	-1778	-2363	-2983
Variation relative (%)	100	341	453	571

Tableau III.10 : Résultats de la mesure NRUS.

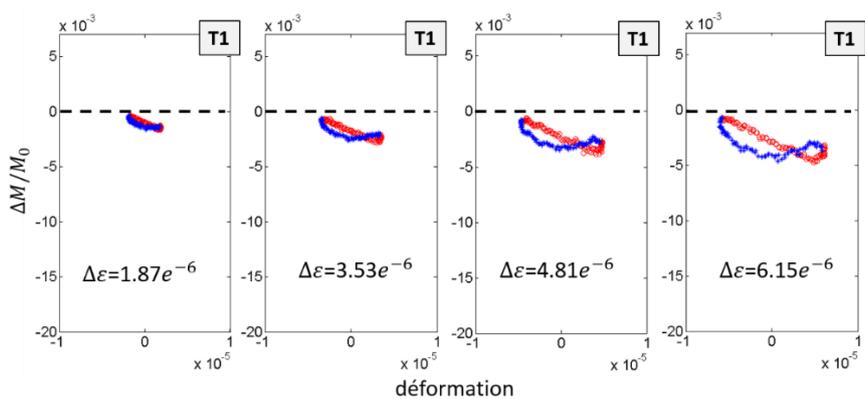
Nous comparons par la suite nos résultats avec les résultats du paramètre α équivalent évalué par Payan [Payan 2014-1], qui ont été présentés dans la section §-II.3.3.1a. Il est à rappeler que les auteurs ont utilisé la méthode NRUS sur le volume de l'éprouvette. Le mode de résonance volumique a été exploité et la déformation estimée était la déformation moyenne du volume de l'éprouvette. Les auteurs ont trouvé les valeurs du paramètre α pour l'éprouvette saine (OC 20) et l'éprouvette endommagée à 400 °C (OC 400) qui sont égales à 1457 et 14502 respectivement. Nous pouvons observer que les valeurs absolues de α sont généralement du même ordre de grandeur dans les deux cas. La différence entre les résultats peut venir des éléments non identiques dans les deux cas comme la composition du béton, le mode de résonance exploité et l'amplitude de déformation atteinte.

Nous voulons comparer la variation relative du α_{NRUS} en fonction de l'endommagement thermique avec les autres paramètres exploités dans les autres mesures. La comparaison est basée sur la normalisation des paramètres exploités. La normalisation consiste à mettre la valeur α_{NRUS} de l'éprouvette T1 à 100 % (Tableau III.10). Ces données seront comparées avec les résultats de la mesure DAET ainsi que de la mesure linéaire de vitesse d'onde de Rayleigh.

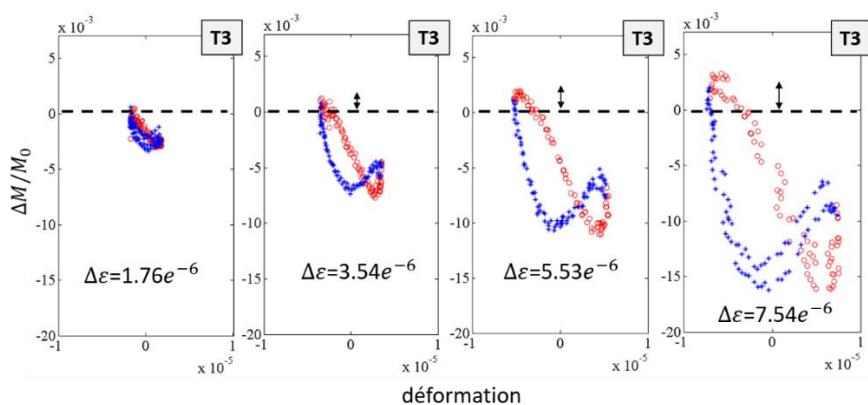
III.4.1.2 Résultats de la mesure DAET

La valeur maximale de l'amplitude de déformation atteinte sans saturation du signal du pot vibrant est de 6.15×10^{-6} dans le cas de l'éprouvette T1, 6.58×10^{-6} pour T2, 7.54×10^{-6} pour T3 et 4.08×10^{-6} pour T4. Pour illustration,

- la Figure III.48-a présente les courbes caractéristiques de l'éprouvette saine T1 pour les amplitudes de déformation maximale durant les essais,
- la Figure III.48-b celle de l'éprouvette endommagée thermiquement T3 pour les amplitudes de déformation maximale durant les essais,
- la Figure III.48-c présentent une courbe pour chaque éprouvette choisie pour que les amplitudes des 4 éprouvettes soit du même ordre de grandeur.



a/



b/

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

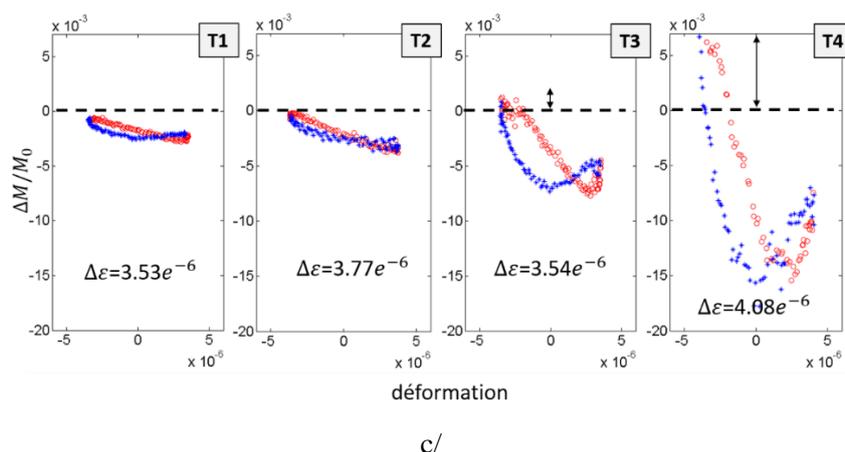


Figure III.48 : Variation relative du module élastique $\Delta M/M_0$ en fonction de ε correspondant aux :
 a/ quatre niveaux d'excitation dans le cas de l'éprouvette T1 ;
 b/ quatre niveaux d'excitation dans le cas de l'éprouvette T3 ;
 c/ des amplitudes de déformation, proche de $4e-6$ pour les 4 éprouvettes endommagées thermiquement.

Les cercles rouges représentent des déformations croissantes (de compression à traction) alors que les astérisques bleus représentent des déformations décroissantes.

Les figures des Figure III.48-a et b sont à la même échelle afin de faciliter leur comparaison. Les figures de la Figure III.48-c sont à une échelle deux fois plus importante.

Nous pouvons observer que les formes de toutes les courbes sont similaires pour notre béton. Les variations de module constatées sont fonction de l'amplitude de déformation et du niveau d'endommagement thermique subi par le matériau.

L'hystérésis du comportement est caractérisée par un décalage des courbes lors de la croissance de la déformation (rouge) et de la décroissance (bleu). Cette hystérésis conduit donc à une ouverture de courbe caractéristique. Par ailleurs, nous observons que la courbe d'une éprouvette plus endommagée est généralement plus « ouverte » que celle d'une éprouvette moins endommagée.

Les paramètres non linéaires (δ , β et C) sont extraits par l'application de l'approche de polynôme d'ordre deux sur les courbes caractéristiques. L'évolution des paramètres non linéaires de chaque éprouvette à chaque niveau d'excitation est présentée dans la Figure III.49 en fonction de l'amplitude de déformation. Les paramètres β et C sont négatifs tandis que δ est positif.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

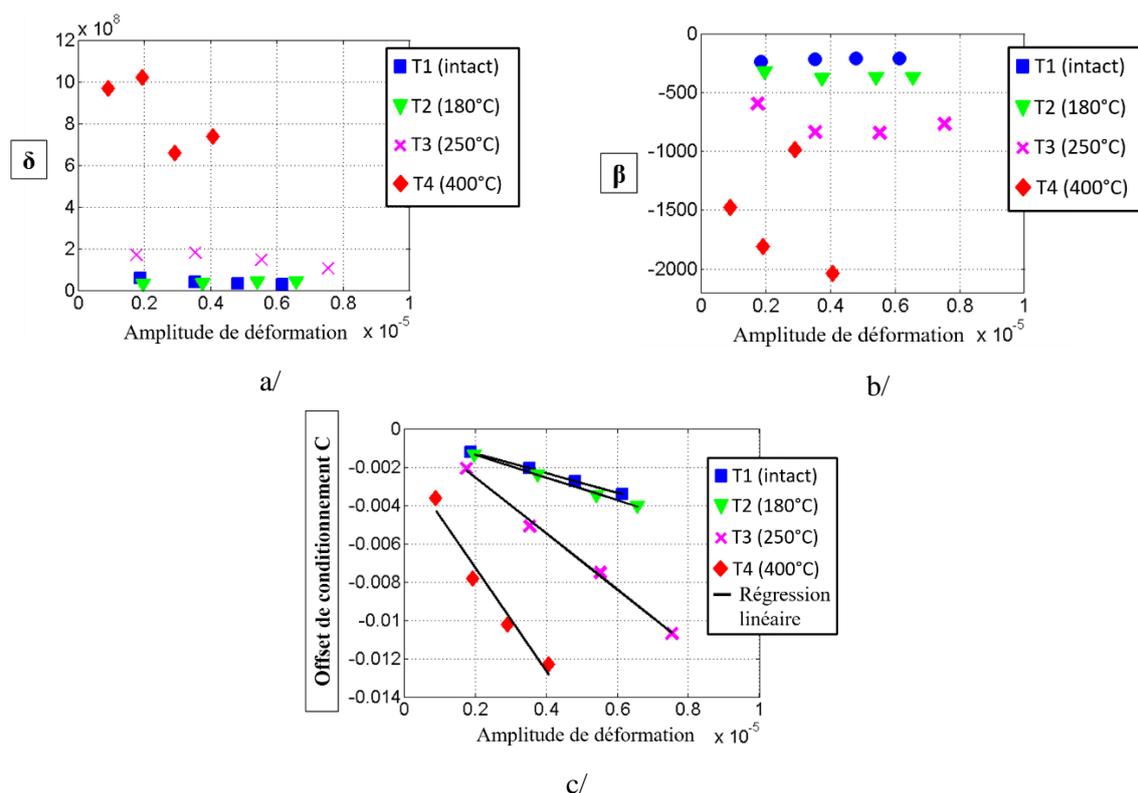


Figure III.49 : Résultat de la mesure DAET pour l'étude d'endommagement thermique.
Evolution de a/ δ ; b/ β ; c/ C en fonction d'amplitude de déformation.

En ce qui concerne les paramètres non linéaires classiques, δ et β , leur valeurs absolues ($|\delta| \approx 5 \times 10^7$ et $|\beta| \approx 10^2$) sont du même ordre de grandeur que ceux obtenus par Renaud dans le cas d'une éprouvette en roche Berea [Renaud 2013].

Il est observé qu'il n'y a pas d'évolution remarquable de ces paramètres en fonction de l'amplitude de déformation dans le cas des éprouvettes T1, T2, T3. Considérant le cas de l'éprouvette T4, ces deux paramètres présentent des écarts plus importants, dans lesquels $|\beta|$ augmente à mesure que $\Delta\varepsilon$ augmente, tandis que parallèlement $|\delta|$ diminue. Cette tendance de variation de $|\delta|$ et $|\beta|$ est en accord avec celle observée par Renaud [Renaud 2013].

D'un point de vue mathématique selon le modèle phénoménologique 1D (équation III-12), les paramètres non linéaires classiques, δ et β , sont indépendants de la variation de l'amplitude de déformation. En plus, il est constaté dans la littérature [Renaud 2013] que δ et β sont presque constants pour des amplitudes de déformation dans la gamme de 10^{-7} à 5×10^{-6} . Pour ces raisons, nous avons proposé une première approche qui tient compte des valeurs moyennes de δ et β , désigné par $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ calculées comme suit:

$$\bar{\delta} = \frac{\sum_{i=1}^k \delta(\Delta\varepsilon_i)}{k} \quad \text{(III-14)}$$

$$\bar{\beta} = -\frac{\sum_{i=1}^k \beta(\Delta\varepsilon_i)}{k} \quad \text{(III-15)}$$

Dans ce travail $k = 4$, correspondant aux quatre niveaux d'excitation BF. Les valeurs de $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ sont détaillées dans le Tableau III.11. La valeur absolue de $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ augmente en fonction de la température représentative de l'endommagement thermique. Ceci signifie que plus le béton est endommagé thermiquement, plus il présente des valeurs élevées des paramètres non linéaires classiques.

Par contre, le coefficient de variation de ces paramètres ($c_{v-\bar{\beta}}$ et $c_{v-\bar{\delta}}$) est généralement élevé, surtout dans le cas de l'éprouvette T4. Pour ce dernier, nous avons constaté des fissures centimétriques (Figure III.50) qui pourraient conduire à un comportement dynamique plus complexe du matériau. Le modèle 1D (équation III-12) n'est plus valable. De manière générale, la présence de fissures contribue à l'accroissement de la non-linéarité.

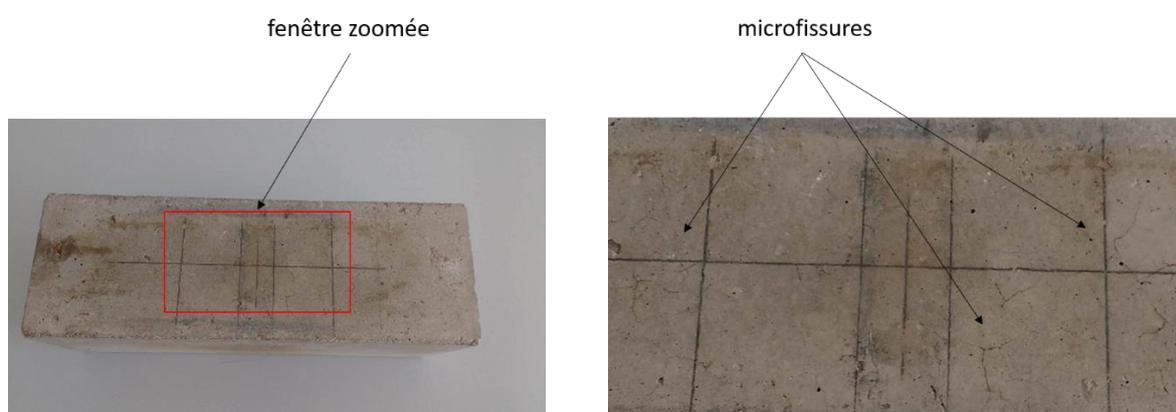


Figure III.50 : Observation des fissures centimétriques sur la surface de l'éprouvette T4.

Eprouvette	T1	T2	T3	T4
Traitement thermique	Intacte	180°C	250°C	400°C
$\bar{\beta}$	-2.2×10^2	-3.6×10^2	-7.6×10^2	-15.8×10^2
$c_{v-\beta}$ (%)	6	7.4	15.1	29
$\bar{\delta}$	3.9×10^7	3.8×10^7	14.9×10^7	84.5×10^7
$c_{v-\delta}$ (%)	36	17.3	22.6	20.8
α_{DAET}	-5.1×10^2	-5.8×10^2	-11.7×10^2	-24.1×10^2

Tableau III.11 : Résultat des paramètres non linéaires des éprouvettes endommagées thermiquement.

En ce qui concerne l'offset de conditionnement C qui caractérise la non-linéarité non classique, sa valeur absolue augmente de manière significative en fonction de l'amplitude de déformation (Figure III.49-c). Nous avons proposé une loi d'évolution linéaire qui définit la relation $C \propto \Delta\varepsilon$. Pour vérifier statistiquement la cohérence de cette approche avec les données obtenues, nous avons calculé le coefficient de détermination et la valeur p de cette approche. En effet, les valeurs de coefficient de détermination trouvées dans le cas de toutes les éprouvettes sont supérieures à 0.94. En ce qui concerne

la valeur p , cette valeur est calculée pour un test statistique de Student. Pour une valeur p inférieure ou égale à 0.05, l'approche proposée est validée. Dans le cas contraire (valeur p supérieure à 0.05), l'approche proposée est rejetée. Dans ce travail, les valeurs p trouvées dans le cas de toutes les éprouvettes sont inférieures à 0.05.

Soit α le paramètre introduit comme la pente de l'évolution de C en fonction de l'amplitude de déformation de l'éprouvette (équation III-16).

$$\alpha_{DAET} = -\frac{C}{\Delta\varepsilon} \quad (\text{III-16})$$

Le paramètre α représente la non-linéarité non classique liée au comportement hystérétique du béton. Les valeurs de α des éprouvettes endommagées thermiquement sont détaillées dans le Tableau III.11. Il est observé que plus le béton est endommagé thermiquement, plus il présente une valeur importante de α .

Nous avons constaté que la valeur absolue du paramètre α_{DAET} est du même ordre de grandeur avec le paramètre α_{NRUS} présenté dans la partie précédente.

La variation relative des paramètres linéaires et non linéaires exploités dans ce travail sur les éprouvettes endommagées thermiquement est normalisée par rapport aux paramètres de l'éprouvette saine T1. Les valeurs de la variation relative de tous les paramètres en pourcentage sont présentées dans la Figure III.51. Comme attendu, nous observons que les paramètres non linéaires sont beaucoup plus sensibles que la vitesse d'onde de Rayleigh à l'endommagement d'origine thermique. Le ratio des valeurs extrêmes obtenues avec les éprouvettes T1 et T4 de $\bar{\delta}$ est d'environ vingt, sept pour $\bar{\beta}$, et d'environ cinq pour α_{DAET} et α_{NRUS} , alors que celui concernant la vitesse des ondes de Rayleigh n'est que de 0.3.

En comparant les deux méthodes d'acoustique non linéaire, la mesure NRUS et la mesure DAET, la variation relative des paramètres non linéaires sont du même ordre de grandeur, particulièrement pour les paramètres non classiques, α_{DAET} et α_{NRUS} . L'équivalence de ces deux derniers en termes de variation relative et aussi de valeur absolue (présentés ci-dessus) signifie que notre mesure DAET avec les ondes de Rayleigh évalue une non-linéarité qui a la même origine que celle évaluée par la mesure NRUS. Rappelons ici que l'origine de la non-linéarité est reliée aux contacts non parfaits de type microfissures formées lors de l'endommagement thermique.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

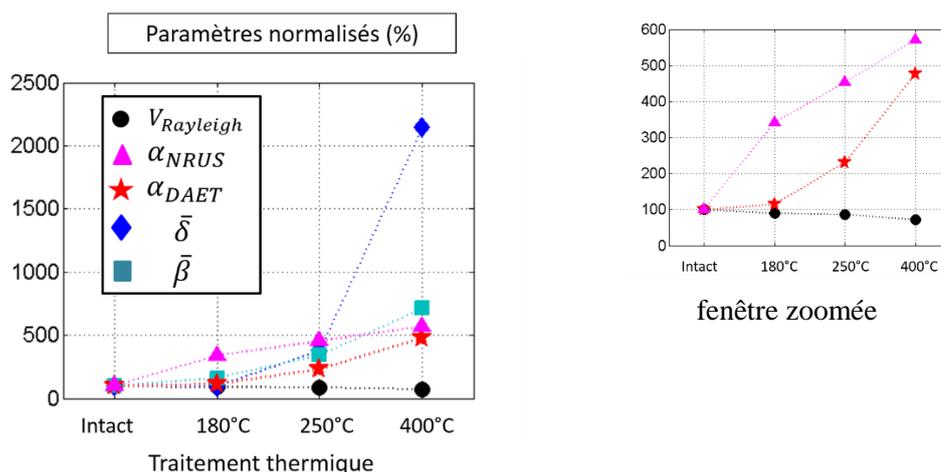


Figure III.51 : Comparaison de la variation relative entre les paramètres linéaires et non linéaires en fonction de l'endommagement thermique.

En résumé, la méthode de mesure DAET associée aux ondes de Rayleigh est validée pour l'évaluation de l'endommagement thermique du béton. L'évolution des paramètres non linéaires de la mesure DAET en fonction de l'endommagement thermique montre un bon accord avec les résultats de paramètres non linéaires équivalents exploités dans la littérature. Plus le béton est endommagé thermiquement, plus il est non linéaire.

III.4.2 Carbonatation

Les paramètres non linéaires dans le cas de la carbonatation ont été analysés de la même manière que dans le cas de l'endommagement thermique. Dans ce travail, une seule fréquence de l'onde de Rayleigh a été utilisée pour évaluer les différentes profondeurs de carbonatation. Comme présenté précédemment, avec des impulsions d'onde de Rayleigh de fréquence 100 kHz, la profondeur de pénétration des ondes est de l'ordre de 22 mm et peut couvrir la totalité des couches carbonatées analysées. La valeur maximale de l'amplitude de déformation qui est atteinte sans saturation du signal d'accélération est de 3.68×10^{-6} dans le cas de l'éprouvette C1, 3.37×10^{-6} pour C2 et 3.66×10^{-6} pour C3.

Les courbes caractéristiques des éprouvettes carbonatées (Figure III.52), d'une manière générale, sont plus fermées que celles des éprouvettes endommagées thermiquement. Cette fermeture peut être attachée à la réduction de la non-linéarité des éprouvettes carbonatées. En comparant les courbes correspondant aux amplitudes de déformation du même ordre de grandeur pour les éprouvettes carbonatées (Figure III.52-c), il est observé que la courbe de l'éprouvette C1 est quand même plus ouverte que celles de C2 et C3, bien que la différence entre les éprouvettes carbonatées quantifiée par les mesures d'acoustique linéaire soit très faible (Tableau III.8). Il est à noter qu'aucun terme dans l'approche du polynôme d'ordre deux (équation III-12) ne représente mathématiquement l'ouverture des courbes caractéristiques. Cette caractéristique pourrait être l'une des signatures du comportement hystérétique du béton, celle qui pourrait fournir des indications sur la nature des changements de la microstructure comme la différence observée entre l'endommagement thermique et la carbonatation.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

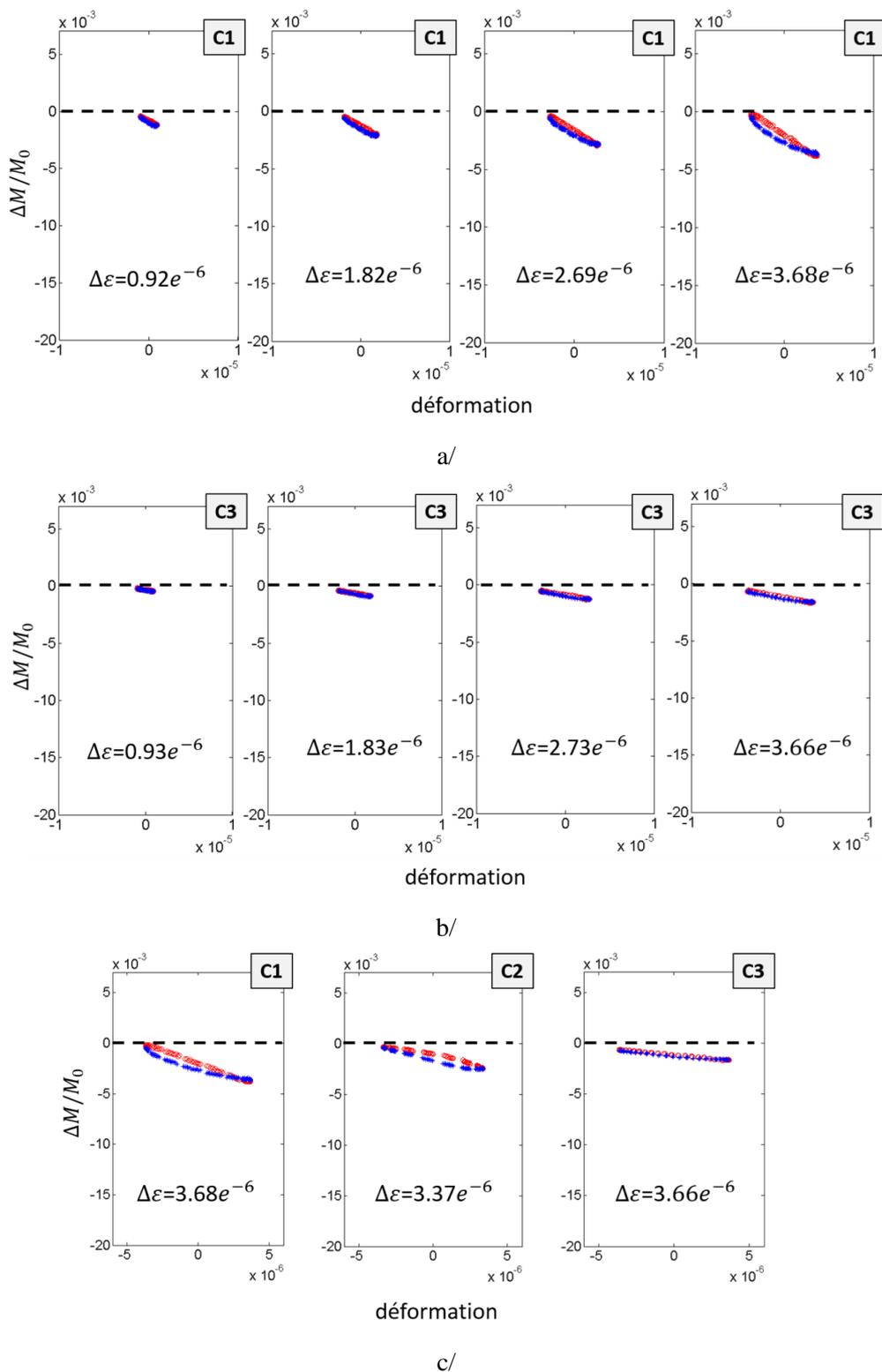


Figure III.52 : Variation relative du module élastique $\Delta M/M_0$ en fonction de ϵ correspondant aux :
 a/ quatre niveaux d'excitation dans le cas de l'éprouvette C1,
 b/ quatre niveaux d'excitation dans le cas de l'éprouvette C3,
 c/ une amplitude proche de $3.5 \cdot 10^{-6}$ pour les 3 éprouvettes carbonatées.

Les cercles rouges représentent les déformations croissantes (compression vers traction) alors que les astérisques bleus représentent les déformations décroissantes.

L'évolution de δ , β et C en fonction de l'amplitude de déformation dans le cas des éprouvettes carbonatées est présentée par la Figure III.53.

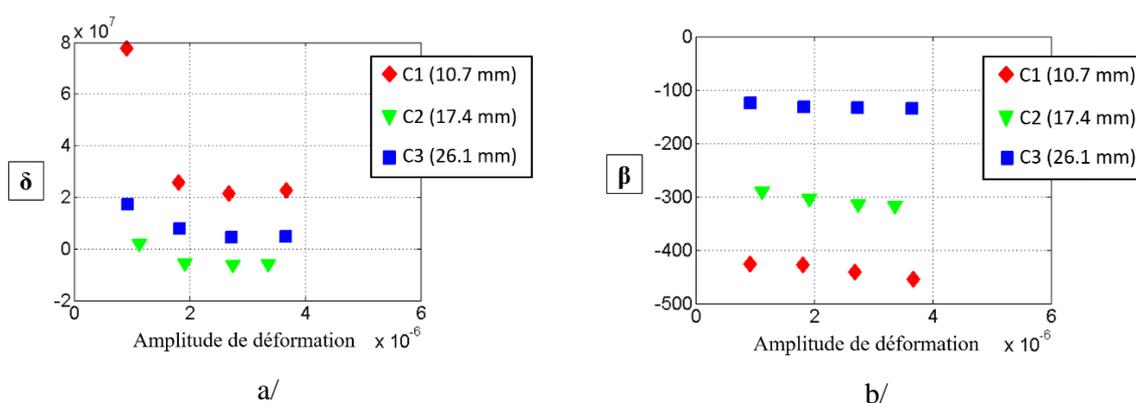
Il est observé que la tendance de variation de δ et β en général est similaire à celle observée dans le cas des éprouvettes thermiquement endommagées. Cela veut dire que la valeur absolue du δ diminue tandis que la valeur absolue du β augmente à mesure que l'amplitude de déformation augmente.

Il est à remarquer que dans le cas de l'éprouvette C2, la plupart des valeurs δ sont négatives. δ peut prendre une valeur négative suivant la forme des courbes caractéristiques. En effet, les courbes caractéristiques des éprouvettes carbonatées dans ce travail sont en général fermées selon la notion de l'ouverture définie au-dessus. Ceci est effectivement observé dans la Figure III.52. Par conséquent, il est possible que le coefficient de deuxième ordre de la parabole soit négatif.

Nous appliquons par la suite l'approche qui prend en compte la valeur moyenne de β et δ . Ceci permet une évaluation qualitative de l'état des éprouvettes carbonatées. Les valeurs de $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ et les coefficients de variation de ces paramètres sont détaillés dans le Tableau III.12.

Le coefficient de variation de β est faible (inférieur à 3.8 %), tandis que celui de δ est élevé. Malgré tout, sans compter le cas de l'éprouvette C2 où δ prend les valeurs négatives, les valeurs absolues du $\bar{\delta}$ et du $\bar{\beta}$ présentent une diminution avec l'augmentation de la profondeur de carbonatation.

L'offset de conditionnement C obéit à une évolution linéaire en fonction de l'amplitude de déformation avec de très bonnes valeurs du coefficient de détermination (supérieur à 0.99) et de la valeur p (inférieure à 0.05). Le paramètre α_{DAET} déduit de la régression linéaire montre une diminution en fonction de la profondeur de carbonatation. Les valeurs de ce paramètre pour les éprouvettes carbonatées sont données dans le Tableau III.12.



Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

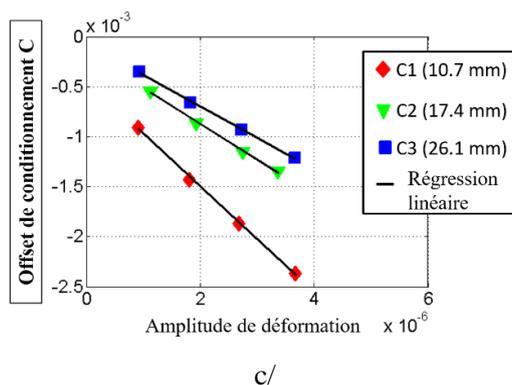


Figure III.53 : Résultats de la mesure DAET pour l'étude de la carbonatation.

Evolution de a/δ ; b/β ; c/C en fonction d'amplitude de déformation.

Eprouvette	C1	C2	C3
Profondeur de carbonatation (mm)	10.7	17.4	26.1
$\bar{\beta}$	-4.4×10^2	-3.1×10^2	-1.3×10^2
$c_{v-\beta}$ (%)	3	3.8	3.4
$\bar{\delta}$	3.7×10^7	-0.4×10^7	0.9×10^7
$c_{v-\delta}$ (%)	73.8	99.8	66.6
α_{DAET}	-5.3×10^2	-3.6×10^2	-3.1×10^2

Tableau III.12 : Résultats de paramètres non linéaires des éprouvettes carbonatées

La comparaison de la variation relative des paramètres linéaires et non linéaires à l'évaluation de la carbonatation est présentée dans la Figure III.54. Comparant les cas extrêmes, entre l'éprouvette C1 et C3, la valeur de $\bar{\beta}$ de l'éprouvette C3 est de 30 % de $\bar{\beta}$ évalué pour l'éprouvette C1. La différence entre ces deux éprouvettes en termes de valeur de α_{DAET} est de 50 %, tandis que celle obtenue à partir de mesure de vitesse est seulement de 8 %.

