



**HAL**  
open science

# Apport aux contrôles non destructifs ultrasonores pour la détection des pathologies de gonflement interne du béton

Florian Ouvrier-Bufferet

► **To cite this version:**

Florian Ouvrier-Bufferet. Apport aux contrôles non destructifs ultrasonores pour la détection des pathologies de gonflement interne du béton. Acoustique [physics.class-ph]. Aix-Marseille Université, 2019. Français. NNT : 2019AIXM0657 . tel-04344404

**HAL Id: tel-04344404**

**<https://irsn.hal.science/tel-04344404v1>**

Submitted on 14 Dec 2023

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Aix-Marseille Université

École doctorale : Sciences pour l'Ingénieur, Mécanique, Physique, Micro et Nanoélectronique

Spécialité : Acoustique

Thèse de Doctorat

# **Apport aux contrôles non destructifs ultrasonores pour la détection des pathologies de gonflement interne du béton**

Florian OUVRIER-BUFFET

Soutenue le 13 Décembre 2019 à Aix-en-Provence devant le jury composé de :

Anissa MEZIANE	Professeure, I2M, Bordeaux	Rapportrice
Patrice RIVARD	Professeur, Université de Sherbrooke	Rapporteur
Jean-Paul BALAYSSAC	Professeur, LMDC, Toulouse	Examineur
Koen VAN DEN ABEELE	Professeur, Université KU Leuven	Examineur
Vincent GARNIER	Professeur, LMA, Aix-en-Provence	Directeur de thèse
Cédric PAYAN	Maitre de conférences HDR, LMA, Marseille	Co-directeur de thèse
Narintsoa RANAIVOMANANA	Maitre de conférences, LMDC, Toulouse	Co-directeur de thèse
Benoît DURVILLE	Ingénieur, IRSN, Cadarache	Invité
Christophe MARQUIE	Ingénieur, IRSN, Cadarache	Invité



# REMERCIEMENTS

---

Ces travaux de recherche sont le fruit d'une collaboration entre l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN), le Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (LMA) et le Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions (LMDC). J'ai effectué ma thèse entre ces trois entités situées respectivement à Cadarache, Aix-en-Provence et Toulouse. Les nombreux déplacements et séjours effectués entre ces sites m'ont permis de découvrir les facettes industrielles et académiques du monde de la recherche. Ces expériences m'ont profondément enrichi et m'ont apporté de nombreuses et nouvelles connaissances.

Je souhaite ainsi adresser mes remerciements à l'ensemble des personnes avec qui j'ai pu interagir durant ces trois années :

Je tiens en premier lieu à remercier sincèrement Anissa MEZIANE et Patrice RIVARD pour avoir accepté de rapporter ces travaux de thèse, étant conscient du travail que cela demande. Je remercie également Koen VAN DEN ADEELE pour avoir présidé le jury et Jean-Paul BALAYSSAC pour avoir examiné ces travaux.

Je remercie profondément mon directeur de thèse, Vincent GARNIER. Après m'avoir recruté pour un stage de fin d'études début 2016, j'ai eu l'honneur de poursuivre sous sa direction à travers ces travaux de doctorat. Ce fut un très grand plaisir de travailler auprès de lui : très accueillant, motivant, toujours bienveillant et abordable malgré ses nombreuses contraintes. J'ai particulièrement apprécié la confiance et la grande liberté d'entreprendre qu'il m'a accordées tout au long de ces travaux.

Je remercie chaleureusement mon co-directeur de thèse du LMA, Cédric PAYAN. Très ouvert, il m'a prodigué de nombreux et précieux conseils scientifiques. Je le remercie également pour sa sincérité et son réalisme. Chaque discussion avec lui était très enrichissante et fut l'occasion d'acquérir de nouvelles connaissances.

J'exprime ma gratitude à Narintsoa RANAIVOMANANA, mon co-directeur de thèse du LMDC. Après m'avoir accueilli à Toulouse, je le remercie pour sa patience, ses conseils, son soutien et plus particulièrement pour sa participation à la réalisation des maquettes d'essais qui sont souvent beaucoup plus complexes à réaliser que ce qu'il n'y paraît.

Je remercie vivement Benoît DURVILLE et Christophe MARQUIE, mes deux encadrants de l'IRSN. Toujours souriants, très efficaces, ce fut très agréable de travailler avec vous. Des pentes du Ventoux, j'espère vous croiser prochainement sur celles du Galibier ou de l'Iseran.

Je n'oublie pas les 3 stagiaires avec qui j'ai pu travailler et qui ont contribué à l'avancée de ces travaux. Je remercie ainsi Maykel ALKHAWLY, Morgan MANIGAND et Mohamed MILI.

Je remercie chaleureusement tous les doctorants ou post-doctorants du LMA d'Aix-en-Provence : Jesùs EIRAS, Scarlett GENDREY, Pierre KAUFFMANN, Olivier LOMBARD, Martin LOTT, Emma LUBEIGT, Quentin MARSAC, Manda RAMANIRAKA, Jean-Christophe VALLEY, Quang Anh VU, Ting YU. Bien plus que de simples collègues, ils ont contribué à travers une ambiance chaleureuse et une entraide forte au bon déroulement des travaux relatés dans ce manuscrit.

Je remercie l'ensemble du département GMP de l'IUT d'Aix-en-Provence pour les services rendus ainsi que pour le prêt de matériel. De la même manière, je n'oublie pas l'ensemble du personnel du service SEREX de l'IRSN à Cadarache.



## Remerciements

Enfin, je remercie ma famille, mes proches et mes amis pour leur soutien tout au long de ces 3 années et pour leur présence à ma soutenance.

# TABLE DES MATIERES

---

<b>Remerciements .....</b>	<b>2</b>
<b>Table des matières.....</b>	<b>4</b>
<b>Liste des principaux symboles .....</b>	<b>6</b>
<b>Liste des abréviations .....</b>	<b>7</b>
<b>Introduction générale .....</b>	<b>9</b>
<b>Chapitre 1 - Des Reactions de gonflement du béton aux contrôles non destructifs ultrasonores .....</b>	<b>13</b>
1.1 Reaction Alkali-Granulat .....	13
1.1.1 Généralité et exemple d'ouvrage atteint .....	13
1.1.2 Mécanisme de gonflement .....	15
1.2 Réaction sulfatique Interne .....	17
1.2.1 Généralité et exemple d'ouvrage atteint .....	17
1.2.2 Mécanisme de gonflement .....	19
1.3 Contrôle non destructif ultrasonore pour la détection des pathologies gonflantes .....	22
1.3.1 Acoustique linéaire .....	25
1.3.2 Acoustique passive.....	31
1.3.3 Acoustique non linéaire .....	35
1.4 Conclusions.....	44
<b>Chapitre 2 - Etude de la sensibilité des CND ultrasonores à la RSI .....</b>	<b>45</b>
2.1 Formulation béton et méthodes .....	45
2.1.1 Formulation béton .....	45
2.1.2 Instrumentation des éprouvettes.....	47
2.1.3 Cure thermique.....	48
2.1.4 Procédé de vieillissement accéléré.....	48
2.1.5 Acoustique linéaire .....	50
2.1.6 Emission acoustique.....	51
2.1.7 Acoustique non linéaire .....	55
2.2 Résultats et discussions.....	55
2.2.1 Cinétique d'expansion et variation de masse .....	55
2.2.2 Vitesses ultrasonores.....	57
2.2.3 RUS.....	59
2.2.4 Emission acoustique.....	60
2.2.5 NRUS .....	62
2.2.6 Microscopie.....	63
2.3 Conclusion .....	66
<b>Chapitre 3 - Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions .....</b>	<b>68</b>
3.1 Bloc expérimental .....	68
3.1.1 Propriétés du béton.....	69
3.1.2 Propriétés du grès.....	71
3.1.3 Interface entre le béton et le grès .....	72
3.2 Mesure de la Non linéarité non classique par Interaction onde pompe – onde sonde.....	73
3.2.1 Généralités .....	74

3.2.2	Paramètre non linéaire non classique.....	76
3.3	onde pompe de résonance.....	77
3.3.1	Montage expérimental.....	77
3.3.2	Interaction boule de grès - onde sonde.....	81
3.3.3	Traitement de signal.....	83
3.3.4	Résultats et discussions.....	85
3.4	Essais avec une onde pompe propagative.....	87
3.4.1	Montage expérimental.....	88
3.4.2	Traitement de signal.....	91
3.4.3	Résultats.....	94
3.4.4	Incertitudes de mesure.....	94
3.5	Bloc avec insert de béton réactif.....	96
3.6	Conclusion.....	99
<b>Chapitre 4 - Modélisation numérique de l'onde pompe propagative : vers un paramètre non linéaire quantitatif.....</b>		<b>100</b>
4.1	Modèle numérique.....	100
4.2	Modélisation de l'atténuation.....	103
4.2.1	Différents types d'atténuation.....	103
4.2.2	Modélisation de l'atténuation de viscosité.....	104
4.3	Mesure expérimentale des coefficients d'atténuation.....	110
4.3.1	Atténuation en OL.....	112
4.3.2	Atténuation en OT.....	114
4.4	Résultats quantitatifs d'acoustique non linéaire et discussions.....	115
4.5	Conclusion.....	123
<b>Conclusion générale.....</b>		<b>124</b>
<b>Perspectives.....</b>		<b>127</b>
<b>Bibliographie.....</b>		<b>129</b>

# LISTE DES PRINCIPAUX SYMBOLES

---

$\alpha$	Coefficient d'acoustique non linéaire non classique
$a_L$	Atténuation des ondes longitudinales (Néper/m)
$a_T$	Atténuation des ondes transversales (Néper/m)
$\beta$	Coefficient classique d'ordre un d'acoustique non linéaire
$C_{xx}$	Coefficients du tenseur d'élasticité (Pa)
$\delta$	Coefficient classique d'ordre deux d'acoustique non linéaire
$E$	Module d'Young (Pa)
$\varepsilon$	Déformation
$\dot{\varepsilon}$	Dérivée temporelle de la déformation
$\Delta\varepsilon$	Amplitude de déformation
$\lambda$	Premier coefficient de Lamé
$\eta_b$	Viscosité de volume (Pa·s)
$\eta_{xx}$	Coefficients du tenseur de viscosité (Pa·s)
$\rho$	Masse volumique (kg/m <sup>3</sup> )
$\sigma$	Contrainte (Pa/m <sup>2</sup> )
$\tau$	Constante de temps (s)
$\mu$	Module élastique de cisaillement (Second coefficient de Lamé) (Pa)
$\mu\varepsilon$	Microdéformation ( $10^{-6} \times \varepsilon$ )
$\mu_n$	Viscosité de cisaillement (Pa·s)
$\mu s$	Microseconde ( $10^{-6} \times s$ )
$V_L$	Vitesse des ondes longitudinales ou de compression (m/s)
$V_T$	Vitesse des ondes transversales ou de cisaillement (m/s)

# LISTE DES ABREVIATIONS

---

AL	Acoustique Linéaire
ANL	Acoustique Non Linéaire
CND	Contrôle Non Destructif
CWI	Coda Wave Interferometry
DAET	Dynamic Acousto Elastic Testing
EA	Emission Acoustique
EDS	Energy Dispersive Spectroscopy
EPR	Réacteur à eau pressurisée de troisième génération
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire
ITZ	Interfacial Transition Zone
LMA	Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (Aix-Marseille)
LMDC	Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions (Toulouse)
MEB	Microscopie Electronique à Balayage
NLNC	Non Linéarité Non Classique ou Non Linéaire Non Classique
NRUS	Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy
ODOBA	Observatoire de la Durabilité des Ouvrages en Béton Armé
OL	Onde Longitudinale
OT	Onde Transversale
RAG	Réaction Alkali-Granulat
RSE	Réaction Sulfatique Externe
RSI	Réaction Sulfatique Interne

RUS      Resonant Ultrasonic Spectroscopy

# INTRODUCTION GENERALE

---

Chaque minute, 35 000 tonnes de béton sont produites dans le monde<sup>1</sup>. Cette quantité correspond au volume d'un cube de 24 mètres de côté ou à 3 fois à la masse de la tour Eiffel. Ces chiffres illustrent l'importance que le béton a pris dans nos sociétés, puisqu'il s'agit actuellement du matériau de construction le plus utilisé à travers le monde [1]. Son utilisation est aussi vaste que variée, de la barque en ferro-ciment de Lambot (en 1848) aux navires durant les deux guerres mondiales, de la simple habitation aux gratte-ciels hectométriques, sans oublier les barrages, ponts et ouvrages nucléaires. La facilité de mise en œuvre du béton, sa combinaison synergique avec les armatures en acier, sa fabrication à partir de granulats locaux, un prix de revient attractif ainsi qu'une bonne résistance mécanique sont les facteurs qui en expliquent le succès.

De manière simple, le béton est un mélange de sable, de graviers, de ciment et d'eau. Cependant, dès lors que des performances mécaniques élevées et une longévité dans le temps sont recherchées, son élaboration nécessite de fortes compétences techniques. La quantité de chaque composant est étudiée afin d'avoir un squelette granulaire le mieux agencé possible au regard de l'utilisation qui en sera faite. Des additions (fumée de silice, cendres volantes, laitier, etc.) et des adjuvants (superplastifiants, entraîneur d'air, retardateur de prise, etc.) peuvent compléter la formulation afin d'en améliorer les performances. Comme dans toute industrie, il vient alors la problématique du contrôle qualité du produit après réalisation puis lors de son exploitation. Si l'intégrité de certains éléments en béton n'assurant pas ou peu de rôle mécanique n'a que peu d'importance, ce n'est absolument pas le cas des ouvrages stratégiques dont la défaillance peut conduire à des conséquences graves. Les immeubles, les ponts, les barrages et les structures industrielles relèvent de cette catégorie. Dans le domaine nucléaire, cadre dans lequel s'inscrit cette thèse, le béton est utilisé pour la réalisation de divers éléments nécessitant une fiabilité très élevée. Les enceintes de confinement dont l'épaisseur est d'environ un mètre en sont constituées, ainsi que les radiers des bâtiments réacteurs dont l'épaisseur est de l'ordre de 3 à 4 mètres. Enfin, le béton est également utilisé dans le domaine du stockage des déchets radioactifs en couche géologique profonde, tant en paroi des galeries de stockage qu'en matériau de confinement pour certains colis de déchets. Le recours aux examens destructifs tel le prélèvement de carottes pour contrôler le béton en son sein est de manière générale proscrit sur les ouvrages du domaine nucléaire. Il est considéré qu'un prélèvement local de matière pourrait constituer un point faible pour la structure et compromettre notamment ses exigences d'étanchéité. De ce fait, des outils de Contrôle Non Destructif (CND) adaptés doivent être développés pour contrôler le béton tout au long de sa vie d'autant plus que la plupart des exploitants nucléaires s'orientent vers une augmentation de la durée d'exploitation des réacteurs jusqu'à 60 ans en France et 80 ans aux États-Unis. Cette augmentation n'est envisageable que si le niveau de sûreté demeure équivalent à celui des installations neuves et qu'il est possible de le prouver par des contrôles.

Il se pose en particulier la question de l'évolution des performances du béton constituant l'enceinte de confinement des réacteurs puisqu'il s'agit de la troisième et dernière barrière de confinement.

---

<sup>1</sup> Valeur moyenne des sources [122] et [123]

Son rôle principal est d'empêcher la dispersion de la radioactivité en cas d'accident, ce qui implique de supporter une pression de vapeur d'environ 4.3 bar relatif et 153°C en cas de fusion totale du cœur [2]. L'enceinte sert également à protéger le réacteur des agressions extérieures (événements climatiques extrêmes, chute d'aéronefs, etc.). Les plus anciens réacteurs français (900 MWe: 34 réacteurs) ont une enceinte en béton précontraint avec un liner métallique interne assurant l'étanchéité. Les paliers suivants (1300 et 1450 MWe : 24 réacteurs) sont dotés d'une enceinte interne en béton précontraint sans liner métallique et d'une seconde enceinte externe en béton armé. Cette dernière conception sans liner implique que seul le béton assure l'étanchéité. Ainsi, il doit impérativement maintenir une faible perméabilité et des propriétés mécaniques suffisantes pendant toute sa durée de vie. Les réacteurs de troisième génération (EPR) sont quant à eux munis d'enceintes à double paroi avec liner métallique pour satisfaire à des exigences de sûreté plus importantes.