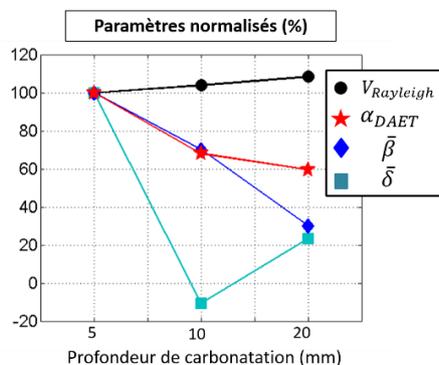


Figure III.54 : Comparaison de variation relative des paramètres linéaires et non linéaires en fonction de profondeur de carbonatation.

En résumé, l'évolution des paramètres non linéaires analysés dans la mesure DAET signifie que plus le béton est carbonaté, moins il est non linéaire. Ce résultat montre un bon accord avec les résultats de la littérature sur l'évaluation de la non-linéarité d'un béton carbonaté par des mesures ultrasonores. Pour rappel, en évaluant la non-linéarité de la couche du béton carbonaté en surface avec les ondes de Rayleigh, Kim [Kim 2014-2] a également trouvé que le paramètre non linéaire β diminue d'environ 50 % à mesure que la profondeur de carbonatation augmente de 1.7 mm à 21 mm (Figure II.17-d, e). Un autre exemple est le travail de Bouchaala [Bouchaala 2011]. Ces auteurs ont utilisé la technique de mesure basée sur la méthode NRUS, dans laquelle les éprouvettes sont mises en résonance en premier mode de flexion par un impact mécanique. Les résultats de ce travail ont montré que le paramètre α des éprouvettes carbonatées diffère de 30 % de celui de ces éprouvettes quand elles sont à l'état non carbonaté. Il est à rappeler que la diminution de paramètres non linéaires est expliquée par la diminution de la quantité des pores et des microfissures qui sont remplies par les carbonates.

III.4.3 Discussion

Les discussions concernant ce travail portent sur la façon dont ils peuvent être liés à la microstructure du béton, ainsi que les améliorations potentielles de la technique de mesure.

Le premier point porte sur la conformité de nos résultats de la mesure DAET avec ceux obtenus par la mesure NRUS et aussi ceux obtenus avec ces deux techniques sur des matériaux équivalents étudiés dans la littérature. La conformité est constatée dans la comparaison de la tendance de variation et aussi de l'ordre de grandeur de la valeur absolue des paramètres. Ces résultats montrent deux choses importantes. Premièrement, la non-linéarité du béton de peau, celle qui est évaluée localement par les ondes de Rayleigh a la même origine avec la non-linéarité évaluée pour le volume total d'éprouvette par la mesure NRUS. L'hypothèse de l'homogénéité en volume, et en surface, des microfissures est renforcée. Deuxièmement, l'équivalence des paramètres non linéaires extraits de la mesure DAET dans le cas du béton (notre travail) et de la roche (travaux de Renaud) montre que ces matériaux présentent les mêmes types de comportement non linéaire avec des caractéristiques similaires. Ceci met en évidence le regroupement des matériaux hétérogènes dans la même classe des matériaux non linéaires mésoscopique, proposée par Guyer et Johnson [Guyer 2009].

Par ailleurs, il est intéressant de positionner ce travail par rapport à la loi exponentielle proposée par Scalerandi [Scalerandi 2016] qui définit la relation entre le paramètre non linéaire évalué et l'amplitude d'excitation sur un large ensemble de matériaux et pathologies présentant un comportement acousto-élastique non linéaire. En effet, en collectant et analysant les données dans les études d'évaluation de différents types de matériau (béton, roche, os trabéculaire, acier, etc.) par les techniques d'acoustique non linéaire, les auteurs ont montré que la dépendance à l'amplitude d'excitation des indicateurs non linéaire est basée sur une loi exponentielle. La valeur de l'exposant, désigné b , peut varier, par exemple de 1 à 3 pour le cas du béton, en dépendant du type de changements de la microstructure du béton (type de la pathologie considérée). De manière généralisée et systématique, la valeur de l'exposant b permet de regrouper tous les matériaux considérés en quatre classes A ($b=2$), B ($b=1$), C ($b=3$) et D (b peut varier). Nous ne citons ici que la description de la classe B qui contient des matériaux à base de granulats généralement consolidés et les milieux cellulaires présentant un comportement non linéaire hystérétique.

Les cas du béton endommagé thermiquement et du béton carbonaté sont considérés comme correspondant bien à cette classe B. Pour vérifier ceci, la dépendance linéaire à l'amplitude de déformation de l'offset de conditionnement (le paramètre non linéaire lié aux propriétés hystérétiques) conduit effectivement à la valeur de l'exposant $b = 1$. Ainsi, il est possible de confirmer que l'approche de l'évolution linéaire appliquée à la relation $C \propto \Delta\varepsilon$ est appropriée pour le béton.

Le deuxième point met en évidence le lien entre la non-linéarité du béton et la microstructure du béton pour le cas du béton endommagé thermiquement et du béton carbonaté. Tout d'abord, il est observé que les valeurs absolues des paramètres non linéaires pour les éprouvettes endommagées thermiquement sont en général plus grandes que celles pour les éprouvettes carbonatées. Ceci est clairement observé dans les cas extrêmes, des éprouvettes T3 et T4 avec les éprouvettes C2 et C3. Il est moins vérifié dans le cas des éprouvettes saines ou présentant une faible non-linéarité. Pour expliquer ces résultats, nous nous basons sur l'hypothèse que la non-linéarité est proportionnelle avec la densité des contacts non linéaires dans le volume analysé [Guyer 2009]. Selon cette hypothèse, l'endommagement thermique du béton augmente la densité de microfissures supposées distribuées, tandis que la carbonatation les diminue.

Le troisième point à retenir concerne les signatures d'élasticité non linéaire (courbes caractéristiques représentant la relation $\Delta M/M_0 \propto \varepsilon$). Pour rappel, comparant les cas des amplitudes de déformation approximativement identiques, les courbes caractéristiques des éprouvettes de béton fortement endommagées par la chaleur sont plus ouvertes que celles du béton sain et de bétons carbonatés (Figure III.48-c et Figure III.52-c). Avec le lien entre la non-linéarité et la microstructure présenté dans la deuxième discussion, la propriété d'« ouverture » des courbes caractéristiques pourrait être une signature importante de l'élasticité non linéaire, celle qui caractérise l'hystérésis du matériau. En plus, une compréhension sur la forme des courbes caractéristiques, typiquement liée au fait que la courbe ressemble à un papillon avec ou sans nœud, pourrait porter l'information sur le type du comportement et ses origines pourrait être déduite de la non-linéarité (type de pathologie). Par exemple, Rivière a obtenu des courbes caractéristiques de différents niveaux d'ouverture correspondant aux tests sur différentes positions au long d'une fissure d'origine la fatigue dans une éprouvette en alliage d'aluminium [Rivière 2014]. Il a été observé que la courbe caractéristique dans les tests dans lesquels les ondes sonde traversent la zone de fissure présente des zones ouvertes, tandis que dans le cas où les ondes sonde traversent le matériau sain la courbe caractéristique est presque totalement fermée.

Le quatrième point à considérer est la valeur maximale de $\Delta M/M_0$. Il est observé que cette valeur atteinte en compression dans chaque test est inférieure ou égale à zéro pour un béton peu ou pas endommagé (éprouvettes T1 et T2) ou des bétons carbonatés (éprouvettes C1, C2 et C3). A l'inverse, cette valeur pour le béton fortement endommagé thermiquement (éprouvettes T3 et T4) est supérieure à zéro. Une valeur positive de $\Delta M/M_0$ signifie que le module d'élasticité d'un matériau en compression est supérieur à celui du matériau dans son état initial sans sollicitation mécanique. Cette consolidation du béton peut être expliquée par la fermeture des microfissures pour l'état de compression et par conséquent à la limitation des mouvements hystérétiques potentiels à l'échelle mésoscopique. Il est donc montré que les microfissures dans le béton ouvertes dans son état initial se ferment lors de la compression. Alors que dans le cas d'un matériau sans microfissures ouvertures ou contenant un petit nombre de microfissures, même à l'état de compression, le module instantané ne peut pas dépasser le

module de l'état initial. Par conséquent, la mesure DAET peut contribuer à la discrimination entre l'endommagement thermique et la carbonatation du béton.

Le cinquième point porte sur la répétabilité et la reproductibilité des mesures. Ces types de mesure ne sont pas présentés dans ce chapitre. Nous proposons ici de considérer le problème en se référant aux études de la littérature sur les mêmes méthodes. En effet, la répétabilité et la reproductibilité des mesures de vitesse sont généralement bonnes [Breysse 2012]. Par exemple, les coefficients de variation rapportés dans le travail de Garnier [Garnier 2013] pour la mesure de vitesse d'ondes de compression en transmission et pour la mesure de vitesse des ondes de Rayleigh sont de 1,62% et de 2%, respectivement. Dans le cas de grands changements dans les propriétés élastiques du matériau (cas de l'éprouvette T4 par rapport à T1), des mesures de vitesse peuvent être une technique fiable. Cependant, comme introduit dans le chapitre II, nous nous intéressons et développons dans ce travail les techniques d'acoustique non linéaire comme un outil prometteur dans le CND du béton. Tout d'abord parce que l'approche non linéaire permet de mieux comprendre le comportement non linéaire et complexe du béton. Une deuxième raison très importante est liée au fait que les paramètres non linéaires sont beaucoup plus sensibles que les paramètres linéaires aux changements de la microstructure du matériau. L'apport des paramètres non linéaires est donc surtout important dans le contexte d'évaluation d'endommagements précoces ou de faibles variations de propriétés mécaniques. Leur grande sensibilité aux évolutions du matériau ne doit pas être affectée par une trop forte augmentation des erreurs de mesure.

En ce qui concerne la mesure DAET, Renaud et al. [Renaud 2009] ont étudié la répétabilité de la mesure DAET pour les paramètres non linéaires du calcaire Lavoux en répétant trois fois de la mesure dans les mêmes conditions. Ils mettent en évidence que δ n'est pas répétable alors que les coefficients de variation de β et de C sont égaux à 3 % à 8 %. Ces auteurs ont également indiqué deux causes possibles qui conduisent à la dispersion de la mesure par *TOFM*. La première cause concerne la performance du générateur pour exciter les ondes sonde (HF) en termes de phase et d'amplitude. Nous avons mis en œuvre une analyse synchrone entre le signal émis et le signal de modulation qui réduit les erreurs électroniques ou de synchronisation possibles. La deuxième cause de dispersion dans le résultat de *TOFM* est le rapport signal sur bruit des signaux modulés faibles pour ces auteurs. Ils ont dû intégrer ce paramètre, car ils ont mesuré leur *TOFM* sur la base des ondes de tête. Celles-ci ont généralement un signal faible en termes d'amplitude. A l'inverse, nous travaillons pour notre part avec les ondes de Rayleigh qui présentent généralement un très bon rapport signal à bruit. Nous sommes donc dans des conditions de répétabilité optimisées sur les deux points par rapport à ces auteurs. Pour la robustesse de la mesure, une partie de notre travail dans le futur concernera les essais de la répétabilité et la reproductibilité de la méthode proposée.

Le dernier point concerne la capacité des paramètres non linéaires exploités dans la mesure DAET ($\bar{\delta}$, $\bar{\beta}$ et α_{DAET}) pour évaluer le béton. Nos discussions concernent le choix des paramètres qui pourraient être déterminant dans l'évaluation du béton pour les prochains travaux.

Il est à noter que la valeur des termes δ et β est liée à la forme des courbes caractéristiques qui dépendent de l'état du matériau comme le montrent Renaud et al. pour différents types de Roche [Renaud 2012]. Nous retenons que les paramètres $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ peuvent être acceptés en première approche pour une évaluation

qualitative. L'utilisation des constantes élastiques d'ordre trois de Murnaghan (l, m, n) caractérisant la non-linéarité classique permettra une estimation qualitative des paramètres non linéaires. Un modèle dans lequel le couplage en 3D est exploité en intégrant les constantes de Murnaghan indépendante du paramètre non linéaire non classique α a été proposé [Lott 2016-1]. Les coefficients de Murnaghan sont quantifiés expérimentalement en utilisant la mesure DAET avec des ondes sonde en trois polarisations différentes associées à la direction de la sollicitation. Les tests ont été conduits sur une éprouvette en mortier. Les résultats montrent une bonne cohérence entre les valeurs l, m, n du mortier et celles du béton obtenues par Payan [Payan 2009]. Une mesure locale avec l'utilisation des ondes de surface, celle qui permet de mesurer les coefficients de Murnaghan du béton d'enrobage, pourrait être une idée pour le travail futur.

Concernant le paramètre non classique α_{DAET} , la détermination de ce paramètre basée sur l'approche de l'évolution linéaire de l'offset de conditionnement (C) en fonction de l'amplitude de déformation ($\Delta\varepsilon$) montre un bon accord d'un point de vue physique avec la loi exponentielle étudiée par Scalerandi et al. [Scalerandi 2016].

Le paramètre α_{DAET} est trouvé dans ce travail comme étant du même ordre de grandeur que le paramètre α_{NRUS} en termes de la valeur absolue et aussi de la variation relative. De plus, dans une étude de comparaison de la non-linéarité globale mesurée par la mesure NRUS et celle locale mesurée par la mesure DAET, Lott et al. ont montré l'équivalence de la dynamique non linéaire exploitée pour ces deux méthodes [Lott 2016-2]. Dans le cas d'un test où l'amplitude de déformation imposée au matériau est de 10^{-7} à 10^{-5} , il est possible de dire que le paramètre α est le paramètre dominant de la réponse non linéaire du matériau. Nous retenons que le paramètre α pourrait être un paramètre de référence pour une évaluation quantitative du béton et des autres matériaux présentant un comportement non linéaire non classique (mortier, roches,...).

III.5 Synthèse et conclusion

La configuration proposée utilisant les ondes de Rayleigh comme onde sonde dans la mesure DAET permet d'évaluer localement la non-linéarité du béton d'enrobage. Le comportement non linéaire du béton d'enrobage a été observé : le conditionnement du matériau dès l'excitation (la diminution du module élastique et l'existence de l'offset du conditionnement correspondant à l'état hors équilibre) et la récupération lente après l'arrêt d'excitation. Ces manifestations ont été évaluées à travers l'analyse du décalage temporel relatif entre les impulsions d'onde de Rayleigh et les impulsions synchrones du signal Transmis. L'analyse de la mesure s'est déroulée autour de l'extraction des paramètres non linéaires classiques (β , δ) et non classique (C). Leurs évolutions en fonction de l'amplitude de déformation définissent trois paramètres caractéristiques de la mesure DAET ($\bar{\delta}$, $\bar{\beta}$ et α_{DAET}). La non-linéarité du béton en fonction de l'endommagement thermique et de la carbonatation a été évaluée à travers l'évolution de ces paramètres et les signatures que peuvent porter les courbes caractéristiques.

Les évolutions des paramètres non linéaires ($\bar{\delta}$, $\bar{\beta}$ et α_{DAET}) sont en accord avec celles trouvées dans la littérature sur les mêmes pathologies. Leur valeur absolue est du même ordre de grandeur.

Nous pouvons retenir que la non-linéarité du béton endommagé thermiquement est croissante avec la température subie et donc avec l'accroissement du taux de microfissure de la microstructure. Notons que les résultats obtenus par la technique de référence NRUS permet de valider les résultats obtenus par les mesures DAET.

Après avoir élaboré et testé la technique sur l'endommagement thermique, nous avons analysé l'état de carbonatation du béton. La carbonatation qui consolide le matériau diminue la non-linéarité du béton. Plus la profondeur de carbonatation est importante et moins le béton est non linéaire. Cette variation de la non-linéarité du béton correspond à la réduction de la porosité constatée dans les éprouvettes entre le cœur et la surface dans le projet EVADEOS [EVADEOS]. La densité du réseau de porosité et de microfissures est donc bien un paramètre majeur de l'évolution de la non-linéarité du béton.

En comparaison avec les différentes méthodes de référence, la mesure DAET avec les ondes de surface tout d'abord augmente la sensibilité acoustique aux pathologies analysées et d'autre part montre une sensibilité comparable à celle de la mesure NRUS, qui est la référence dans le domaine de l'acoustique non linéaire, et la mesure DAET en onde de volume.

Cette technique est la seule qui permette d'obtenir sur un béton carbonaté une variation relative d'un paramètre non destructif de l'ordre de 50% grâce au paramètre non classique α_{DAET} . Elle a aussi pour avantage de faire une mesure locale sur une profondeur de l'ordre de la longueur d'onde.

Les paramètres non linéaires classiques $\bar{\delta}$ et $\bar{\beta}$ sont considérés comme des premières approches qui permettent d'évaluer qualitativement l'état du matériau. Alors que le paramètre non linéaire classique α_{DAET} pourrait être un paramètre de référence.

Evaluation de propriétés du béton d'enrobage par la mesure acousto-élastique dynamique utilisant ondes de Rayleigh

L'utilisation de pot vibrant dans le cas d'une structure réelle semble difficile. Nous présenterons dans le chapitre suivant une solution autre que le pot vibrant comme onde pompe pour envisager des mesures in situ.

Chapitre IV

Mesure d'acousto-élasticité dynamique sous vibration transitoire par les ondes de surface en continu

IV.1 Introduction

L'objectif final de cette thèse est d'établir une méthode de caractérisation du béton reproductible, rapide et avec la possibilité d'application sur site dans le cas des structures réelles. Bien que les avantages en analyse et sensibilité de la mesure DAET aient été démontrés, la configuration étudiée dans le chapitre III a un point contraignant quant à la transposition sur site du montage du pot vibrant. En effet, la masse d'une structure réelle (un mur, un bloc en béton...) est beaucoup plus grande par rapport à la masse d'un pot vibrant utilisé usuellement dans laboratoire. Un exemple de la mesure DAET in situ a été réalisé par Renaud et al. [Renaud 2014]. Ces auteurs ont utilisé un vibreur ($2 \times 2 \text{ m}^2$) monté sur un camion pour faire vibrer le sol en dessous du camion. La réponse en vibration a été enregistrée en terme d'accélération par un accéléromètre enterré à une profondeur de 5 m. Par contre, l'application d'un tel montage est difficile voire impossible dans le cas de structures comme des ouvrages d'art. Dans les bâtiments, par exemple, l'instrumentation d'un tel vibreur peut s'avérer difficile à mettre en œuvre (points d'ancrage, orientation, etc.) et la géométrie complexe ne permet pas d'assurer la sélection aisée de fréquence de résonance adéquate à la caractérisation du milieu. Notre étude tend vers une autre technique de sollicitation, en régime transitoire avec un impact mécanique. Cette technique, choisit pour sa mise en œuvre simple sur site, ne permet pas d'accéder à une solution de manière aussi simple que celle de la configuration utilisant le pot vibrant. Afin de tendre vers des résultats proches, des tests au laboratoire sont possibles pour analyser les résultats et les comparer à ceux du chapitre III. La faisabilité d'évaluation locale sur site peut alors être envisagée. De manière résumée nous présentons dans ce chapitre une configuration expérimentale qui se base sur le principe de la mesure DAET mais avec des ondes pompe et onde sonde différentes. La configuration proposée est un développement de la configuration présentée dans le chapitre III.

La nouvelle configuration consiste à utiliser d'autres sources pour l'onde pompe et l'onde sonde. En effet, un impact mécanique (par un marteau ou une bille en acier) est utilisé pour faire vibrer l'éprouvette de test en résonance (onde pompe). En même temps, les ondes en transmission indirecte à haute fréquence remplaçant les impulsions d'onde de Rayleigh sont envoyées en continu pour sonder l'éprouvette sous excitation. Le fait d'envoyer l'onde sonde en continu permet d'analyser les

changements du matériau de manière continue, ce qui se révèle bien adapté au cas d'excitation transitoire.

Le principe de mesure de cette configuration, nommé « Vibro-Acoustic Modulation Technique », a été proposé par Donskoy et al. [Donskoy 1998, 2001] pour détecter et évaluer la fissuration associée à la corrosion des armatures du béton renforcé. Ces auteurs ont étudié l'énergie relative des composantes de bandes latérales par rapport à l'énergie de l'onde pompe (composant fondamentale). D'autres auteurs [Chen 2008] ont appliqué cette méthode de mesure pour caractériser la microfissuration progressive du mortier. Par contre, dans notre travail, en nous basant sur le principe de la mesure DAET, nous analysons une description détaillée du comportement élastique dynamique non linéaire du béton [Eiras 2015]. La méthode proposée est ensuite appliquée pour évaluer l'endommagement thermique et la carbonatation du béton.

Ce chapitre se compose de deux grandes parties. La première partie décrit les phénomènes physiques et analyse les paramètres non linéaires qui sont expliqués dans le cas d'une éprouvette en béton sain. La deuxième partie présente différentes applications de la méthode proposée, tout d'abord sur la série des éprouvettes en béton endommagé thermiquement du chapitre III, ensuite sur des éprouvettes de grandes dimensions dans le cadre d'une collaboration avec l'Université de Sherbrooke. Le principe de mesure et les conditions expérimentales sont les mêmes entre les deux parties. L'équivalence et la différence des paramètres non linéaires obtenus dans le chapitre IV avec les résultats du chapitre III ont fait l'objet d'une discussion. Ceci contribue à la compréhension physique de la non-linéarité évaluée par les configurations différentes de l'onde sonde, et conduit à des propositions d'amélioration des conditions expérimentales pour les travaux futurs.

IV.2 Description expérimentale et analyses de la méthode

IV.2.1 Eprouvette testée

La première grande partie d'étude de la méthode est conduite sur une éprouvette en béton à l'état sain, désignée S1. L'éprouvette S1 qui mesure $15 \times 15 \times 60 \text{ cm}^3$ a été étudiée dans les travaux de thèse de Quiviger au sein du LCND [Quiviger 2010], pour une étude d'évaluation non destructive portant sur la diffusion multiple des ondes ultrasonores dans béton.

Nous avons réalisé des mesures linéaires de vitesse en transmission direct à travers la largeur de l'éprouvette. Pour la mesure de vitesse des ondes longitudinales, deux transducteurs ultrasonores de type GE-Measurement & Control (modèle G, code 67422), 250 kHz de fréquence centrale, sont utilisés. Pour les ondes transversales, deux transducteurs de type Panametrics-NDT (modèle V151), 250 kHz de fréquence centrale, sont utilisés. Les résultats de vitesse des ondes sont 4056 m/s et 2483 m/s respectivement. Les autres propriétés élastiques de S1 ont été mesurées comme la masse volumique $\rho = 2350 \text{ kg/m}^3$ et déduites des grandeurs ultrasonores mesurées à savoir le module élastique $M_0 = 37.8 \text{ GPa}$ et le coefficient de Poisson $\nu = 0.2$.

IV.2.2 Configuration expérimentale

IV.2.2.1 Description de l'onde « pompe »

L'excitation générée par un impact mécanique est considérée comme une solution efficace de sollicitation dans le contexte du génie civil et aussi parmi des techniques exploitables au laboratoire. Avant de s'intéresser aux mesures in situ, ce travail est réalisé sur les éprouvettes de dimensions finies, où la détermination des paramètres d'analyse peut être bien maîtrisée.

Les impacts générés par un marteau ou une bille en acier ou d'autres objets sont possibles. Leur contexte général est introduit par l'analyse modale des structures, où les paramètres modaux peuvent être estimés tels que les modes de résonance, les fréquences modales correspondantes, et éventuellement les facteurs d'amortissement. Dans la plupart des études, l'estimation des paramètres modaux a dû se baser sur l'hypothèse que l'éprouvette de test peut être modélisée comme un matériau homogène, isotrope, ce qui est caractérisé par des modèles respectant la théorie d'élasticité linéaire. Par exemple, sous sollicitation d'un impact, la réponse en temps-fréquence de la structure dérivée du signal temporel peut être étudiée sans avoir besoin de signal d'entrée. En général, une excitation transitoire est un signal d'entrée de courte durée par rapport au signal enregistré. Par rapport à l'excitation par pot vibrant, elle a l'avantage de permettre des diagnostics rapides et d'avoir une mise en œuvre beaucoup plus simple.

L'impact mécanique est souvent présenté comme une technique d'excitation naturelle. La description expérimentale de la sollicitation d'une éprouvette avec un impact est assez simple. Par exemple dans ce travail, nous avons utilisé le marteau instrumenté (Bruel & Kjaer modèle 8207, sensibilité of 0.23 mV/N) avec un embout en polymère (Figure IV.55). Nous frappons l'éprouvette en un point particulier et selon une direction particulière. L'instrumentation du marteau avec un capteur de force localisé derrière l'embout nous permet d'obtenir une mesure de la force appliquée sur l'éprouvette. Le spectre fréquentiel de l'entrée est généralement plat et atteint une large bande de fréquence, l'amplitude est également importante. En supposant que la frappe de l'expérimentateur est « parfaite » (i.e. un impact unique avec la forme qui simule une impulsion électronique), les résultats d'un impact en termes d'amplitude et de bande fréquentielle dépendent alors directement des caractéristiques de l'embout du marteau. Ainsi, dans le test d'impact avec le marteau, le choix de la matière et de la forme, autrement dit de la masse et de la raideur de l'embout, déterminera la durée d'impact qui en conséquence détermine la bande atteignable de fréquences.

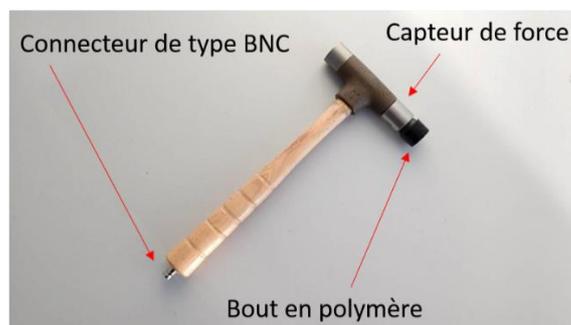


Figure IV.55 : Marteau instrumenté avec l'embout en polymère, permettant l'émission de l'onde pompe et le déclenchement de la mesure.

En CND du béton, avec les méthodes de caractérisation non linéaire l'application d'excitation transitoire s'attache en général à activer la non-linéarité dans le milieu inspecté. L'importance de la non-linéarité activée par ce moyen est évaluée en fonction de l'amplitude de déformation ou de la force du marteau [Van Den Abeele 2000-1, Chen 2010, Lesnicki 2011, Eiras 2013, 2014, Kodjo 2008, Moradi-Marani 2014]. Le point d'impact est choisi de façon à favoriser la vibration en résonance de l'éprouvette inspectée pour atteindre des valeurs importantes de déformation. Suivant les techniques ultrasonores exploitées par ces auteurs, deux solutions pour l'exploitation des signaux sont possibles : soit par l'analyse dans le domaine tempo-fréquentiel de la réponse de vibration en réverbération [Van Den Abeele 2000-1, Chen 2010, Lesnicki 2011, Eiras 2013], soit à travers l'intervention simultanée des ondes sonde de haute fréquence [Kodjo 2008, Moradi-Marani 2014].

En jouant le rôle de l'onde pompe dans ce travail, l'impact du marteau active la non-linéarité dans les éprouvettes par la mise en résonance au premier mode de flexion. La réponse en vibration de l'éprouvette est traduite par le signal d'accélération hors plan mesuré avec un accéléromètre. Selon la norme [ASTM C215-8] les positions du point d'impact et de l'accéléromètre proposés dans la Figure IV.2-a permettent de favoriser le premier mode de flexion. Deux supports en mousse permettent de respecter les conditions libres aux limites de l'éprouvette. La valeur de la fréquence de résonance est vérifiée par comparaison avec une valeur obtenue par simulation sous Comsol® lorsque le milieu est approximé par un milieu supposé homogène (Figure IV.56-b).

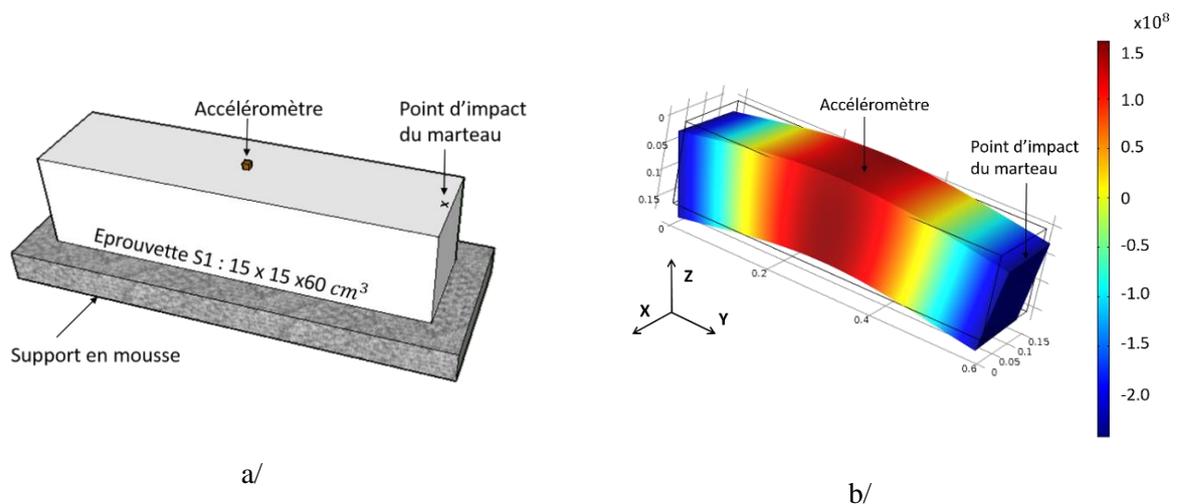


Figure IV.56 : a/ Localisation du point d'excitation favorise le premier mode de flexion en résonance, b/ Champ d'accélération a_z du premier mode de flexion simulé par Comsol®.

L'évaluation de la non-linéarité d'un matériau est étudiée en fonction de l'amplitude de déformation imposée : pour ce travail, cinq impacts aux différents niveaux d'énergie d'entrée ont été effectués sur l'éprouvette S1 selon la configuration de la Figure IV.56-a.

Pratiquement, lors d'une excitation transitoire, différents modes de résonance de l'éprouvette peuvent être générés. Le nombre de mode et leur contribution en termes d'énergie sont liés à la position du point d'impact, l'impact généré par l'expérimentateur et l'embout du marteau. La bande passante de signal du

marteau est liée à la gamme fréquentielle de modes qui pourraient être générés. La Figure IV.57 présente des signaux pour cinq niveaux d'énergie et leur spectre fréquentiel.

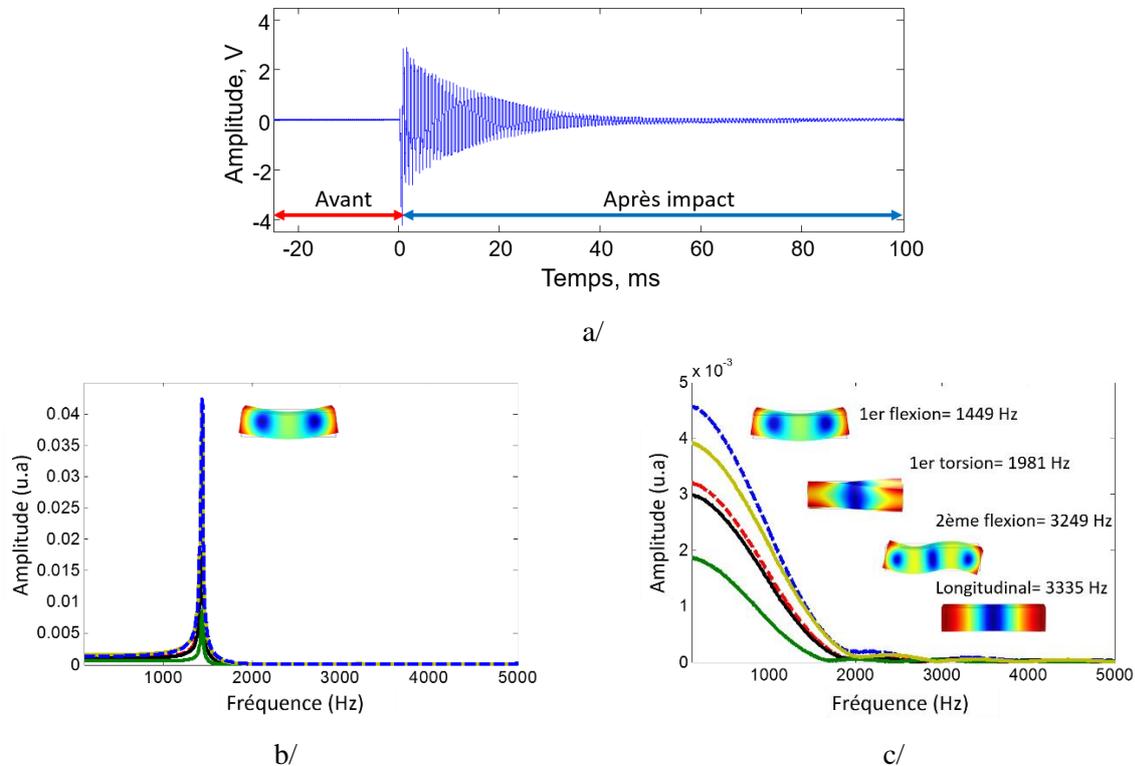


Figure IV.57 : Réponse en vibration de l'éprouvette C1 sous l'impact du marteau installé selon la Figure IV.56-a (embout en polymère).

a/ Un signal enregistré par l'accéléromètre résultant d'un impact ;

b/ L'ensemble des spectres fréquentiels des signaux d'accélération ;

c/ L'ensemble des spectres fréquentiels des signaux enregistrés par le marteau. Citation des modes qui pourraient être générés.

Avec la configuration d'impact présentée dans la Figure IV.56-a, les modes les plus importants pourraient être générés sont les modes de la flexion à différents ordres (Figure IV.57-c). En regardant la Figure IV.57-b, nous constatons que seulement le premier mode de flexion est généré. Les autres sont également générés mais à des amplitudes négligeables devant le premier. Ainsi nous acceptons dans ces essais que seul le premier mode de flexion contribue au champ de déformation lors de l'impact du marteau.

La détermination des déformations sous l'impact du marteau se base sur le même principe d'estimation de déformation présenté dans le chapitre III (voir §-III.3.3) [Payan 2014-1]. Cette approche accepte l'analogie d'analyse modale entre la mesure expérimentale et le modèle numérique exécuté par Comsol®. Les composantes de déformation à déterminer sont estimées grâce à l'accélération mesurée et leur rapport dans le modèle. En plus, la déformation qui nous intéresse dépend de la zone d'inspection caractéristique des ondes sonde, parce qu'elle est considérée proportionnelle à la non-linéarité portée

par ces ondes. Dans ce travail, nous avons utilisé la configuration de transmission indirecte où les ondes sont envoyées en continu. Pour cette configuration, la détermination de la déformation est présentée en détail dans la section §-IV.2.4.3.

IV.2.2.2 Description de l'onde « sonde »

Pour adapter l'analyse de la mesure DAET où l'onde pompe est générée par l'impact du marteau, nous avons configuré les ondes sonde comme des ondes à une fréquence unique (haute fréquence) et en continu. L'utilisation des ondes en continu est une bonne solution pour étudier la variation des propriétés du matériau soumis à une excitation transitoire. A haute fréquence, l'atténuation importante permet d'éviter l'effet des ondes en réflexion multiple, notamment pour les éprouvettes de petites dimensions. Concrètement, ce point-là est important pour éviter la superposition des réflexions avec les ondes directes et améliorer l'analyse des signaux.

Pour mettre en évidence les avantages de l'utilisation d'ondes en continu, nous rappelons ici quelques autres configurations qui ont été étudiées dans la littérature:

- Dans la configuration standard de la mesure DAET, les ondes sonde sont des impulsions et le type d'onde est déterminé. Pour exemple, Renaud [Renaud 2013] a utilisé les ondes longitudinales en transmission directe et indirecte (ondes longitudinales de tête), tandis que nous avons utilisé les ondes de Rayleigh (présentée dans le chapitre III). Ces configurations permettent d'inspecter la non-linéarité du matériau dans une zone identifiée par le parcours d'onde entre les transducteurs. Par contre, l'utilisation d'impulsions n'est optimale que dans la configuration où l'onde pompe est en régime établi (zone excitation harmonique à amplitude constante). Plusieurs états de déformation peuvent donc être étudiés grâce à la répétition des cycles de traction-compression identiques. Au contraire, lors d'un impact avec un marteau l'amplitude de vibration atteint une valeur maximale et décroît progressivement en fonction du temps (Figure IV.57-b). La répétition à l'identique d'un impact réalisé manuellement n'est pas possible. Le moyennage des signaux ne peut donc pas être réalisé comme dans le cas du pot vibrant. Par conséquent, si nous utilisons une série d'impulsions comme ondes sonde, seuls certains états de déformation seront accessibles par le test avec un impact.

- Des configurations similaires ont été étudiées par Kodjo en se basant également sur le principe « pompe-sonde ». Dans ces travaux de référence, l'impact (par un marteau [Kodjo 2008] ou un pendule [Bui 2013] ou un vérin hydraulique [Moradi-Marani 2014]) a été considéré comme source d'excitation de basse fréquence. L'onde sonde a consisté en une seule impulsion à haute fréquence. Son analyse permet d'extraire le paramètre non linéaire correspondant à la valeur du décalage temporel ($\Delta t/t_0$) entre le signal avant l'impact et celui après. Le calcul de décalage temporel est effectué par la fonction d'inter-corrélation, sur toute la longueur des signaux HF ou encore avec une fenêtre glissante.

Dans notre configuration, des ondes sonde en continu permettent de récupérer les informations des changements du matériau de manière continue avant l'impact, au moment de l'impact et éventuellement après l'impact. La relaxation lente (dynamique lente) peut être analysée par un temps d'acquisition assez long. Les phénomènes acousto-élastiques dynamiques, pouvant être observés dans notre configuration proposée sont décrits dans la partie d'analyse des signaux §-IV.2.4.

Les méthodes d'évaluation utilisées en ondes sonde en continu ont été déjà exploitées dans la littérature et ont montré des résultats intéressants pour la surveillance d'état de poutres en béton. En effet, Yan [Yan 2009], Liao [Liao 2011] ont étudié la variation d'énergie des ondes en transmission continue calculée par la méthode WPD (Wavelet Packet Decomposition) sur différentes bandes de fréquences. L'endommagement de poutres en béton a été corrélé avec la décroissance d'énergie des ondes. Récemment, les travaux de Fröjd et Ulriksen [Fröjd 2015] pour l'évaluation de l'endommagement d'une poutre en béton renforcé, visent à comparer l'utilisation des ondes en continu et transitoires à même fréquence. Les auteurs ont montré que l'amplitude et la vitesse de phase des ondes en continu peuvent être des indicateurs d'endommagement du béton. Les mesures de ces indicateurs ont montré une sensibilité comparable et éventuellement plus performante que les mesures d'énergie et de vitesse des impulsions dans le cas de grande distance d'inspection (i.e. l'amplitude du signal reçu est diminuée). Les auteurs proposent en perspective l'utilisation des ondes en continu dans les mesures non linéaires, ce qui est à la base de la configuration étudiée dans ce chapitre.

En général, lors de la transmission en continu d'une onde à une fréquence simple, un champ diffus en régime établi sera constitué et stabilisé après un temps court, ceci est dû à la multidiffusion dans le béton. De plus, dans le cas des éprouvettes de dimensions finies, les réflexions de bords ne sont pas négligeables lors d'une génération d'onde en continu. Nous supposons que l'amplitude du signal reçu à un instant t peut être considérée comme la somme des amplitudes de trois types d'onde : les ondes liées à la propagation directe de l'émetteur au récepteur (ondes de tête et onde de Rayleigh), les ondes arrivées au récepteur après de multiples réflexions aux bords, et ondes multidiffusées. Cette description est en accord avec Fröjd [Fröjd 2015] qui a appliqué une configuration de transmission indirecte avec des ondes à 47 kHz.

L'installation des ondes sonde en transmission indirecte est présentée dans la Figure IV.58. Deux transducteurs ultrasonores d'ondes longitudinales (Panametrics modèle V101) de fréquence centrale 500 kHz sont utilisés. Les transducteurs sont centrés sur la face de mesure de l'éprouvette S1, avec une distance $d = 10 \text{ cm}$ entre leurs centres. Lors de la mesure, des ondes à 500 kHz sont envoyées en continu du transducteur émetteur au transducteur récepteur.

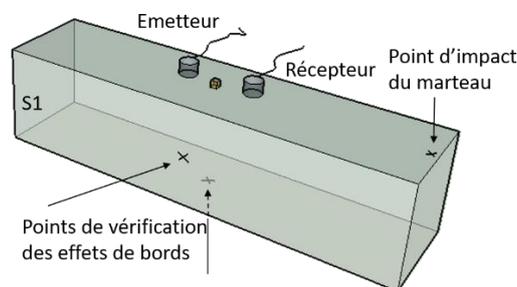


Figure IV.58 : Montage expérimental des ondes sonde.

Dans la configuration actuelle des ondes continues, le choix d'une très haute fréquence à 500 kHz (relativement au béton) présente l'avantage est de profiter de la diffusion multiple importante dans le béton, qui atténue rapidement l'énergie des ondes dans toutes les directions. Cette propriété est

vérifiée par Quiviger [Quiviger 2012-1, 2012-2], qui a étudié la dissipation de l'énergie ultrasonore d'une impulsion (bande passante centrée à 500 kHz) sur des éprouvettes de même composition et dimensions que S1, dans une configuration expérimentale équivalente. Le résultat a montré une décroissance monotone de l'énergie spectrale. Cela signifie qu'il n'y a pas de réflexions aux bords qui contribuent à l'énergie au cours du temps reçue par le transducteur récepteur. Dans le cas des ondes continues, pour vérifier les réflexions par les bords, la position de l'émetteur est restée inchangée tandis que le récepteur est placé autour d'éprouvette. Cette vérification nous a montré que les ondes continues perdent 80 % de leur amplitude à travers l'épaisseur, et 60 % sur les faces perpendiculaires à la face mesurée selon l'axe de propagation (Figure IV.58). Nous avons considéré dans notre configuration (ondes à 500 kHz en continu) que comme la contribution principale dans le signal à la réception provient des ondes balistiques.

Parmi des ondes balistiques à 500 kHz, les ondes de Rayleigh pourraient être considérées comme inexistantes de par la directivité de notre émetteur plan et le choix des fréquences élevées. Nous avons vérifié expérimentalement que l'amplitude des ondes de Rayleigh à 500 kHz sur une distance de dix centimètres était quasiment égale à zéro (niveau du bruit électronique). En bref, il ne reste que les ondes de tête pour la détermination du temps de propagation linéaire t_0 dans cette configuration (correspondant au TOF_0 dans l'équation II-67 de l'analyse de mesure DAET). Nous prenons en compte pour la suite de ce travail la valeur de t_0 des ondes de compression. Dans le cas d'application sur les éprouvettes endommagées thermiquement (partie §-IV.3) où différents matériaux pourraient être comparés, le temps de modulation non linéaire (Δt) est normalisé par la valeur t_0 correspondant à chaque éprouvette.

L'analyse des signaux d'onde « sonde » sous forme de signal continu est réalisée grâce à la Transformée de Fourier à court terme. Un processus de fenêtrage est appliqué au signal continu. La phase et l'amplitude de la fréquence HF (500 kHz) sont déterminées à partir des signaux enregistrés sans et avec l'impact. Le décalage temporel non linéaire et la modulation d'amplitude sont déduits par la suite. Ces grandeurs permettent d'étudier la variation de module élastique et d'atténuation, du matériau en fonction de l'état de déformation (avant et après l'impact). Ces traitements sont décrits en détail ci-après.

IV.2.3 Montage expérimental

Le schéma détaillé du montage expérimental décrivant la combinaison de l'onde pompe et l'onde sonde est présenté dans la Figure IV.59.

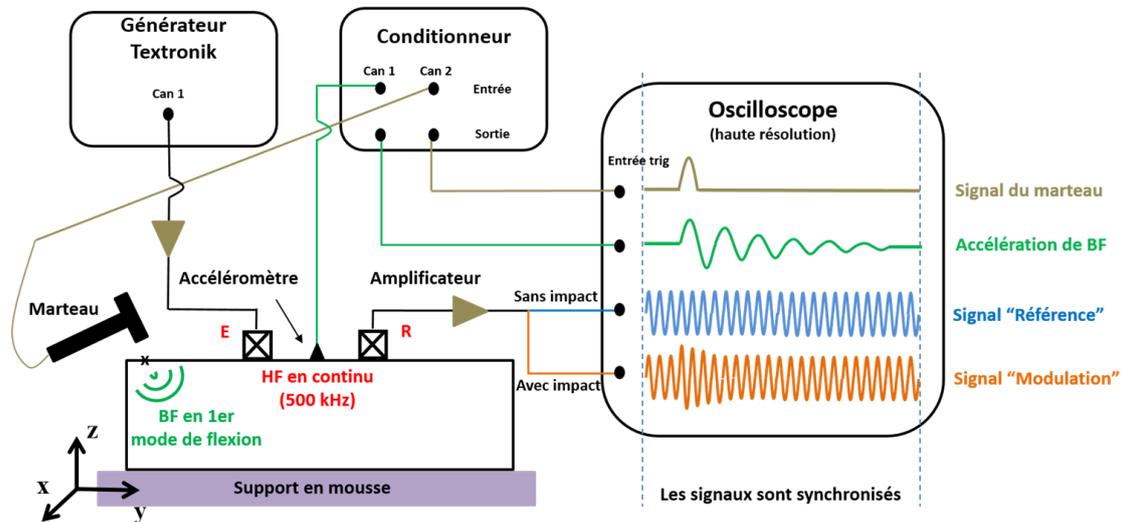


Figure IV.59 : Montage expérimental complet.
La résonance en premier mode de flexion dans le plan yOz .

Pour résumer, selon le principe « pompe - sonde » d'une mesure DAET, l'éprouvette S1 est sollicitée sur le premier mode de flexion par l'impact du marteau. La fréquence de résonance est obtenue expérimentalement à 1442 Hz. Simultanément, les ondes sonde à 500 kHz sont envoyées en continu selon la configuration de transmission indirecte. La distance entre les deux transducteurs est $d=10\text{ cm}$, ce qui implique un temps de propagation des ondes de compression de $t_0=26.8\text{ }\mu\text{s}$. Cette valeur de t_0 étant inférieure strictement à un dixième de la période de la BF ($T_{BF}=690\text{ }\mu\text{s}$), elle permet de satisfaire la condition « quasi-statique » de la mesure DAET [Rivière 2013].

En ce qui concerne la condition « quasi-uniforme », la profondeur maximale à laquelle l'onde de tête est sensible aux variations des propriétés du matériau a été estimée numériquement autour d'une demi-longueur d'onde [Bossy 2004, Renaud 2013]. Cette profondeur vaut approximativement 4 mm dans le cas des ondes de compression à 500 kHz. La valeur de déformation sur cette profondeur peut donc être considérée comme constante au regard du champ de déformation du premier mode de flexion sur l'épaisseur de l'éprouvette S1 (7.5 cm). La condition « quasi-uniforme » est donc satisfaite.

Cinq niveaux d'impact (entre 1 kN et 5 kN) ont été réalisés pour suivre le comportement non linéaire du béton en fonction de l'amplitude de la perturbation imposée dans l'éprouvette. Le temps d'attente entre deux impacts est environ une minute afin de réduire au maximum l'effet de la dynamique lente [Rivière 2013].

Pour chaque impact, quatre signaux synchrones sont enregistrés simultanément (Figure IV.59): le signal du marteau (en marron) permet de calculer la force du marteau, l'accélération normale au plan a_z de la

BF (en vert) est enregistrée par l'accéléromètre (Bruel & Kjaer model 4525-B, sensibilité de 1.046 mV/ms^{-2}), les signaux HF reçus au récepteur après propagation dans l'éprouvette, le signal Référence (en bleu) et le signal Modulation (en orange) enregistrés successivement sans et avec l'impact du marteau. Le zéro temporel correspondant le début de l'impact est considéré comme le point de référence pour distinguer les phénomènes qui se sont produits avant et après l'impact. L'avantage de l'utilisation du signal transmis a été présenté dans le chapitre III, pour éviter la dérive temporelle due au fonctionnement du générateur et/ou au fenêtrage dans le protocole de traitement des signaux.

IV.2.4 Analyse des signaux

Nous présentons l'analyse des signaux avec la même chronologie que pour le chapitre III. Dans chaque étape, nous nous focalisons sur l'explication des points caractéristiques du traitement des signaux d'onde sonde en continu, notamment sur les différences par rapport au cas des impulsions.

Avant l'impact du marteau, le signal Référence obtenu au récepteur peut être considéré comme un signal sinusoïdal monochromatique (500 kHz) en continu, désigné $y_r(t)$ qui peut être écrit sous la forme :

$$y_r(t) = S_0 \cdot \sin(\omega_0 t) e^{-\gamma_0 \cdot d} + \Psi_r(t) \quad (\text{IV-1})$$

Où S_0 est l'amplitude du signal, ω_0 est la pulsation d'onde HF, γ_0 est l'atténuation ultrasonore à la fréquence HF dans le béton considéré, et $\Psi_r(t)$ est une fonction qui contient toutes les informations des ondes incohérentes de la multidiffusion enregistrées au récepteur. L'indice « r » désigne l'état de référence du matériau (avant l'impact), la propagation d'onde étant supposée linéaire.

Par la suite, lors que le matériau est soumis à une déformation imposée par l'impact du marteau, le signal $y_r(t)$ interagit avec le signal BF (vibration en premier mode de flexion). Le signal $y_p(t)$ ayant la phase et l'amplitude modulées peut être écrit par l'équation IV-2.

$$y_p(t) = S_0 \cdot \sin(\omega_0 t + \Omega(t)) e^{-(\gamma_0 + \Gamma(t)) \cdot d} + \Psi_p(t) \quad (\text{IV-2})$$

Où les fonctions $\Omega(t)$ et $\Gamma(t)$ décrivent les différences de phase et d'amplitude entre le signal $y_p(t)$ et le signal de référence $y_r(t)$ dues à la modulation. Ces fonctions doivent être périodiques à la même période que la BF.

En résumé, l'analyse des signaux consiste à étudier la variation relative du décalage temporel et de l'amplitude de modulation entre le signal Référence $y_r(t)$ et le signal Modulation $y_p(t)$.

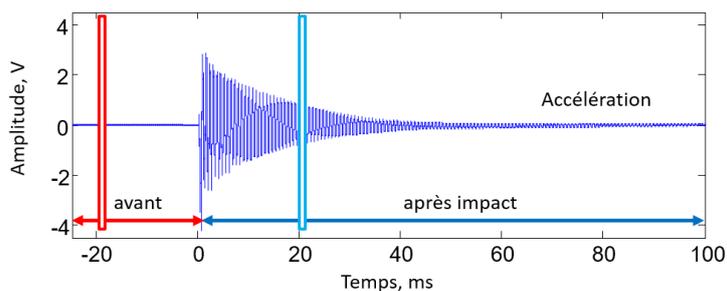
Afin d'étudier la réponse instantanée du matériau sous différents états de déformation, un protocole de fenêtrage a été appliqué identiquement aux deux signaux. Les calculs sur les fenêtres ont été effectués par la suite dans le domaine fréquentiel grâce au fait que les signaux sont sinusoïdaux. En effet, le décalage temporel a été déduit du décalage de phase ($\Omega(t)$). La variation de module élastique et d'atténuation ($\Gamma(t)$) du matériau ont été étudiées en appliquant les approches de mesure DAET présentées au chapitre II (équation II-67 et équation II-69). La variation de ces deux grandeurs est étudiée

en fonction de la déformation qui est obtenue à partir de l'accélération mesurée. Ensuite, nous présentons les approches pour déterminer les paramètres non linéaires. Finalement, différentes possibilités d'exploitation des résultats sont discutées.

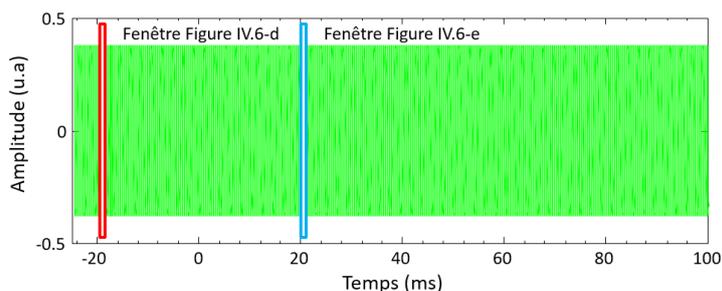
IV.2.4.1 Fenêtrage

L'algorithme d'analyse sur une fenêtre temporelle glissante en temps et l'application de transformée de Fourier à temps courts, sont fréquemment utilisés dans l'analyse de coda sismique, en comparant deux sismogrammes pour évaluer un changement de la vitesse de propagation suite à une perturbation du milieu de propagation. La perturbation est ici le signal du marteau, le fenêtrage est appliqué identiquement sur l'ensemble des signaux : le signal d'accélération de BF, le signal Référence et le signal Modulation.

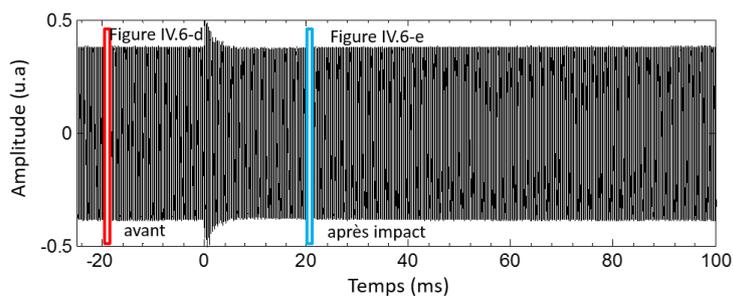
La fenêtre glissante contient cinq cycles d'HF avec un chevauchement de 90 % de la longueur de la fenêtre. La Figure IV.60 présente les signaux typiques dans le domaine temporel (a, b, c) et une représentation schématique de traitement du signal par la variation relative entre le signal Référence et le signal Modulation (d, e).



a/



b/



c/

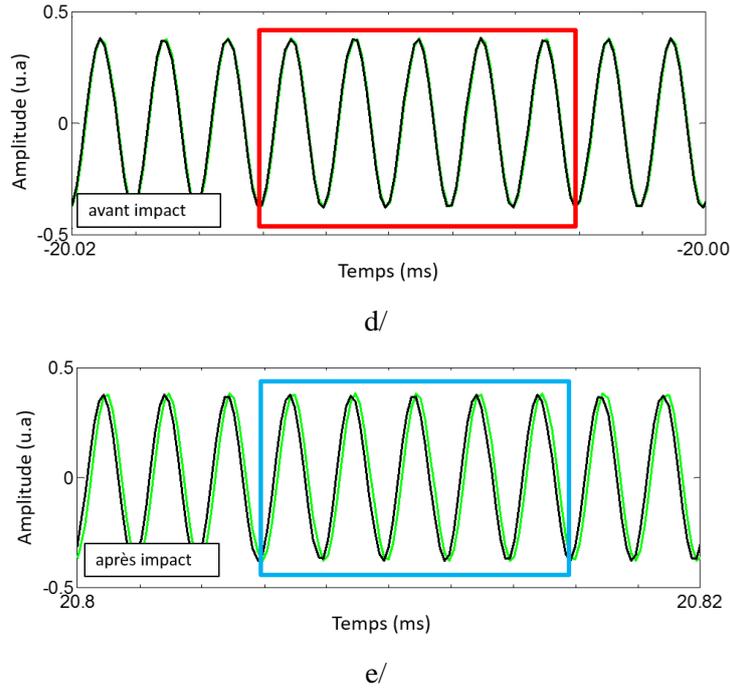


Figure IV.60 : Signaux temporels typiques et fenêtrage appliqué sur les signaux HF.
 a/ Signal d'accélération ; b/ Signal Référence ; c/ Signal Modulation ; d/ Superposition des fenêtres avant impact ; e/ Superposition des fenêtres après impact.

Les Figure IV.60-d et e comparent le signal Référence et le signal Modulation sur deux parties du signal temporel, avant et après un impact. En fait, pour cette comparaison, le début de deux signaux sont recalés de sorte qu'ils soient en phase. Il est possible d'observer à l'œil nu que la différence de phase entre les signaux est proche de zéro avant l'impact (Figure IV.60-d), alors qu'elle devient observable après l'impact du marteau (Figure IV.60-e).

IV.2.4.2 Calcul de décalage temporel et modulation d'amplitude non linéaire

Selon le fenêtrage présenté ci-dessus, un groupe de fenêtres d'analyse à l'instant τ contient trois fenêtres : deux HF des signaux Référence et Modulation et celles de l'accélération à BF. En principe, chaque signal HF fournit la phase et l'amplitude de la fréquence HF (500 kHz) comme informations instantanées, tandis que le signal d'accélération permet de déterminer l'amplitude de déformation moyenne correspondant à la cause de variation instantanée d'HF.

La variation temporelle entre les fenêtres du signal Modulation est calculée à partir de décalage relatif entre ces fenêtres et les fenêtres correspondantes (à l'instant τ) du signal Référence. En calculant la différence de phase instantanée entre deux signaux de tous les couples de fenêtre à l'instant τ , nous obtenons le décalage de phase dû aux effets non linéaires de la modulation (équation IV-3 et équation IV-4).

$$\Delta\Omega_{\tau}(\omega)|_{\omega_0} = \Omega_{p-\tau}(\omega)|_{\omega_0} - \Omega_{r-\tau}(\omega)|_{\omega_0} \quad (\text{IV-3})$$

$$\Delta\varphi_{\tau} = \Delta\Omega_{\tau} - \Delta\Omega_0 \quad (\text{IV-4})$$

Où $\Omega_{r-\tau}(\omega)|_{\omega_0}$ et $\Omega_{p-\tau}(\omega)|_{\omega_0}$ sont respectivement la phase de l'onde HF dans les fenêtrés à l'instant τ du signal Référence et du signal Modulation. $\Delta\Omega_0$ correspond à la valeur moyenne de décalage de phase des premières fenêtrés avant l'impact. Après avoir éliminé l'offset $\Delta\Omega_0$, la valeur de décalage de phase avant l'impact est nul, il correspond à l'état linéaire du matériau. Le décalage temporel non linéaire est déduit selon l'équation IV-5. Ce résultat permet d'évaluer la variation du module élastique du matériau lors d'un impact selon l'approche de la mesure DAET (équation II-67).

$$\frac{\Delta t|_{\tau}}{t_0} = \frac{\Delta\varphi_{\tau}}{t_0 \cdot \omega_0} \quad (\text{IV-5})$$

En ce qui concerne l'analyse de la dissipation, la variation d'atténuation ($\Delta\gamma_{\tau}$) est déduite du rapport entre l'amplitude spectrale à la fréquence HF de la fenêtré à l'instant τ du signal Modulation ($|F_p(\omega)|_{\omega_0}$) et celle du signal Référence ($|F_r(\omega)|_{\omega_0}$). La formule décrivant le calcul de $\Delta\gamma_{\tau}$ est présentée dans l'équation IV-6 ci-dessous.

$$\gamma_{\tau}(\varepsilon) - \gamma_0 = \Delta\gamma_{\tau} = -\ln\left(\frac{|F_p(\omega)|_{\omega_0}}{|F_r(\omega)|_{\omega_0}}\right)/d \quad (\text{IV-6})$$

La variation d'atténuation avant l'impact représentant l'état linéaire du matériau, doit être trouvée constant et remise à zéro en prenant en compte la variation relative de toutes les fenêtrés par rapport aux premières fenêtrés avant l'impact.

Nous employons dans ce travail un algorithme utilisant la transformée chirp-z (CZT), pour obtenir les informations de phase et d'amplitude spectrale de chaque fenêtré glissante. Ce type de transformée permet d'obtenir une résolution fréquentielle optimale dans une bande de fréquence qui est choisie pour contenir seulement les fréquences intéressantes à l'étude. Cette fonction est équivalente à l'ajout de zéros sur le signal temporel jusqu'à obtenir une transformée de Fourier ayant un nombre de points total égal au nombre de points du signal temporel initial dans la bande de fréquence choisie. Cette technique a été utilisée dans les travaux de Warnemuende et al. [Warnemuende 2004] et Payan et al. [Payan 2007] pour déterminer l'énergie des bandes latérales sur l'ensemble du signal.

IV.2.4.3 Estimation de déformation à partir de l'accélération mesurée

Le principe de détermination de déformation est basé sur l'approche de Payan [Payan 2014-1]. L'analogie entre le modèle numérique des fréquences propres et l'expérience n'est admissible que dans le cas où un seul mode de résonance est généré. Pour cette question, nous avons démontré l'existence et la dominance de premier mode de flexion dans la configuration actuelle (voir §-IV.2.2.1). De plus la vibration générée par l'impact du marteau doit prendre en compte l'amortissement et les différentes conditions spécifiques du cas du béton. En effet, la composante de déformation la plus critique selon la direction de propagation (l'axe y) est estimée grâce à l'accélération normale au plan (a_z) mesurée et leur rapport dans le modèle numérique (équation IV-7).

$$\varepsilon_{yy_surf} = \frac{\varepsilon_{yy_surf\text{-modèle}}}{a_{z\text{-modèle}}} \cdot a_{z\text{-mesure}} \quad (IV-7)$$

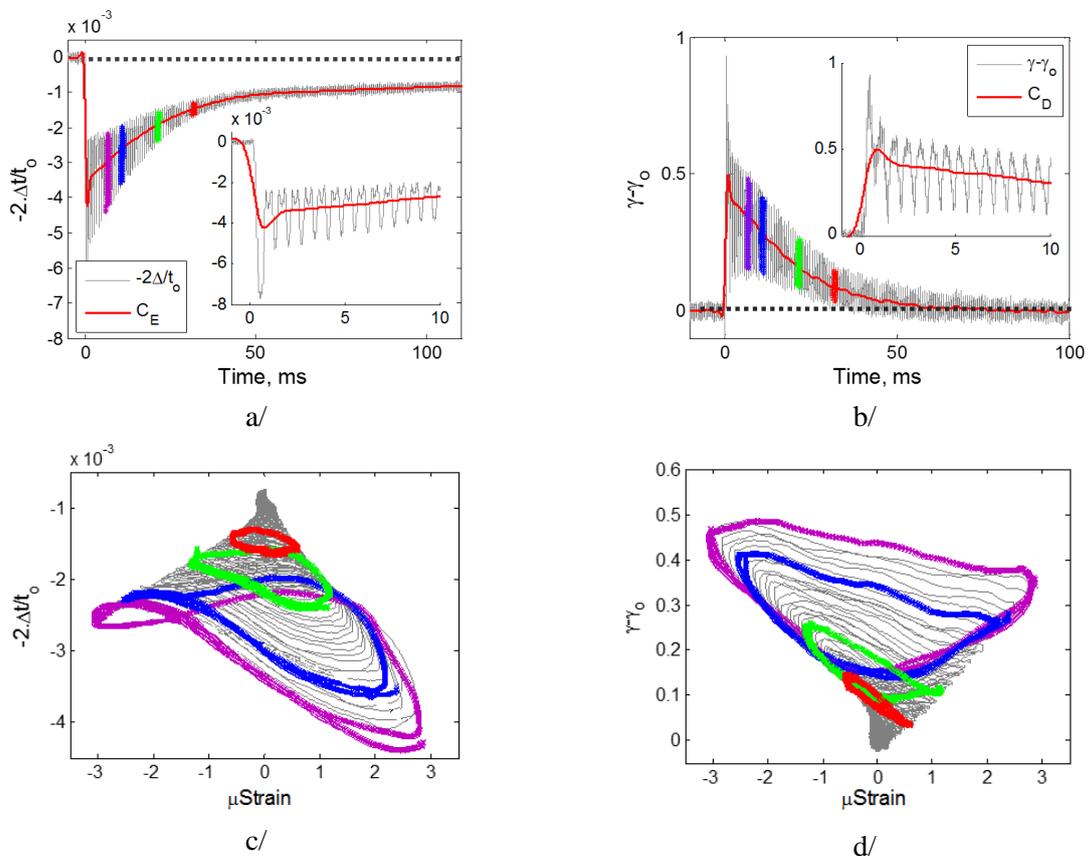
ε_{yy_surf} est la déformation au centre de la face mesurée à la position de l'accéléromètre. Ce point de mesure a été choisi pour cette configuration d'une part car il correspond à la valeur maximale de ε_{yy} dans le premier mode de flexion, d'autre part ε_{yy_surf} est très proche de la valeur moyenne sur la zone de propagation, du fait que la profondeur de propagation est faible (4 mm).