Le béton est un matériau vivant qui évolue au long de sa vie. Son vieillissement peut conduire sous certaines conditions à des désordres néfastes : endommagement par répétition de cycles de gel/dégel, carbonatation, attaque par des agents chimiques extérieurs (sel, chlore, etc.) ou encore apparition de pathologies gonflantes internes. Parmi ceux-ci, les réactions de gonflement interne constituent une source de préoccupation grandissante. Afin de mieux en évaluer l'impact, l'Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) a initié en 2016 le projet international ODOBA (Observatoire de la Durabilité des Ouvrages en Béton Armé) qui a pour objectifs une meilleure compréhension de ces pathologies gonflantes ainsi que le développement d'outils prédictifs de simulation et de méthodes de contrôle non-destructifs.

Les moyens actuels de surveillance des enceintes dédiés à la détection des pathologies gonflantes sont limités. D'un côté les examens destructifs sont proscrits et d'un autre le seul apport des mesures de déformation en surface ou d'ouverture de fissure ne permet pas de distinguer les diverses contributions (retrait/fluage vs. pathologies gonflantes). Les méthodes de contrôle non destructif existantes comme la radiographie ou les méthodes électromagnétiques de type radar se sont révélées peu adaptées vis-à-vis de la détection précoce de ces pathologies dans des éléments en béton de forte épaisseur. En revanche, les méthodes acoustiques tendent à être de plus en plus employées. La sensibilité des ultrasons à la structure interne du béton en font un choix judicieux. Récemment, il a notamment été montré que l'acoustique non linéaire permet en laboratoire la détection d'une des pathologies dès les premiers signes de gonflement du béton [1][2][3]. Il est alors proposé de poursuivre les recherches dans cette voie.

Les travaux relatés dans ce mémoire visent dans un premier temps à caractériser en laboratoire la sensibilité des méthodes ultrasonores vis-à-vis des pathologies gonflantes puis à développer celles qui ont le plus de potentiel en vue d'une transposition sur site. Plus précisément, deux pathologies de gonflement sont étudiées dans ces travaux : la Réaction Sulfatique Interne (RSI) et la Réaction Alkali Granulat (RAG) aussi nommées en anglais Delayed Ettringite Formation (DEF) et Alkali Silica Reaction (ASR). Dans les ouvrages, la cinétique de développement de ces pathologies est lente et s'étale généralement sur plusieurs années à dizaines d'années. Afin de travailler dans des délais convenables, des procédures de vieillissement accéléré sont appliquées au béton et permettent d'avoir un développement de pathologie déjà avancé pour des durées inférieures à l'année. Pour avoir un intérêt, la détection de ces pathologies doit s'effectuer le plus tôt possible, c'est à dire avant l'apparition de fissures visibles ou de déformations d'ensemble notable. Les techniques



ultrasonores alors employées différent de celles conventionnellement utilisées dans les matériaux homogènes car la nature composite du béton (matrice cimentaire, porosités, granulats de diverses tailles) entraîne des effets de multidiffusion et d'atténuations importants des ondes ultrasonores. Pour pallier ces effets, les développements actuels s'orientent vers des méthodes de résonance, d'acoustique non linéaire ou d'analyse de la multidiffusion. L'un des enjeux reste la transposition de ces méthodes de laboratoire à des éléments de grandes dimensions. La forte atténuation des signaux ultrasonores, les contraintes de bord contraignant les résonances et les géométries parfois particulières des pièces à inspecter sont autant de verrous à lever en vue de détecter une pathologie à cœur d'une pièce de forte épaisseur.

Ce manuscrit tente de lever ces verrous en commençant par des études de sensibilité en laboratoire puis en développant une méthode opérationnelle sur des blocs de béton de dimensions importantes. Le travail s'organise autour de 4 chapitres :

- Le chapitre 1 contextualise et définit la direction des recherches à effectuer au regard des travaux existants. Il commence par définir chacune des deux pathologies et les mécanismes chimiques conduisant à l'expansion du matériau. Des cas d'ouvrages réels affectés par ces pathologies et les conséquences qui en découlent sont brièvement exposés. A la suite de cette première partie, les techniques de CND ultrasonores appliquées à ces pathologies sont présentées, en se focalisant sur l'Acoustique Linéaire (AL), l'Acoustique Non Linéaire (ANL) et sur la technique d'Emission Acoustique (EA). L'étude de l'état de l'art dégage deux problématiques : il n'existe pas d'étude portant sur la sensibilité de l'ANL et de l'EA vis-à-vis de la RSI et il n'existe pas de technique d'ANL applicable à des pièces de grandes dimensions en vue de localiser une zone endommagée en profondeur.
- Le chapitre 2 propose de traiter la première problématique identifiée dans le chapitre 1, c'est à dire d'étudier la sensibilité de l'ANL et de la technique d'EA vis-à-vis de la RSI. Pour cela, de petites éprouvettes de laboratoires en béton ont subi un traitement thermique au jeune âge afin de provoquer l'apparition de la pathologie. Un protocole de vieillissement accéléré leur est ensuite appliqué. Au fur et à mesure de l'expansion du béton, des essais de CND sont régulièrement effectués. Le reste du temps, l'EA enregistre en continu l'activité acoustique sur chaque éprouvette. Une fois les essais terminés, des analyses de microscopie et de microfissuration sont effectuées afin de caractériser la microstructure du béton et d'expliquer les résultats des essais de CND.
- Le chapitre 3 traite la seconde problématique identifiée dans le chapitre 1. Il s'agit de développer une méthode en ANL visant à détecter et localiser une zone de béton pathologique au cœur d'un bloc de dimensions importantes. L'originalité de ce travail est l'utilisation d'une onde pompe propagative pour activer la non linéarité. Cette nouveauté permet de s'affranchir des contraintes jusqu'alors imposées par les conditions de bord et de la géométrie de la pièce à inspecter. Pour développer cette méthode, un bloc de béton de dimensions 40x40x70 cm a été conçu. Il contient en son cœur une boule de grès simulant un béton endommagé localement. Le grès a été choisi car sa forte non linéarité simule un béton atteint par une pathologie.
- Le chapitre 4 s'inscrit dans la continuité du précédent et propose une démarche visant à rendre quantitatives les grandeurs obtenues par la technique d'ANL précédemment développée. Pour cela une approche numérique étalonnée à partir de mesures expérimentales

et prenant en compte la viscoélasticité du béton permet de déterminer l'amplitude de déformation sur la trajectoire de l'onde sonde. Il est alors envisageable d'établir un lien entre la mesure CND et l'avancement de la pathologie.

Les travaux portant sur la réalisation des maquettes pathologiques et sur l'Emission Acoustique se sont déroulés au Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions (LMDC) à Toulouse. Le vieillissement accéléré des éprouvettes, les essais de CND ainsi que le développement de la technique d'acoustique non linéaire avec une onde pompe propagative ont été réalisés au Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique (LMA) au sein de l'antenne d'Aix en Provence dédiée aux CND et à Cadarache (IRSN). Cette thèse est financée par et pour les besoins de l'Institut de Radioprotection et de Sureté Nucléaire (IRSN) au sein du Service Etude et Recherche EXpérimentale (SEREX). Cette thèse fait partie intégrante du consortium CONCRETE et du projet international ODOBA initié et piloté par l'IRSN, dont la plateforme expérimentale est localisée à Cadarache.

# **CHAPITRE 1 - DES REACTIONS DE GONFLEMENT DU BETON AUX CONTROLES NON DESTRUCTIFS ULTRASONORES**

---

La connaissance du matériau et de la nature de l'endommagement recherchés est essentielle pour proposer des contrôles non destructifs adéquats. Dans la première partie de ce chapitre, il est proposé une description des mécanismes mis en jeu pour chacune des pathologies conduisant à l'expansion du béton. Bien que les conséquences ultimes de ces deux pathologies soient l'endommagement du béton par fissuration, les origines sont différentes. Il est nécessaire d'en tenir compte au regard des CND dont une revue bibliographique est proposée en seconde partie de ce chapitre.

## **1.1 REACTION ALCALI-GRANULAT**

### **1.1.1 Généralité et exemple d'ouvrage atteint**

La Réaction Alkali Granulat (RAG) est une pathologie gonflante du béton identifiée à partir des années 1940 aux Etats-Unis [3]. La physico-chimie mise en jeu est décrite à travers une littérature abondante à ce sujet. Plus précisément, le terme RAG désigne les différentes réactions chimiques pouvant intervenir entre les ions alcalins  $\text{Na}^+$  et  $\text{K}^+$  (associées aux hydroxydes  $\text{OH}^-$ ) présents dans le béton et certains granulats. La plupart du temps, le ciment constitue la source de ces ions qui sont dissous dans la solution interstitielle bien qu'un apport externe d'alcalins soit également possible. Le produit de la RAG est un gel silico-alcalin hydrophile qui gonfle en absorbant l'eau disponible.

Cette pathologie affecte de nombreux ouvrages en béton à travers le monde et plus particulièrement ceux qui sont exposés à un taux d'humidité élevé ou immergés dans l'eau (murs de toutes dimensions, barrages, piles de ponts). En France, le barrage du Chambon situé dans le département de l'Isère constitue un des exemples les plus documentés [4]. Mis en eau en 1935, les premiers signes d'expansion ont été relevés à partir de 1958. Sévèrement atteint par la RAG, le gonflement a conduit à l'apparition de fissures et à un déplacement de certaines parties de l'ouvrage. De nombreux travaux d'entretien s'avèrent nécessaires à partir de 1992 pour garantir la sûreté du barrage (Figure 1).



**Figure 1 : Barrage du Chambon lors des travaux de pose de la géo membrane en PVC après sciage du corps du barrage (<http://www.carpitech.com>).**

Un nouveau déversoir a dû être construit. Deux campagnes de sciage du corps du barrage ont permis de créer des rainures afin de relâcher les contraintes dues aux gonflements. Cette méthode a été utilisable sans affaiblir l'ouvrage car le barrage du Chambon est un barrage de type poids malgré son apparence incurvée. Au total, 15 traits de scie d'une épaisseur comprise entre 11 et 16 mm ont dû être effectués sur les 294 m de longueur de l'ouvrage. Plus de 400 câbles précontraints traversant la largeur du barrage ont été installés dans la partie supérieure pour le renforcer. Un composite en fibre de carbone relie les têtes d'ancrage des câbles entre elles pour confiner les zones qui pourraient échapper à l'influence d'un câble. Une géo-membrane en PVC imperméable est également posée sur la face amont du barrage pour limiter les infiltrations d'eau dans l'ouvrage. Enfin la cote d'exploitation du barrage a été réduite par rapport au niveau initial. Cet exemple d'ouvrage affecté par la RAG montre que les désordres et les restrictions d'exploitation engendrés par cette pathologie se révèlent très importants.

Dans l'industrie nucléaire, la centrale de Seabrook aux Etats-Unis a été reconnue atteinte par la RAG en 2010 par la NRC (Nuclear Regulatory Commission - Autorité de sûreté nucléaire américaine). Il s'agit d'un réacteur à eau pressurisée situé dans l'état du New Hampshire d'une puissance de 1250 MW. Plusieurs parties de la centrale sont affectées par la pathologie dont l'enceinte de confinement [5]. Les désordres se traduisent par l'apparition de microfissurations et de fissures, par le déplacement de certains murs et par le développement de moisissures. Des modélisations numériques ont montré que la résistance de la structure était jusqu'à présent suffisante au regard des marges qui avaient été prises lors de la conception. La centrale est donc déclarée apte au fonctionnement mais avec un statut dégradé et non conforme [6]. Dès lors, un programme de surveillance de l'évolution de la pathologie a été mis en place. Si le cas de la centrale de Seabrook constitue l'exemple le plus documenté, il n'en demeure pas moins que des traces d'apparition de la RAG ont été répertoriées sur diverses centrales nucléaires à travers le monde notamment en Belgique (Tihange) [7], au Canada (Gentilly) [8], au Japon (Ikata) [9], en France (Civaux) [10]. Cette énumération non exhaustive est donnée à titre d'exemple.

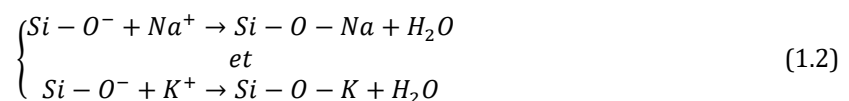
## 1.1.2 Mécanisme de gonflement

Le terme RAG englobe trois types de réaction pouvant intervenir en fonction de la nature des granulats :

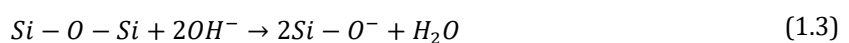
- La plus courante est la réaction alcali-silice. Il s'agit de la réaction entre les ions alcalins de la solution interstitielle et la silice ( $\text{SiO}_2$ ) non ou mal cristallisée (amorphe) contenue dans les granulats. Cette réaction constituera l'objet des développements présentés ci-après.
- La réaction alcali-silicate est souvent considérée comme la pathologie des bétons aux granulats dits sales. Cette pathologie survient en présence de minéraux argileux (silicates), et particulièrement en présence de terre. Plus précisément les silicates sont des sels combinant de la silice à des oxydes métalliques. L'argile peut aussi être présente sous forme d'inclusion dans les granulats. Excepté l'élément à l'origine du gonflement, cette pathologie est semblable à la première car les mêmes réactifs et produits sont mis en jeu.
- Enfin la réaction alcali-carbonate est la moins bien connue et la plus rare. Elle est différente des deux premières car le réactif apporté par le granulat n'est pas de la silice. Il semblerait que la dolomie ou la magnésie contenue dans certains granulats calcaire réagisse avec les ions hydroxyle produisant des gonflements.

Dans la littérature, plusieurs modèles de mécanismes réactionnels de la RAG existent [11]. Des processus dit topo-chimiques reposent sur le fait que la réaction a lieu à l'emplacement où se trouvent les réactifs, tandis que des processus trans-solutions envisagent des transports d'espèces favorisant le développement de la réaction dans tout le béton. Une description précise de ces processus n'est pas l'objet de ce chapitre, seul est détaillé ici le mécanisme général admis par la majorité des auteurs. Ce mécanisme est valable dans les cas les plus courants de la réaction alcali-silice et alcali-silicate.

Deux réactions chimiques indépendantes attaquent la silice la plus instable des granulats [12]. La première est l'ionisation des groupements silanols ( $\text{Si-OH}$ ) par les ions hydroxydes provenant majoritairement de la portlandite ( $\text{Ca(OH)}_2$ ) du ciment (équation (1.1)). Le retour à l'électroneutralité est assuré par combinaison avec les ions alcalins (équation (1.2)).