En ce qui concerne l'effet de changement géométrique sur le décalage temporel, le décalage temporel linéaire dû à cet effet a été quantifié à un ordre de 0.5 % par rapport au décalage temporel non linéaire. Il est donc négligeable dans cette configuration.

IV.2.4.4 Analyse des paramètres non linéaires

IV.2.4.4.1 Paramètres non linéaires équivalents aux α , β et δ

Les courbes résultantes de l'analyse sont illustrées dans la Figure IV.61. La variation relative du module élastique et de l'atténuation de l'éprouvette S1 en fonction du temps τ est présentée dans la (Figure IV.61-a, b), ou en fonction de déformation sous forme des courbes caractéristiques (Figure IV.61-c, d).



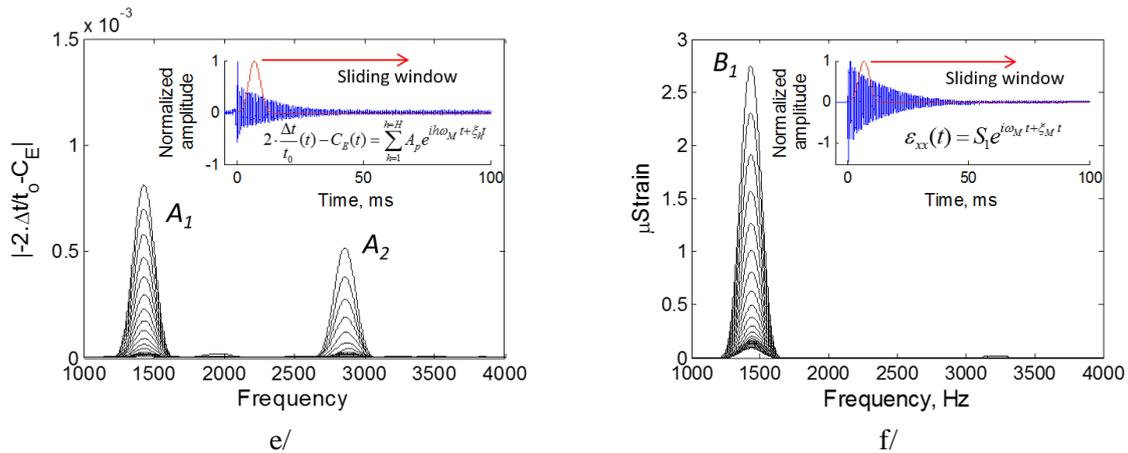


Figure IV.61 : Illustration des courbes résultantes lors d'excitation par l'impact du marteau.

a/ variation de module élastique en fonction du temps τ ;

b/ variation d'atténuation en fonction du temps τ ;

c/ courbe caractéristique de module élastique ;

d/ courbe caractéristique de la dissipation ;

e/ superposition des spectres fréquentiels de fenêtres glissantes de la courbe $\Delta M / M_0$ (/a) obtenus selon le calcul de spectrogramme sur ce signal ;

f/ superposition des spectres fréquentiels de fenêtres glissantes du signal de BF (Figure IV.60-a) obtenus selon le calcul de spectrogramme sur ce signal.

Trois phénomènes caractéristiques de comportement acousto-élastique non linéaire, peuvent être observés à travers ces courbes :

i) les tendances de décroissance du module élastique et de croissance de l'atténuation du matériau lors d'excitation,

ii) le déphasage entre la déformation selon les cycles de traction-compression et les paramètres non linéaires suivis ($\Delta M / M_0(\varepsilon)$ et $\Delta \gamma(\varepsilon)$),

iii) une récupération très lente des propriétés dynamiques du matériau après l'arrêt de la perturbation (la dynamique lente).

Ces phénomènes montrent un bon accord avec les manifestations du comportement non linéaire des matériaux non linéaires mésoscopiques et surtout par rapport au comportement non linéaire du béton étudié dans le chapitre III.

Nous avons constaté qu'il existe une tendance que nous avons représentée par des courbes moyennes passant au milieu des oscillations de la variation de module élastique et d'atténuation. Ces courbes représentent le conditionnement qui caractérise la non-linéarité non classique du béton lors d'excitation.

Les Figure IV.61-e et -f montrent les spectres fréquentiels du signal de variation relative du module élastique (Figure IV.61-a) et du signal BF d'accélération (Figure IV.60-a). Nous constatons que la contribution fréquentielle des deux signaux est conduite principalement par la fréquence fondamentale BF ($\omega_B = 2\pi \times 1442 \text{ rad/s}$) et l'apparition de la deuxième harmonique dans le cas du signal de variation

du module élastique. Ces manifestations peuvent être considérées comme une des signatures de la non-linéarité classique caractérisée par les paramètres β et δ (présentées dans la section §-II.2.3.1).

Pour mieux comprendre les contributions classiques et non classiques, les courbes résultantes de variation de module élastique (Figure IV.61-a, c, e) et d'atténuation (Figure IV.61-b, d) sont décomposées en deux parties : la courbe de conditionnement (courbes rouges dans les Figure IV.61-a et b) qui est obtenue par l'application d'un filtre passe-bas sur les courbes résultantes (courbes noires dans les Figure IV.61-a et b), et la deuxième partie qui montre les oscillations correspondant à la variation instantanée suivant la vibration amortie de déformation (courbe bleu de la fenêtre zoomée dans la Figure IV.61-e). La fréquence de coupure de filtrage a été choisie égale à 1/3 de la fréquence fondamentale BF.

La décomposition de la variation du module élastique se fait selon la courbe de conditionnement $C_E(t)$ et la partie des oscillations relative à la BF et ses harmoniques. :

$$\frac{\Delta M}{M_0}(\tau) - C_E(\tau) = \sum_{h=1}^{h=H} A_p e^{ih\omega_B \cdot \tau + \xi_h \tau} \quad (\text{IV-8})$$

Où pour une harmonique h , A_p est son amplitude du signal, ξ_h est le coefficient qui prend en compte l'amortissement de la variation relative du module élastique suivant la décroissance de déformation.

La déformation considérée due au mode fondamental (premier mode de flexion) peut être décrite comme l'équation IV-9.

$$\varepsilon_{yy-surf}(\tau) = B_1 \cdot e^{i\omega_B \cdot \tau + \xi_B \tau} \quad (\text{IV-9})$$

Où B_1 est l'amplitude du signal de déformation (Figure IV.61-f), ξ_B est le coefficient d'amortissement du mode fondamental. Pour simplifier l'analyse, l'équation IV-8 et l'équation IV-9 ne prennent pas en compte la variation de fréquence de résonance et d'atténuation en fonction du temps. Cette variation est souvent observée dans le cas du béton au cours de la décroissance de déformation après l'impact [Eiras 2014, Dahlén 2015] mais elle reste suffisamment petite pour être négligée dans cette première approche.

Après la substitution de l'équation IV-8 et l'équation IV-9 dans l'approche de polynôme d'ordre deux de la variation du module élastique en fonction de déformation (équation III-12), les paramètres non linéaires classiques peuvent être quantifiés suivant l'expression dans l'équation IV-10 et l'équation IV-11.

$$|\beta| = \frac{A_1}{B_1} \quad (\text{IV-10})$$

$$|\delta| = \frac{A_2}{B_1^2} \quad (\text{IV-11})$$

Ici, les valeurs de A_1 , A_2 et B_1 sont estimées sous forme d'amplitude spectrale dans le domaine temps-fréquence. Le calcul de spectrogramme du signal de variation du module élastique et du signal BF a été réalisé avec les fenêtres glissantes comprenant dix cycles de fréquence fondamentale. Pour remarque, un fenêtrage de type Blackman a été appliqué à chacune des fenêtres temporelles, pour donner plus de

pois aux points situés au centre de la fenêtre et de ne pas induire d'artefacts lors du traitement temps-fréquence. Par contre, ce fenêtrage induit une sous-estimation de l'amplitude par rapport à celle de la fenêtre temporelle.

Conformément au chapitre III, dans la gamme de déformation de 10^{-7} à 5×10^{-6} , les valeurs de β et δ peuvent être considérées comme constantes. Dans ce travail, l'amplitude de déformation atteinte dans les tests de différents impacts se trouve cette gamme de déformation. Par conséquent, les valeurs de β et δ dans les tests ont été moyennées et trouvées $\bar{\beta}_{IV} = 300$, $\bar{\delta}_{IV} = 7.4 \times 10^{-7}$. Ces valeurs sont du même ordre de grandeur que celles obtenues par l'approche de polynôme d'ordre 2 dans le chapitre III et aussi celles dans la littérature [Renaud 2012, 2013-1, 2013-2].

En ce qui concerne les courbes de conditionnement, nous avons observé que ces courbes présentent systématiquement les mêmes types de forme. En plus, sous différents impacts de marteau, l'amplitude maximale atteinte en termes de valeur absolue de la courbe $C_E(\tau)$ évolue en fonction de l'énergie imposée par l'impact. Nous avons proposé de prendre la valeur minimale de $C_E(\tau)$ (comme l'offset de conditionnement induit par un impact). Le paramètre non linéaire non classique α_{DAET} est donc déterminé suivant l'équation IV-12.

$$\alpha_{CE} = \frac{\min\{C_E(\Delta\varepsilon)\}}{\Delta\varepsilon} \quad (\text{IV-12})$$

Où l'amplitude de déformation $\Delta\varepsilon$ dans le test d'un impact est déterminée dans le domaine temps-fréquence, comme étant égale à l'amplitude spectrale maximale (B_1) du signal de déformation ε_{yy_surf} (équation IV-9). De manière identique, le paramètre α_{CD} caractérisant la dissipation non linéaire est déterminé à partir du paramètre C_D .

En considérant l'ensemble de cinq impacts réalisés dans ce travail, une évolution linéaire de $\min\{C_E(\Delta\varepsilon)\}$ en fonction de l'amplitude de déformation conduit aux valeurs de $\alpha_{CE} = -800$ et $\alpha_{CD} = 1.1 \times 10^5$ (Figure IV.62-a et b). La valeur de α_{CE} est du même ordre de grandeur que les paramètres équivalents obtenues dans le chapitre III (α_{DAET} et α_{NRUS}), en remarquant que l'éprouvette S1 correspond à un béton sain.

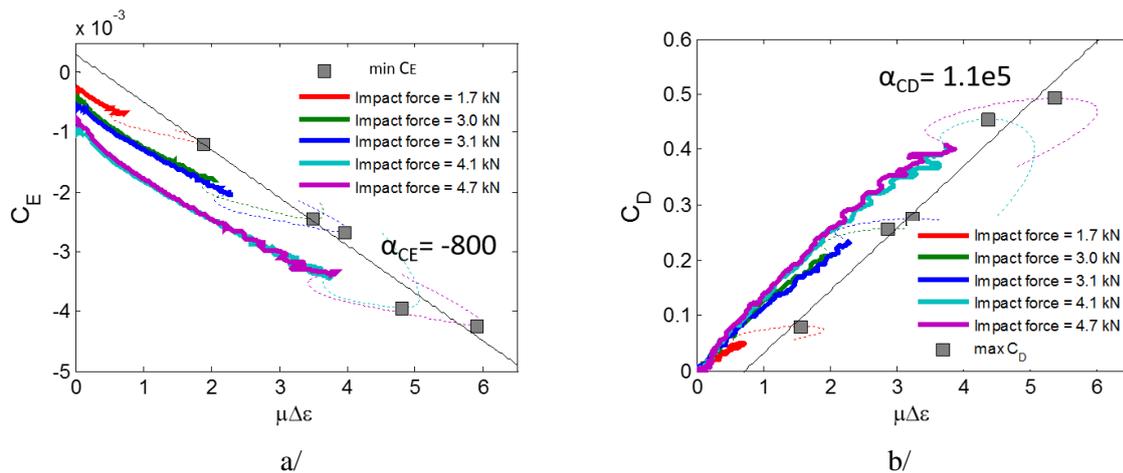


Figure IV.62 : Résultats sur l'ensemble de cinq impacts et la détermination des paramètres non linéaires non classiques.

a/ variation de C_E en fonction de déformation ; b/ variation de C_D en fonction de déformation.

L'estimation des amplitudes A1, A2 et S1 dans le domaine fréquentiel avec l'application de fenêtre Blackman est une raison qui conduit à la différence des paramètres non linéaires obtenus dans ce chapitre par rapport à ceux obtenus dans le chapitre III et dans la littérature en termes de valeur absolue.

Par contre, le comportement observé selon l'équation IV-12 pour plusieurs impacts est différent de la réponse non linéaire observée au cours de la décroissance de déformation (technique « ring-down » [Van Den Abeele 2000-1]). En effet, l'approche de l'équation IV-12 considère l'effet non linéaire dû à la dynamique rapide ($\min\{C_E(\Delta\varepsilon)\}$ correspond à la déformation maximale), tandis que l'effet non linéaire exploité dans la technique ring-down est celui de la dynamique lente.

IV.2.4.4.2 Coexistence de la dynamique rapide et la dynamique lente

L'étude de la non-linéarité du matériau par un test qui exploite un impact mécanique a été étudiée par Van Damme et Van Den Abeele [Van Damme 2014]. Ces auteurs ont réalisé des mesures non linéaires basées sur l'analyse de spectroscopie de résonance, générée par un impact mécanique, pour étudier l'endommagement par fatigue des plaques en polymère renforcées par des fibres de carbone. Différentes tendances de la dépendance entre la fréquence de résonance et l'amplitude de déformation ont été trouvées quand l'amplitude d'excitation est conduite de manière différente (balayage de fréquence avec croissance ou décroissance de fréquence). Ces constatations suggèrent que la relaxation des propriétés élastiques lors d'une perturbation dynamique, est le résultat de la combinaison de la dynamique rapide et la dynamique lente. La variation instantanée de fréquence de résonance durant la vibration de l'éprouvette est donc simultanément la conséquence de l'amplitude atteinte de déformation et aussi de la mémoire de charge en fonction du temps [Scalerandi 2010].

En supposant, dans un matériau de microstructure hétérogène à multi échelle comme le béton, le comportement non linéaire hystérétique peut être décrit par la perte d'état d'équilibre traduit par la perte des contacts non linéaires imparfaits (contacts entre la matrice et les granulats, contacts entre des lèvres de fissures et microfissures, etc.) [Guyer & Johnson 2009, Scalerandi 2015]. La réponse de la variation

du module élastique en tendance moyenne (la courbe $C_E(t)$ de conditionnement) peut être décomposée en deux parties : la vibration dynamique dès l'impact jusqu'à l'arrêt de vibration d'une part et d'autre part la récupération très lente qui est considérée comme le retard du matériau suivant l'excitation. Dans un autre travail de référence [Lebedev 2014], Lebedev et Ostrovsky ont également discuté ce type de comportement des matériaux hétérogènes: les auteurs ont pris en compte dans leur modèle deux types de force entre les éléments de différentes propriétés de la microstructure hétérogène (nommé « grains » dans un sens large). Il s'agit de la force élastique due à l'élasticité des grains (la généralisation du potentiel Hertz-Mindlin) et de la force d'adhésion aux zones de contact entre les grains, dans lesquelles deux grains pourraient être détachés si la force dépasse une valeur de seuil qui dépend de la taille et la nature (matériau) des grains. Les auteurs ont montré que la phase rapide de l'hystérésis est conduite par la perte et la récupération de contacts adhésifs entre les grains lors de différents états de déformation. Par contre, une partie des contacts qui sont cassés, retrouvent l'état initial grâce aux effets thermiques et mécaniques (pas encore établis) sur une échelle de temps plus longue. De telles suppositions nous permettent de décrire mathématiquement la superposition de la dynamique rapide et dynamique lente dans la courbe de conditionnement du matériau, présentée dans l'équation IV-13.

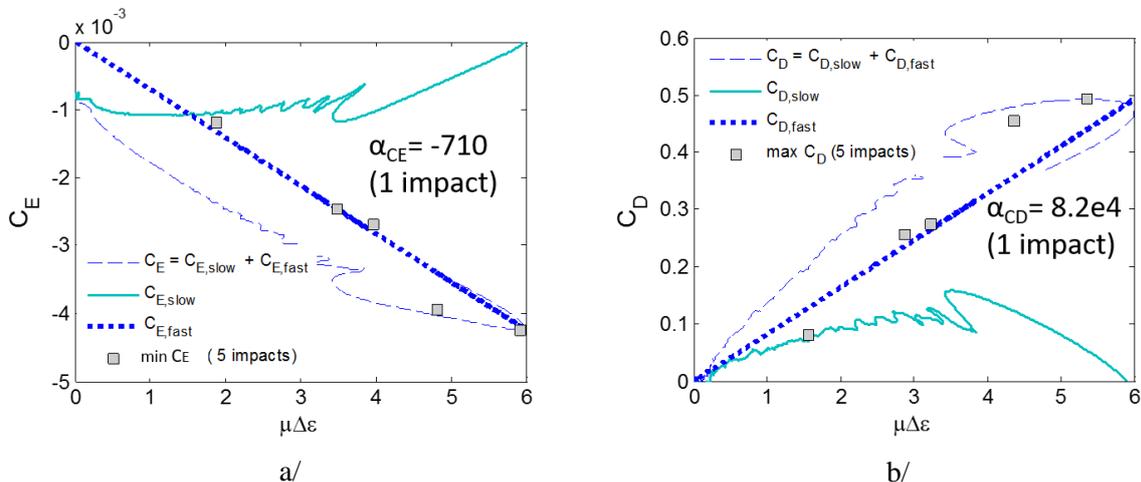
$$C_E = C_{E,fast} + C_{E,slow} \quad (IV-13)$$

Supposant que la dynamique rapide est principalement conduite dans l'état rapide du matériau ($|\varepsilon| > 0$), nous pouvons supposer que son amplitude est proportionnelle à l'amplitude de déformation. La valeur instantanée de dynamique rapide est déterminée par la multiplication de l'offset de conditionnement avec le rapport normalisé de l'amplitude de déformation instantanée. La dynamique lente est donc obtenue par la soustraction de la contribution totale (équation IV-14).

$$C_{E,slow} = C_E - \min\{C_E\} \cdot \frac{\Delta\varepsilon(t)}{\Delta\varepsilon_{max}} \quad (IV-14)$$

Les exploitations dans l'équation IV-13 et l'équation IV-14 peuvent être appliquées identiquement pour la propriété de dissipation (C_D).

La Figure IV.63 présente la contribution totale (C_E et C_D) et les contributions composantes des dynamiques rapide et lente selon l'approche proposée dans ce travail.



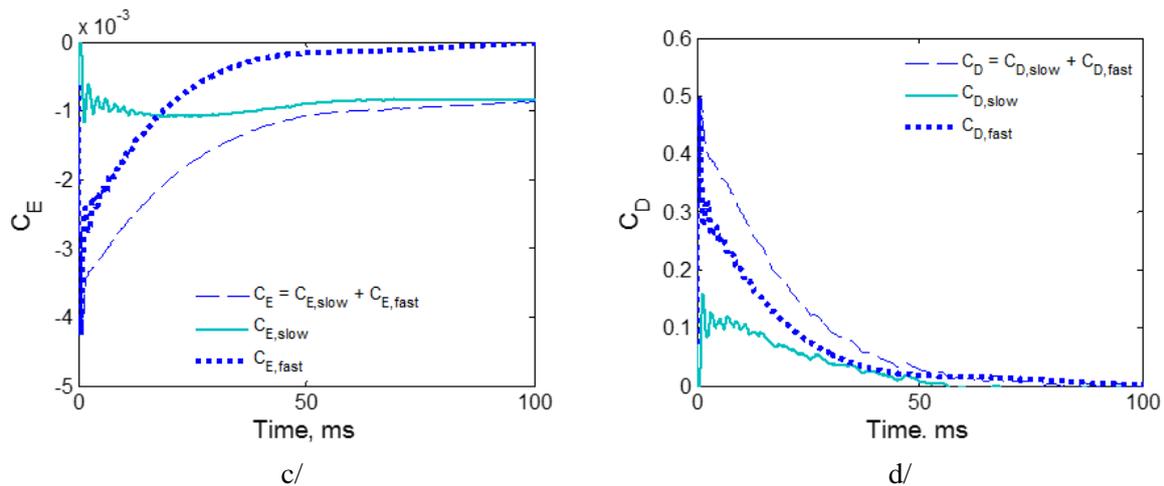


Figure IV.63 : Décomposition de conditionnement C_E et C_D en comportement rapide (dynamique rapide) et lente (dynamique lente) en fonction de déformation (a/, b/) et en fonction du temps (c/, d/).
Extraction de paramètres non linéaires non classiques grâce à l'analyse du test d'un impact, qui représentent la propriété élastique (a/) et la dissipation (b/).

En effet, $C_{E,slow}$ inclut la déviation du comportement moyen extrait de la courbe de conditionnement C_E . Après avoir enlevé cette partie de déviation, il ne reste que la contribution de la dynamique rapide qui est proportionnelle à l'amplitude de déformation. Le paramètre non linéaire α_{CE} inclut la pente de l'évolution linéaire de l'offset de conditionnement en fonction de l'amplitude de déformation. Il est donc possible d'extraire ce paramètre par le test d'un impact en se basant sur l'analyse de la dynamique rapide qui diminue selon la décroissance de la déformation. Effectivement, après la séparation de la dynamique lente, il ne reste que la contribution de dynamique rapide dans la courbe de conditionnement (courbe bleue marine en pointillés dans la Figure IV.63-a, b). L'application d'une approche linéaire par la suite sur cette courbe conduit aux valeurs de $\alpha_{CE} = -710$ et $\alpha_{CD} = 8.2 \times 10^4$. Il est intéressant de noter que les valeurs de ces deux paramètres sont peu différentes pour divers impacts. Ils sont, de plus, du même ordre de grandeur que le paramètre α_{CE} obtenu grâce à l'équation IV-12. Comme dans le cas d'un impact, après avoir séparé la contribution de la dynamique lente et la dynamique rapide, le paramètre non linéaire non classique α_{CE} approche la valeur de celui obtenu par la technique basée sur analyse de spectroscopie non linéaire de résonance.

La contribution de la dynamique lente est plus évidente avec le suivi en fonction du temps (Figure IV.63-c, d). En effet, $C_{E,fast}$ retrace la forme identique par rapport au signal de la BF, tandis que $C_{E,slow}$ montre la tendance du comportement global de relaxation, surtout après l'arrêt d'excitation. En particulier, par observation, la contribution de dynamique lente semble être plus importante dans le cas de C_E que le cas de C_D . Cette constatation a été également remarquée dans une étude expérimentale de mesure DAET conduite pour le mode de compression et utilisant des impulsions sur un type de roche [Renaud 2013]. Par ailleurs, la dynamique rapide manifestée durant l'analyse de l'atténuation (C_D) est revenue à l'état initial ($C_{D,fast} = 0$) au moment de l'arrêt de l'excitation ($\varepsilon = 0$). Autrement dit, la non-linéarité traduite par l'analyse de modulation d'amplitude ne montre que le comportement rapide (dynamique rapide). Pour conclure, les mécanismes sous-jacents de dynamique lente se manifestent différemment dans la récupération à l'état initial des propriétés élastiques et de dissipation du matériau.

IV.2.4.4.3 Comportement hystérétique traduit par la dissipation d'énergie

Bien qu'il n'existe pas un régime établi dans la configuration avec un impact, la forme des courbes caractéristiques d'élasticité (illustrées dans la Figure IV.61-c) ressemble à un « papillon » avec un nœud, comme les courbes obtenues dans le chapitre III et dans la littérature pour différents types de roche [Renaud 2012, 2013-1]. Les courbes caractéristiques de dissipation (illustrées dans la Figure IV.61-d) n'ont pas exactement la même forme mais se ressemblent de manière générale. Ce point peut être expliqué par la présence de la dynamique rapide dans les deux cas.

En considérant particulièrement la courbe caractéristique de propriété élastique, la forme de papillon inclut le déphasage de la variation du module élastique entre différents états de déformation sur un cycle de traction-compression. Ce déphasage dépend de la perte et la récupération du module élastique, ainsi que de la contribution de l'hystérésis du matériau. Nous présentons dans cette partie une approche pour quantifier la variation de l'énergie élastique à partir de la variation du module élastique et donc liée directement aux propriétés hystérétiques du matériau. En effet, par l'intégration de la variation du module élastique en fonction de la déformation, le comportement contrainte-déformation peut être obtenu par l'équation IV-15.

$$\sigma(\varepsilon) = \sigma_L + \sigma_{NL} = M_0 \cdot \varepsilon + M_0 \int \frac{\Delta M}{M_0} \cdot d\varepsilon \quad (\text{IV-15})$$

Où σ_L et σ_{NL} sont respectivement les parties linéaire et non linéaire du comportement contrainte-déformation. Grâce au lien avec la variation relative de décalage temporel quantifiée par les mesures expérimentales, une contrepartie σ'_{NL} qui est proportionnelle au σ_{NL} peut être déterminée dans l'équation IV-16. La variation de σ'_{NL} en fonction de la déformation est tracée dans la Figure IV.64-a.

$$\sigma'_{NL} = M_0 \int -2 \cdot \frac{\Delta t}{t_0} \cdot d\varepsilon \quad (\text{IV-16})$$

Par la suite, la dissipation d'énergie élastique sur un cycle complet de contrainte-déformation, présentant un comportement hystérétique lié aux frottements internes de la microstructure, peut être quantifiée (équation IV-17):

$$\frac{\Delta E}{E_0} = \frac{\oint \sigma'_{NL} \cdot d\varepsilon}{M_0 \varepsilon^2} \quad (\text{IV-17})$$

Où E_0 correspond à l'énergie élastique entreposée dans l'éprouvette à la valeur maximale de déformation. La courbe qui traduit cette expression est présentée dans la Figure IV.64-b. Les résultats nous montrent la diminution de l'hystérésis au cours de la décroissance de déformation après perturbation par l'impact du marteau.

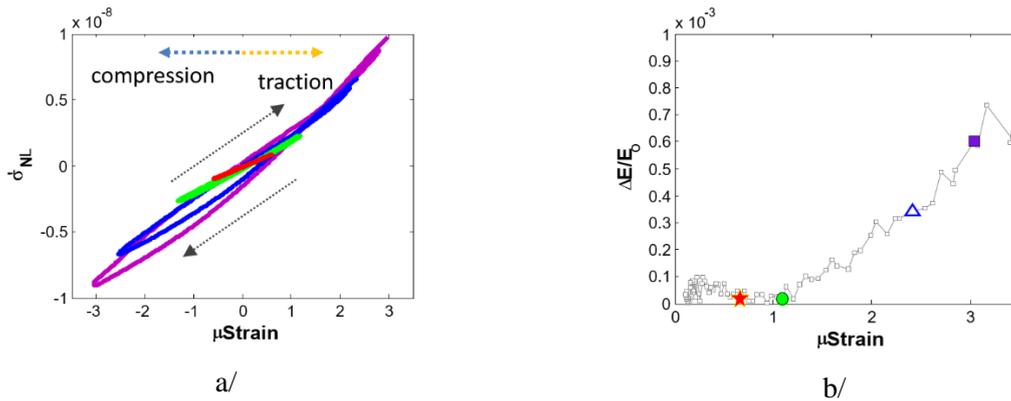


Figure IV.64 : a/ Composant non linéaire du comportement contrainte-déformation sur différentes amplitudes de déformation ; b/ Variation relative de dissipation d'énergie élastique en fonction de l'amplitude de déformation.

IV.2.5 Synthèse

La première partie du chapitre IV a présenté une méthode d'évaluation non linéaire sur le principe de mesure DAET mais avec une configuration différente. La mesure utilise un impact mécanique considéré comme source de « pompe » pour générer la perturbation et activer la non-linéarité dans le matériau. Simultanément, les ondes continues à 500 kHz sondent la couche en surface et portent les informations de la non-linéarité de cette couche. Ces informations sont extraites par l'analyse de la modulation avec l'onde pompe. L'analyse des signaux ultrasonores est réalisée dans le domaine fréquentiel. Ceci est une solution efficace en l'absence de régime établi, qui est le principal inconvénient de la mesure DAET en passant de la configuration avec le pot vibrant à la configuration avec l'impact du marteau.

L'analyse des signaux montre la possibilité d'extraire les paramètres non linéaires équivalents et du même ordre de grandeur que les paramètres exploités dans le chapitre III. Les résultats montrent également un bon accord avec celui dans la littérature sur la même classe de matériaux hétérogènes (autre béton, roche, etc.) et par des techniques équivalentes. D'un autre côté, la description physique de la dynamique rapide et de la dynamique lente est discutée pour mieux comprendre le rôle de chacune et leur coexistence. En effet, suivant la décroissance d'amplitude de vibration après l'excitation par l'impact du marteau, la dynamique rapide dépend proportionnellement de l'amplitude de déformation et revient quasiment à l'état initial à l'arrêt des vibrations. Le comportement de dynamique lente est superposée à la dynamique rapide jusqu'à l'arrêt de vibration et continue à exister après jusqu'à la récupération de l'état initial sur une échelle temporelle beaucoup plus longue. Finalement, la dissipation d'énergie élastique représentant l'hystérésis du matériau diminue avec la décroissance d'amplitude de vibration.

Bien qu'une seule éprouvette soit étudiée dans le travail ci-dessus, l'observation de la non-linéarité ouvre de nombreuses pistes pour le contrôle et la caractérisation du béton. Nous la mettons en application dans le cas de l'endommagement thermique dans le paragraphe suivant.

La méthodologie proposée dans ce travail peut être transposée dans différentes applications dans le contexte des essais dynamiques avec une sollicitation transitoire, typiquement dans le cas des grandes structures ou en science de la terre. Nous proposons dans la suite deux cas d'application : le premier est l'évaluation de la série des éprouvettes thermiquement endommagées déjà examinée dans le chapitre III, et le deuxième montre des essais sur des éprouvettes à grande échelle (1:1) réalisés dans le cadre d'une collaboration avec l'Université de Sherbrooke.

IV.3 Application à l'évaluation de l'endommagement thermique du béton

IV.3.1 Motivations

Les résultats de l'analyse de la méthodologie ci-dessus sont considérés comme une bonne base pour la caractérisation du matériau. Nous présentons dans cette partie l'application de la méthode développée sur les bétons endommagés thermiquement au regard de plusieurs motivations. Premièrement, nous avons obtenu dans le chapitre III une qualification avec une forte variation relative des paramètres non linéaires en fonction de l'endommagement thermique. La série des éprouvettes (T1, T2, T3, T4) disponibles sont vérifiées par les techniques linéaires (mesure de vitesse) et non linéaires (mesure NRUS, mesure DAET avec la configuration standard utilisant le pot vibrant et ondes de Rayleigh). Deuxièmement, l'endommagement thermique est un endommagement diffus, qui génère des microfissures réparties et orientées de manière homogène dans le matériau. Par conséquent nous considérons que l'hypothèse des ondes de compression pour les e ondes de tête et que l'approche de détermination de t_0 restent toujours valables. Ainsi, la variation relative de décalage temporel et en conséquence la variation relative du module élastique sont normalisées pour représenter l'état des éprouvettes.

En résumé, le principe de mesure est inchangé dans cette étude. Par contre, tous les paramètres non linéaires peuvent être extraits proprement et exploitables pour la qualification des différents échantillons. La plupart des paramètres non linéaires sont déterminés par l'analyse dans le domaine fréquentiel où la fréquence fondamentale de BF et éventuellement sa deuxième harmonique sont exploitées.

Nous présentons dans les parties suivantes les points particuliers du montage expérimental pour adapter la mesure sur les éprouvettes endommagées thermiquement, puis par la suite, la comparaison des résultats de cette configuration avec celle du chapitre III est discutée.

IV.3.2 Les éprouvettes testées

Avant les mesures non linéaires, les éprouvettes T1, T2, T3, T4 ont fait l'objet d'une vérification par mesures linéaires (vitesses des ondes ultrasonores, la masse volumique déduite d'une vérification de poids). Les résultats ont montré que les propriétés élastiques des éprouvettes sont quasiment inchangées par rapport au moment des tests présentés dans le chapitre III (Tableau III.2). Les valeurs de module élastique et de coefficient du Poisson sont utilisées comme les entrées dans la simulation numérique dans Comsol®. Pour mieux suivre la lecture, le Tableau III.2 est reporté ci-dessous :

Désignation	T1	T2	T3	T4
Dimensions	9 x 9 x 26 cm ³			
Traitement thermique	Intacte	180°C	250°C	400°C
ρ (kg/m ³)	2240	2131	2128	2119
V_{OL} (m/s)	4628	3927	3718	3008
V_{OT} (m/s)	2578	2307	2236	1838
E (GPa)	38.5	28	25.9	17.2
ν	0.275	0.236	0.217	0.202

Tableau III.2 : Caractéristiques des éprouvettes endommagées thermiquement

IV.3.3 Montage expérimental

Toutes les conditions expérimentales présentées dans la section §-IV.2.3 sont à respecter. Quelques modifications et remarques pour le montage expérimental des applications sont effectuées pour adapter le cas des éprouvettes de dimensions plus petites. Ces ajustements ne conduisent pas aux changements de phénomènes physiques lors de la mesure. La Figure IV.55 montre le montage expérimental sur l'éprouvette T1.

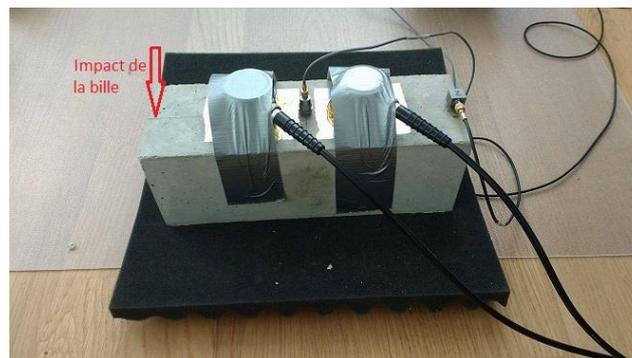


Figure IV.65 : Installation expérimentale d'éprouvette d'endommagement thermique et des transducteurs.

Suivant le montage dans la Figure IV.65, quelques remarques particulières sont à préciser :

- Une bille en acier de diamètre 4 cm est utilisée à la place du marteau. L'utilisation de la bille pour faire un impact dans ce montage s'est montrée plus performante que le marteau. La bille en acier permet notamment de générer des vibrations plus importantes en termes d'amplitude.

- La distance entre deux transducteurs est réduite à $d=9$ cm mais ils sont toujours placés de manière centrée sur la surface mesurée de l'éprouvette. Cette distance d'une part n'est pas loin de la longueur de la zone inspectée dans la configuration des ondes de Rayleigh (7.7 cm), d'autre part, permet de satisfaire la condition « quasi-statique » de mesure DAET surtout dans le cas de l'éprouvette T4 qui a la valeur la plus grande de t_0 par rapport à celle des autres éprouvettes. Ce temps de propagation linéaire est déterminé pour chaque éprouvette par la distance d et la vitesse des ondes longitudinales correspondante fournie dans le Tableau III.2.

- La réponse en vibration de BF de l'éprouvette est obtenue par deux accéléromètres : l'accéléromètre uniaxial (Bruel & Kjaer modèle 8339, sensibilité de 0.02829 mV/ms⁻²) est collé au centre

d'éprouvette et un autre (Bruel & Kjaer modèle 4525-B, sensibilité de 1.046 mV/ms^{-2}) utilisé dans l'étude au-dessus est collé au bout d'éprouvette. Ce montage permet d'effectuer une vérification de la génération et de l'existence des modes de résonance lors de l'impact de la bille. Il est également considéré un critère de mesure qui permet de rejeter un test si l'impact génère d'autres modes avec des amplitudes équivalentes à celles du premier mode de flexion.

- Les transducteurs ultrasonores sont en contact avec l'éprouvette à travers un papier d'aluminium pour que le couplant ne rentre pas dans le béton et change des propriétés en conséquence. En plus, pour s'assurer que les transducteurs ne bougent pas à cause des mouvements indésirables liés aux basses fréquences de l'impact, ils sont attachés grâce aux bandes de scotch.

- Nous avons utilisé en supplément un filtre analogique (Krohn-Hite, modèle 3940), qui a une large bande de filtrage et fonctionne linéairement dans cette bande (3 Hz - 2 MHz). La bande passante de 300 kHz à 700 kHz a été appliquée. Ceci permet d'une part de laisser passer les ondes HF (500 kHz), et d'autre part de filtrer la BF générée par l'impact de la bille (beaucoup plus énergétique que l'amplitude HF) qui sature l'affichage sur l'oscilloscope.

- Au niveau manipulation, de manière très attentive, il faut veiller à placer les capteurs au centre de l'éprouvette et respecter la distance d pour ne pas être soumis à la fois, aux effets de bord et à la dissymétrie de poids qui peut changer le mode de résonance. La position de point d'impact est aussi un facteur très important pour avoir la répétabilité de mesure.

- Une mesure sur une éprouvette contient 10-20 impacts. Un impact est rejeté lorsqu'il est trop grand en amplitude et conduit à la saturation des signaux. Une dizaine impacts exploitables est considérée comme suffisant et permet de quantifier des paramètres non linéaires. Chaque éprouvette est mesurée au moins quatre fois. L'étude de la répétabilité est réalisée sur l'éprouvette T1 en répétant dix fois les mesures sur cette éprouvette.

IV.3.4 Analyses des signaux et paramètres non linéaires

La Figure IV.66 présente l'ensemble des signaux de la réponse en vibration de l'éprouvette T1 due à l'excitation d'un impact. Les signaux d'accélération et leurs spectres fréquentiels enregistrés par l'accéléromètre posé au centre et l'accéléromètre posé au bout de la face mesurée sont respectivement présentés dans la Figure IV.66-a, b et -c, d. Par observation, le domaine fréquentiel sous l'impact de la bille porte principalement sur le premier mode de flexion (3680 Hz). L'amplitude des autres modes est très faible devant celle du mode fondamental. Ainsi, les hypothèses de la méthode présentée dans la partie §-IV.2 peuvent être appliquées.

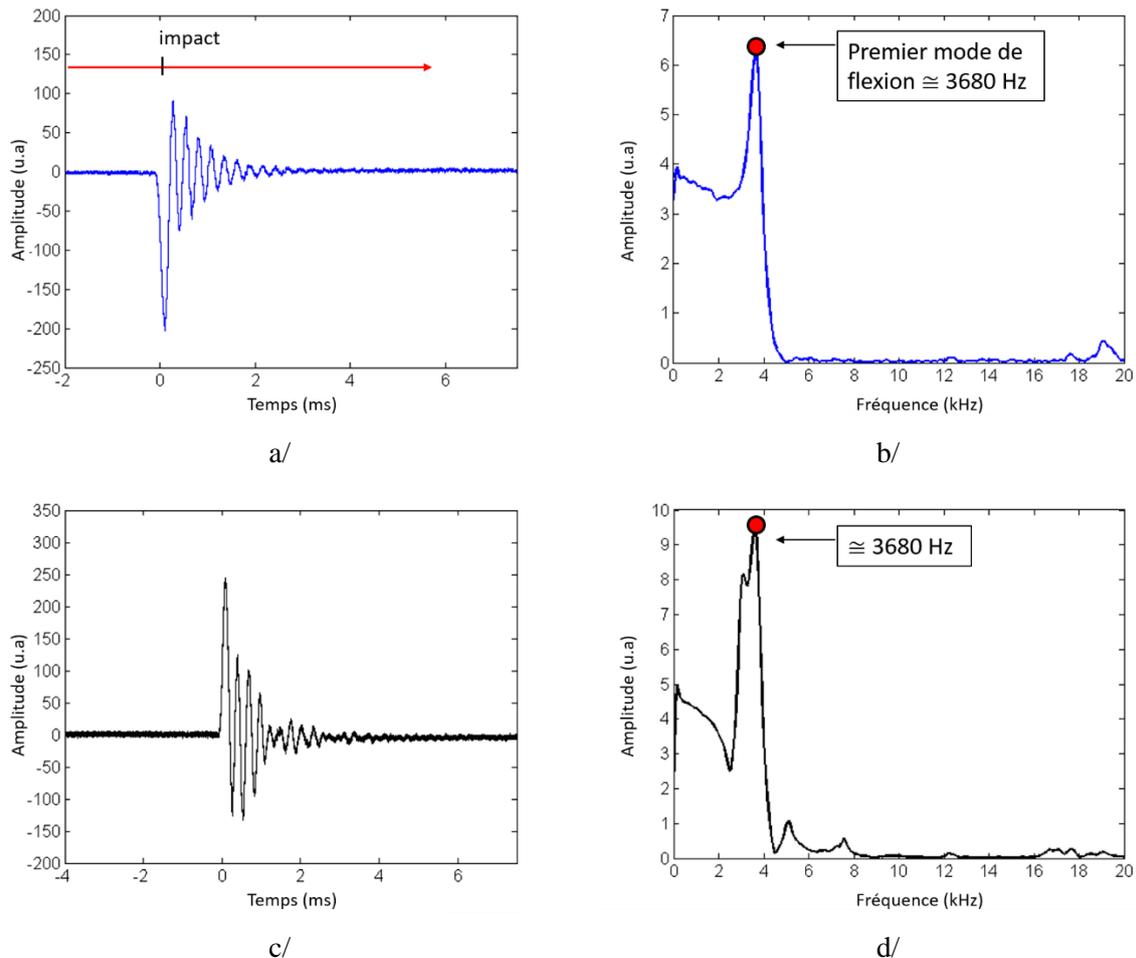


Figure IV.66 : Illustration de la réponse en vibration de l'éprouvette T1 sous un impact de la bille. Signaux sont enregistrés par a/ l'accéléromètre posé au centre de la face mesurée et son spectre fréquentiel (b) ; c/ l'accéléromètre posé au bout de la face mesurée et son spectre fréquentiel (d/).

Afin d'obtenir un bon rapport signal sur bruit dans les tests de différentes éprouvettes, plusieurs réglages électroniques comme le filtrage, l'atténuation ou l'amplification sont appliquées de manière différente pour chaque éprouvette. Lorsque l'influence de ces réglages sur l'amplitude des ondes n'est pas connue, il est difficile de mesurer avec une bonne qualité la réponse non linéaire par la variation d'amplitude. Ainsi, nous n'avons étudié dans ce travail que des effets de décalage temporel pour l'expression de la non-linéarité dans le béton.

En appliquant la procédure de calcul présentée dans la section §.IV.2.4, la variation relative de module élastique déduite de la variation relative du décalage temporel est présentée dans la Figure IV.67.

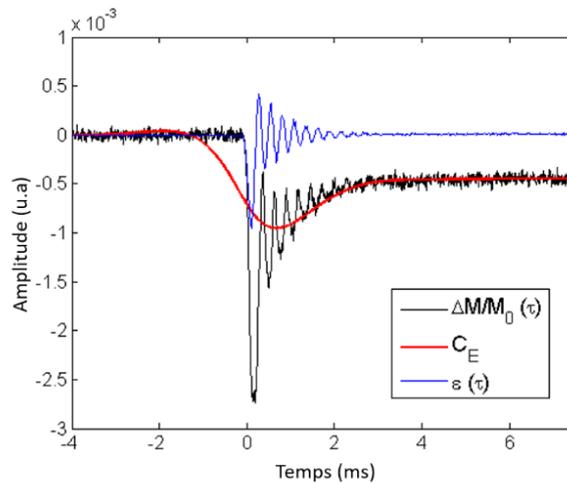


Figure IV.67 : Illustration de la courbe de variation relative du module élastique et le signal de déformation en fonction du temps (amplitude normalisée pour mettre en évidence la correspondance temporelle entre les deux courbes).

Par observation, le même type de courbes est observé par rapport aux courbes résultantes dans l'analyse de l'éprouvette S1. Ces courbes montrent donc le même type de comportement pour les différents bétons.

La courbe de conditionnement C_E (courbe rouge dans la Figure IV.67) est déterminée par l'application d'un filtre passe bas à un sixième de la fréquence fondamentale BF. Cette fréquence BF, qui se trouve autour de 500 Hz, est du même ordre de grandeur que la fréquence de coupure dans l'analyse de l'éprouvette S1. En fait, la fréquence de coupure de filtre est choisie en se basant sur deux constatations : premièrement, l'offset de conditionnement ou bien l'équilibre métastable dans la mesure DAET standard avec le pot vibrant, semble dépendre de la vitesse de déformation qui est liée à la fréquence de résonance. Deuxièmement, par vérification, la valeur absolue de l'offset de conditionnement selon l'approche $\min\{C_E\}$ varie très peu lors de la variation de fréquence de coupure de filtre autour de centaines Hz. Cette petite variation est due à la discontinuité de la courbe $\Delta M/M_0$ correspondant au début d'impact. En bref, pour obtenir la courbe de conditionnement C_E du matériau lors une excitation dynamique, la fréquence de coupure du filtre appliquée à la courbe de variation relative de module élastique est choisie suffisamment inférieure à la fréquence minimale qui correspond à un mode de résonance et à la fois supérieure à la fréquence qui présente le comportement lent du matériau ($C_{E,slow}$). Par conséquent, l'approche de $\min\{C_E\}$ conduit à la valeur de l'offset de conditionnement pour chaque impact. Le paramètre non linéaire α_E selon l'équation IV-12 est considéré comme le paramètre de mesure DAET qui permet de caractériser l'état de chaque éprouvette. Nous le désignons $\alpha_{DAET-IV}$ pour distinguer avec le paramètre équivalent $\alpha_{DAET-III}$ dans le chapitre III. L'illustration de la détermination de $\alpha_{DAET-IV} = 1316$ pour une mesure de l'éprouvette T1 est présentée dans la Figure IV.68.

Les paramètres non linéaires classiques β et δ sont déterminés selon l'équation IV-10 et l'équation IV-11. L'évolution de ces paramètres en fonction de l'amplitude de déformation est illustrée dans la Figure IV.68-a et b. Il est observé qu'il n'y a pas une tendance évidente qui décrit la variation de β et δ en fonction d'amplitude de déformation. En outre, l'amplitude de déformation générée par impact de la

bille dans l'ensemble des cas se trouve généralement dans l'intervalle de 2×10^{-7} à 3×10^{-6} . Comme présenté dans la mesure DAET sur les roches [Renaud 2012, 2013-1] et vérifié dans le chapitre III sur les mêmes bétons, la variation de β et δ dans cette gamme de déformation est très faible. L'approche de la valeur moyenne de β et δ (équation III-14 et équation III-15) a été appliquée par la suite. Cela conduit aux valeurs absolues des paramètres $\bar{\beta}_{IV} = 267$ et $\bar{\delta}_{IV} = 1.37 \times 10^8$ pour le cas de l'éprouvette T1.

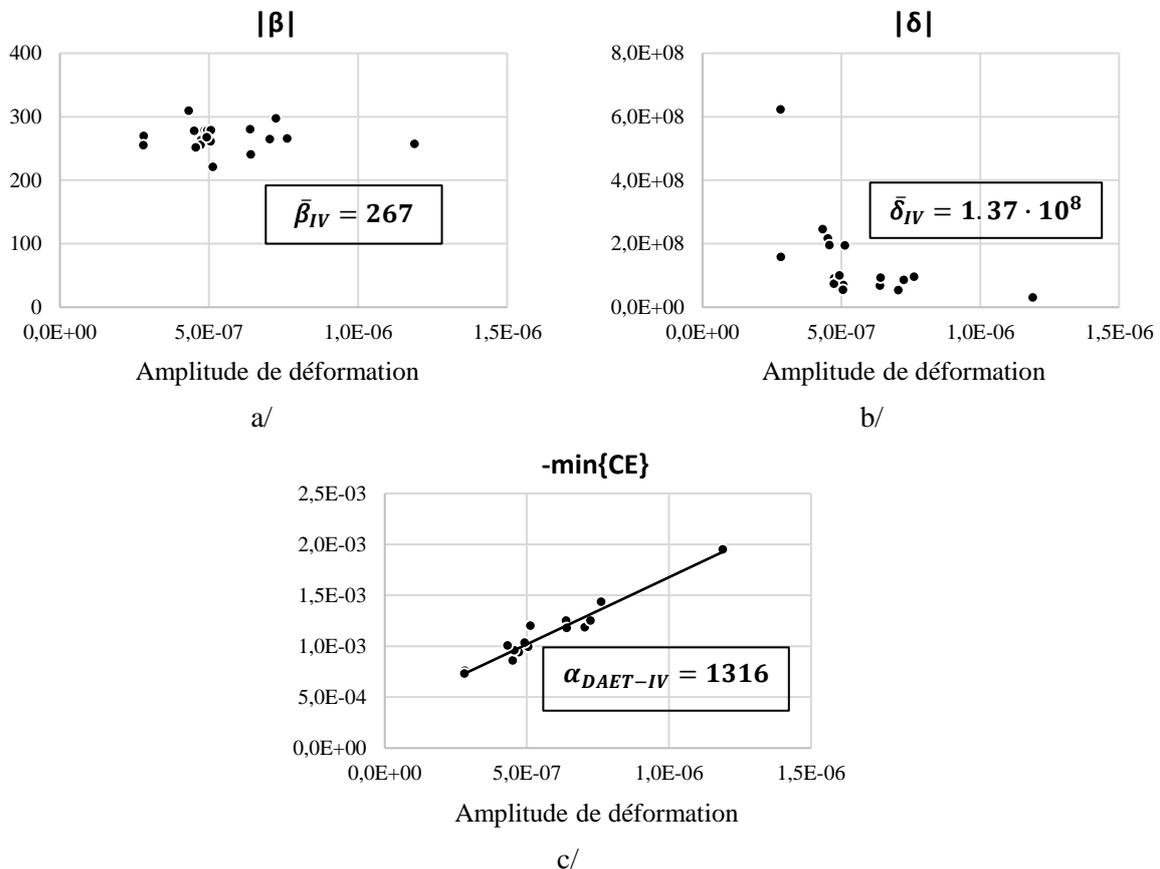


Figure IV.68 : Illustration des résultats d'évolution des paramètres non linéaires β , δ et $\min\{C_E\}$ en fonction d'amplitude de déformation et détermination des paramètres $\bar{\beta}_{IV}$, $\bar{\delta}_{IV}$ et $\alpha_{DAET-IV}$ pour l'éprouvette T1 dans une mesure qui contient 19 impacts.

IV.3.5 Résultats et discussion

En ce qui concerne les tests de la répétabilité, parmi dix mesures effectuées pour l'éprouvette T1, trois sont rejetées à cause de la saturation du signal Modulation, ce qui conduit à la non-conformité des courbes de variation du module élastique $\Delta M/M_0$.

Les résultats qui présentent la valeur moyenne et l'écart-type des paramètres non linéaires caractérisés des éprouvettes d'endommagement thermique, sont présentés dans la Figure IV.69. Les valeurs sont détaillées dans le Tableau IV.13.

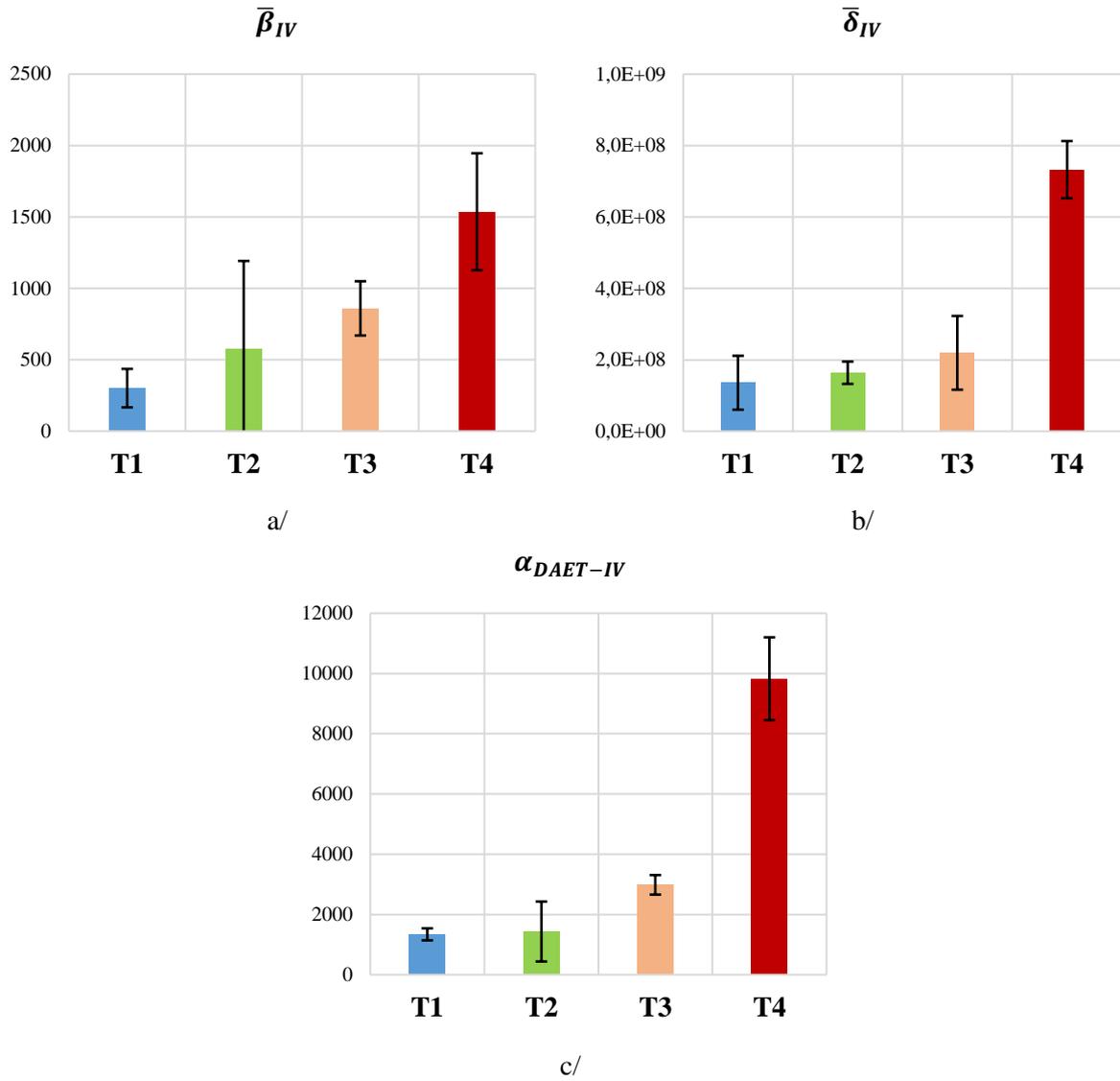


Figure IV.69 : Résultats des paramètres non linéaires pour la caractérisation des éprouvettes endommagées thermiquement.

a/ $\bar{\beta}_{IV}$; b/ $\bar{\delta}_{IV}$ et c/ $\alpha_{DAET-IV}$.

Description	T1	T2	T3	T4
Traitement	Intact	180°C	250°C	400°C
$\bar{\beta}_{IV}$	302 ± 135	577 ± 615	860 ± 190	1536 ± 409
$c_{v-\bar{\beta}_{IV}}$ (%)	44.7	106.6	22.1	26.6
$\bar{\delta}_{IV}$ ($\times 10^7$)	13.6 ± 7.56	16.8 ± 3.14	22 ± 1.03	73.3 ± 8.01
$c_{v-\bar{\delta}_{IV}}$ (%)	55.6	18.7	46.8	10.9
$\alpha_{DAET-IV}$	1340 ± 200	1434 ± 995	2983 ± 325	9826 ± 1375
$c_{v-\alpha_{DAET-IV}}$ (%)	14.9	69.4	10.9	14

Tableau IV.13 : Résultats de paramètres non linéaires qui caractérisent les éprouvettes endommagées thermiquement.

Suivant le Tableau IV.13, les valeurs moyennes des trois paramètres non linéaires montrent la même tendance d'évolution comme une croissance en fonction de l'endommagement thermique. Ce résultat est en accord avec tous les autres résultats sur l'endommagement thermique du béton. Le coefficient de variation de $\alpha_{DAET-IV}$ dans tous les cas des éprouvettes est inférieur à 15 %, tandis que celui de $\bar{\beta}_{IV}$ et $\bar{\delta}_{IV}$ sont élevés. Ces résultats montrent en général les mêmes constatations regardant les résultats dans le chapitre III où seulement le paramètre non classique α_{DAET} est considéré comme un paramètre effectif pour la caractérisation des matériaux.

L'explication de la fluctuation des paramètres $\bar{\beta}_{IV}$ et $\bar{\delta}_{IV}$ se base sur les caractéristiques du signal de BF (la courbe bleu dans la Figure IV.67). En effet, nous constatons que la longueur du signal de vibration après l'impact est beaucoup plus courte dans le cas des éprouvettes endommagées thermiquement que dans le cas de l'éprouvette S1. Cet écart peut être expliqué par la différence en termes de dimensions d'éprouvette dans lesquelles la dimension longitudinale est plus grande au regard des deux autres dimensions et par le fait que l'amplitude d'excitation imposée dans l'éprouvette par l'impact de la bille est en général faible afin d'éviter la saturation du signal sonde. Par conséquent, le temps d'existence du premier mode de flexion est court et le nombre d'oscillation à la fréquence fondamentale BF et ses harmoniques sont faibles. Cette caractéristique conduit aux faibles amplitudes spectrales des fréquences exploitées. Selon les équations IV-10 et IV-11 les paramètres non linéaires classiques $\bar{\beta}_{IV}$ et $\bar{\delta}_{IV}$ peuvent varier suivant des tests avec des impacts différents. Au contraire, le comportement non classique est constaté comme étant dominant de la réponse non linéaire pour des déformations de 10^{-7} à 10^{-5} (§-III.4.3). L'offset de conditionnement est effectivement observé de manière évidente dans tous les tests.

En ce qui concerne l'écart-type élevé du paramètre $\alpha_{DAET-IV}$ dans le cas de l'éprouvette T2 ($c_v = 69.4\%$), l'explication est liée au fait que la mesure est très locale. En effet, les résultats dans le cas de l'éprouvette T2 obtenus dans une mesure locale par ondes de Rayleigh dans le chapitre III ont montré un écart faible entre le paramètre non linéaire $\alpha_{DAET-III}$ obtenu dans le cas de cette éprouvette T2 et celui obtenu dans le cas de l'éprouvette T1 (béton sain). De plus, les ondes sonde à 500 kHz étant des ondes de compression directes, elles permettent d'évaluer les propriétés du matériau sur une zone où la

profondeur effective est en général faible (environ à 4 mm correspondant à une demi-longueur d'onde). Par conséquent, sur une telle zone d'auscultation avec une faible profondeur, la mesure est très locale. Le résultat de quantification de la non-linéarité dans le cas de l'éprouvette T2 peut donc varier et ne pourra être expliqué clairement que lorsque la compréhension du parcours d'onde est bien maîtrisée.

En termes de valeurs absolues, les valeurs moyennes des paramètres non linéaires sont globalement du même ordre de grandeur que celles obtenues dans le chapitre III. En considérant, en particulier, le paramètre non linéaire non classique, les valeurs obtenues dans le chapitre IV ($\alpha_{DAET-IV}$) sont plus grandes de deux à trois fois par rapport aux valeurs obtenues dans le chapitre III ($\alpha_{DAET-III}$). Cette différence peut provenir d'une part d'une sous-estimation de l'amplitude de déformation et d'autre part de l'approche de détermination de l'offset de conditionnement ($\min\{C_E\}$) dans le cas de la sollicitation transitoire.

La dernière discussion se focalise sur la comparaison de la variation relative des paramètres linéaires et non linéaires évalués par différentes techniques sur la même série des éprouvettes. La valeur des paramètres de l'éprouvette T1 est mise à 100 %. La valeur normalisée des paramètres des autres éprouvettes sont présentés en pourcentage. Toutes les valeurs de variation relative de tous les paramètres sont présentées dans la Figure IV.70.

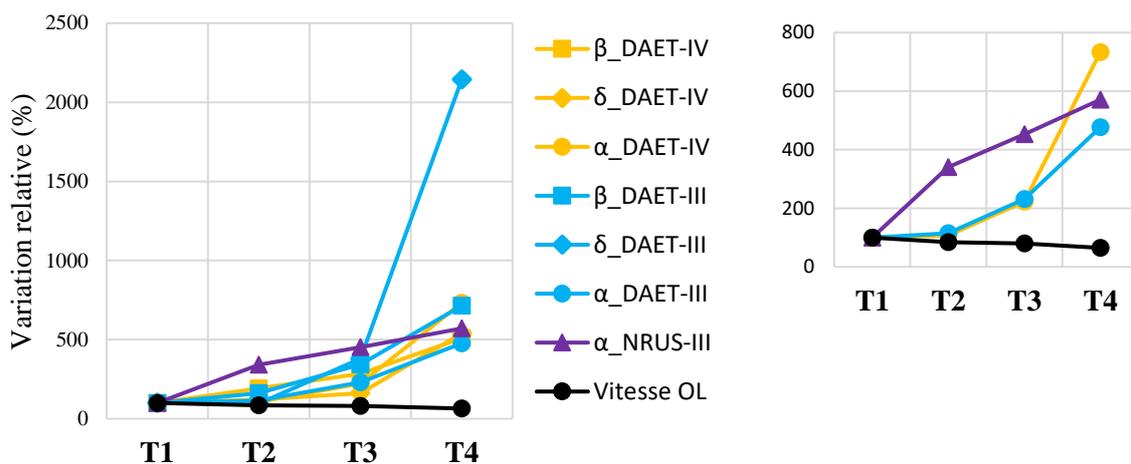


Figure IV.70 : Comparaison de la variation relative des paramètres linéaires et non linéaires évalués par différentes techniques sur les éprouvettes endommagées thermiquement. La fenêtre zoomée ne présente que la comparaison entre les résultats du paramètre non linéaire non classique et ceux de la vitesse d'ondes de compression.