La seconde réaction est la rupture des ponts siloxanes ( $\text{Si-O-Si}$ ) par les ions hydroxydes :

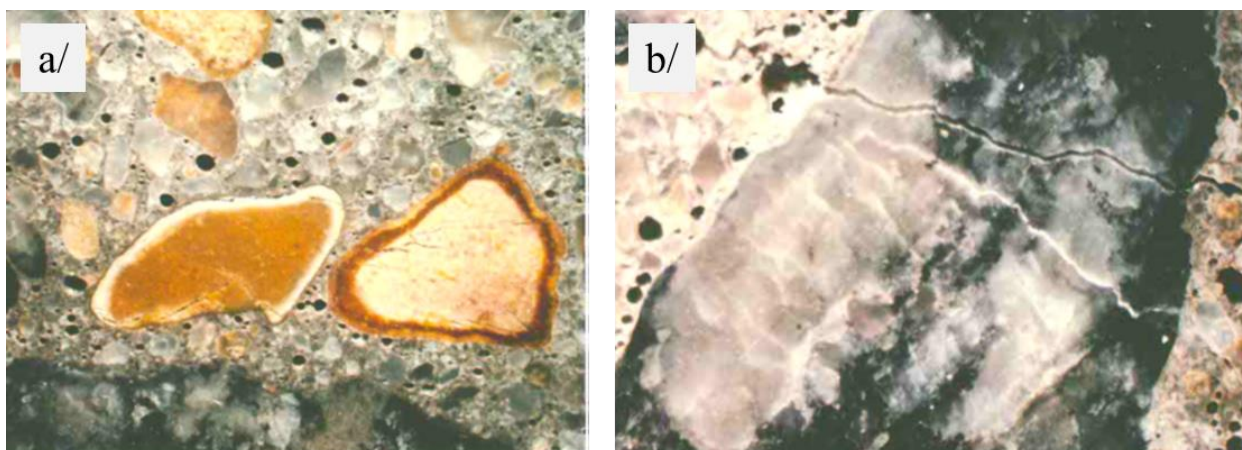


Certains travaux proposent d'affiner ce modèle en ajoutant le double effet qu'apporterait la dissociation de la portlandite en  $\text{Ca}^{2+}$  et  $\text{OH}^-$  [13]. Les ions calciums se substitueraient aux ions alcalins une fois les produits de réaction formés et assureraient par conséquent un rôle régénérateur pour les ions alcalins. Le second effet est l'apport d'ions hydroxydes pouvant remplacer ceux

consommés au cours de la réaction.

Suite à ces deux réactions chimiques, la silice instable est extraite des granulats pour se retrouver dissoute dans la solution interstitielle. Elle formera par combinaison avec d'autres éléments et en absorbant de l'eau des gels gonflants responsables des dégradations. Ces processus chimiques conduisant aux gels gonflants ne sont pas très bien connus et semblent varier en fonction des espèces présentes dans chaque béton. Il n'existe pas à ce jour de consensus à ce sujet dans la littérature. F. Rajabipour [14] a publié en 2015 une synthèse des connaissances actuelles dans laquelle il détaille les paramètres influents sur la RAG.

Suivant la cinétique de développement de la RAG, la localisation préférentielle de l'endommagement varie (la nature des granulats a également une influence) (Figure 2). Pour une cinétique de réaction rapide, la fissuration et les gels se concentrent davantage au niveau de l'interface pâte de ciment/granulat appelée également Interfacial Transition Zone (ITZ). Etant donné qu'il y a consommation de silice à la surface du granulat, les liaisons originelles de l'ITZ sont souvent rompues et les contacts imparfaits augmentent. Ces phénomènes peuvent conduire au déchaussement partiel ou total du granulat d'autant que le gel de RAG peut agir comme un lubrifiant. L'acoustique non linéaire est très sensible à ce type d'endommagement (voir section 1.3.3). Dans le cas d'une cinétique lente, les gels et microfissures se forment principalement à l'intérieur des granulats. V. Jensen [15] qui propose une classification de l'ensemble des RAG en fonction de leurs cinétiques, estime que dans ce cas, des processus de cristallisation peuvent apparaître dans les granulats à la place du gel. La formation de cristaux solides dans les microfissures pourrait réduire le phénomène de battement (clapping) de ces dernières et éventuellement diminuer le potentiel de détection de l'ANL. Il convient d'en tenir compte en fonction du spécimen étudié : les essais sur des éprouvettes de laboratoire (lors d'essais accélérés) relèvent souvent de la cinétique rapide voire très rapide tandis que la majorité des cas de RAG in-situ ont une cinétique rapide ou lente.



**Figure 2 : a/ Auréole foncée de RAG autour d'un petit granulat de gneiss de granite (côté droit de l'image) inclus dans la matrice cimentaire[16]. b/ Fissure de RAG dans un granulat de gneiss de granite. En dessous la fissure principale, des fissures remplies de gel (en blanc) sont visibles[16].**

Concernant l'échelle macroscopique, plusieurs effets propres à la RAG sont notables. Le premier rend compte de l'hétérogénéité spatiale de la RAG. Celle-ci apparaît dans un premier temps de manière hétérogène et non localisée dans la masse du béton lorsque les trois éléments nécessaires



que sont les alcalins, les granulats réactifs et une humidité importante sont réunis. Cette disparité est observée en laboratoire où l'expansion d'éprouvettes issues d'une même gâchée de béton réactif peut varier jusqu'à un ordre de grandeur d'environ 30% à temps de vieillissement égal [17][18]. Le second effet propre à la RAG est le caractère anisotrope de son développement [19][20]. Le gonflement peut varier jusqu'à un facteur deux selon que la direction considérée est orthogonale ou parallèle à celle de coulage. Plus précisément, l'expansion est maximale selon un axe parallèle au sens du coulage et minimale selon les axes orthogonaux. L'origine de ce phénomène est que la direction de coulage du béton influe sur l'orientation des granulats et sur la répartition d'eau et des porosités autour de ceux-ci. Les surfaces apparentes de porosité les plus importantes se trouvent dans les plans orthogonaux à la direction de coulage. Sachant que les gels de RAG remplissent et mettent en pression ces porosités, l'expansion sera la plus forte dans la direction de coulage [17].

Enfin pour clore cette section, nous noterons que des mesures normatives et réglementaires ont été prises afin de limiter l'apparition de cette pathologie pour les bétons récents puisqu'une classification de la réactivité des granulats a été proposée. Trois catégories sont distinguées selon la norme NF P18-594 : NR (Non Réactif), PR (Potentiellement Réactif) et PRP (Potentiellement Réactif à effet de Pessimum<sup>2</sup>). Cette classification est aujourd'hui utilisée dans l'industrie du génie civil. Pour les bétons anciens réalisés avant cette classification, les normes ASTM C1293 et NF P18-454 (accompagnée du fascicule d'interprétation P18-456) permettent d'établir le potentiel de gonflement à partir de carottes prélevées sur site. Généralement un béton est déclaré atteint par la RAG lorsque l'expansion des éprouvettes prélevées et mises en vieillissement accéléré dépasse 0.04% sur une durée d'une année [21].

## 1.2 REACTION SULFATIQUE INTERNE

### 1.2.1 Généralité et exemple d'ouvrage atteint

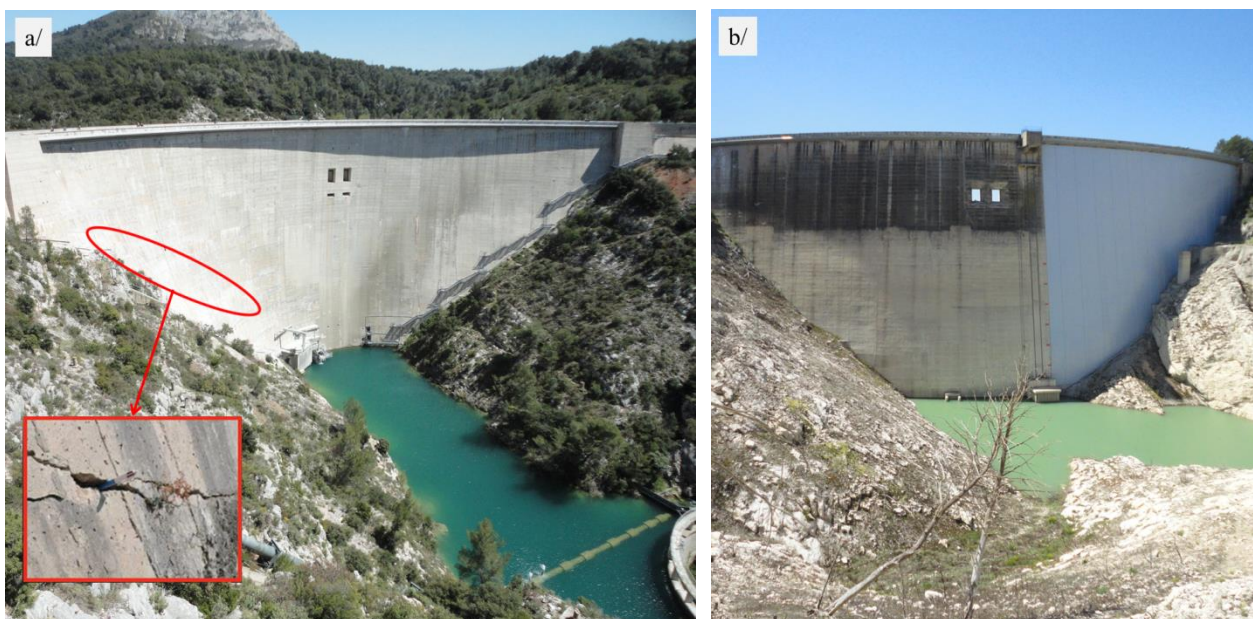
La Réaction Sulfatique Interne (RSI) ou « Delayed Ettringite Formation by Internal Sulfate Attack (DEF by ISA) » en anglais est une pathologie de gonflement affectant les bétons. Elle se caractérise par la formation différée de cristaux d'ettringite (trisulfoaluminate de calcium hydraté) sans apport de sulfates externes. Il faut cependant la distinguer de la Réaction Sulfatique Externe (RSE) ou « Delayed Ettringite Formation by External Sulfate Attack (DEF by ESA) » qui est une pathologie résultant de l'apport externe de sulfates par l'environnement (sol, eaux de ruissellement, etc.). Nous aborderons dans la suite de ces travaux uniquement le cas de la RSI. Une condition nécessaire au développement de la RSI est l'atteinte par la matrice cimentaire d'une température supérieure à environ 65°C, pendant une durée suffisante durant la prise. Ce cas peut apparaître principalement dans trois situations. La première se rencontre lors de la fabrication de pièces préfabriquées qui sont chauffées pour accélérer la prise du béton. La seconde peut se produire lors du coulage de pièces massives, notamment par temps chaud et lors de levées successives rapprochées. La chaleur d'hydratation du ciment (entre 200 et 500 joules par gramme à 41 heures pour la plupart des ciments) provoque l'élévation en température du cœur de la pièce en particulier. Enfin la troisième situation appelée également RSI tardive apparaît lorsqu'un béton mature et durci est confronté à une élévation de température (incendie, échauffement par une conduite de vapeur secondaire en centrale ou échauffement lié à la charge radioactive de colis de déchets dans les installations de stockage).

---

<sup>2</sup> Effet Pessimum : Se dit pour des granulats dont la composition et la taille induisent une réactivité maximale

LA RSI est une pathologie identifiée beaucoup plus tardivement que la RAG. Les premières dégradations attribuées à la RSI ont été observées sur des traverses de chemin de fer en béton préfabriquées en usine dans les années 1980 [22][23]. Celles-ci subissaient une cure thermique post-coulage afin d'accélérer la prise du béton. Depuis, d'autres expertises mettant en cause la RSI ont été répertoriées dans des ouvrages ou des pièces coulées en place [24].

Le barrage de Bimont localisé dans le département des Bouches-du-Rhône en France est un exemple typique d'ouvrage atteint par la RSI [25]. D'une longueur de 180 mètres en crête et d'une hauteur de 87 m, sa construction fut achevée en 1952. A partir de 1960, des fissures ont été découvertes sur le côté droit de la paroi aval du barrage. La fissuration et les déplacements de certaines parties de l'ouvrage ont progressé au fur et à mesure des années. Entre 1965 et 1979 des campagnes d'analyses du béton ont été menées pour déterminer l'origine de l'expansion (la RSI n'était pas encore connue à cette époque). Ce n'est qu'en 2003 à l'occasion d'une nouvelle campagne d'analyse que la présence massive d'ettringite expansive est remarquée et que le barrage est diagnostiqué atteint par la RSI. Ainsi, près de 50 carottages ont été réalisés dans le barrage pour connaître l'état de fissuration du béton en profondeur. Certaines carottes sont mises en vieillissement accéléré et montrent une forte propension au gonflement. Par la suite des simulations numériques montrent que les contraintes les plus élevées ne sont plus induites par la pression hydrostatique mais par les gonflements induits par la RSI. A partir de 2017, la retenue d'eau est vidée pour permettre la réalisation de travaux de confortement (Figure 3). Ceux-ci consistent entre autre en l'injection de coulis, l'installation de tirants d'ancrages, la pose d'une membrane étanche et une instrumentation du barrage plus poussée.



**Figure 3 : Barrage de Bimont. a/ Face aval du barrage. En rouge, localisation de la zone principale affectée par la RSI avec des ouvertures de fissure centimétrique [25]. b/ Face amont du barrage avec la retenue d'eau vidée. Membrane étanche (en gris) installée sur le côté droit.**

Dans le domaine de l'industrie nucléaire, l'Autorité de Sûreté Nucléaire (ASN) a émis au cours des dernières années des rapports mentionnant le risque de RSI sur certains ouvrages du parc français. Il est notamment fait état de la centrale de Chooz situé dans le département des Ardennes où des signes de RSI ont été observés sur les 2 enceintes entraînant le classement de l'ouvrage au maximum de l'échelle de risque RSI [26]. La centrale de Civaux située dans le département de la



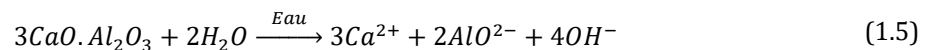
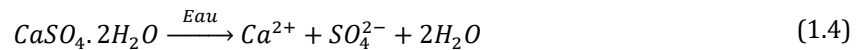
Vienne en France est également concernée par un risque élevé de développement de la RSI en plus de la RAG [10].

## 1.2.2 Mécanisme de gonflement

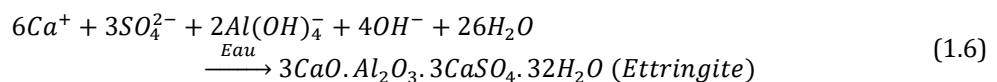
L'ettringite qui est responsable du gonflement associé à la RSI fait partie des hydrates naturellement formés lors de la prise du ciment. Avant de poursuivre, il est important de mentionner que l'ettringite peut désigner différents cristaux ayant une structure chimique similaire [27][28]. Ainsi, au sein de ces cristaux il peut y avoir interchangeabilité de certains ions par des ions d'une autre espèce (par exemple  $SO_4^{2-}$  par  $SiO_4^{4-}$ ). Dans le cadre de ces travaux, seule l'ettringite sulfatique qui est prépondérante dans le béton est considérée. Dans la suite de ce manuscrit, le terme ettringite désignera implicitement ettringite sulfatique.

La présence d'ettringite dans le béton n'est pas en soi néfaste, tout dépend à quel moment de la vie du béton elle se forme. Lors de la prise, l'ettringite apparaît naturellement dans le béton sous forme de cristaux et participe à la cohésion de la matrice cimentaire. En revanche elle peut devenir problématique lorsqu'elle se forme une fois la matrice complètement durcie. En effet, les pressions créées par le phénomène de cristallisation sont importantes et provoquent l'expansion du matériau et à terme de l'endommagement. Le groupe de travail AFGC-RGCU [29] propose de distinguer trois types d'ettringite selon leurs modalités de formation dans le béton :

- Ettringite primaire : il s'agit de l'ettringite se formant naturellement lors de l'hydratation du ciment. Le régulateur de prise, c'est-à-dire le gypse (équation (1.4)) et l'aluminate tricalcique provenant du clinker (équation (1.5)) se dissolvent dans l'eau pour former des ions.



L'ettringite se constitue à partir d'une combinaison des ions explicités dans les équations ci-dessus. Son écriture la plus courante est exprimée à travers l'équation (1.6).