En observant la Figure IV.70, il est évident de constater que la variation relative des paramètres non linéaires est plus importante que celle de la vitesse d'ondes de compression (paramètre linéaire). En considérant la différence maximale entre les paramètres non linéaires de l'éprouvette T1 et T4, la sensibilité d'évaluation des techniques non linéaires est au moins cinq fois plus importante par rapport à l'évaluation par la variation de la vitesse d'onde.

En plus, considérant trois techniques non linéaires différentes appliquées (mesure NRUS, mesure DAET avec la vibration en régime établi, mesure DAET avec la vibration transitoire), le paramètre non linéaire

non classique exploité dans ces trois configurations montre une sensibilité équivalente. Ce résultat intéressant permet la validation de la méthode de mesure d'acousto-élasticité dynamique utilisant la vibration transitoire et les ondes sonde en continu. C'est celle qui est développée dans ce chapitre comme un point important sur la recherche de solution pour transposer la mesure DAET dans le cadre in situ.

IV.4 Application aux mesures des éprouvettes de grandes dimensions avec l'utilisation des ondes de Rayleigh

IV.4.1 Introduction

Cette partie du travail est réalisé dans le cadre d'une collaboration entre le LMA à Marseille, France et le Laboratoire de Mécanique des Roches et de Géologie Appliquée (LMRGA) à Sherbrooke, Québec. Le projet est supporté et financé par le Conseil Franco-Québécois de Coopération Universitaire (CFQCU). Il est porté par Aix Marseille Université et l'Université de Sherbrooke.

Le travail a pour objectif de mettre en place une méthode d'évaluation de l'endommagement du béton en surface et avec des profondeurs d'affectation variables sur des éprouvettes de grandes dimensions. Le programme du travail a été planifié. Les essais sont réalisés au LMA sur les éprouvettes de petites dimensions et sur celles de grandes dimensions au LMRGA. L'Université de Sherbrooke travaille avec des industriels canadiens sur des ouvrages de génie civil et propose des essais en grandeur réelle dans le cadre de la caractérisation des bétons.

La méthode de mesure d'acousto-élasticité dynamique sous sollicitation transitoire proposée et validée sur les petites éprouvettes au LMA a été appliquée pour évaluer les éprouvettes de grandes dimensions au LMRGA. Les trois éprouvettes à tester sont de dimensions de $1440 \times 760 \times 310 \text{ mm}^3$. Elles présentent des couches en béton poreux à différentes épaisseurs. Les informations détaillées de ces éprouvettes sont données dans la partie suivante.

Nous avons choisi de travail avec les ondes de Rayleigh en continu et à basse fréquence. Ces dernières sont connues comme étant plus énergétiques que les ondes de volume à haute fréquence sur la couche en surface. Ceci permet donc des évaluations sur une grande distance et avec des profondeurs variables en utilisant différentes fréquences.

Dans la configuration actuelle où des ondes Rayleigh sont envoyées en continu dans des éprouvettes de grandes dimensions, nous supposons que dans le signal reçu il y a seulement des ondes de Rayleigh du trajet direct. Les autres ondes (ondes de volume en diffusion, ondes de réflexion multiple de bords) sont considérées suffisamment atténuées avant leur arrivée au récepteur compte tenu des trajets importants dans les éprouvettes de grandes dimensions.

En résumé, nous appliquons la méthode de mesure du chapitre IV sur les des ondes de Rayleigh à différentes fréquences des ondes sonde pour étudier la non-linéarité à différentes profondeurs du matériau.

IV.4.2 Epreuves

L'étude est conduite sur trois éprouvettes en béton de dimensions $1440 \times 760 \times 310 \text{ mm}^3$ présentant des gradients de propriétés obtenus par une couche de béton de porosité plus important en surface. Trois éprouvettes ont une couche poreuse de 0, 2 et 6 cm successivement et nommées E0, E2 et E6. La présence de la couche poreuse sur les deux éprouvettes E2 et E6 est montrée dans la Figure IV.71.



Figure IV.71 : a/ Éprouvette E2 ; b/ La vue en zoom d'une partie de l'éprouvette E6 pour montrer la couche en béton poreux de cette éprouvette.

Avant les tests d'acoustique non linéaire, les éprouvettes sont caractérisées par les mesures linéaires de vitesses d'ondes ultrasonores.

Les mesures de vitesse d'ondes de volume (onde longitudinale et onde transversale) sont réalisées en transmission sur différents points sur les éprouvettes et aussi sur les échantillons de forme cylindrique, à l'état représentatif de deux types de béton. Il faut relever que les échantillons sont coulés à partir de mêmes gâchées et sont conservés dans une chambre à l'humidité 100 %. Deux transducteurs Panametrics-NDT modèle V101, 250 kHz de fréquence centrale sont utilisés pour les mesures de vitesse des ondes de compression. Deux transducteurs Panametrics-NDT modèle V151, 250 kHz de fréquence centrale sont utilisés pour les mesures de vitesse des ondes de cisaillement. Les valeurs de vitesse d'onde de compression et d'onde de cisaillement sont 4378 m/s et 2610 m/s , respectivement, pour le béton de bonne qualité, et 3966 m/s et 2375 m/s pour le béton de moindre qualité. Ainsi, les deux types de béton étudiés présentent d'environ 9 % de différence en termes des vitesses des ondes ultrasonores. Les valeurs du module élastique et le coefficient de Poisson estimées à partir de ces vitesses sont utilisées comme les données de la simulation dans Comsol® pour l'étude de l'estimation de déformation. Ces données sont présentées en détail dans le Tableau IV.14.

Les mesures de vitesse d'onde de Rayleigh sur les éprouvettes sont réalisées seulement sur la face qui présente la couche du béton poreux. Les deux transducteurs en onde longitudinale (de type Panametrics-NDT modèle V101, 250 kHz de fréquence centrale) et deux sabots (en PVC - angle d'inclinaison 68°) sont utilisés. L'onde émise est une impulsion large bande à haut voltage. La réception des ondes est

effectuée sur différents points placés régulièrement dans la direction de propagation. La vitesse d'ondes de Rayleigh est calculée par la fonction d'inter-corrélation entre les ondes reçues aux différents points. Les valeurs obtenues pour les éprouvettes E0, E2 et E6 sont 2353 m/s, 2128 m/s et 1980 m/s, respectivement. La fréquence centrale du spectre fréquentiel des signaux reçus dans les cas de trois éprouvettes est 50 kHz d'environ. La profondeur de pénétration est donc d'environ 4 cm. Ainsi, ces résultats permettent une différenciation entre les éprouvettes.

Eprouvette	E0	E2	E6
Couche poreuse (cm)	0	2	6
Ondes de volume (m/s)	Béton de bonne qualité : $V_{L1} = 4378$; $V_{T1} = 2610$ Béton poreux : $V_{L2} = 3966$; $V_{T2} = 2375$		
E (GPa)	$E_1 = 40$; $E_2 = 33$		
ν	$\nu_1 = 0.2243$; $\nu_2 = 0.2204$		
V_R (m/s)	2353	2128	1980

Tableau IV.14 : Informations des éprouvettes de grandes dimensions.

Dans le cas des éprouvettes de matériaux hétérogène comme le béton, la propagation des ondes de Rayleigh est dispersive. Ainsi la vitesse des ondes de Rayleigh varie selon les fréquences. Dans ce travail, pour simplifier l'étude de la non-linéarité étudiée par les ondes de Rayleigh à différentes fréquences, nous prenons la même valeur de vitesse pour différentes fréquences. Cette valeur permettra d'estimer la profondeur de pénétration des ondes afin de la zone de propagation et la déformation moyenne imposée au matériau sur cette zone.

IV.4.3 Configuration expérimentale

Le montage expérimental schématique des mesures est présenté sur la Figure IV.72. Nous prenons le cas d'exemple de l'éprouvette E2 pour montrer que la face mesurée par les ondes de Rayleigh est la face de dessous.

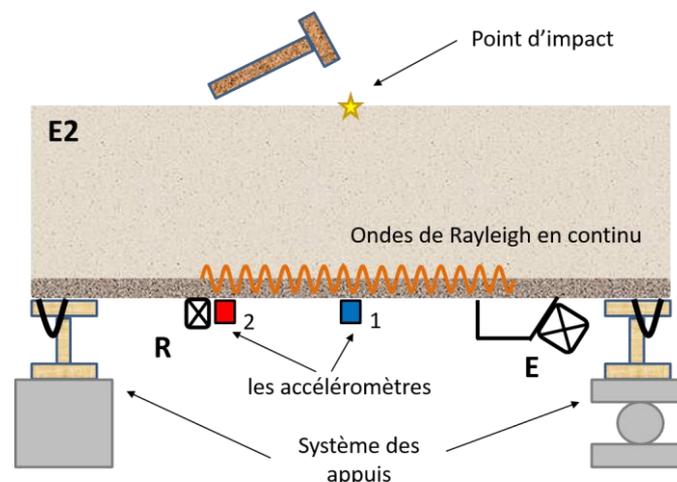


Figure IV.72 : Schéma du montage expérimental des mesures sur les éprouvettes de grandes dimensions (le cas de l'éprouvette E2).

Les éprouvettes sont mises en vibration transitoire par un impact du marteau. Les ondes de Rayleigh à différentes fréquences sont envoyées en continu pour sonder la non-linéarité du matériau sur des profondeurs variables. Quelques points sont à noter, tels que :

- Le point d'impact est au centre de la face du dessus pour privilégier la génération du premier mode de flexion.

- La réponse en vibration de l'éprouvette est enregistrée par deux accéléromètres uni-axiaux. L'accéléromètre 1 est collé au centre de la face de dessous afin de mesurer l'accélération maximale du premier mode de flexion. L'accéléromètre 2 est collé à côté du récepteur des ondes de Rayleigh pour affiner la compréhension du champ de déformation qui pourrait être généré dans la zone de propagation des ondes HF. L'analyse de différents modes de résonance générés par l'impact du marteau sera présentée dans la section suivante.

- La génération des ondes de Rayleigh en continu est effectuée par le système transducteur-sabot qui est attaché avec l'éprouvette par une sangle. Du miel a été utilisé comme le couplant. Le signal émis est pré-amplifié 50 fois par un amplificateur de puissance et de bande passante large (Tabor Electronics, modèle 9400). Les ondes sont reçues par le transducteur R3 α qui est collé à l'éprouvette en utilisant la colle Salol.

- La distance de propagation des ondes de Rayleigh dans le béton est comptée comme la distance entre le centre du sabot et le récepteur. Cette distance mesure 66 cm et à un temps moyen de propagation d'ondes de Rayleigh à l'état linéaire, TOF_0 , qui est l'ordre de 300 μs . Ce temps vaut un sixième de la période du premier mode de flexion. Bien que la condition quasi-statique de la mesure DAET par Renaud [Renaud 2013, Rivière 2013] soit que ce rapport soit supérieur à un dixième, nous avons observé qu'il n'y avait aucun changement sur les phénomènes physiques observés à travers la forme des courbes résultantes de la variation relative du module élastique ($\Delta M/M_0$) présentées dans la partie suivante.

- Pour chaque éprouvette, une fois que les transducteurs sont fixés, différents tests avec des fréquences différentes d'ondes de Rayleigh sont testés. Les mêmes gammes de fréquence sont choisies pour les trois éprouvettes (autour de 50 kHz, 100 kHz, 125 kHz et 150 kHz). La valeur exacte de fréquences est trouvée expérimentalement de sorte qu'elle conduit aux ondes reçues ayant le meilleur rapport signal sur bruit dans la gamme considérée. Le test pour chaque fréquence contient 6 impacts. Les valeurs des fréquences sont données dans le Tableau IV.15.

Eprouvette	Fréquence testées (kHz)
E0	63, 99, 123, 154
E2	53, 102, 125, 156
E6	54, 99, 123, 152

Tableau IV.15 : Valeurs des fréquences d'ondes de Rayleigh testées.

IV.4.4 Analyse des signaux et paramètres non linéaires

Sous l'impact du marteau, les signaux enregistrés par les deux accéléromètres décrivent la réponse en vibration des éprouvettes de grandes dimensions. Ils sont présentés dans la Figure IV.73-a, b. Par la suite, leurs spectres fréquentiels sont calculés et présentés en superposition dans la même Figure IV.73-c.

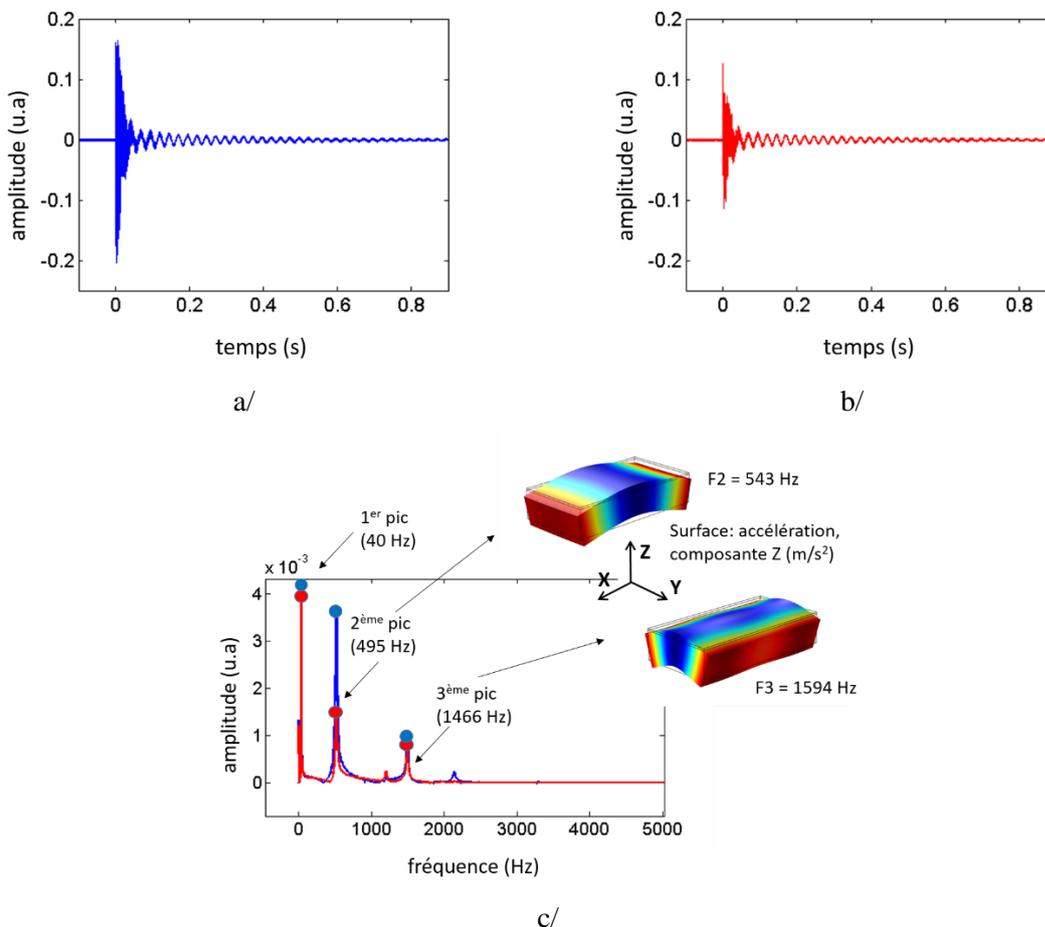


Figure IV.73 : Analyse de modes de vibration d'éprouvettes sous l'impact du marteau (le cas d'exemple de l'éprouvette E2).

a/ Signal enregistré par l'accéléromètre 1 ;

b/ Signal enregistré par l'accéléromètre 2 ;

c/ Les spectres fréquentiels de deux signaux d'accélération.

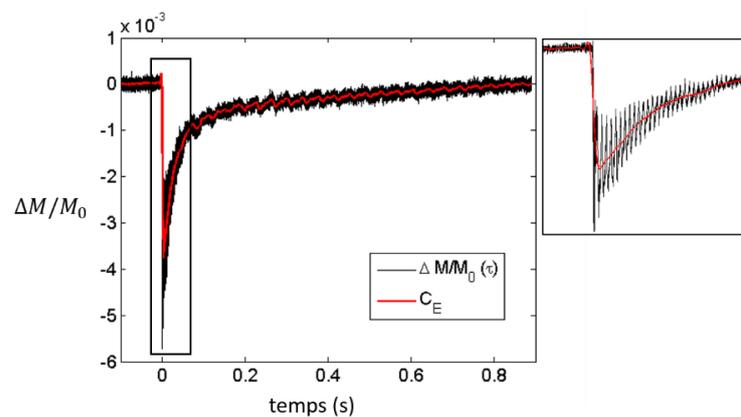
Il est observé dans la Figure IV.73-c qu'il y a trois pics principaux de fréquences qui correspondent aux trois modes de vibrations générés lors de l'impact.

- Le premier pic ayant une amplitude importante est à très basse fréquence (environ 40 kHz). L'amplitude de ce pic est trouvée équivalente dans les signaux enregistrés par les deux accéléromètres. Il pourrait correspondre à un mouvement relatif de toute l'éprouvette au système des appuis. Cette vibration n'est pas retrouvée en simulation. Elle est supposée ne pas causer de déformations internes et donc ne pas contribuer à la non-linéarité de la couche en surface à ausculter.

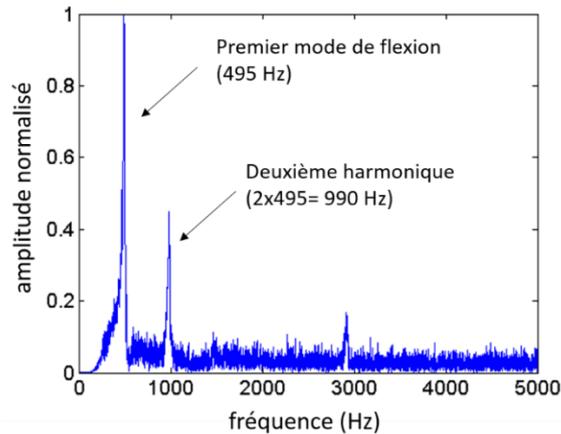
- Le deuxième pic est à environ 500 Hz. Ce pic est retrouvé par simulation dans Comsol® prenant en compte les propriétés élastiques linéaires de deux types de béton (Tableau IV.14). Le résultat montre que ce pic correspond bien au premier mode de flexion (Figure IV.73-c). De plus, la diminution de l'amplitude de ce pic dans le signal de l'accéléromètre 2 par rapport à celle dans le signal de l'accéléromètre 1 contribue à valider ce résultat.

- Le troisième pic est à environ 1500 Hz. Selon le modèle numérique, le pic est du même ordre de grandeur que ce pic correspond à un mode de flexion suivant la section transversale (Figure IV.73-c). Selon le champ d'accélération obtenu par la simulation, les amplitudes d'accélération aux positions de deux accéléromètres sont équivalentes. Ceci vérifie bien le résultat obtenu expérimentalement. Ce résultat, nous permet de supposer que le troisième mode de vibration ne contribue pas à la non-linéarité de la couche en surface portée par les ondes de Rayleigh.

Ainsi, nous considérons dans ce travail uniquement le premier mode de flexion qui est le mode principal qui contribue à la réponse non linéaire par les ondes de Rayleigh. Une autre voie qui permet de vérifier ceci est l'apparition du premier mode de flexion et son harmonique (Figure IV.74-b) dans le spectre fréquentiel de la courbe $\Delta M/M_0$ (Figure IV.74-a), tandis que les deux autres modes sont absents dans le spectre.



a/



b/

Figure IV.74 : La courbe résultante de la variation relative du module élastique (a/) et son spectre fréquentiel (b/) (cas de l'éprouvette E2, ondes de Rayleigh à 53 kHz).

Le calcul de l'amplitude de la déformation est réalisé dans le domaine temps-fréquence à partir seulement du signal enregistré par l'accéléromètre 1. La valeur effective de la déformation prise en compte est la déformation moyenne sur la zone de propagation d'ondes de Rayleigh. Cette zone est définie comme un parallélogramme rectangulaire de dimensions égale à la distance de propagation (66 cm) pour la longueur, égale au diamètre actif du transducteur pour la largeur (3 cm) et égale à la profondeur de pénétration d'ondes de Rayleigh pour la hauteur. La hauteur est donc variable en fonction de fréquences testées. Les valeurs de la hauteur pour tous les cas des fréquences et des éprouvettes sont données dans le Tableau IV.16 de la partie §-IV.4.5.

Selon cette hypothèse, nous ne considérons que l'amplitude de déformation du premier mode de flexion. Les valeurs obtenues de l'amplitude de déformation sont de l'ordre de 2×10^{-9} à 10^{-8} , qui sont généralement faibles par rapport à la déformation atteinte dans la mesure DAET. Ce résultat provient de raisons différentes. Premièrement, c'est l'énergie faible de l'impact imposée au matériau au regard de la masse importante d'éprouvettes de grandes dimensions. Notant que la force d'impact ne doit pas être trop grande afin d'éviter la saturation du signal reçu par le transducteur d'ondes de HF. La deuxième raison est la distribution de l'énergie imposée à l'éprouvette sur différents modes de vibration. Troisièmement, c'est la sous-estimation de déformation due aux calculs dans le domaine temps-fréquence (énoncée dans les études précédentes) et due au fait que la déformation effective est prise en compte comme la valeur de déformation moyenne sur le volume de propagation.

Nous avons quantifié le décalage temporel dû aux changements géométriques selon le champ de déplacement suivant la direction de propagation (Ox). Ce décalage temporel dans tous les cas des éprouvettes est inférieur à 1 % du décalage temporel dû aux effets non linéaires. En fait, dans notre configuration, la distance entre les transducteurs est grande (66 cm). Par contre, la contribution du premier mode de flexion présenté au-dessus est faible. Ceci conduit à une valeur faible de déplacement suivant Ox . L'effet est donc négligeable dans ce cas.

Bien que l'amplitude de déformation calculée pour le premier mode de flexion soit faible, les phénomènes physiques non linéaires observés à travers la courbe $\Delta M/M_0$ sont identiques à ceux qui sont observée dans les études précédentes.

La détermination des paramètres non linéaires sont identiques comme présentée dans l'étude d'étalonnage de la méthode (§-IV.2.4.4). Les paramètres classiques, β et δ , sont déterminés à partir des amplitudes spectrales de la fréquence fondamentale et son harmonique, tandis que le paramètre non classique est la valeur minimale de conditionnement C_E qui est obtenu par l'application d'un filtre passe-bas sur la courbe $\Delta M/M_0$. La fréquence de coupure choisie est 1/2 de la fréquence fondamentale. Par contre, il est à noter qu'une valeur très faible de l'amplitude de déformation va conduire aux changements de l'ordre de grandeur de la valeur des paramètres non linéaires.

IV.4.5 Résultats et discussion

Les Figure IV.75, Figure IV.76 et Figure IV.77 présentent les résultats des paramètres non linéaires pour les cas des éprouvettes et pour différentes fréquences d'ondes de Rayleigh. Les tests sont réalisés dans les mêmes conditions expérimentales. Les valeurs des paramètres non linéaires représentatifs $\bar{\delta}$, $\bar{\beta}$ et $\alpha_{DAET-IV}$ sont données en détail dans le Tableau IV.4.

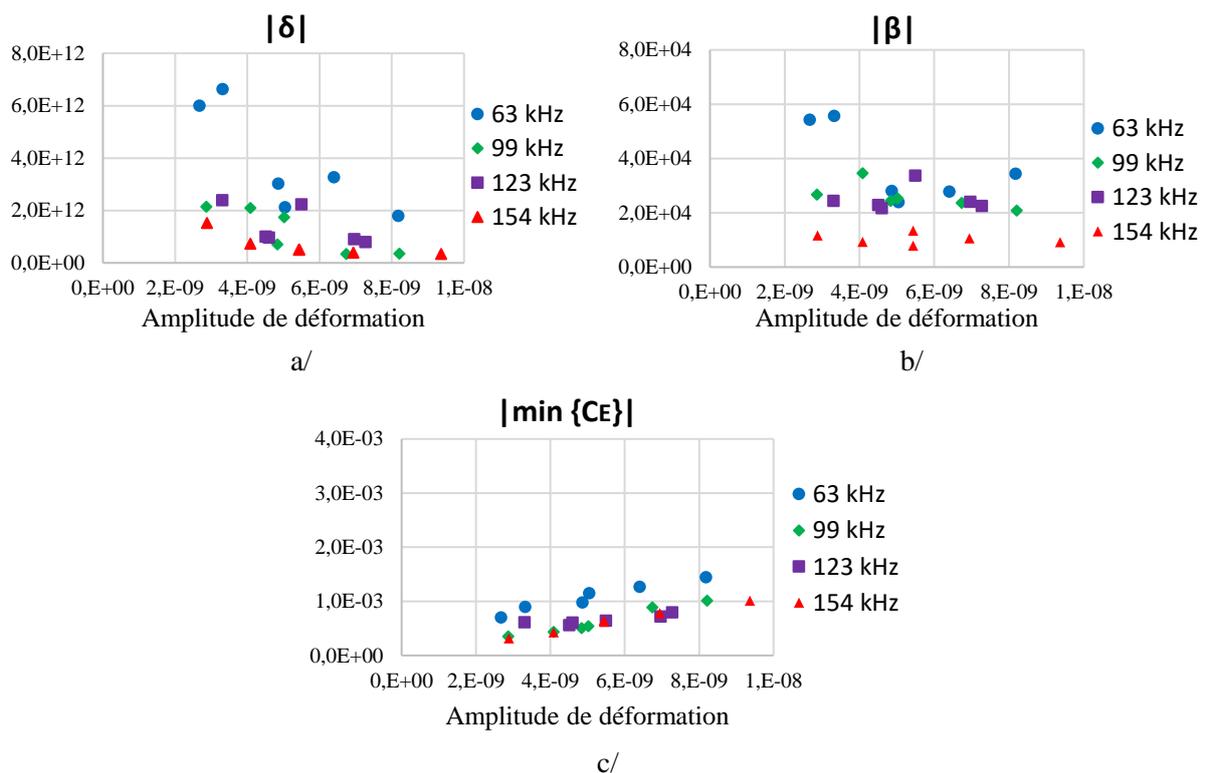


Figure IV.75 : Résultats des paramètres non linéaires de l'éprouvette E0. Evolution de a/ δ ; b/ β ; c/ $|\min\{C_E\}|$ en fonction d'amplitude de déformation.

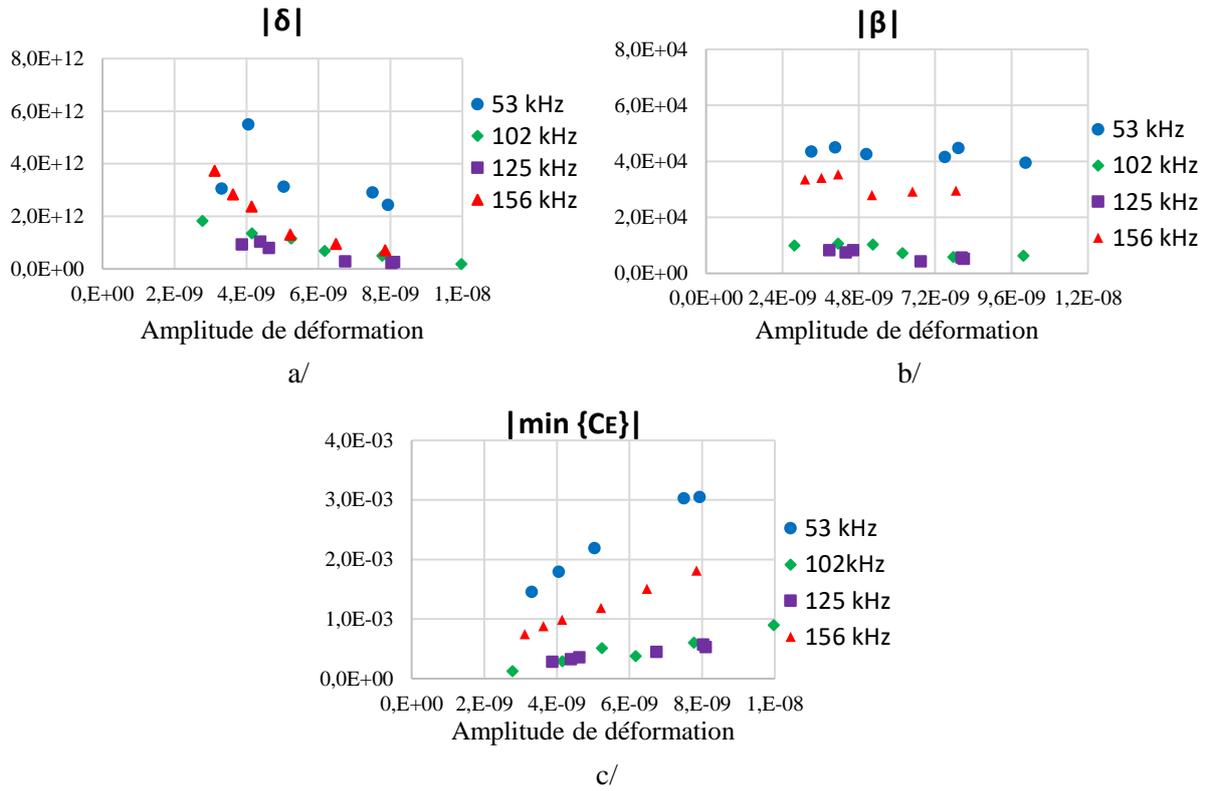


Figure IV.76 : Résultats des paramètres non linéaires de l'éprouvette E2.

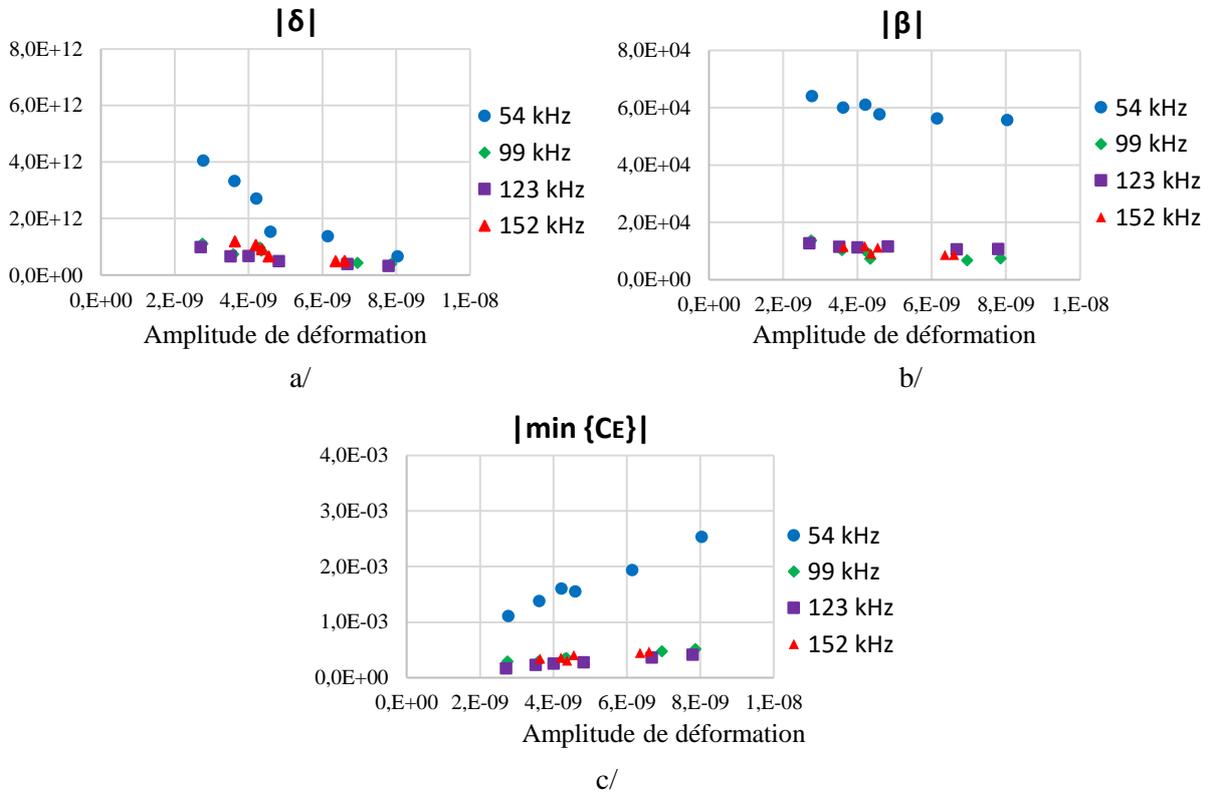


Figure IV.77 : Résultats des paramètres non linéaires de l'éprouvette E6.

Eprouvette	Fréquence (kHz)	$\lambda_{Rayleigh}$ (cm)	$\bar{\delta}$ (x 10^{11})	$\bar{\beta}$ (x 10^3)	$\alpha_{DAET-IV}$ (x 10^4)
E0 0 cm	63	3.7	38.0	37.3	13.1
	99	2.4	12.3	25.9	13.7
	123	1.9	13.8	24.8	4.9
	154	1.5	6.6	10.3	10.8
E2 (2 cm)	53	4.0	31.8	42.8	34.1
	102	2.1	9.6	8.4	10.0
	125	1.7	5.9	6.5	6.0
	156	1.4	19.9	31.6	22.3
E6 (6 cm)	54	3.7	22.8	59.1	25.8
	99	2.0	7.5	9.1	4.7
	123	1.6	5.9	11.4	4.6
	152	1.3	8.1	10.2	4.6

Tableau IV.16 : Résultats des paramètres non linéaires des éprouvettes de grandes dimensions.

Selon les résultats donnés dans le Tableau IV.16, il est observé qu'il y a une surestimation des paramètres non linéaires par rapport aux études précédentes : δ est de l'ordre de 10^{11} à 10^{12} au lieu de 10^7 à 10^8 , β est de l'ordre de 10^3 à 10^4 au lieu de 10^2 à 10^3 , $\alpha_{DAET-IV}$ est de l'ordre de 10^4 à 10^5 au lieu de 10^2 à 10^3 . Ces variations sont dues à la sous-estimation de la déformation. Nous nous intéressons aux variations relatives dans le cas présent. Nous analysons les résultats issus des différentes fréquences d'onde de Rayleigh. Nous constatons que :

- Pour l'ensemble des éprouvettes, les paramètres non linéaires évalués par les ondes de Rayleigh pour la plus basse fréquence sont plus importants que ceux évalués à plus hautes fréquences. Ce résultat est expliqué par l'effet cumulatif de la non-linéarité qui est proportionnelle au volume d'auscultation (résultat observé dans la Figure II.17-a). En effet, la profondeur de pénétration des ondes de Rayleigh (une longueur d'onde) à basse fréquence est plus grande que celle des ondes de Rayleigh à plus haute fréquence.

- Pour le cas des hautes fréquences, les paramètres sont moins variables. Ceci peut être expliqué par la faible différence entre leurs longueurs d'onde.

- En considérant uniquement l'éprouvette E2, les paramètres non linéaires évalués par les ondes de Rayleigh à 156 kHz sont plus importants que ceux évalués par les ondes à autres fréquences. L'explication est probablement liée au fait que la profondeur de pénétration des ondes à 102 et 156 kHz sont proches de l'épaisseur de béton poreux. Il y a un effet de l'interface non maîtrisé en raison de la discontinuité marqué du matériau. L'existence d'un gradient important peut conduire à la génération d'ondes d'interface.

En résumé, plus les ondes de Rayleigh sont à basse fréquence, plus elles ont une profondeur de pénétration importante et plus la non-linéarité portée par ces ondes est importante compte tenu du volume inspecté. Il apparait aussi que le transfert du laboratoire aux essais sur site doit passer par des étapes de validation et de compréhension des phénomènes de propagation et de vibration. C'est l'objet de travaux engagés au laboratoire.

IV.5 Synthèse et conclusion

Nous avons présenté dans la première partie du chapitre IV une méthode développée de la mesure de l'acousto-élasticité dynamique de matériaux en utilisant l'impact de marteau pour moduler les ondes sonde envoyée en continu à haute fréquence. L'approche a été démontrée dans le cas d'une éprouvette de béton sain (éprouvette S1). L'analyse consiste à suivre la variation de phase et d'amplitude des ondes. Cette variation est observée lors de la modulation avec la vibration de résonance générée par l'impact. Les résultats montrent la faisabilité de la mesure de la réponse non linéaire complète du matériau. Les paramètres non linéaires équivalents à ceux dans le chapitre III peuvent être extraits. Ils sont du même ordre de grandeur et équivalents à ceux de la littérature sur d'autres matériaux hétérogènes (béton, roche, etc.). De plus, la coexistence de deux mécanismes du comportement non linéaire, la dynamique rapide et la dynamique lente, a été discutée et étudiée avec les données obtenues dans ce travail. La dynamique rapide s'attachant à l'état dynamique ($|\varepsilon| > 0$) est proportionnelle à l'amplitude de la déformation, tandis que la dynamique lente stipule la récupération lente du matériau à l'état initial après l'arrêt de l'excitation ($\varepsilon = 0$). Après avoir soustrait la contribution de la dynamique lente de la contribution totale pour définir la courbe de conditionnement, les paramètres obtenus sont similaires à ceux obtenus à partir d'une approche non linéaire fréquemment exploitée par d'autres auteurs, à partir de la technique ring-down qui est basée sur l'analyse de spectroscopie de résonance de différents impacts.

Nous avons présenté dans la deuxième partie du chapitre IV deux applications de la méthode développée. La première application a permis d'évaluer la série des éprouvettes endommagées thermiquement et déjà examinées dans le chapitre III. Les résultats montrent de très bons accords en termes de variation et de sensibilité de variation relative des paramètres non linéaires à l'évaluation de l'endommagement thermique. Ces résultats permettent d'un côté d'appuyer la validité de la méthode proposée et de l'autre côté de confirmer les résultats attendus du comportement non linéaire des matériaux avec des défauts de type contacts distribués.

La deuxième application de la méthode permet d'évaluer la non-linéarité d'éprouvettes à grande échelle. Celles-ci présentaient des problèmes de dégradation du béton en surface, sur une couche variable de faible profondeur. Les ondes de Rayleigh à différentes fréquences sont utilisées. Malgré la différence en termes de valeur absolue des paramètres non linéaire (due à la sous-estimation de déformation), les résultats montrent que les ondes de Rayleigh dont la profondeur de pénétration est la plus grande (plus basse fréquence) portent les informations les plus marquées de la non-linéarité. Ceci nous permet de tirer la conclusion que la non-linéarité du béton évaluée par les ondes acoustiques a un effet cumulatif en fonction du volume d'auscultation défini comme la zone de propagation des ondes.

Cette étude montre de plus une des premières applications de la mesure la non linéarité à grande échelle, proche des conditions de mesure in situ. Le montage simple peut s'imaginer sur une seule face avec le marteau et l'instrumentation. L'évaluation des fréquences de résonance peut se faire si la géométrie globale reste simple. Il faut aussi maîtriser la puissance et la position de l'impact pour assurer une déformation locale suffisamment grande dans la zone d'auscultation. Si ce n'est pas le cas, un réseau d'accéléromètres positionnés autour de la zone de mesure, ou une mesure par laser doit permettre d'obtenir la déformation moyenne imposée au matériau dans cette zone.

La méthode proposée montre un fort potentiel d'être pour des mesures in situ où l'effort devra se porter en particulier sur la génération de l'onde pompe à l'échelle d'une structure.

Conclusion générale et Perspectives

Cette thèse a pour objectif de développer des nouvelles techniques de caractérisations non destructives par ultrasons pour évaluer le béton d'enrobage. Ces méthodes développées ont pour objectif d'être appliquées sur site.

Dans ce cadre, nous nous sommes intéressés au potentiel de mesure locale pour des ondes de surface et l'acoustique non linéaire. Les ondes de surface permettent une détermination expérimentale simple sur une seule face tandis que les paramètres non linéaires présentent une grande sensibilité aux changements de la microstructure des matériaux.

Dans une première partie, nous avons présenté les connaissances de base du béton et de la caractérisation du béton. Nous mettons en évidence des points qui posent la problématique de la caractérisation du béton en général et particulièrement à partir des mesures par ondes ultrasonores.

Tout d'abord il est à noter que la question principale de la caractérisation du béton est liée à sa capacité de tenue mécanique. Dans ce contexte, parmi différentes techniques en CND, seules les techniques ultrasonores sont liées directement aux propriétés mécaniques du béton.

D'un point de vue matériau, nous avons retenu les trois propriétés les plus importantes du béton : la microstructure hétérogène multi échelle, le comportement mécanique non linéaire et l'évolution de ces deux propriétés au fil du temps. A l'origine, ces propriétés sont des conséquences de la composition complexe du béton, dans laquelle chaque composante a des géométries et des propriétés mécaniques différentes. En conséquence, le comportement du béton est fortement non linéaire, non seulement à l'échelle macroscopique, étudié dans le cas de structures en génie civil mais aussi à l'échelle mésoscopique et microscopique pour lesquelles les interférences avec les ondes ultrasonores sont importantes.

Nous avons ciblé notre étude sur le béton d'enrobage ou encore appelé le béton de peau. Cette couche est connue comme jouant le rôle très important de protection des armatures contre la corrosion et la durabilité des ouvrages en général. Nous tentons de développer dans cette thèse des mesures ultrasonores en surface basées sur l'acoustique non linéaire pour évaluer localement le béton de peau. Nous avons choisi l'endommagement thermique, représentant un endommagement volumique pour valider le principe de mesure, et la carbonatation qui représente un problème de la surface pour les applications. Ces deux pathologies sont fréquemment rencontrées dans le contexte du génie civil.

La deuxième partie exprime un bilan des théories d'acoustique dans le milieu du béton et la contribution des mesures basées sur ces théories. En effet, dans le cadre de la propagation d'une onde dans un solide, deux facteurs sont importants et permettent de stipuler le régime de propagation de cette onde. Le premier facteur est le rapport entre la longueur d'onde et la taille des éléments de la microstructure. Le deuxième est l'état de déformation imposée au matériau lors de la propagation de l'onde. Ces deux facteurs conduisent à l'existence des trois théories de l'acoustique : acoustique linéaire,

acoustique non linéaire classique et acoustique non linéaire non classique. Le béton et les matériaux de microstructure équivalente sont des matériaux qui présentent une propagation non linéaire classique (évaluée par les paramètres β et δ) et aussi non classique (évalué par le paramètre α). L'augmentation de la déformation imposée au matériau et/ou la présence d'endommagements amplifient la non-linéarité du matériau.

Nous avons montré des exemples de l'utilisation des ondes de Rayleigh pour évaluer qualitativement l'état du béton de peau dans certains cas de vieillissement du béton. L'ensemble des résultats montrent que les paramètres non linéaires sont plus sensibles que les paramètres linéaires aux changements microstructuraux attachés aux pathologies étudiées.

Nous constatons que la non-linéarité non classique évaluée à travers le paramètre α est plus sensible et domine le comportement non linéaire dans les cas des méthodes non classiques (excitation dynamique avec la déformation atteinte $\varepsilon > 10^{-7}$) pour le béton. Parmi les méthodes d'acoustique non linéaire, nous avons retenu la mesure DAET qui est une méthode très prometteuse. Tout d'abord parce qu'elle permet de fournir la réponse non linéaire du matériau de manière complète. Mais aussi car la mesure DAET montre la capacité d'une mesure locale avec différentes possibilités de l'onde sonde et l'onde pompe.

Dans la troisième partie, nous avons proposé une méthode de mesure basée sur le principe de la mesure DAET qui utilise des impulsions d'onde Rayleigh comme ondes sonde. L'étude est conduite sur deux séries d'éprouvettes de petites dimensions, l'une présente un endommagement thermique et l'autre de la carbonatation à différents niveaux. L'onde pompe est imposée aux éprouvettes sous forme d'une vibration en résonance (avec un régime établi) au premier mode de flexion. Le but est d'ausculter la variation du module élastique au cours des cycles de résonance, en la déduisant de la variation de vitesse d'onde de l'onde de Rayleigh, en couche de surface de l'éprouvette (à profondeur d'une longueur d'onde).

Les différents résultats de mesure montrent un accord avec les valeurs de la littérature, pour tous types de matériaux équivalents.

Nous avons également observé une évolution de l'ouverture des courbes caractéristiques avec l'augmentation de l'amplitude de déformation et aussi en fonction d'état du matériau. La courbe caractéristique d'un béton thermiquement endommagé est en général plus ouverte que celle d'un béton sain et carbonaté. La propriété d'ouverture est attachée directement à l'hystérésis du béton. Nous supposons que cette propriété pourrait être l'une des signatures qui pourrait fournir des indications sur la nature des changements de la microstructure.

Les paramètres proposés représentatifs de l'état du matériau observés montrent une cohérence des valeurs attendues entre la non-linéarité du matériau et sa microstructure. L'endommagement thermique augmente la non-linéarité du milieu causée par l'augmentation du nombre des microfissures. Par contre, la carbonatation diminue la non-linéarité en raison de la diminution de porosité lors de la formation des carbonates.

La variation relative des paramètres évalués par différentes méthodes linéaires et non linéaires a été comparée. Nous avons observé l'équivalence entre le paramètre α_{DAET} et le paramètre α_{NRUS} . Ceci montre que la mesure DAET proposée avec des ondes de Rayleigh évalue une non-linéarité similaire à celle évaluée par la mesure NRUS.

Cette technique est la seule qui permette d'obtenir une variation relative de l'ordre de 50% du paramètre non classique α_{DAET} en fonction de la carbonatation du béton. Elle a aussi pour avantage de faire une mesure locale sur une profondeur de l'ordre de grandeur de la longueur d'onde.

Dans les objectifs de cette thèse, nous avons développé, dans la quatrième partie, une nouvelle méthode qui permet d'approcher le contexte des mesures in situ. Cette nouvelle configuration permet d'effectuer la mesure sur une seule face. Le montage de l'onde pompe sous forme de vibrations transitoires générées par un impact mécanique est beaucoup plus simple et rapide que celui utilisant le pot vibrant. L'onde sonde exploitée est sous forme d'ondes continues.

Dans un premier temps, nous étalonnons notre méthode sur une éprouvette saine. Nous avons montré que la méthode développée est capable d'analyser des paramètres équivalents à la mesure DAET standard. Nous avons également mis en évidence différentes manifestations du comportement dynamique non linéaire hystérétique du béton dans le régime de vibration transitoire. La coexistence de la dynamique rapide et la dynamique lente a été discutée.

Dans un deuxième temps, nous appliquons la méthode développée sur la série des éprouvettes thermiquement endommagées. Les résultats obtenus montrent généralement une bonne cohérence avec les résultats obtenus dans la troisième partie. Ceci permet la validation de la méthode développée.

Une autre application a été réalisée dans le cadre des travaux en collaboration avec l'Université de Sherbrooke, sur les éprouvettes à plus grande échelle. Le test consiste à évaluer la non-linéarité des couches en surface à profondeur variable par des ondes de Rayleigh à différentes fréquences. Les mêmes phénomènes physiques sont observés et traduits par la forme des courbes caractéristiques. Malgré la différence en termes de valeur absolue des paramètres non linéaires due à la sous-estimation de la déformation, les résultats montrent que la non-linéarité du béton évaluée par les ondes acoustiques a un effet cumulatif en fonction du volume d'auscultation.

L'ensemble des résultats obtenus dans cette thèse contribuent à répondre à la définition du potentiel des mesures de la non-linéarité pour la caractérisation du béton.

D'un point de vue physique, à travers la mesure DAET, nous avons observé le même type de comportement sur des éprouvettes en béton de composition différente. Le comportement typique est décrit par la diminution du module élastique lors de l'excitation (coexistence de la dynamique rapide et la dynamique lente) et la récupération très lente du module à son état initial (la dynamique lente). Notons que ce type de comportement a été effectivement observé dans le cas des roches, généralisé pour une classe des matériaux non linéaire mésoscopique. Ainsi, nos mesures expérimentales contribuent à renforcer l'utilisation de la théorie d'élasticité non classique dans le cadre de l'étude du comportement des bétons.

D'un point de vue technique, les deux configurations proposées dans cette thèse permettent des évaluations locales, éventuellement à profondeurs variables. Elles sont considérées comme une solution

performante pour l'imagerie de structure. Deuxièmement, nous vérifions que l'acoustique non linéaire permet des évaluations beaucoup plus sensibles que l'acoustique linéaire. Ceci soutient le potentiel de l'acoustique non linéaire dans le contexte de l'évaluation d'endommagements précoces ou de faibles variations de propriétés mécaniques. Leur grande sensibilité aux évolutions du matériau n'est pas affectée par une trop forte augmentation des erreurs de mesure. Finalement, les configurations développées avec les ondes de surface montrent les possibilités pour tendre vers des mesures in situ où l'effort devra se porter en particulier sur la génération de l'onde pompe à l'échelle d'une structure.

Les perspectives sont multiples et revêtent différents aspects. Tout d'abord, pour améliorer la robustesse des méthodes développées, des tests de répétabilité et reproductivité devront faire l'objet de travaux futurs. Pour éliminer une grande partie de la non-linéarité de la chaîne de mesure due aux couplages entre les transducteurs, sabots et matériaux, l'utilisation des transducteurs aériens ou des systèmes d'acquisition à distance (laser) seront des solutions à tester. Sur cette idée, et pour répondre à l'aspect industriel in situ, le développement d'un système d'inspection automatique sans contact intégrant une onde pompe serait très novateur.

En outre, la dynamique lente peut être analysée lors de nos mesures DAET et peut fournir des paramètres sensibles à l'état du matériau [TenCate 2000].

Sur le plan fondamental, des avancements sur les deux grands modèles, la simulation de la microstructure et la théorie d'élasticité non linéaire du béton, permettront d'une part de comprendre le comportement non linéaire complexe du béton à différentes échelles, et d'autre part de choisir des bons paramètres pour la caractérisation non destructive du béton. Sur cette thématique, l'ensemble des travaux de thèse (Ting Yu, Martin Lott et Manda Ramaniraka) au sein du LMA sont en cours.

Dans le cadre de la caractérisation du béton par des mesures dynamiques, différents aspects à développer se trouvent dans une thématique essentielle, traitée dans le cadre du projet ANR DCND (Dynamique et Contrôles Non Destructifs). D'autant plus les effets ultrasonores mais aussi les effets électromagnétiques et électriques seront étudiés. Il a pour but de consolider les approches analytiques et la compréhension de l'acoustique non linéaire, mais aussi d'étendre le principe à des techniques électromagnétiques ou électriques. Les apports de cette thèse permettent donc d'ouvrir de nouvelles voies devant conforter la DAET comme solution pour des mesures sur site.

Référence

[Aggelis 2007]

Aggelis, D. G., & Shiotani, T. (2007). *Experimental study of surface wave propagation in strongly heterogeneous media. The Journal of the Acoustical Society of America*, 122(5), EL151-EL157.

[Abraham 2012]

Abraham, O., Piwakowski, B., Villain, G., & Durand, O. (2012). *Non-contact, automated surface wave measurements for the mechanical characterisation of concrete. Construction and Building Materials*, 37, 904-915.

[ACDC]

Garnier, V. « *Analyse et Capitalisation pour le Diagnostic des Constructions* », *Projet financé par Réseau Génie Civil et Urbain du Ministère de l'Environnement*, 2010-2014.

[Achenbach 1973]

Achenbach, J. D. "Wave Propagation in Elastic Solids". North-Holland, 1973.

[Aggelis 2009]

Aggelis, D. G., Shiotani, T., Polyzos, D. "Characterization of surface crack depth and repair evaluation using Rayleigh waves", *Cement and Concrete Composites* (2009), 31(1): 77-83

[Aggelis 2012]

Aggelis, D. G., and Shiotani, T. "Effect of Size of Inhomogeneity on the Surface Wave Attenuation in Cementitious Media." *Journal of Materials in Civil Engineering* 24.8 (2012): 1097-1102.

[Al-Sulayfani 1987]

Al Sulayfani, B., & Lamirault, J. (1987). *Contribution à l'analyse expérimentale du comportement mécanique cyclique du béton. Materials and Structures*, 20(4), 283-292.

[Anderson 2008]

Anderson, B., Griffa, M., Larmat, C., Ulrich, T.J., and Johnson, P. A. "Time reversal," *Acoust. Today*, 4 (1), 5-16 (2008).

[Antonaci 2010]

Antonaci, P., Bruno, C. L. E., Gliozzi, A. S., Scalerandi, M. *Monitoring evolution of compressive damage in concrete with linear and nonlinear ultrasonic methods, Cem. Concr. Res.* 40 (7), 1106-1113 (2010).

[Antonaci 2013]

Antonaci, P., Bruno, C. L. E., Scalerandi, M., & Tondolo, F. (2013). Effects of corrosion on linear and nonlinear elastic properties of reinforced concrete. Cement and Concrete Research, 51, 96-103.

[Anugoda 2001]

Anugonda, P., Wiehn, J., and Turner, J. "Diffusion of ultrasound in concrete," Ultrasonics 39(6), 429-435 (2001).

[ASTM 42/C 42M-13]

ASTM 42/C 42M-13, "Standard Test Method for Obtaining and Testing Drilled Cores and Sawed Beams of Concrete".

[ASTM C215-14]

ASTM International, "Standard Test Method for Fundamental Transverse, Longitudinal, and Torsional Resonant Frequencies of Concrete Specimens", approved December 15, 2014 by agencies of the U.S Department of Defense. Published January 2015.

[Balayssac 2012]

Balayssac, J. P., Laurens, S., Arliguie, G., Breyse, D., Garnier, V., Dérobert, X., & Piwakowski, B. (2012). Description of the general outlines of the French project SENSO—Quality assessment and limits of different NDT methods. Construction and Building Materials, 35, 131-138.

[Bentahar 2006]

Bentahar, M., El Agra, H., El Guerjouma, R., Griffa, M., & Scalerandi, M. (2006). Hysteretic elasticity in damaged concrete: Quantitative analysis of slow and fast dynamics. Physical Review B, 73(1), 014116.

[Blanco 2015]

Spalvier Blanco, A. (2015). Acoustoelastic effects of surface waves in concrete subjected to compressive and bending stresses. Thesis submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science in Civil Engineering in the Graduate College of the University of Illinois at Urbana-Champaign.

[Blundell 1976]

Blundell, R., Diamond, C. and Browne, R. G. "The properties of concrete subjected to elevated temperatures". Imperial College (London): CIRIA Underwater Group, 1976. 20p. Technical note n°9.

[Bossy 2004]

Bossy, E., Talmant, M., and Laugier, P. "Three-dimensional simulations of ultrasonic axial transmission velocity measurement on cortical bone models," J. Acoust. Soc. Am. 115, 2314–2324 (2004).

[Bouchaala 2011]

Bouchaala, F., Payan, C., Garnier, V., & Balayssac, J. P. (2011). Carbonation assessment in concrete by nonlinear ultrasound. Cement and Concrete Research, 41(5), 557-559.

[Boukari 2013]

Boukari, Y., Bulteel, D., Rivard, P., & Abriak, N. E. (2015). Combining nonlinear acoustics and physico-chemical analysis of aggregates to improve alkali-silica reaction monitoring. Cement and Concrete Research, 67, 44-51.

[Breysse 2007]

Breysse, D., Elachachi, S. M., Balayssac, J.P., Laurens, S. « Diagnostic de l'état du béton : combinaison d'informations et réduction des incertitudes », 25ème rencontres de l'AUGC, 23-25 mai 2007, Bordeaux.

[Breysse 2012]

Breysse, D. "Non-Destructive Assessment of Concrete Structures: Reliability and Limits of Single and Combined Techniques", State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 207-INR, DOI 10.1007/978-94-007-2736-6, (2012).

[Brillouin 1925]

Brillouin, L., "Les tensions de radiation ; leur interprétation en mécanique classique et en relativité", J. Phys. Radium, (1925).

[Bui 2013]

Bui, D., Kodjo, S. A., Rivard, P., & Fournier, B. (2013). Evaluation of concrete distributed cracks by ultrasonic travel time shift under an external mechanical perturbation: Study of indirect and semi-direct transmission configurations. Journal of Nondestructive Evaluation, 32(1), 25-36.

[Carne 2006]

Carne, T. G., & Stasiunas, E. C. (2006). Lessons learned in modal testing—part 3: Transient excitation for modal testing, more than just hammer impacts. Experimental Techniques, 30(3), 69-79.

[Chaix 2003]

Chaix, J. F. « Caractérisation non destructive de l'endommagement de bétons: apport de la multidiffusion ultrasonore », Thèse de doctorat de l'Université de la Méditerranée, 2003.

[Chaix 2006]

Chaix, J. F., Garnier, V., et Corneloup, G. Ultrasonic wave propagation in heterogeneous solid media: Theoretical analysis and experimental validation. Ultrasonics, 2006, vol. 44, no 2, p. 200-210.

[Chaix 2012]

Chaix, J. F., Rossat, M., Garnier, V., & Corneloup, G. (2012). An experimental evaluation of two effective medium theories for ultrasonic wave propagation in concrete. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 131(6), 4481-4490.

[Chekroun 2008]

Chekroun, M. (2008). *Caractérisation mécanique des premiers centimètres du béton avec des ondes de surface (Doctoral dissertation, Ecole Centrale de Nantes)*.

[Chen 2008]

Chen, X. J., Kim, J. Y., Kurtis, K. E., Qu, J., Shen, C. W., & Jacobs, L. J. (2008). Characterization of progressive microcracking in Portland cement mortar using nonlinear ultrasonics. *NDT & E International*, 41(2), 112-118.

[Chen 2010]

Chen, J., Jayapalan, A. R., Kim, J. Y., Kurtis, K. E., & Jacobs, L. J. (2010). Rapid evaluation of alkali-silica reactivity of aggregates using a nonlinear resonance spectroscopy technique. *Cement and Concrete Research*, 40(6), 914-923.

[Chen 2014]

Chen, A., & Schumacher, T. (2014, February). Estimation of in-situ stresses in concrete members using polarized ultrasonic shear waves. In *40th Annual Review of Progress in QNDE: Incorporating the 10th International Conference on Barkhausen Noise and Micromagnetic Testing (Vol. 1581, No. 1, pp. 903-908)*. AIP Publishing.

[Corneloup 2016]

Corneloup, G., Gueudré, C. "Le Contrôle Non Destructif (CND) et la contrôlabilité des matériaux et structures". Edition PPUR, 2016 (à paraître), 206 pages.

[Dahlén 2015]

Dahlén, U., Ryden, N., Jakobsson, A. Damage identification in concrete using impact non-linear reverberation spectroscopy, *NDT&E Int.* 75 (2015) 15–25.

[Dias 2000]

DIAS, W. P. S. Reduction of concrete sorptivity with age through carbonation. *Cement and Concrete Research*, 2000, vol. 30, no 8, p. 1255-1261.

[Donskoy 1998]

Donskoy, D. M., Ferroni, K., Sutin, A., & Sheppard, K. (1998). A nonlinear acoustic technique for crack and corrosion detection in reinforced concrete. In *Nondestructive Characterization of Materials VIII* (pp. 555-560). Springer US.

[Donskoy 2001]

Donskoy, D., Sutin, A., & Ekimov, A. (2001). Nonlinear acoustic interaction on contact interfaces and its use for nondestructive testing. Ndt & E International, 34(4), 231-238.

[Dubois 1994]

Dubois, D., & Prade, H. (1994). La fusion d'informations imprécises. TS. Traitement du signal, 11(6), 447-458.

[Egle 1976]

Egle, D. M., Bray, D. E., "Measurement of acoustoelastic and third-order elastic constants for rail steel", Journal of the Acoustical Society of America, 60(6):741-744, /1976).

[Eiras 2013]

Eiras, J. N., Kundu, T., Bonilla, M., & Payá, J. (2013). Nondestructive monitoring of ageing of alkali resistant glass fiber reinforced cement (GRC). Journal of Nondestructive Evaluation, 32(3), 300-314.

[Eiras 2014]

Eiras, J. N., Monzó, J., Payá, J., Kundu, T., & Popovics, J. S. (2014). Non-classical nonlinear feature extraction from standard resonance vibration data for damage detection. The Journal of the Acoustical Society of America, 135(2), EL82-EL87.

[Eiras 2015]

Eiras, J. N., Popovics, J. S., Borrachero, M. V., Monzó, J., & Payá, J. (2015). The effects of moisture and micro-structural modifications in drying mortars on vibration-based NDT methods. Construction and Building Materials, 94, 565-571.

[Eiras 2016-1]

Eiras, J. N., Kundu, T., Popovics, J. S., Monzó, J., Borrachero, M. V., & Payá, J. (2016). Effect of carbonation on the linear and nonlinear dynamic properties of cement-based materials. Optical Engineering, 55(1), 011004-011004.

[Eiras 2016-2]

Eiras, J. N., Vu, Q. A., Lott, M., Payá, J., Garnier, V., & Payan, C. (2016). Dynamic acousto-elastic test using continuous probe wave and transient vibration to investigate material nonlinearity. Ultrasonics, 69, 29-37.

[ENDE]

Garnier, V. « Evaluation non destructive des enceintes de confinement des centrales nucléaires », Projet ANR, 2014-2017.

[EVADEOS]

J. P. Balayssac, F. Duprat. « EVALuation non destructive pour la prédiction de la DEgradation des structures et l'Optimisation de leur Suivi », Projet ANR, Début et durée novembre 2011 – 42 mois. Rapport soumis au ANR.

[Fnine 2006]

Fnine, A. (2006). Auscultation de la peau du béton par ondes ultrasonores haute fréquence (Doctoral dissertation, Lille 1).

[Fröjd 2015]

*Fröjd, P., & Ulriksen, P. (2016). Amplitude and phase measurements of continuous diffuse fields for structural health monitoring of concrete structures. *NDT and E International*, (77), 35-41.*

[Gallo 2005]

*Gallo, G. E., & Popovics, J. S. (2005). The use of surface waves to estimate in-place strength of concrete. *Journal of Advanced Concrete Technology*, 3(3), 355-362.*

[Garnier 2010]

Garnier, V. « Evaluation Nos Destructive du béton, Contribution des méthodes acoustiques linéaires et non linéaires, Apport de la fusion de donnée », Document déposé en vue de l'obtention de l'Habilitation à Diriger des Recherches, LCND – Université de la Méditerranée, 20 Octobre 2010.