L'ettringite apparaît sous forme de cristaux présentant un faciès aciculaire<sup>3</sup>. Se formant quasi-instantanément après apport d'eau, ces cristaux ne provoquent pas de gonflement car ils cristallisent avant le durcissement du béton, dans les espaces libres du matériau. Ces cristaux ont alors un caractère bénéfique, puisqu'ils contribuent à la cohésion de la pâte de ciment au jeune âge et à une diminution de la porosité.

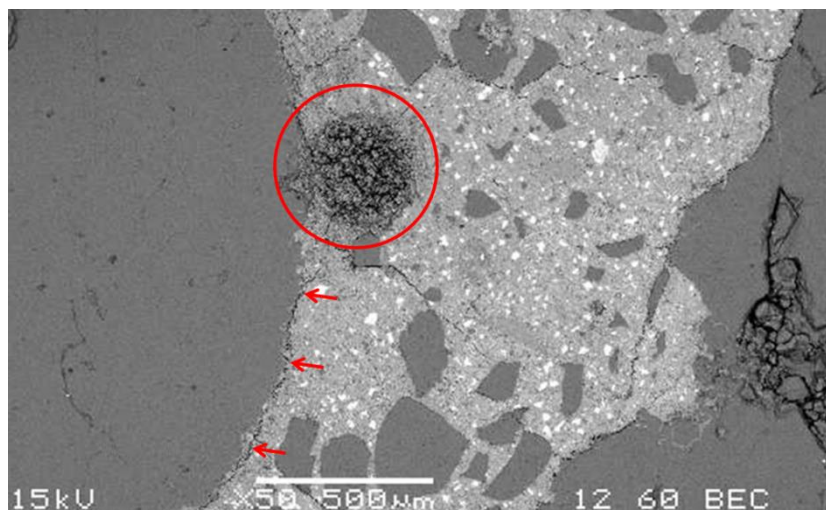
- Ettringite secondaire : il s'agit d'ettringite qui se forme dans le béton durci. Il est possible de distinguer deux modes de formation : soit par des phénomènes de circulation d'eau entraînant la dissolution et la recristallisation de l'ettringite déjà existante, soit à partir d'apports de sulfates internes excédentaires (venant du ciment, de l'eau, ou des granulats). Dans le cas des phénomènes de dissolution et recristallisation, l'ettringite se forme de manière aciculaire dans les espaces libres du béton (pores, fissures, interfaces pâte granulats)

<sup>3</sup> Aciculaire : Se dit de cristaux ayant la forme d'aiguilles

et ne présente généralement pas de caractère expansif. En revanche, l'ettringite de formation secondaire consécutive à un apport interne de sulfates est susceptible d'induire des gonflements résultant des pressions de cristallisation. Cette ettringite pathologique cristallise sous une forme massive et comprimée. L'ettringite secondaire se rencontre également pour la RSE dans le cas d'apports externes de sulfates. L'ettringite secondaire étant une pathologie (en cas de gonflement) moins courante que l'ettringite différée explicitée ci-dessous, elle n'est pas étudiée dans la suite de ce manuscrit.

- Ettringite différée : il s'agit d'ettringite qui se forme également dans le béton durci et qui crée des gonflements irréversibles. L'acronyme RSI fait référence à l'apparition de cette ettringite pathologique. Lors de la coulée, l'ettringite primaire se forme pourtant normalement. Mais si la température du béton dépasse environ 65°C, l'ettringite formée va devenir instable. Ainsi, les ions sulfates de l'ettringite primaire tendent à être libérés et viennent se fixer sous forme de nano-cristaux de monosulfoaluminate sur les CSH<sup>4</sup>. Les autres espèces composant l'ettringite primaire restent dissoutes dans la solution interstitielle. Après retour à température ambiante et sous certaines conditions (présence d'humidité, teneur en alcalins et pH adéquat), les monosulfoaluminates vont se séparer des CSH pour revenir dans la solution interstitielle. Des cristaux d'ettringite (maintenant appelée ettringite différée) vont alors se reformer sous forme massive en provoquant des pressions de gonflement conduisant à des phénomènes d'expansion. L'ettringite différée cristallise dans la pâte de ciment du béton en remplissant d'abord les espaces libres. L'ITZ de par sa nature poreuse en fait partie (Figure 4). Lorsqu'il n'y plus d'espace libre disponible, les interfaces ont tendance à s'ouvrir en créant de la microfissuration puis de la fissuration. En conditions naturelles, ce phénomène peut s'étaler sur plusieurs années, voire dizaines d'années.

La concentration en alcalins du béton a aussi un effet sur la stabilité de l'ettringite [30] : plus cette concentration est forte, moins l'ettringite est stable. Certains auteurs considèrent alors que la teneur en alcalins abaisse la température de solubilité de l'ettringite [31].

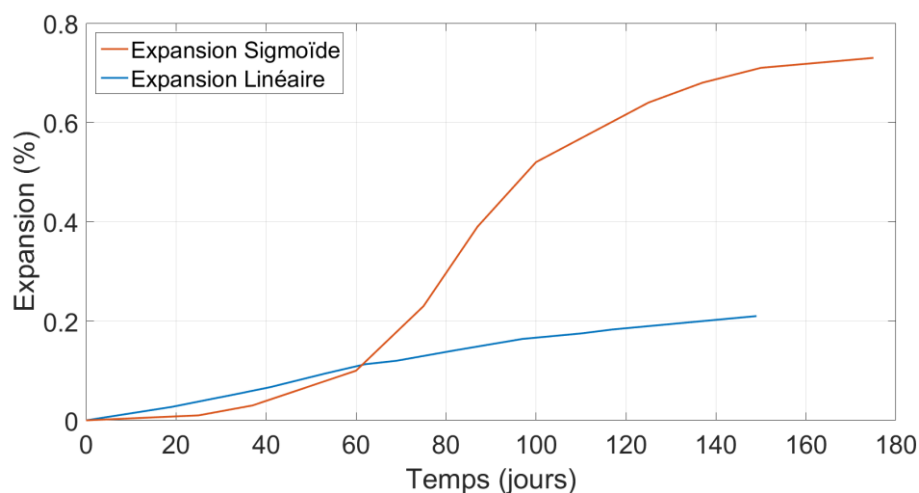


**Figure 4 : Microscopie MEB d'un béton atteint de RSI (réalisée au LMDC dans le cadre des essais du Chapitre 2). Encadrés en rouge : cristaux d'ettringite remplissant une porosité. Pointés par les flèches rouges : cristaux d'ettringite au niveau de l'ITZ.**

<sup>4</sup> C-S-H : Calcium Silicate Hydrate, silicates de calcium hydratés issus de l'hydratation du ciment. Ils représentent plus de 50% en masse d'une pâte de ciment hydratée

Dans la suite de ce document, seule la RSI résultant de l'apparition de l'ettringite différée est considérée.

Pour des essais en laboratoire dans des délais raisonnables, il est nécessaire d'accélérer le développement de la pathologie. Généralement cela consiste à stocker les éprouvettes concernées dans une solution aqueuse ou dans une atmosphère saturée en humidité à une température comprise entre 20°C et 38°C [32][33][34]. Des cycles de séchage imbibition/humidification peuvent également être réalisés. Les gonflements engendrés par la RSI peuvent être distingués en deux familles (Figure 5) : les gonflements rapides en forme de sigmoïde présentant une forte accélération avant stabilisation (rouge) et les gonflements plus lents et linéaires en fonction du temps (bleu) [34]. Les cas de bétons pathologiques in-situ (par conséquent en vieillissement naturel) sont assimilables la plupart du temps aux gonflements lents et linéaires. Cette dissociation des familles est nécessaire car il a été montré qu'à niveau d'expansion égale un béton relevant d'un gonflement en forme de sigmoïde présente plus d'endommagement qu'un béton affichant un gonflement linéaire [32] (Voir section 1.3.1.3 pour plus de détails). Ainsi, une attention particulière doit être portée au protocole de vieillissement accéléré qui ne doit pas engendrer un sur-endommagement du béton par rapport à un cas réel. Cela aurait notamment comme conséquence de surestimer le potentiel de détection de la RSI par une méthode de CND.



**Figure 5 : Différentes familles d'expansion mesurées sur des éprouvettes de laboratoire 7x7x28 cm. En rouge, gonflement de type sigmoïde. En bleu, gonflement de type linéaire.**

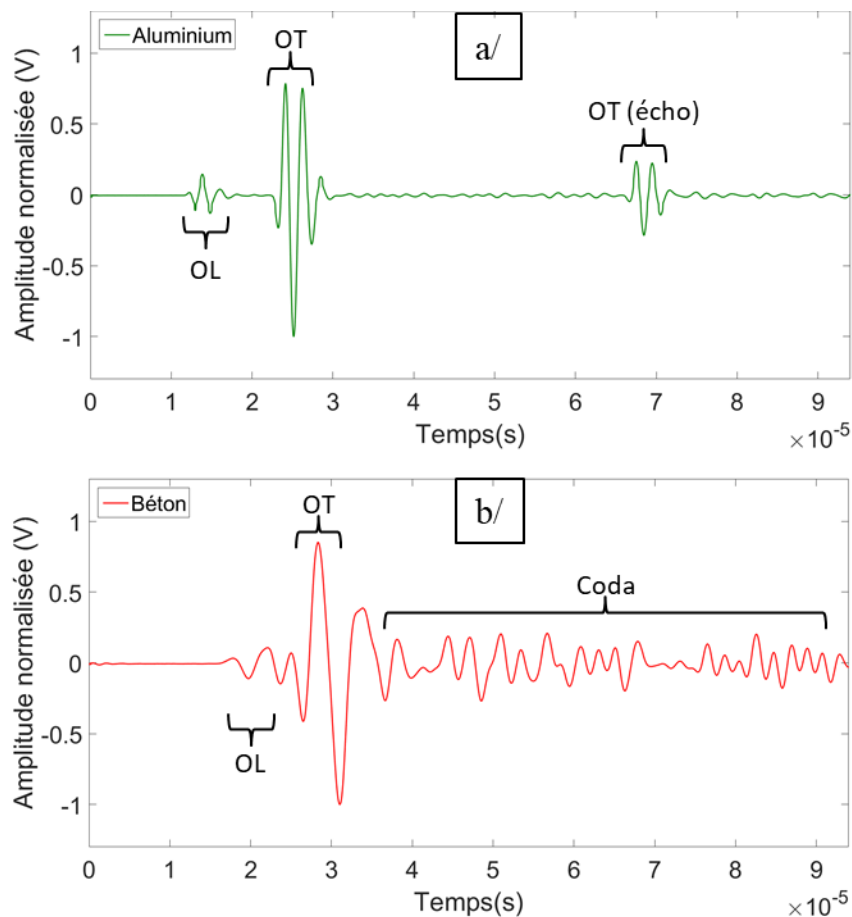
Concernant l'échelle macroscopique, il a été montré que l'expansion engendrée par la RSI est isotrope en l'absence de contraintes (bords libres) quelle que soit la direction de coulage du béton [17]. Il est également mentionné dans [17] que la porosité joue un rôle important sur l'amplitude de l'expansion : une partie des cristaux d'ettringite peut s'y loger sans contribuer au gonflement. Ainsi, pour une même formulation béton, une variation de 1% de la porosité (différence de vibration par exemple) est susceptible d'entraîner une différence de 20% sur l'expansion finale.

Pour pallier au problème de la RSI, la communauté du génie civil a émis des recommandations [35]. Elles consistent principalement en l'utilisation de ciment moins exothermique, à réaliser des levées de plus petites dimensions lors de la réalisation de pièces massives ou encore à limiter le taux d'alcalins dans le ciment. Dans certains pays chauds et en cas de forte chaleur, l'utilisation d'eau de gâchage réfrigérée ou même avec de la glace peut s'avérer nécessaire pour limiter la température initiale du béton [36][37]. Généralement, un béton est déclaré inapte à l'emploi (car susceptible de

développer la RSI) si l'expansion moyenne d'éprouvettes mises en vieillissement accéléré excède 0.04% en l'espace de 12 mois [38].

### **1.3 CONTROLE NON DESTRUCTIF ULTRASONORE POUR LA DETECTION DES PATHOLOGIES GONFLANTES**

Le CND ultrasonore appliqué à la détection précoce des pathologies gonflantes du béton diffère des contrôles effectués usuellement dans les matériaux métalliques ou homogènes. Une des singularités provient de la nature composite du matériau. En effet, le béton est composé d'une matrice cimentaire, de sable, de granulats de diverses tailles et de porosités avec des propriétés mécaniques propres à chacun de ces composants (module d'élasticité, coefficient de Poisson, masse volumique). D'un point de vue acoustique, le béton est vu comme la succession d'une multitude d'interfaces et d'inclusions qui conduisent à de la réfraction, réflexion, diffusion ou encore conversion de modes des ondes. Ceci a pour effet de déformer et dégrader considérablement la forme d'un signal ultrasonore émis (Figure 6). Dans le béton, l'importance du phénomène de diffusion est régi par le rapport entre la longueur d'onde ultrasonore et les dimensions des granulats [39][40]. Plus la longueur d'onde est petite au regard de la taille des granulats, plus le phénomène de diffusion va s'amplifier, pouvant même aller jusqu'à l'atténuation complète de l'onde directe. Par conséquent, la fréquence d'émission est limitée par le matériau, ce qui s'avère être un handicap pour certaines techniques où les hautes fréquences apportent de meilleures résolutions temporelles (pour déterminer les temps de vol par exemple).



**Figure 6 : Essais ultrasonores en transmission à travers une éprouvette d'aluminium puis de béton de même épaisseur (70mm). Les traducteurs utilisés sont des OT résonant à 500kHz (Panametrics V151). Les mêmes réglages sont conservés pour les deux essais. a/ Aluminium : l'onde directe transversale ainsi que son écho qui correspond à un aller-retour et demi sont parfaitement distinguables. Une onde longitudinale de faible amplitude est également observée (l'émission d'une OT pure est difficilement réalisable expérimentalement). b/ Béton : l'OT directe est plus difficilement observable à cause des OL arrivant en amont et de la coda<sup>5</sup> en aval. L'écho de l'OT n'est pas distinguable.**

Concernant la détection précoce des pathologies de gonflement du béton, la nature des défauts recherchés s'apparente à des microfissurations (dans la pâte de ciment ou les granulats) et à des ruptures de liaisons entre les granulats et la pâte de ciment. Ces défauts sont de taille micrométrique et ne peuvent pas être considérés à l'unité. Seul un volume (de plusieurs cm<sup>3</sup> a minima pour le béton) où la densité de ces phénomènes est élevée sera considéré comme un défaut. Pour cette raison, les termes d'endommagement diffus ou de microfissuration diffuse sont couramment employés pour caractériser les défauts générés par le développement précoce d'une pathologie gonflante.

D'autres particularités propres au béton impactent les CND ultrasonores. En premier lieu, il convient de tenir compte du fait que le béton est un matériau évoluant naturellement tout au long de sa vie. Si la prise s'effectue en grande partie au cours du premier mois après coulage (d'où les tests de résistance à 28 jours), elle se poursuit dans de moindres mesures par la suite. Ainsi le module d'élasticité et les vitesses de propagation ultrasonores augmenteront en conséquence.

La teneur en eau du béton est un autre facteur impactant les CND ultrasonores. Elle est fonction de l'hydratation de la pâte de ciment, des conditions climatiques ou encore des conditions de stockage.

<sup>5</sup> Coda : Train d'onde incohérent résultant de la multidiffusion et des réflexions multiples

D'un point de vue acoustique l'augmentation de la teneur en eau va accroître la vitesse de propagation des ondes [41][42] et affectera également l'atténuation des ondes. Le couplage de capteurs ultrasonores (traducteurs) constitue également une particularité propre au béton. La surface à inspecter étant la plupart du temps rugueuse, le moyen de couplage doit être choisi de manière à permettre une bonne transmission des ondes (voir section 3.3.1 pour plus de détails).