[Garnier 2013]

*Garnier, V., Piwakowski, B., Abraham, O., Villain, G., Payan, C., & Chaix, J. F. (2013). Acoustic techniques for concrete evaluation: improvements, comparisons and consistency. *Construction and Building Materials*, 43, 598-613.*

[Gliozzi 2014]

*Gliozzi, A. S., & Scalerandi, M. (2014). Modeling dynamic acousto-elastic testing experiments: Validation and perspectives. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 136(4), 1530-1541.*

[Gomez 2015]

Gomez-Cardenas, C. (2015). Outils d'aide à l'optimisation des campagnes d'essais non destructifs sur ouvrages en béton armé (Doctoral dissertation, Université de Toulouse, Université Toulouse III-Paul Sabatier).

[Grattan-Bellew 1996]

*Grattan-Bellew, P. E. Microstructural investigation of deteriorated Portland cement concrete. *Construction and Building Materials*, 1996, vol. 10, no 1, p. 3-16.*

[Gross 2012]

Gross, J. *Evaluation of near surface material degradation in concrete using nonlinear Rayleigh surface waves*. Georgia Institute of Technology, December 2012.

[Grosse 2008]

Grosse, C. U., & Ohtsu, M. (2008). *Acoustic Emission Testing. Basic for Research—Applications in Civil Engineering*. Leipzig, Germany, Springer.

[Guyer 1995]

Guyer, R. A., McCall, K. R., & Boitnott, G. N. (1995). *Hysteresis, discrete memory, and nonlinear wave propagation in rock: A new paradigm*. *Physical review letters*, 74(17), 3491.

[Guyer 1999]

Guyer, R. A., Johnson, P. A. "Nonlinear Mesoscopic Elasticity: Evidence for a new class of materials", *Phys. Today* 52, 30-36 (1999)

[Guyer 2009]

Guyer, R. A., Johnson, P. A. "Nonlinear Mesoscopic Elasticity," Print ISBN: 9783527407033, Online ISBN: 9783527628261, doi:10.1002/9783527628261.

[Handoo 2002]

Handoo, S. K., Agarwal, S., & Agarwal, S. K. (2002). *Physicochemical, mineralogical, and morphological characteristics of concrete exposed to elevated temperatures*. *Cement and Concrete Research*, 32(7), 1009-1018.

[Hauptert 2011]

Hauptert, S., Renaud, G., Riviere, J., Talmant, M., Johnson, P. A., & Laugier, P. (2011). *High-accuracy acoustic detection of nonclassical component of material nonlinearity*. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 130(5), 2654-2661.

[Hauptert 2014]

Hauptert, S., J. Rivière, B.E. Anderson, Y. Ohara, T.J. Ulrich, P.A. Johnson, "Optimized dynamic acousto-elasticity applied to fatigue damage and stress corrosion cracking." *Journal of Nondestructive Evaluation*, (2014).

[Herrmann 2006]

Herrmann, J., Kim, J. Y., Jacobs, L. J., Qu, J., Littles, J. W., & Savage, M. F. (2006). *Assessment of material damage in a nickel-base superalloy using nonlinear Rayleigh surface waves*. *Journal of Applied Physics*, 99(12), 124913.

[Hilloulin 2014]

Hilloulin, B., Zhang, Y., Abraham, O., Loukili, A., Grondin, F., Durand, O., & Tournat, V. (2014). *Small crack detection in cementitious materials using nonlinear coda wave modulation*. *NDT & E International*, 68, 98-104.

[Houst 1989]

Houst, Y. F. (1989). *Le retrait de carbonatation*. *Chantiers (Suisse)*, 20(LTP-ARTICLE-2008-036), 55-60.

[Hughes 1953]

Hughes, D. S., Kelly, J. L., "Second-Order Elastic Deformation of Solids", *Physical Review*, (1953).

[Ichida 1983]

Ichida, N., Sato, T., & Linzer, M. (1983). *Imaging the nonlinear ultrasonic parameter of a medium*. *Ultrasonic Imaging*, 5(4), 295-299.

[Johnson 1996]

Johnson, P. A., Zinszner, B., & Rasolofosaon, P. N. (1996). *Resonance and elastic nonlinear phenomena in rock*. *JOURNAL OF GEOPHYSICAL RESEARCH-ALL SERIES-*, 101, 11-553.

[Johnson 2005]

Johnson, P., & Sutin, A. (2005). *Slow dynamics and anomalous nonlinear fast dynamics in diverse solids*. *The Journal of the Acoustical Society of America*, 117(1), 124-130.

[Johnson 2006]

Johnson, P. A. (2006). *Nonequilibrium nonlinear dynamics in solids: State of the art*. In *Universality of Nonclassical Nonlinearity* (pp. 49-69). Springer New York.

[Kim G 2014-1]

Kim, G., In, C. W., Kim, J. Y., Kurtis, K. E., & Jacobs, L. J. (2014). *Air-coupled detection of nonlinear Rayleigh surface waves in concrete—Application to microcracking detection*. *NDT & E International*, 67, 64-70.

[Kim G 2014-2]

Kim, G., Kim, J. Y., Kurtis, K. E., Jacobs, L. J., Le Pape, Y., & Guimaraes, M. (2016). *Quantitative evaluation of carbonation in concrete using nonlinear ultrasound*. *Materials and Structures*, 49(1-2), 399-409.

[Kino 1985]

Kino, G. S. (1985). *NDT with Rayleigh and Optical Waves*. In *Rayleigh-Wave Theory and Application* (pp. 300-322). Springer Berlin Heidelberg.

[Kodjo 2008]

Kodjo, S. A. (2008). Contribution à la caractérisation des bétons endommagés par des méthodes de l'acoustique non linéaire. Application à la réaction alcalis-silice (Thèse de doctorat). Université de Sherbrooke.

[Kodjo 2015]

Kodjo, S. A., Rivard, P., and Ballivy, G. "Effect of Micro-cracks Viscosity on the Nonlinear Acoustic Slow Dynamics Behavior of Concrete.". International Symposium Non-Destructive Testing in Civil Engineering (NDT-CE) September 15 - 17, 2015, Berlin, Germany.

[Krautkramer 1990]

Josef, K., & Herbert, K. Ultrasonic Testing of Materials, 4th/ revised edition.

[Kreijger 1984]

Kreijger, P. C. (1984). "The skin of concrete: composition and properties, Matériaux et constructions, Vol. 17, N°. 100, p. 275-283.

[Landau 1986]

Landau, L. D., Lifshitz, E. M., Theory of Elasticity, (1986).

[Larose 2009]

Larose, E., & Hall, S. (2009). Monitoring stress related velocity variation in concrete with a 2×10^{-5} relative resolution using diffuse ultrasound. The Journal of the Acoustical Society of America, 125(4), 1853-1856.

[Larrard 2012]

Larrard, F. D. « Construire en béton – L'essentiel sur les matériaux », Presses de l'école des ponts et chaussées, 2012.

[Larsson 2011]

Larsson, O., & Thelandersson, S. (2011). Estimating extreme values of thermal gradients in concrete structures. Materials and structures, 44(8), 1491-1500.

[Lebedev 2014]

Lebedev, A. V., & Ostrovsky, L. A. (2014). A unified model of hysteresis and long-time relaxation in heterogeneous materials. Acoustical Physics, 60(5), 555-561.

[Lesnicki 2011]

Leśnicki, K. J., Kim, J. Y., Kurtis, K. E., & Jacobs, L. J. (2011). Characterization of ASR damage in concrete using nonlinear impact resonance acoustic spectroscopy technique. NDT & E International, 44(8), 721-727.

[Liao 2011]

Liao, W. I., Wang, J. X., Song, G., Gu, H., Olmi, C., Mo, Y. L., ... & Loh, C. H. (2011). Structural health monitoring of concrete columns subjected to seismic excitations using piezoceramic-based sensors. *Smart Materials and Structures*, 20(12), 125015.

[Lillamand 2010]

Lillamand, I., Chaix, J. F., Ploix, M. A., & Garnier, V. (2010). Acoustoelastic effect in concrete material under uni-axial compressive loading. *NDT & E International*, 43(8), 655-660.

[Lott 2016-1]

Lott, M., Payan, C., Garnier, V., Vu, Q. A., Eiras, J. N., Remillieux, M. C., Pierre-Yves Le Bas and Ulrich, T. J. (2016). Three-dimensional treatment of nonequilibrium dynamics and higher order elasticity. *Applied Physics Letters*, 108(14), 141907.

[Lott 2016-2]

Lott, M., Remillieux, M. C., Le Bas, P. Y., Ulrich, T.J., Garnier, V., and Payan, C. "From local to global measurements of nonclassical nonlinear elastic effects in geomaterials". *Journal of the Acoustical Society of America*. April, 2016. Under review.

[Makhort 1990]

Makhort, F. G., Gushcha, O. I., & Chernoochenko, A. A. (1990). Theory of acoustoelasticity of Rayleigh surface waves. *International Applied Mechanics*, 26(4), 346-350.

[Mayergoyz 1985]

Mayergoyz, I. D. (1985). Hysteresis models from the mathematical and control theory points of view. *Journal of Applied Physics*, 57(8), 3803-3805.

[McCall 1994]

McCall, K. R., & Guyer, R. A. (1994). Equation of state and wave propagation in hysteretic nonlinear elastic materials. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 99(B12), 23887-23897.

[Métais 2016]

Métais, V., Chekroun, M., Le Marrec, L., Le Duff, A., Plantier, G., & Abraham, O. (2016). Influence of multiple scattering in heterogeneous concrete on results of the surface wave inverse problem. *NDT & E International*, 79, 53-62.

[Metha 1986]

Mehta, P.K., 1986. Hardened cement paste-microstructure and its relationship to properties. In *Finep, ed. Proceedings of 8th International Congress on the Chemistry of Cement*. Rio de Janeiro, pp. 113–121.

[Miller 1955]

Miller, G. F., & Pursey, H. (1955, December). *On the partition of energy between elastic waves in a semi-infinite solid*. In *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* (Vol. 233, No. 1192, pp. 55-69). The Royal Society.

[Moradi-Marani 2014]

Moradi-Marani, F., Kodjo, S. A., Rivard, P., & Lamarche, C. P. (2014). *Nonlinear Acoustic Technique of Time Shift for Evaluation of Alkali-Silica Reaction Damage in Concrete Structures*. *ACI Materials Journal*, 111(5), 581-592.

[Murnaghan 1937]

Murnaghan, F., "Finite Deformations of an Elastic Solid", *American Journal of Mathematics*, (1937).

[Naik 2004]

Naik, T. R., Malhotra, V. M., and Popovics, J. S. "Handbook on Nondestructive Testing of Concrete", chapter 8: *The Ultrasonic Pulse Velocity Method*. ASTM and CRC Press, 2004.

[Nechnech 2000]

Nechnech, W. (2000). *Contribution à l'étude numérique du comportement du béton et des structures en béton armé soumises à des sollicitations thermiques et mécaniques couplées: une approche thermo-élasto-plastique endommageable* (Doctoral dissertation).

[NF EN 1504-9]

Produits et systèmes pour la protection et la réparation de structures en béton - Définitions, exigences et maîtrise de la qualité et évaluation de la conformité - Partie 9: principes généraux d'utilisation des produits et systèmes, novembre 2008.

[NF EN 1992-1-1]

Eurocode 2 - Calcul des structures en béton - Partie 1-1: règles générales et règles pour les bâtiments.

[Ngala 1997]

Ngala, V. T., & Page, C. L. (1997). *Effects of carbonation on pore structure and diffusional properties of hydrated cement pastes*. *Cement and Concrete Research*, 27(7), 995-1007.

[Nguyen 2013]

Nguyen, T. D. (2013). *Étude de la zone d'interphase «granulats calcaires poreux-pâte de ciment»: Influence des propriétés physico-mécaniques des granulats; Conséquence sur les propriétés mécaniques du mortier* (Doctoral dissertation, Saint-Etienne, EMSE).

[Nogueira 2001]

Nogueira, C. L., & Willam, K. J. (2001). *Ultrasonic testing of damage in concrete under uniaxial compression*. *Materials Journal*, 98(3), 265-275.

[Noumowé 1995]

Noumowé, A. "Effet de hautes températures (20-600°C) sur le béton - Cas particulier du béton à hautes performances". *Thèse de Génie Civil: Institut National des Sciences Appliquées de Lyon et Univ. Lyon I*, 1995. 231p.

[Ostrovsky 2001]

Ostrovsky, L. A., & Johnson, P. A. (2001). *Dynamic nonlinear elasticity in geomaterials. Rivista del nuovo cemento*, 24(7), 1-46.

[Ould Naffa 2002]

Naffa, S. O., Goueygou, M., Piwakowski, B., & Buyle-Bodin, F. (2002). *Detection of chemical damage in concrete using ultrasound. Ultrasonics*, 40(1), 247-251.

[Papadakis 1965]

Papadakis, E. P. (1965). *Revised Grain-Scattering Formulas and Tables. The journal of the acoustical society of America*, 37(4), 703-710.

[Payan 2007]

Payan, C. (2007). *Étude du potentiel de l'acoustique non linéaire pour le suivi de l'endommagement du béton (Doctoral dissertation, Thèse de doctorat, Université de la Méditerranée)*.

[Payan 2009]

Payan, C., Garnier, V., Moysan, J., & Johnson, P. A. (2009). *Determination of third order elastic constants in a complex solid applying coda wave interferometry. Applied Physics Letters*, 94(1), 011904.

[Payan 2012]

Payan, C., & Ulrich, T. J. (2012). *Nondestructive Evaluation: Nonlinear Ultrasound to Evaluate the Integrity of Thermally Damaged Concrete. EPRI, Palo Alto, CA*.

[Payan 2014-1]

Payan, C., Ulrich, T. J., Le Bas, P. Y., Griffa, M., Schuetz, P., Remillieux, M. C., & Saleh, T. A. (2014). *Probing material nonlinearity at various depths by time reversal mirrors. Applied Physics Letters*, 104(14), 144102.

[Payan 2014-2]

Payan, C., Ulrich, T. J., Le Bas, P. Y., Saleh, T., & Guimaraes, M. (2014). *Quantitative linear and nonlinear resonance inspection techniques and analysis for material characterization: Application to concrete thermal damage. The Journal of the Acoustical Society of America*, 136(2), 537-546.

[Payan 2015]

Payan, C. *Contribution à la caractérisation non destructive des milieux complexes: Ultrasons diffus et non-linéarité. HDR Dissertation. Aix Marseille Université, 2015*.

[Pfister 2014]

Pfister, V., Tundo, A., & Luprano, V. A. (2014). Evaluation of concrete strength by means of ultrasonic waves: A method for the selection of coring position. Construction and Building Materials, 61, 278-284.

[Piwakowski 2004]

Piwakowski, B., Fnine, A., Goueygou, M., & Buyle-Bodin, F. (2004). Generation of Rayleigh waves into mortar and concrete samples. Ultrasonics, 42(1), 395-402.

[Piwakowski 2008]

Piwakowski, B., Kosecki, A., & Safinowski, P. (2008). Contrôle non destructif du béton par ultrasons à l'aide d'un dispositif automatisé. In Journées COFREND 2008 (pp. papier-139).

[Piwakowski 2014]

Piwakowski, B., Liu, Q., Balayssac, J. P., Villain, G., Garnier, V., Kaczamrek, M., & Drelich, R. (2014). Identification of inhomogeneous concrete cover by non-contact ultrasonic method. In EWSHM-7th European Workshop on Structural Health Monitoring.

[Ploix 2011]

Ploix, M. A., Garnier, V., Breyse, D., & Moysan, J. (2011). NDE data fusion to improve the evaluation of concrete structures. NDT & E International, 44(5), 442-448.

[Popovics 2000]

Popovics, J. S., Song, W. J., Ghandehari, M., Subramaniam, K. V., Achenbach, J. D., & Shah, S. P. (2000). Application of surface wave transmission measurements for crack depth determination in concrete. Materials Journal, 97(2), 127-135.

[Popovics 2010]

Popovics, J. S., and Abraham, O. "Non-Destructive Evaluation of Reinforced Concrete Structures: Non-Destructive Testing Methods, chapter 20 Surface wave techniques for evaluation of concrete structures", pages 441-465. Elsevier Inc., 2010.

[Preisach 1935]

Preisach, F. (1935). Über die magnetische Nachwirkung. Zeitschrift für physik, 94(5-6), 277-302.

[Quiviger 2010]

Quiviger, A., Zardan, J. P., Chaix, J. F., Payan, C., Garnier, V., Moysan, J., & Salin, J. (2010, April). Caractérisation Ultrasonore de Fissures dans les Bétons Méthodes Linéaires et Non Linéaires. In 10ème Congrès Français d'Acoustique.

[Quiviger 2012-1]

Quiviger, A. (2012). Ultrasons diffus pour la caractérisation d'une fissure dans le béton: approche linéaire et non linéaire (Doctoral dissertation, Aix-Marseille).

[Quiviger 2012-2]

Quiviger, A., Payan, C., Chaix, J. F., Garnier, V., & Salin, J. (2012). *Effect of the presence and size of a real macro-crack on diffuse ultrasound in concrete. NDT & E International, 45(1), 128-132.*

[Ramtani 1990]

Ramtani, S. (1990). *Contribution à la modélisation du comportement multiaxial du béton endommagé avec description du caractère unilatéral (Doctoral dissertation, Paris 6).*

[Rasolofosaon 1997]

Rasolofosaon, P., Zinszner, B., & Johnson, P. A. (1997). *Propagation des ondes élastiques dans les matériaux non linéaires Aperçu des résultats de laboratoire obtenus sur les roches et des applications possibles en géophysique. Revue de l'Institut Français du Pétrole, 52(6), 585-608.*

[Renaud 2008]

Renaud, G. (2008). *Mesure de non-linéarités élastiques et dissipatives par interaction d'ondes acoustiques: application à la quantification du micro-endommagement de l'os trabéculaire (Doctoral dissertation, Tours).*

[Renaud 2009]

Renaud, G., Callé, S., & Defontaine, M. (2009). *Remote dynamic acoustoelastic testing: Elastic and dissipative acoustic nonlinearities measured under hydrostatic tension and compression. Applied physics letters, 94(1), 011905.*

[Renaud 2011]

Renaud, G., Talmant, M., Callé, S., Defontaine, M., & Laugier, P. (2011). *Nonlinear elastodynamics in micro-inhomogeneous solids observed by head-wave based dynamic acoustoelastic testing. The Journal of the Acoustical Society of America, 130(6), 3583-3589.*

[Renaud 2012]

Renaud, G., Le Bas, P. Y., & Johnson, P. A. (2012). *Revealing highly complex elastic nonlinear (anelastic) behavior of Earth materials applying a new probe: Dynamic acoustoelastic testing. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 117(B6).*

[Renaud 2013-1]

Renaud, G., Rivière, J., Le Bas, P. Y., & Johnson, P. A. (2013). *Hysteretic nonlinear elasticity of Berea sandstone at low-vibrational strain revealed by dynamic acousto-elastic testing. Geophysical Research Letters, 40(4), 715-719.*

[Renaud 2013-2]

Renaud, G., Rivière, J., Hauptert, S., & Laugier, P. (2013). *Anisotropy of dynamic acoustoelasticity in limestone, influence of conditioning, and comparison with nonlinear resonance spectroscopy. The Journal of the Acoustical Society of America, 133(6), 3706-3718.*

[Renaud 2014]

Renaud, G., Rivière, J., Larmat, C., Rutledge, J. T., Lee, R. C., Guyer, R. A., ... & Johnson, P. A. (2014). *In situ characterization of shallow elastic nonlinear parameters with dynamic acoustoelastic testing. Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 119(9), 6907-6923.

[Rivière 2013]

Rivière, J, G. Renaud, R. A. Guyer, and P. A. Johnson, "Pump and probe waves in dynamic acousto-elasticity: Comprehensive description and comparison with nonlinear elastic theories," *Journal of Applied Physics*, (Vol.114, Issue 5) 6 August 2013.

[Rivière 2014]

Riviere, J., Remillieux, M. C., Ohara, Y., Anderson, B. E., Hauptert, S., Ulrich, T. J., & Johnson, P. A. (2014). *Dynamic acousto-elasticity in a fatigue-cracked sample. Journal of Nondestructive Evaluation*, 33(2), 216-225.

[Scalerandi 2010]

Scalerandi, M., Gliozzi, A. S., Bruno, C. L. E., & Antonaci, P. (2010). *Nonequilibrium and hysteresis in solids: Disentangling conditioning from nonlinear elasticity. Physical Review B*, 81(10), 104114.

[Scalerandi 2016]

Scalerandi, M. "Power laws and elastic nonlinearity in materials with complex microstructure." *Physics Letters A* 380.3 (2016): 413-421.

[Scheffler 2011]

Scheffler, G. A., & Plagge, R. (2011). *Application of instantaneous profile measurement of moisture content and moisture potential in porous materials. Materials and structures*, 44(8), 1517-1536.

[Schneider 1988]

Schneider, U. (1988). *Concrete at high temperatures—a general review. Fire safety journal*, 13(1), 55-68.

[SENSO]

Balayssac, J. P. « Stratégie d'Evaluation Non destructive pour la Surveillance des Ouvrages en béton », *Projet ANR SENSO, Rapport final, septembre 2009.*

[Shin 2008]

Shin, S. W., Zhu, J., Min, J., & Popovics, J. S. (2008). *Crack depth estimation in concrete using energy transmission of surface waves. ACI Materials Journal*, 105(5).

[Shiotani 2007]

Shiotani, T., & Aggelis, D. G. (2007). Determination of surface crack depth and repair effectiveness using Rayleigh waves. Fracture mechanics of concrete and concrete structures—design, assessment and retrofitting of RC structures. Taylor & Francis, London, UK, 1011-1018.

[Shokouhi 2010-1]

Shokouhi, P., Niederleithinger, E., Zoëga, A., Barner, A., & Schöne, D. (2010, April). Using Ultrasonic Coda Wave Interferometry for Monitoring Stress-Induced Changes in Concrete. In 23rd EEGS Symposium on the Application of Geophysics to Engineering and Environmental Problems.

[Shokouhi 2010-2]

Shokouhi, P., A. Zoëga, and Herbert Wiggenhauser. "Nondestructive investigation of stress-induced damage in concrete." Advances in Civil Engineering 2010 (2010).

[Shokouhi 2012]

Shokouhi, P., Zoëga, A., Wiggenhauser, H., & Fischer, G. (2012). Surface wave velocity-stress relationship in uniaxially loaded concrete. ACI Materials Journal, 109(2), 141-148.

[Shull 2002]

Shull, P. J. (2002). Nondestructive evaluation: theory, techniques, and applications. CRC press.

[Snieder 2002]

Snieder, R., Grêt, A., Douma, H., & Scales, J. (2002). Coda wave interferometry for estimating nonlinear behavior in seismic velocity. Science, 295(5563), 2253-2255.

[Soltani 2013]

Soltani, F., Goueygou, M., Lafhaj, Z., & Piwakowski, B. (2013). Relationship between ultrasonic Rayleigh wave propagation and capillary porosity in cement paste with variable water content. NDT & E International, 54, 75-83.

[Sornette 1989]

Sornette, D. (1989). Acoustic waves in random media. I. Weak disorder regime. Acta Acustica united with Acustica, 67(3), 199-215.

[Stephan 2012]

Stephan, P., & Salin, J. (2012). Ageing management of concrete structure: Assessment of EDF methodology in comparison with SHM and AIEA guides. Construction and building materials, 37, 924-933.

[Ten Cate 2000]

TenCate, J. A., Smith, E., & Guyer, R. A. (2000). Universal slow dynamics in granular solids. Physical Review Letters, 85(5), 1020.

[Thiery 2003]

Thiery, M., Villain, G., & Platret, G. (2003, August). Effect of carbonation on density, microstructure and liquid water saturation of concrete. In Advances in Cement and Concrete, Engineering Conferences International (ECI), Copper Mountain, Colorado, USA (pp. 481-490).

[Trarieux 2014]

Trarieux C., "Mesure des propriétés viscoélastique non linéaire par une méthode d'acousto-élasticité dynamique", Thèse doctorale, Université François-Rabelais de Tours. 2014.

[Van Damme 2014]

Van Damme, B., & Van Den Abeele, K. (2014). The application of nonlinear reverberation spectroscopy for the detection of localized fatigue damage. Journal of Nondestructive Evaluation, 33(2), 263-268.

[Van Den Abeele 1997]

Van Den Abeele, K., Johnson, P. A., Guyer, R. A., and McCall, K. R. (1997). "On the quasi-analytic treatment of hysteretic nonlinear response in elastic wave propagation," J. Acoust. Soc. Am. 101(4), 1885–1898.

[Van Den Abeele 2000-1]

Van Den Abeele, K. A., & De Visscher, J. (2000). Damage assessment in reinforced concrete using spectral and temporal nonlinear vibration techniques. Cement and Concrete Research, 30(9), 1453-1464.

[Van Den Abeele 2000-2]

Van Den Abeele, K. A., Johnson, P. A., & Sutin, A. (2000). Nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS) techniques to discern material damage, part I: nonlinear wave modulation spectroscopy (NWMS). Research in nondestructive evaluation, 12(1), 17-30.

[Van Den Abeele 2000-3]

Van Den Abeele, K. A., Carmeliet, J., Ten Cate, J. A., & Johnson, P. A. (2000). Nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS) techniques to discern material damage, part II: single-mode nonlinear resonance acoustic spectroscopy. Journal of Research in Nondestructive Evaluation, 12(1), 31-42.

[Van Den Abeele 2001]

Van Den Abeele, K. A., Sutin, A., Carmeliet, J., & Johnson, P. A. (2001). Micro-damage diagnostics using nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS). Ndt & E International, 34(4), 239-248.

[Van Den Abeele 2002]

Van Den Abeele, K. A., Carmeliet, J., Johnson, P. A., & Zinszner, B. (2002). Influence of water saturation on the nonlinear elastic mesoscopic response in Earth materials and the implications to the mechanism of nonlinearity. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 107(B6).

[Viktorov 1967]

Viktorov, I. A. (1970). *Rayleigh and Lamb waves: physical theory and applications*. Plenum press.

[Vu 2011]

Vu, N. T. (2011). *Contribution à l'étude de la corrosion par carbonatation du béton armé: Approche expérimentale et probabiliste (Doctoral dissertation, Toulouse, INSA)*.

[Vu 2016]

Vu, Q. A., Garnier, V., Chaix, J. F., Payan, C., Lott, M., & Eiras, J. N. (2016). « Concrete cover characterisation using dynamic acousto-elastic testing and Rayleigh waves ». *Construction and Building Materials*, 114, 87-97.

[Warnemuende 2004]

Warnemuende, K., & Wu, H. C. (2004). *Actively modulated acoustic nondestructive evaluation of concrete*. *Cement and Concrete Research*, 34(4), 563-570.

[Wiktor 2011]

Wiktor, V., & Jonkers, H. M. (2011). *Quantification of crack-healing in novel bacteria-based self-healing concrete*. *Cement and Concrete Composites*, 33(7), 763-770.

[Yan 2009]

Yan, S., Sun, W., Song, G., Gu, H., Huo, L. S., Liu, B., & Zhang, Y. G. (2009). *Health monitoring of reinforced concrete shear walls using smart aggregates*. *Smart Materials and Structures*, 18(4), 047001.

[Yim 2012]

Yim, H. J., Kim, J. H., Park, S. J., & Kwak, H. G. (2012). *Characterization of thermally damaged concrete using a nonlinear ultrasonic method*. *Cement and Concrete Research*, 42(11), 1438-1446.

Evaluation du béton d'enrobage par acoustique non linéaire et ondes de surface

Résumé

Dans le cadre du suivi des structures en génie civil, les contrôles non destructifs par ultrasons du béton permettent d'obtenir des informations concernant ses propriétés mécaniques, ainsi que la porosité, la teneur en eau, la carbonatation, la chloration, etc. Les méthodes d'évaluation par ultrasons sont nombreuses et ne sont pas toutes sensibles aux mêmes paramètres. Les mesures en acoustique non linéaire permettent d'ausculter le béton à l'échelle mésoscopique où les ondes interagissent avec les microfissures et le réseau de porosité. Les paramètres associés sont connus comme étant beaucoup plus sensibles que ceux issus des mesures linéaires. Plusieurs auteurs ont montré que le béton, est un matériau hétérogène et complexe, qui présente un comportement fortement non linéaire croissant avec l'état endommagé.

Nous développons dans cette thèse un type de mesure non linéaire : DAET (Dynamic Acousto-Elastic Testing). Cette technique fondée sur le principe d'une excitation dynamique du matériau à basse fréquence, utilise les ondes ultrasonores pour suivre la variation du comportement élastique et hystérétique du matériau en fonction de l'amplitude d'excitation. Cette excitation dynamique contribue à activer les non-linéarités et permet d'observer plusieurs phénomènes physiques dans un même essai.

Dans ce travail, nous focalisons sur le problème du béton d'enrobage qui tient un rôle essentiel dans la durée de vie d'une structure de génie civil. Nous étudions l'interaction des mesures non linéaires par DAET avec les ondes de Rayleigh qui se propagent dans le béton de peau. Nous montrons la sensibilité importante de l'évolution de paramètres non linéaires en fonction de l'endommagement thermique et de la carbonatation.

Par la suite, nous proposons une nouvelle méthodologie de la mesure DAET avec la vibration transitoire générée par un impact. Nous étalonnons dans un premier temps notre technique dans le cas d'ondes de volume en transmission indirecte. Les ondes sont alors générées en continue. Dans un deuxième temps, nous présentons l'application de la méthode proposée en utilisant les ondes de Rayleigh en continu sur des éprouvettes de grandes dimensions.

Cette approche d'auscultation par une seule face associée à un impact ouvre de larges possibilités de transposer les mesures pour une application sur site.

Mots clés : *contrôles non destructifs, béton d'enrobage, ondes de Rayleigh, acoustique non linéaire, Dynamic Acousto-Elastic Testing, endommagement thermique, carbonatation, vibration transitoire.*

Abstract

As part of the monitoring of civil engineering structures, ultrasonic-based nondestructive testing techniques allow to obtain information about mechanical properties of concrete, as well as its porosity, water content, carbonation, chlorination, etc. The ultrasonic-based methods are numerous and are not all susceptible to the same parameters. The nonlinear acoustic measurements allow the concrete auscultation at the mesoscopic scale where the waves interact with microcracks and porosity network. The associated parameters are known to be much more sensitive than those from linear measurements. Several authors have shown that the concrete is a heterogeneous and complex material, which has a highly nonlinear behavior, increasing with the damaged state.

We develop in this thesis a type of nonlinear technique: DAET (Dynamic Acousto-Elastic Testing). This technique based on the principle of a dynamic excitation at low-frequency and the use of high frequency ultrasounds to follow the variation of the elastic behavior and hysteresis of the material as a function of the excitation amplitude. The dynamic excitation helps to activate the nonlinearities and allows to observe different physical phenomena in the same test.

In this work, we focus on the problem of the concrete cover which plays a crucial role in the life of a structure. We study the interaction of the DAET measurement with Rayleigh waves which propagate in the outer layer. We show the high sensitivity evolution of the nonlinear parameters in function of thermal damage and carbonation.

Subsequently, we propose a new methodology of DAET measurement with the transient vibration generated by impact. We calibrate first our technique in the case of bulk waves in indirect transmission. The waves are generated continuously. Secondly, we present the application of the proposed method using continuous Rayleigh waves on large samples.

This auscultation approach with a single sided access combined with an impact opens broad possibilities of transposing measurements for on-site application.

Keywords : *nondestructive testing, concrete cover, Rayleigh waves, nonlinear acoustic, Dynamic Acousto-Elastic Testing, thermal damage, carbonation, transient vibration.*