Ces différents effets montrent les particularités des mesures ultrasonores appliquées au béton et justifient que certains développements utilisés dans les matériaux homogènes ne soient pas transposables en l'état à ce matériau. Dans la suite de ce sous-chapitre, les principales techniques de CND ultrasonores appliquées aux cas des pathologies gonflantes du béton et leur sensibilité respective sont détaillées. Ces techniques se distinguent selon trois catégories : acoustique passive, acoustique linéaire et acoustique non linéaire (Figure 7). L'acoustique passive fait référence à la technique d'Emission Acoustique (EA) qui consiste à écouter les signaux acoustiques provenant du matériau sans rien y émettre. L'acoustique linéaire, dans le cadre de ces travaux, se réfère aux mesures de célérité et aux méthodes de mise en résonance de type Resonant Ultrasonic Spectroscopy (RUS). Ces méthodes permettent de déterminer les paramètres élastiques qui caractérisent le matériau et ou d'en suivre leurs évolutions. Enfin, l'acoustique non linéaire exploite une loi de comportement contrainte-déformation non linéaire sous chargement dynamique pour en extraire des paramètres traduisant la qualité des contacts internes du matériau. Les méthodes nommées Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS) et Dynamic Acousto Elastic Testing (DAET) relèvent de cette catégorie.

Avant de clore cette introduction aux CND ultrasonores, il est nécessaire d'évoquer brièvement les méthodes basées sur l'analyse des ondes diffuses (Coda Wave Interferometry - CWI) [43] bien que celles-ci n'aient pas pu être abordées dans ce manuscrit. Il n'en demeure pas moins qu'elles constituent une voie envisageable pour la détection des pathologies gonflantes : la multidiffusion trouve son origine au niveau de l'ITZ tout comme les premières manifestations des pathologies. Des approches mêlant CWI et acoustique non linéaire existent [44] mais la difficulté à estimer la déformation sur le trajet des ondes multi-diffusées constitue un frein à l'obtention de paramètres quantitatifs. Des recherches actuelles portent également sur la caractérisation de l'ITZ [45] afin de mieux comprendre l'influence de cette dernière sur le comportement élastique global du béton et donc sur la multidiffusion des ondes par la suite.

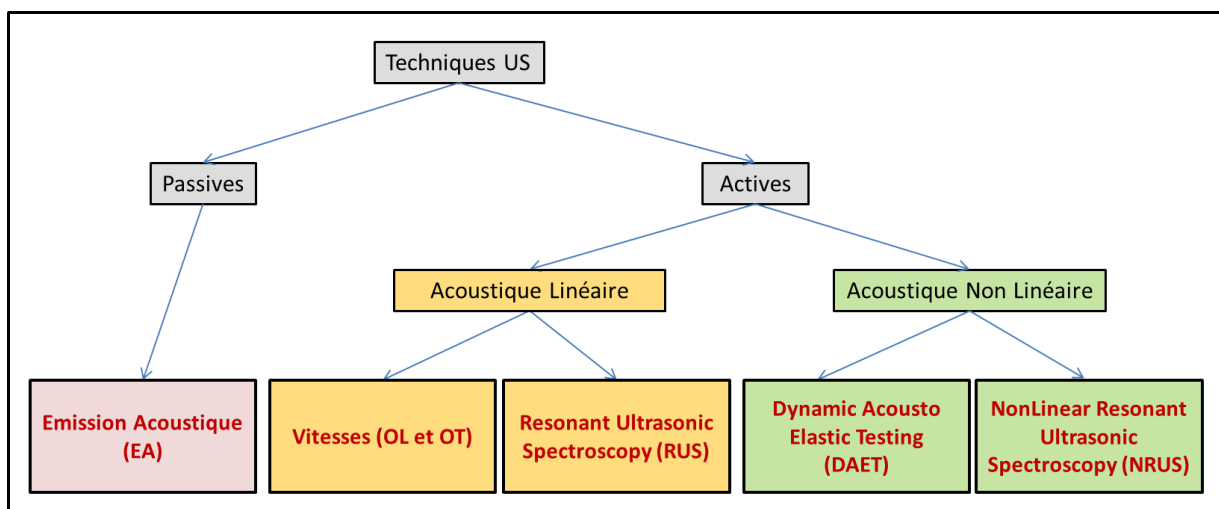


Figure 7 : Arborescence des techniques de CND ultrasonores servant de support aux travaux développés dans ce manuscrit.

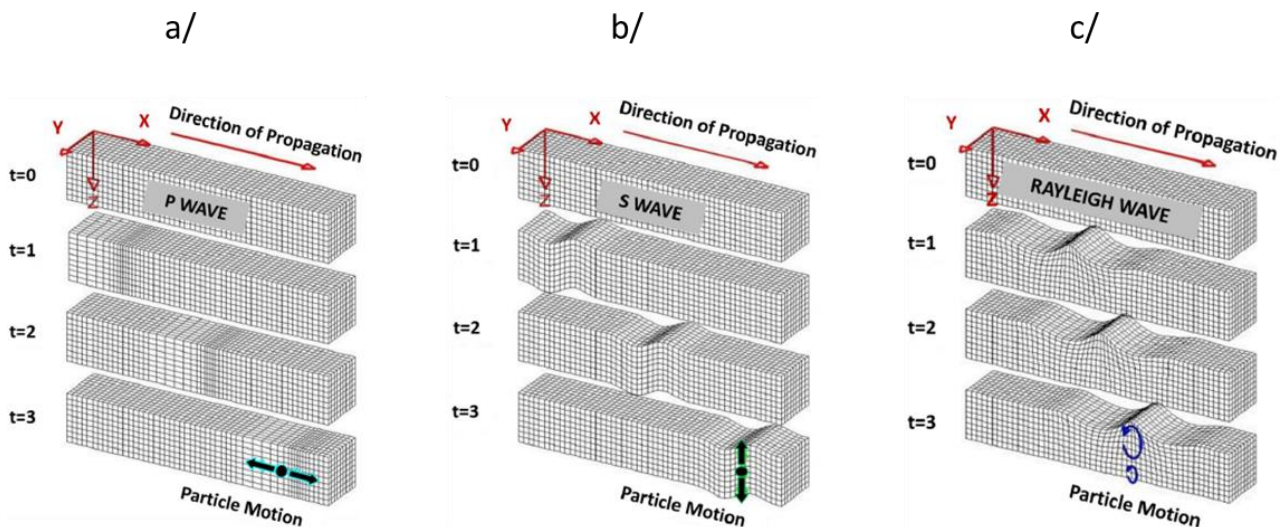


### 1.3.1 Acoustique linéaire

Les techniques décrites dans cette section permettent de remonter aux paramètres élastiques du matériau soit à partir des vitesses ultrasonores mesurées soit à partir des fréquences de résonances de l'éprouvette considérée. Ainsi il est possible de suivre l'influence du développement d'une pathologie sur les paramètres élastiques qui sont entièrement décrits par le module d'Young et le coefficient de Poisson en assimilant le béton à un matériau isotrope. Certains auteurs préfèrent suivre l'évolution des vitesses ou des fréquences de résonance mesurées sans remonter aux paramètres élastiques soit parce qu'ils leur manquent une observable<sup>6</sup> pour le faire soit pour mettre en valeur chaque observable.

#### 1.3.1.1 Vitesses ultrasonores en onde longitudinale et transversale

Différents types d'ondes acoustiques peuvent se propager dans un milieu solide tel que le béton : ondes de compression, ondes de cisaillement, ondes de Rayleigh, ondes de surfaces, pour citer une liste non-exhaustive des plus connues (Figure 8).



**Figure 8 : Représentation schématique des différents types d'onde pouvant se propager dans un solide. a/ Onde de compression. b/ Onde de cisaillement. c/ Onde de Rayleigh.**  
(<https://web.ics.purdue.edu/~braille/edumod/slinky/slinky.htm>).

Les Ondes Longitudinales (OL) appelées également ondes de compression et les Ondes Transversales (OT) appelées également ondes de cisaillement sont les plus faciles à propager et à mesurer dans le béton. Il s'agit de déterminer leurs vitesses de propagation ou vitesses de phase qui dépendent des propriétés du matériau, notamment du module d'Young  $E$ , de la densité  $\rho$  et du coefficient de Poisson  $\nu$  (équations (1.7) et (1.8)) :

$$V_L = \sqrt{\frac{E(1-\nu)}{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (1.7)$$

$$V_T = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad (1.8)$$

De manière générale, plus un matériau est rigide et léger plus les ondes acoustiques se propagent

<sup>6</sup> Observable : Se dit de la grandeur mesurée expérimentalement, par exemple  $V_L$  ou  $V_T$

vite. Les ordres de grandeur des vitesses de propagation dans les bétons courants sont les suivants : entre 3500 et 5000 m/s en OL et entre 1750 et 3000 m/s en OT. En résolvant le système d'équations explicité juste auparavant, il est possible de remonter aux valeurs du module d'Young et du coefficient de Poisson (1.9) et (1.10) à partir des vitesses mesurées expérimentalement :

$$E_{dyn} = \rho V_T^2 \left( \frac{3V_L^2 - 4V_T^2}{V_L^2 - V_T^2} \right) \quad (1.9)$$

$$\nu_{dyn} = \frac{V_L^2 - 2V_T^2}{2(V_L^2 - V_T^2)} \quad (1.10)$$

Le module obtenu à partir de l'équation (1.9) est appelé module dynamique car il est calculé à partir des vitesses d'une onde mécanique mettant en mouvement les particules du matériau de façon oscillatoire. Le module dynamique est généralement plus élevé que le module statique obtenu par essai de compression sur éprouvette de béton [46]. Cela peut s'expliquer en partie par la déformation de plus grande amplitude atteinte lors d'un essai de module statique par rapport à la propagation d'une onde ultrasonore (la norme ASTM C469 [47] définit le module statique comme la pente moyenne de la courbe contrainte-déformation entre 0 et 40% de la contrainte maximale atteinte avant rupture). Alors qu'une onde ultrasonore sollicite la première partie de la courbe contrainte-déformation, un essai de module statique va solliciter le matériau jusque dans les zones où la relation contrainte déformation perd sa linéarité (Figure 9). La pente de cette courbe (c'est-à-dire le module) étant plus forte au démarrage, le module d'élasticité dynamique est plus élevé. Il convient de mentionner également la viscosité propre au matériau qui sous l'effet d'une sollicitation dynamique peut le rigidifier [48]. D'autres facteurs peuvent aussi entrer en jeu (influence de l'eau dans les pores, fréquence de l'onde, etc.), F.Fjaer [49] propose de les exposer à travers un article appliqué au cas des roches sédimentaires dont le comportement est assez proche de celui du béton.

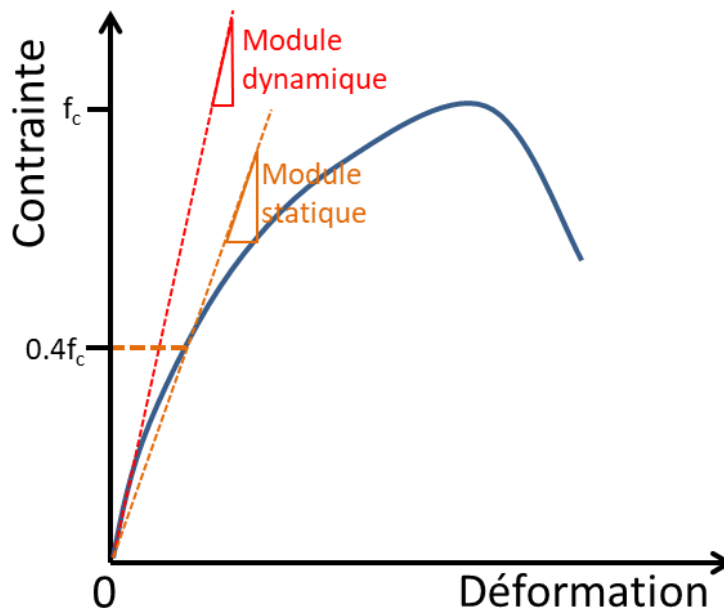


Figure 9 : Profil typique d'une courbe contrainte-déformation dans un béton standard.

Pour en revenir aux mesures de vitesses ultrasonores, plusieurs techniques existent et les trois principales (Figure 10) sont présentées ci-dessous :

- Pulse-Echo : cette technique ne nécessite qu'un transducteur ultrasonore. Il envoie un bref signal (pulse) qui se réfléchit sur la face opposée puis il reçoit l'écho. Le temps de propagation mesuré est celui de l'aller-retour. Cette technique n'est pas la plus pertinente



dans le béton du fait de l'atténuation et de la diffusion importante : il est parfois difficile de distinguer clairement l'écho. Elle est cependant utilisée lorsqu'il n'est pas possible d'avoir accès aux deux faces de la pièce considérée.

- Transmission : deux capteurs sont placés en vis-à-vis de part et d'autre de la pièce. Le premier transducteur émet un signal de type pulse tandis que le second le reçoit. Le temps de propagation mesuré correspond uniquement à l'aller entre les deux capteurs, la distance est donc deux fois plus courte que dans le cas du Pulse-Echo. Cette technique (appelée également transmission directe) est largement utilisée dans le béton pour avoir des mesures rapides et de précision satisfaisante mais nécessite un accès aux 2 faces de la pièce à inspecter.
- Inter-Corrélation : il s'agit de deux mesures de transmission prises à des épaisseurs différentes dont on fait l'inter-corrélation numérique. Cette méthode s'avère la plus précise mais plus coûteuse en temps de traitement.

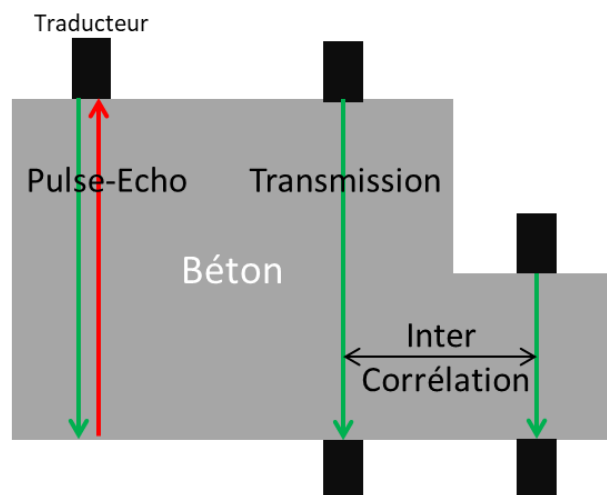


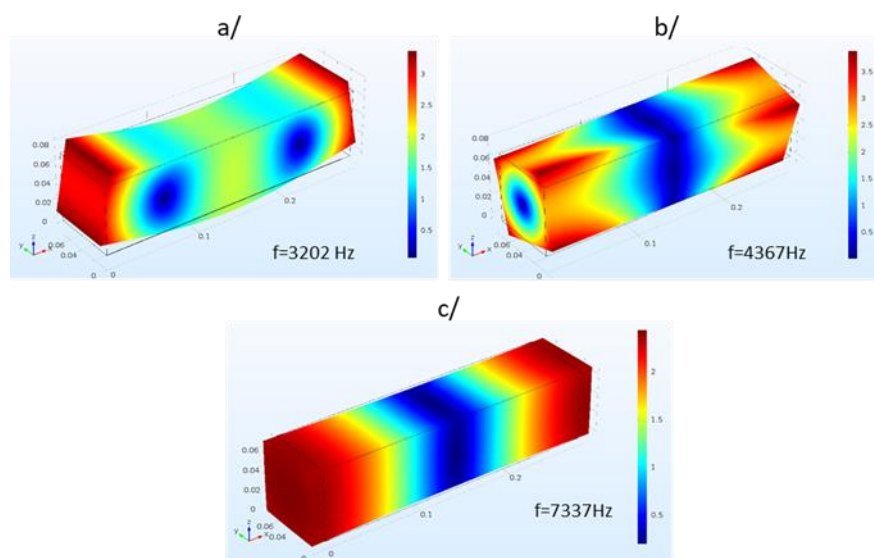
Figure 10 : Différentes techniques pour la mesure des vitesses de phases des ondes longitudinales et transversales.

### 1.3.1.2 Mesures par mise en résonance

Lorsqu'un système stable élastique est écarté de sa position d'équilibre, il y retourne en oscillant naturellement à une fréquence donnée. Il s'agit de la fréquence propre ou fréquence de résonance du système. Dans le cas d'une excitation dynamique, la résonance se produit à la fréquence à laquelle le système utilise le plus efficacement possible l'énergie de la source extérieure pour augmenter son amplitude de vibration.

D'un point de vue pratique, la mise en résonance d'une pièce peut s'effectuer de deux manières différentes. La première consiste à venir impacter la pièce considérée (à l'aide d'une bille par exemple). Il s'agit d'une résonance qualifiée de libre mais non entretenue. Si l'impact est suffisamment succinct, il génère une onde multi spectrale tel un Dirac. Seules les ondes de fréquence égale aux fréquences propres de la pièce vont perdurer, il y a mise en résonance. En fonction des points d'impact, différents mode de résonance peuvent être excités. La norme ASTM C215 [46] spécifie les positions d'impact pour exciter les modes souhaités en fonction de la géométrie de l'éprouvette de béton. Cette norme explicite également les formules permettant de remonter aux paramètres élastiques du matériau à partir des fréquences de résonance mesurées.

La seconde possibilité pour mettre en résonance une pièce est l'utilisation d'un excitateur périodique, on parle alors de résonance entretenue. La technique RUS (Resonant Ultrasonic Spectroscopy) utilise ce principe. L'éprouvette à inspecter doit être idéalement libre de tout mouvement. Un premier transducteur, en contact ponctuel avec la pièce afin de la contraindre le moins possible, émet un train d'onde à une fréquence et amplitude données. Un second transducteur également en contact ponctuel à un autre endroit de la pièce enregistre le signal reçu. Cette opération est répétée à amplitude constante pour des fréquences comprises dans une plage englobant les principaux modes de résonance. Cette plage est préalablement déterminée en réalisant une simulation des modes de résonance de la pièce à l'aide d'un logiciel par éléments finis. Les valeurs du module d'élasticité et du coefficient de Poisson nécessaires pour réaliser cette simulation sont estimées en première approche au regard de la formulation béton. Cette simulation permet également de relier les fréquences de résonance mesurées lors de l'essai à un mode de résonance (par exemple mode longitudinal, mode de flexion, mode de torsion) (Figure 11).



**Figure 11 : Simulation de différents modes fondamentaux de résonance pour une éprouvette de béton de dimensions 7x7x28cm. L'échelle de couleurs représente l'amplitude des déplacements. a/ Mode de flexion. b/ Mode de torsion. c/ Mode de compression longitudinal.**

Pour réaliser un essai RUS en pratique, un montage du type suivant est souvent utilisé. Un module constitué d'un générateur et d'un amplificateur de puissance alimente le transducteur émetteur en effectuant un balayage en fréquence à pas constant. Au niveau du transducteur récepteur, un second module constitué d'un filtre-amplificateur numérise la vibration pour chaque pas de fréquence. Le traitement de données consiste à tracer la courbe de l'amplitude du signal reçu en fonction de la fréquence. Il est alors possible de distinguer des pics d'amplitude correspondant aux différentes fréquences de résonance (Figure 12) et de les associer à un mode de résonance grâce aux simulations préalablement réalisées. Selon la disposition des transducteurs, certains modes de résonance peuvent ne pas être sollicités ou détectés, c'est le cas lorsque les transducteurs se trouvent au niveau d'un nœud de vibration. Une fois les modes et fréquences de résonance correspondants identifiés, il est possible de remonter au module dynamique et coefficient de Poisson en passant par exemple par les formules explicitées dans la norme ASTM C215 [46] ou en utilisant des algorithmes d'inversion non détaillés ici.

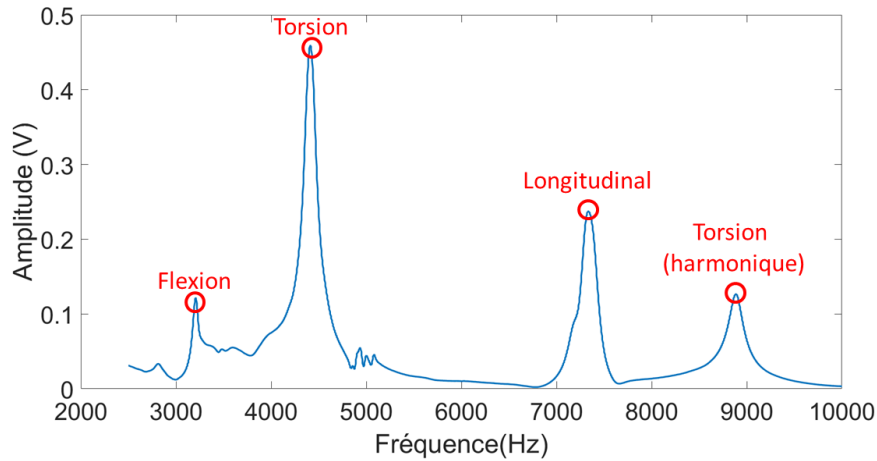


Figure 12 : Exemple de courbe d'amplitude en fonction de la fréquence, les cercles rouges identifient les différentes fréquences de résonance. Essai réalisé sur une éprouvette  $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ .

Le module dynamique obtenu par RUS est généralement plus proche du module statique que le module dynamique obtenu par mesure de vitesse. Cela s'explique par les fréquences plus faibles mises en jeu lors des mesures de résonance que celles utilisées pour la propagation d'un pulse (respectivement de l'ordre de quelque kHz contre environ 100 kHz). Les travaux de T. Philippidis et al. [50] justifient cette analyse en montrant une diminution de la vitesse ultrasonore (et donc du module dynamique correspondant) en fonction de la fréquence notamment entre 100 et 0 kHz (Figure 13). Le matériau est alors qualifié de dispersif.

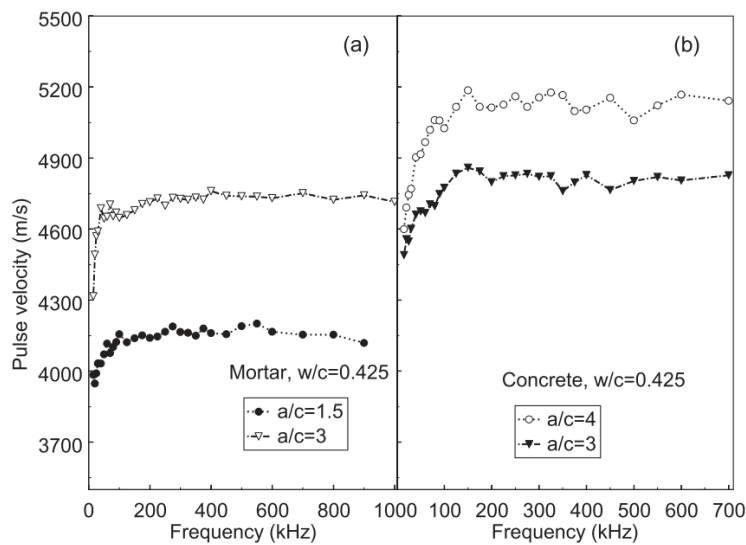


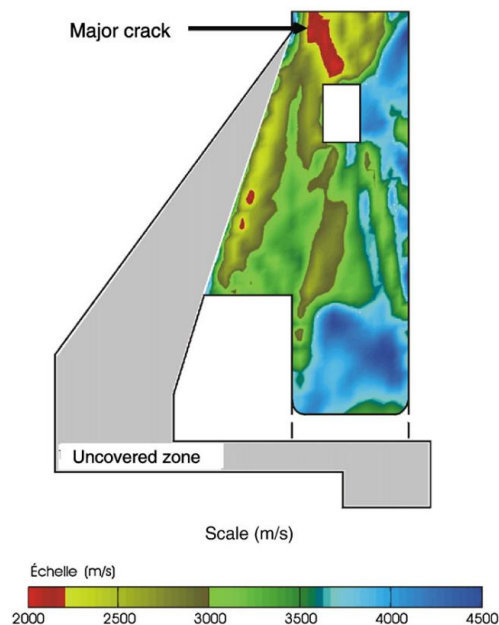
Figure 13 : Evolution de la vitesse de phase en fonction de la fréquence pour différents mortiers et bétons [50].

### 1.3.1.3 Sensibilité de l'acoustique linéaire vis-à-vis des pathologies gonflantes

Cette section détaille la sensibilité des CND en acoustique linéaire explicitée précédemment vis-à-vis des pathologies gonflantes. Les premiers travaux datent des années 1990 à la demande de certains industriels mais peu ont été transcrits dans la littérature. L'objectif n'est pas de faire ici une chronologie des différents travaux mais d'exposer les principaux résultats actuels.

A propos de la RAG, F. Saint-Pierre et al. montrent en 2004 que les mesures de vitesse ultrasonores

en OL ne sont pas pertinentes pour la détection de la RAG [51]. Les variations enregistrées sont faibles (de l'ordre de quelques %) et ne sont pas suffisantes pour conclure quant à l'apparition de cette pathologie au regard de la variabilité du béton et des autres phénomènes de dégradation. En 2008, P. Rivard et al. ont travaillé sur l'application de différentes techniques pour la détection de la RAG [52]. Ils montrent à nouveau que les mesures de vitesses OL et OT sont peu sensibles à la RAG : sur des éprouvettes de laboratoire, la variation relative de vitesse des OL est de seulement 5% pour une expansion de 0.15% alors que la variation atteint 3% sur les éprouvettes témoins non pathologiques. De la même manière, la variation relative de vitesse des OT est de 4%. La variation relative est plus importante (12%) pour le module d'Young dynamique calculé à partir des fréquences de résonances. Cependant, ces travaux montrent aussi que cette technique est moins probante pour une application sur des éprouvettes prélevées in-situ. En 2010, P. Rivard et al. proposent de faire une tomographie d'un barrage atteint par la RAG à partir des vitesses OL [53]. Ils obtiennent une cartographie permettant de remonter à la position des fissures (Figure 14), cependant il ne s'agit pas de microfissuration mais de macro-fissures visibles pour certaines d'entre elles à l'œil nu. Les auteurs précisent que les importantes variations de vitesse (de 2000 à 4500 m/s) ne sont pas imputables aux propriétés du matériau en lui-même mais plutôt au fait que les ondes doivent contourner les macro-fissures (générées indirectement par les contraintes causées par la RAG) pour arriver jusqu'au récepteur. Il ne s'agit donc plus de détection précoce de la RAG mais de la caractérisation d'une structure déjà largement endommagée par cette pathologie.



**Figure 14 : Cartographie des vitesses ultrasonores (ondes longitudinales) sur un barrage atteint par la RAG [53].**

La littérature est moins fournie concernant le CND ultrasonore appliqué à la RSI, car cette pathologie a été étudiée plus tardivement. En acoustique linéaire, Z. Zhang et al. proposent en 2002 le suivi du module d'Young dynamique en fonction de l'expansion [54]. Le module est calculé à partir de la fréquence de résonance transversale sur des éprouvettes en mortier. Il montre qu'il y a une chute du module dynamique plus ou moins significative en fonction de l'expansion et des formulations. En 2005, X. Brunetaud [34] puis en 2013 M. Al-Shamaa et al. [32][55] précisent ces observations en travaillant également sur l'évolution du module dynamique. Ils montrent que pour des gonflements faibles (inférieur à 0.2%), lents et linéaires en fonction du temps, le module dynamique ne varie pas significativement et ne laisse pas transparaître l'apparition de la pathologie.

En revanche, pour des gonflements de type sigmoïde à valeur d'expansion finale généralement plus élevée, la variation est significative. Indépendamment de la valeur d'expansion finale, la vitesse d'expansion semble jouer un rôle important dans l'évolution des propriétés mécaniques du matériau : pour un gonflement donné, une vitesse d'expansion élevée favorisera un endommagement important. Par conséquent, les essais en laboratoire ne doivent pas être trop accélérés pour être représentatifs des cas in-situ et pour ne pas surestimer l'endommagement. Ces travaux illustrent les difficultés de détection précoce de la RSI en acoustique linéaire, surtout pour des profils d'expansion lents et linéaires.

Que ce soit pour la RAG ou pour la RSI, les travaux évoqués précédemment montrent que l'acoustique linéaire est dans l'ensemble faiblement sensible à l'apparition précoce de ces pathologies.

## **1.3.2 Acoustique passive**

### **1.3.2.1 Emission Acoustique**

L'Emission Acoustique (EA) est une technique de CND ultrasonore dont l'origine est très ancienne. A la différence des méthodes dites actives où les ondes sont générées artificiellement (traducteurs, impact, etc.), l'EA fait partie des méthodes dites passives où les ondes acoustiques sont émises par le matériau lui-même. Dès -6500 ans, il a été rapporté que des potiers étaient à l'écoute des bruits audibles pendant le refroidissement de leurs poteries pour déceler une défaillance [56]. Mais ce n'est qu'à partir des années 1950 que l'EA s'est réellement développée sous sa forme actuelle [57] grâce en partie aux travaux de J. Kaiser [58]. Cette technique était utilisée principalement pour suivre l'apparition de fissures lors d'essai de fatigue sur des matériaux métalliques. Son application à des matériaux de type béton date des années 1960 et fait encore actuellement l'objet de nombreux travaux de recherche [59][60][61][62]. Plus précisément, l'EA consiste, grâce à un réseau de capteurs piézoélectriques judicieusement placés sur la surface du matériau à ausculter, à enregistrer les bruits ultrasonores émis par le matériau. Ces bruits peuvent être associés à différents phénomènes tels que des transformations de phases, des déformations plastiques ou encore un endommagement (d'origine thermique ou mécanique par exemple). Dans le cas d'un matériau quasi-fragile comme le béton, si les contraintes admissibles du matériau sont localement dépassées, des microfissurations apparaissent et se manifestent par la libération d'ondes mécaniques élastiques à partir de la zone endommagée vers la surface du matériau. Ceci est dû à la rupture des liaisons ou au frottement des grains.

En émission acoustique, la source est généralement définie comme ponctuelle et celle-ci prend le nom d'évènement. Le signal reçu par un capteur émanant d'un évènement se nomme un hit ou une salve. Un ensemble de hits perçus à des instants rapprochés permet à partir du retard temporel entre chaque capteur et de la connaissance de la vitesse de propagation des ondes dans le matériau supposée isotrope de localiser spatialement l'évènement par triangulation (Figure 15). Les zones où les densités d'évènements sont élevées témoignent de microfissurations pouvant être source d'un endommagement local [63].

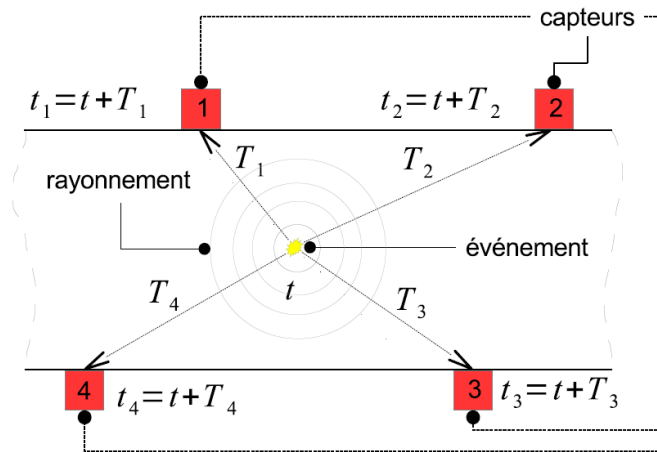


Figure 15 : Principe de localisation par analyse des temps de vol. En rouge, traducteurs ultrasonores d'EA [64].

La localisation d'un événement n'est pas possible dans tous les cas et nécessite de répondre à certains critères de sélection. L'évènement doit d'abord être ponctuel et être temporellement séparé d'un autre évènement. Pour que les hits reçus sur les différents capteurs soient attribués au même évènement, le temps maximal les séparant doit être inférieur au temps mis par l'onde acoustique pour parcourir la plus grande distance séparant deux capteurs. Enfin la vitesse de propagation est supposée isotrope et constante dans le béton, la variation de vitesse due à de l'endommagement localisé n'est donc pas prise en compte. La propagation des ondes s'inscrit dans le cadre de l'acoustique linéaire.

L'enregistrement des hits passe par une phase de réglage des paramètres d'acquisition. Ils permettent de définir le début d'une salve, la durée d'enregistrement ainsi que la durée minimale entre l'enregistrement de deux salves. Ces paramètres représentés sur la Figure 16 sont exposés ci-après :

- Le seuil d'acquisition : il s'agit du seuil d'amplitude minimal que doit franchir un signal pour que celui-ci puisse être considéré comme une salve et stocké par le système d'acquisition. La valeur du seuil d'acquisition doit être ajustée en fonction du niveau de bruit environnant ainsi que de l'amplitude des évènements résultant d'un endommagement. De manière générale, plus le seuil est bas et plus le nombre de hits parasites sera grand.
- Le Peak Definition Time (PDT) : il s'agit de la période sur laquelle le maximum d'amplitude de la salve est déterminé. Cette période commence lorsque la salve dépasse le seuil d'acquisition pour la première fois. Le PDT est utile lorsque les salves contiennent différents pics d'amplitude provenant soit des différents types d'ondes (OL, OT) soit de réflexions.
- Le Hit Definition Time (HDT) : il s'agit de la période servant à définir la fin de la salve. Plus précisément, si l'amplitude de la salve redevient inférieure au seuil d'acquisition pendant au moins la durée du HDT, alors la fin de la salve est décrétée au départ de la fenêtre du HDT.
- Le Hit Lockout Time (HLT) : Il s'agit du temps d'occultation entre l'enregistrement de deux salves consécutives. En d'autres termes, le système d'EA n'enregistra pas de nouvelle salve pendant une durée définie comme étant le HLT après la fin de la dernière salve. Le but est de bien séparer temporellement les différents évènements et d'éviter d'enregistrer des échos.

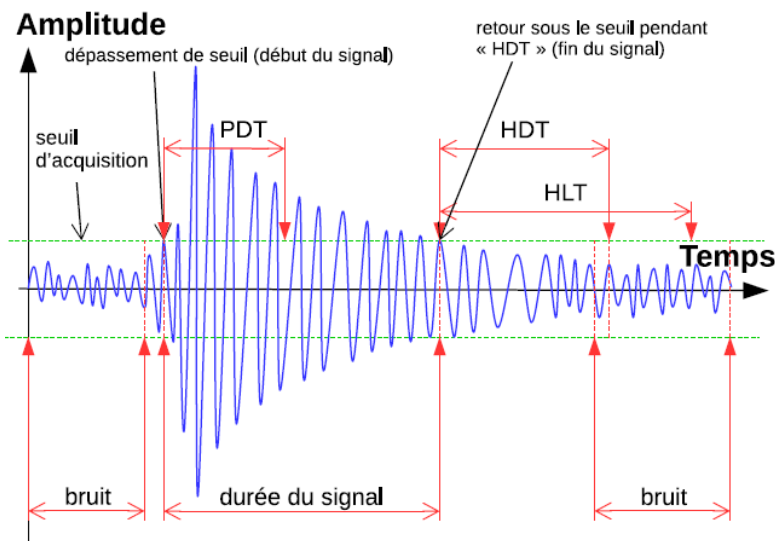


Figure 16 : Représentation schématique des paramètres d'enregistrement d'une salve d'EA [63].

Les évènements produits par les pathologies de gonflement sont généralement de faibles amplitudes. Les seuils de déclenchement sont alors réglés au plus sensible, ce qui présente le risque d'acquérir beaucoup de hits parasites. Les pathologies gonflantes se développant sur plusieurs années en conditions naturelles, la densité temporelle d'évènements est faible. Le rapport hits parasites sur hits émanant de la pathologie n'est alors pas favorable. Pour remédier à cela, des critères de filtrage sont obligatoires. Ces filtres se basent sur la ressemblance de la forme d'onde considérée par rapport une forme d'onde idéale à laquelle il serait possible de s'attendre pour un évènement de microfissuration dans le béton [65]. Un signal avec une faible ressemblance peut être rejeté. Les salves peuvent être caractérisées par des paramètres nommés descripteurs servant à décrire la forme d'onde dont les plus utilisés sont (Figure 17) :

- Le nombre de coups : il s'agit du nombre d'oscillations de la salve dépassant le seuil d'acquisition.
- La durée : il s'agit simplement de la durée de la salve résultant du HDT appliqué.
- Le temps de montée et le temps de descente : ils correspondent respectivement à la durée entre le début de la salve et l'instant du maximum absolu d'amplitude et à la durée entre l'instant du maximum absolu d'amplitude et la fin de la salve.



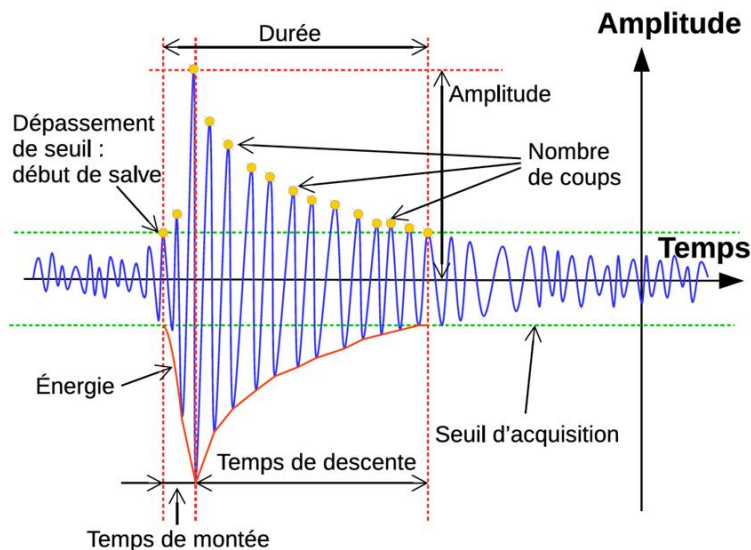


Figure 17 : Représentation schématique des descripteurs d'une salve d'EA en vue du filtrage [63].

L'EA est une technique de suivi du matériau ou monitoring qui s'inscrit dans la durée, idéalement sur toute la durée de vie du matériau. Elle rend compte de l'endommagement apparaissant seulement durant le temps d'acquisition des mesures. Il n'est pas possible d'identifier des zones endommagées préalablement à la mesure. Par exemple, une fissure existante mais refermée n'émettra pas d'activité acoustique lors de sa réouverture tant que la contrainte ne dépasse pas celle qui avait conduit à l'ouverture initiale de la fissure. Cet effet s'appelle l'effet Kaiser [59].

Plusieurs voies peuvent être envisagées pour le traitement des données d'EA. L'analyse paramétrique consiste à extraire les caractéristiques des hits (contenu fréquentiel, amplitude ou énergie du signal, temps de montée, etc.) pour en déduire l'éventuelle apparition d'un endommagement ou pour essayer de distinguer l'origine des hits [59] [62][66]. Un autre type d'analyse consiste à construire des cartographies de densité d'évènements ou d'énergie. Ce type d'analyse a permis de suivre avec succès la propagation de la fissuration dans une poutre de béton non armée mise en flexion sous presse [63].

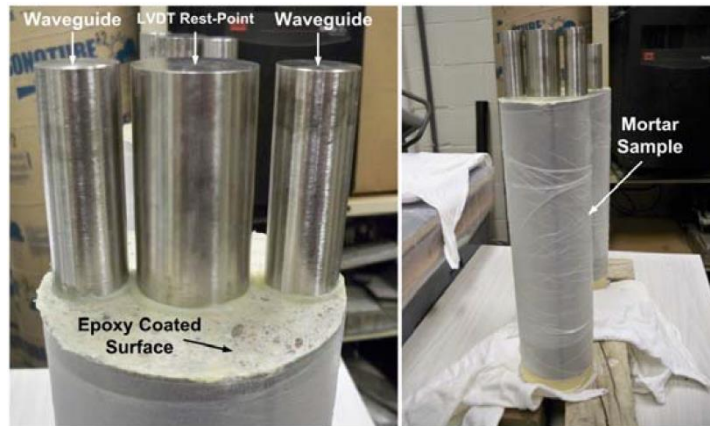
### 1.3.2.2 Sensibilité de l'émission acoustique vis-à-vis des pathologies gonflantes

A ce jour, il n'a pas été trouvé dans la littérature scientifique de travaux publiés qui traitent de la sensibilité de l'EA vis-à-vis de la RSI, seul le cas de la RAG a été investigué.

En 2012, M. Pour-Ghaz et al. [67] ont effectué une étude sur des éprouvettes de mortier développant la RAG. Des guides d'ondes en acier sont collés à la surface des éprouvettes (Figure 18) et des transducteurs larges bandes de fréquence centrale 375 kHz sont fixés à leurs extrémités. 48 heures après démoulage, les éprouvettes sont laissées 24 heures dans de l'eau puis mise dans une solution de NaOH pour accélérer le développement de la pathologie. C'est à ce moment que les mesures d'EA commencent. Les résultats montrent immédiatement une forte activité acoustique avant que les mesures de variation de longueur ne détectent une expansion, laissant supposer une forte sensibilité de l'EA à cette pathologie. Ces résultats doivent être nuancés car l'absence d'éprouvettes témoins non pathologiques empêche toute comparaison et par le fait que les mesures d'EA aient commencé rapidement après l'immersion des éprouvettes. En effet, nous verrons dans le



chapitre 2 que même sans pathologie l'absorption d'une solution aqueuse par une éprouvette est suffisante pour produire naturellement une grande activité acoustique lors des premiers jours d'immersion.



**Figure 18 : Eprouvette de mortier développant la RAG. Des guides d'ondes sont collés sur une face de l'éprouvette, ceux-ci viendront accueillir les traducteurs d'EA à leurs extrémités [67] .**

En 2015, M. Abdelrahman et al. [65] effectuent des travaux similaires sur du béton. Cette fois-ci les éprouvettes ne sont pas mises en vieillissement dans une solution aqueuse mais dans une chambre climatique saturée en humidité et des éprouvettes témoins non pathologiques sont coulées. Des traducteurs ultrasonores résonants à 55 kHz sont utilisés. Après avoir défini des filtres adaptés, il est montré que les éprouvettes atteintes par la RAG sont environ 120 fois plus émissives en termes de nombre d'évènements que des éprouvettes similaires non pathologiques. Ces essais se sont déroulés sur une durée de un an et l'expansion des éprouvettes réactives a atteint 0.045% soit juste au-dessus des 0.04% usuels définissant le béton comme atteint par la RAG [21]. L'activité acoustique supérieure des éprouvettes pathologiques s'est distinguée dès les premières semaines de la mise en vieillissement accéléré. Dans le cadre de cette étude, l'EA a donc permis de détecter de manière précoce le développement de la RAG. Il est nécessaire de préciser que ces essais ont été réalisés en laboratoire et à l'abri de toute perturbation extérieure.

En 2015 également, Y. Farman et al. [66] ont développé une approche pour différencier si un hit provient d'un granulats ou de la pâte de ciment. Pour cela, ils ont étudié des hits en mettant des échantillons purs de granulats ou de pâtes de ciment séparément sous presse. Il est montré que le spectre fréquentiel est différent pour un signal issu d'un granulats ou de la pâte de ciment. Cette approche est ensuite appliquée à des échantillons de mortier développant la RAG. En fonction de l'évolution du vieillissement, les auteurs montrent que la fissuration se produit d'abord dans les granulats, puis plus tard dans la pâte de ciment. La forte sensibilité de l'EA en condition de laboratoire vis-à-vis de l'apparition précoce de la RAG est à nouveau mise en évidence.

### 1.3.3 Acoustique non linéaire

L'Acoustique Non Linéaire (ANL) est une branche de l'acoustique introduisant une loi de comportement contrainte-déformation non linéaire [68]. En acoustique linéaire, la contrainte  $\sigma$  est proportionnelle à la déformation  $\varepsilon$  via le module d'élasticité  $M$  :

$$\sigma = M\varepsilon \quad (1.11)$$

En ANL, le module n'est plus constant mais il est fonction de la déformation. Il est possible de l'écrire sous la forme exposée dans l'équation phénoménologique (1.12). Cette formulation issue de travaux empiriques a été proposée au début des années 2000 par K. Van Den Abeele et al. [69] :

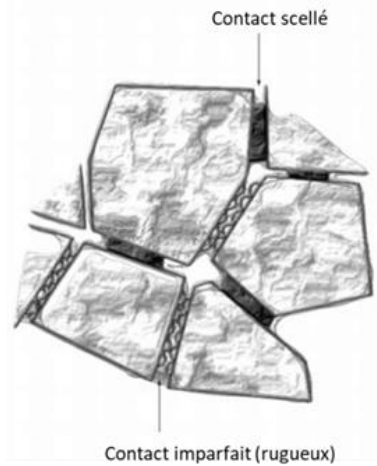
$$M(\varepsilon, \dot{\varepsilon}) = M_0(1 - \beta\varepsilon - \delta\varepsilon^2 - \dots - \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta\varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon}))) \quad (1.12)$$

Soit :

$$\sigma = M_0(\varepsilon - \beta\varepsilon^2 - \delta\varepsilon^3 - \varepsilon\gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta\varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) + \dots) \quad (1.13)$$

Où  $M_0$  est le module d'élasticité du matériau pour une vibration de très faible amplitude, appelé aussi module linéaire.  $\Delta\varepsilon$  est l'amplitude de déformation,  $\dot{\varepsilon}$  la vitesse de déformation et  $\text{sign}(\dot{\varepsilon})$  le signe de la vitesse de déformation.  $\beta$  et  $\delta$  sont les paramètres non linéaires classiques du matériau. Ils traduisent les forces de liaisons interatomiques non linéaires de la matière en fonction de la distance séparant les atomes.  $\gamma$  est une fonction traduisant la non linéarité non classique, elle représente les contacts imparfaits du matériau tels les ouvertures/fermetures de microfissures, les effets de capillarité dans les porosités et les frottements qui se situent principalement au niveau des joints de grains dans le béton (Figure 19). L'étude des phénomènes vibratoires non linéaires se produisant aux interfaces ou aux fissures est l'objet de nombreux travaux, dont [70][71][72].

Dans son état initial le béton est déjà non linéaire, cependant plus ce dernier est endommagé (endommagement diffus) plus les liaisons imparfaites sont nombreuses et plus la non linéarité non classique augmente. Dans le béton, la fonction non classique  $\gamma$  est prédominante par rapport aux deux paramètres classiques  $\beta$  et  $\delta$  [73]. Lors d'une vibration, cette fonction n'est pas nulle même lorsque la déformation instantanée passe par zéro. Par conséquent, le module prend une valeur inférieure à  $M_0$ . Ce phénomène s'appelle le conditionnement.



**Figure 19 : Représentation des différents types de contacts entre les grains (granulats) du béton à l'origine des effets non linéaires [74].**

La fonction  $\gamma$  traduit également, de par sa dépendance au signe de  $\dot{\varepsilon}$ , le caractère hystérétique du module. Autrement dit, à déformation égale le module prend des valeurs différentes selon que la déformation soit dans une phase croissante ou décroissante. L'hystérésis est particulièrement visible dans les courbes en forme de huit incliné (ou de papillon) de la méthode DAET (cf. 1.3.3.2).

L'équation (1.12) ne décrit cependant pas toutes les manifestations non linéaires observables. Par exemple aucun terme mathématique ne prend en compte la dynamique lente : lorsque le milieu

arrête d'être déformé dynamiquement, le matériau met un certain temps à retrouver son module initial. Ce phénomène appelé dynamique lente est observable dans le béton où un recouvrement quasiment total du module peut prendre plusieurs minutes. Ce temps de relaxation dépend de son état d'endommagement.

Pour que le comportement non linéaire non classique apparaisse, l'existence d'un seuil minimal de déformation à appliquer au matériau a été montrée [75][76]. En dessous de ce seuil propre à chaque matériau, les déplacements des grains du matériau sont trop faibles et il réagit de manière quasi-linéaire.

Le domaine de l'ANL présente un intérêt en raison de sa grande sensibilité à l'endommagement, bien supérieure à l'AL, dans des matériaux inhomogènes de type composite et poreux comme le béton. Par exemple, C.Payan et al. ont proposé en 2014 une comparaison de la variation relative des paramètres linéaires et non linéaires en fonction de l'endommagement thermique subi par des éprouvettes de béton [77]. La courbe bleue de la Figure 20 appelée PWV (Pulse Wave Velocity) représente l'évolution de la vitesse de propagation, la courbe violette représente le module obtenu par RUS et la courbe rouge représente l'évolution du terme non linéaire  $\gamma$ . Ce dernier présente une variation relative plus de dix fois supérieure à celle des deux paramètres linéaires précédents, démontrant une meilleure capacité de détection de l'endommagement.

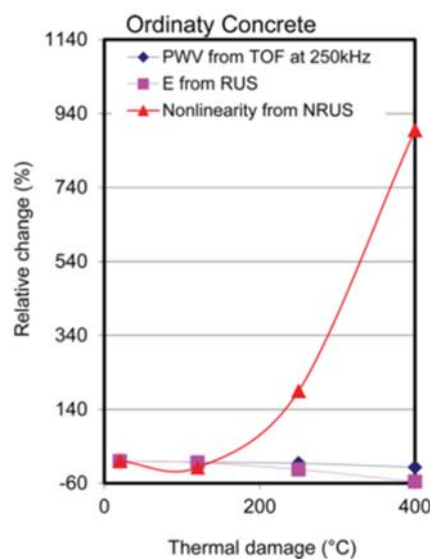


Figure 20 : Comparaison entre l'évolution des paramètres d'acoustique linéaire (courbe bleue et violette) et du paramètre non linéaire (courbe rouge) en fonction de l'endommagement thermique subi par le béton [77].

### 1.3.3.1 Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS)

La technique Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS) est considérée comme la méthode de référence pour les essais en ANL non classique sur des éprouvettes de laboratoire dont la masse et les dimensions permettent une mise en résonance aisée. Elle consiste à mesurer le décalage de la fréquence de résonance d'un mode donné lorsque l'éprouvette est sollicitée avec des amplitudes d'excitation croissante (Figure 21). Ce phénomène résulte du comportement non-

Les fréquences de résonance d'une pièce résultent de la compétition entre les forces d'inertie et les forces de rappel élastique. Il est alors possible de montrer mathématiquement que les fréquences de résonance sont toutes proportionnelles à la racine carrée du rapport module

d'élasticité sur densité [78][79], (équation (1.14)) :

$$f \propto \sqrt{\frac{M}{\rho}} \quad (1.14)$$

Dans le cas de la méthode NRUS, l'acquisition des signaux s'effectue sur plusieurs oscillations (sur un temps  $t$ ). La variation relative de densité étant nulle, la variation relative de fréquence peut s'écrire en fonction de la moyenne temporelle du module :

$$\frac{\Delta f}{f_0} = \frac{1}{2} * \left\langle \frac{\Delta M}{M_0} \right\rangle_t \quad (1.15)$$

Au regard de l'équation (1.12), la moyenne temporelle du terme  $\beta\varepsilon$  est égale à 0 et  $\delta\varepsilon^2$  peut être négligé car considéré comme petit devant la fonction  $\gamma$  dans le béton. Ainsi la variation temporelle du module dépend uniquement de la fonction non linéaire non classique :

$$\left\langle \frac{\Delta M}{M_0} \right\rangle_T = -\langle \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta\varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) \rangle_t \quad (1.16)$$

Les essais de NRUS montrent une décroissance linéaire de la fréquence de résonance pour des amplitudes d'excitation croissantes. La fonction non linéaire non classique peut donc raisonnablement être définie comme suit :

$$\langle \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta\varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) \rangle_t = 2\alpha\Delta\varepsilon \quad (1.17)$$

Où  $\Delta\varepsilon$  est l'amplitude maximale de déformation maximale atteinte dans le matériau durant la résonance et  $\alpha$  une constante quantitative représentant le caractère non linéaire non classique. Afin d'obtenir la valeur de  $\alpha$ , l'équation suivante lie la variation de fréquence à la variation de déformation :

$$\frac{\Delta f}{f_0} = \frac{f - f_0}{f_0} = -\alpha \cdot \Delta\varepsilon \quad (1.18)$$

Où  $f_0$  est la fréquence de résonance pour une amplitude de déformation tendant vers zéro, appelée aussi fréquence de résonance linéaire.  $f$  est la fréquence de résonance correspondant à l'amplitude de déformation  $\Delta\varepsilon$ . Cette dernière est définie comme l'amplitude de déformation maximale atteinte dans le matériau lors de la résonance.

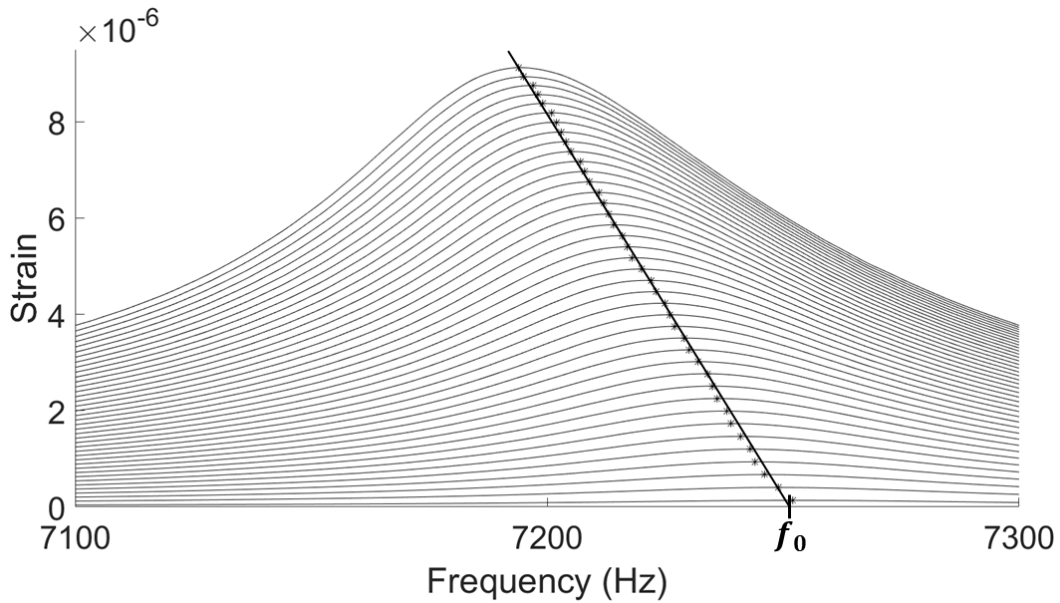


Figure 21 : Décalage de la fréquence de résonance du mode fondamental longitudinal en fonction de l'amplitude de déformation (essai sur une éprouvette de béton 7x7x28 cm<sup>3</sup>).

Pour avoir une valeur quantitative du paramètre  $\alpha$ , il est nécessaire de connaître l'amplitude maximale de déformation  $\Delta\varepsilon$  dans le matériau. Or expérimentalement, il est seulement possible de mesurer l'accélération (avec un accéléromètre) ou la vitesse particulière (avec un laser) à la surface de la pièce considérée. A partir d'une de ces grandeurs, C. Payan et al. [77] ont proposé en 2013 une démarche pour remonter à la valeur de  $\Delta\varepsilon$ . Cela consiste à réaliser un essai de type RUS pour déterminer les caractéristiques ( $E$  et  $\nu$ ) de la pièce. Puis à partir de ces deux données, une simulation numérique des modes de résonance par éléments finis est réalisée afin d'établir le lien entre la grandeur mesurée expérimentalement et l'amplitude de déformation. Il est proposé de modéliser cette dépendance par une relation linéaire :

$$\Delta\varepsilon = C \cdot \Delta_{Grandeur\ mesurée} \quad (1.19)$$

Où  $\Delta_{Grandeur\ mesurée}$  est l'amplitude de l'accélération ou de la vitesse particulière mesurée et  $C$  le coefficient de proportionnalité indépendant de l'amplitude.

Bien que la technique NRUS soit considérée comme la technique de référence pour l'évaluation de la non linéarité non classique [80], elle se heurte à des verrous technologiques pour une transposition in-situ. La mise en résonance de pièces ou de structures massives s'avère compliquée tant pour le moyen d'excitation que pour la modélisation et l'estimation de la déformation. De plus, la non linéarité est évaluée de manière globale dans toute la pièce en résonance. Or dans le cas d'une structure réelle en béton, le besoin du contrôleur est de localiser l'endommagement via une cartographie du paramètre  $\alpha$  par exemple. Cette problématique introduit la section suivante qui traite d'une méthode d'ANL qui permet de déterminer la non linéarité localement.

### 1.3.3.2 Dynamic Acousto Elastic Testing (DAET)

La méthode Dynamic Acousto Elastic Testing (DAET) a été développée depuis 2013 et permet de mesurer localement la non linéarité. Elle donne accès aux paramètres non linéaires classiques  $\beta$ ,  $\delta$  et au paramètre non classique  $\alpha$ , ce dernier prévalant dans le cas du béton. Le principe général [81] est le suivant : une onde de basse fréquence et de grande amplitude (onde de résonance) appelée *onde*

*pompe* est appliquée à l'éprouvette et y génère des déformations suffisantes pour activer les propriétés non linéaires du béton. En même temps, une onde de haute fréquence et de basse amplitude appelée *onde sonde* traverse la zone déformée par l'onde pompe. La célérité de l'onde sonde est perturbée par les effets non linéaires créés par l'onde pompe. L'analyse des variations de célérité de l'onde sonde permet de remonter aux valeurs des paramètres non linéaires, notamment  $\alpha$ .

Pour mieux décrire le principe, un essai réalisé sur une éprouvette de béton est pris pour exemple. L'essai est schématisé à travers la Figure 22 et la Figure 23. Deux traducteurs ultrasonores constituant l'onde sonde sont fixés en vis-à-vis sur l'éprouvette. Un dispositif de type pot vibrant génère l'onde pompe en mettant en résonance l'éprouvette. Ceci permet d'atteindre une grande amplitude de déformation avec une faible puissance d'excitation (principe de la résonance) mais aussi d'accéder facilement à l'amplitude de déformation au niveau de l'onde sonde (même principe que dans la section 1.3.3.1 en utilisant une simulation). Lorsqu'il n'y a pas d'onde pompe (Figure 22), l'amplitude de déformation est nulle dans toute l'éprouvette et le temps de vol de l'onde sonde entre les deux traducteurs est  $t_0$ .

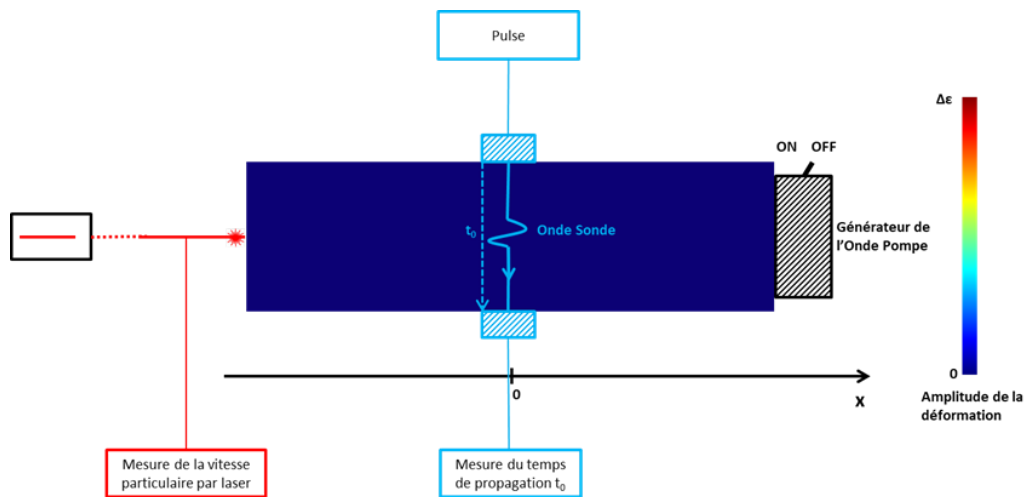


Figure 22 : Schéma du principe de la méthode DAET – Onde pompe non activée.

L'onde pompe est ensuite activée, produisant une déformation d'amplitude  $\Delta\varepsilon$  au niveau du parcours de l'onde sonde (Figure 23).

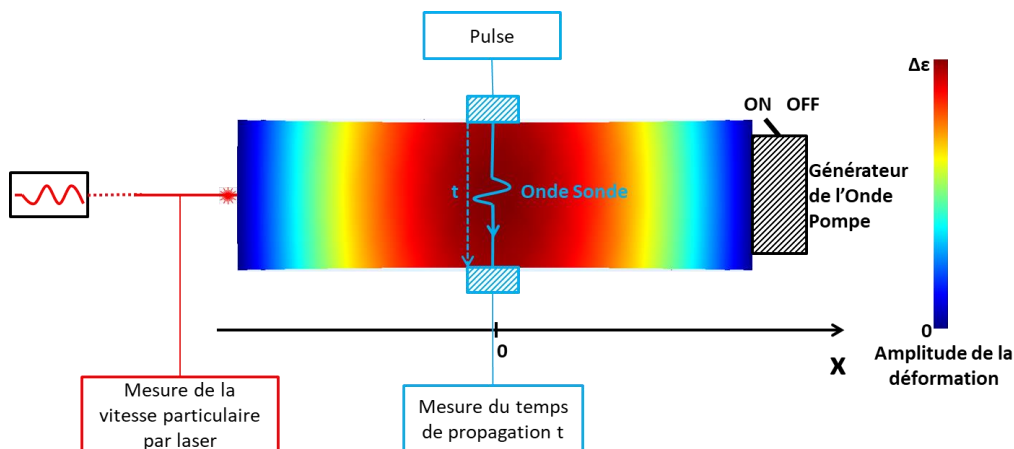


Figure 23 : Schéma du principe de la méthode DAET – Onde pompe activée – Un laser (à gauche) mesure la vibration induite par l'onde pompe.

Des tirs d'ondes sondes sont effectués à des instants correspondant à différents niveaux de



déformation, c'est-à-dire pour des valeurs comprises entre les maxima d'amplitude de déformation  $\pm\Delta\varepsilon$ . Pour chaque tir, le temps de vol (Figure 24) est calculé de manière très précise via des méthodes d'intercorrélation (voir la section 3.3.3 pour plus de détails). Sur cette figure les points rouges et bleus correspondent deux à deux. Un rouge spécifie la déformation à laquelle le tir a eu lieu tandis que le point bleu ayant la même abscisse fait état du temps de vol. Il est possible de voir que le temps de vol varie en fonction de la déformation et qu'il n'atteint plus  $t_0$  lorsque le matériau est sollicité dynamiquement même pour une déformation instantanée nulle (phénomène de conditionnement).

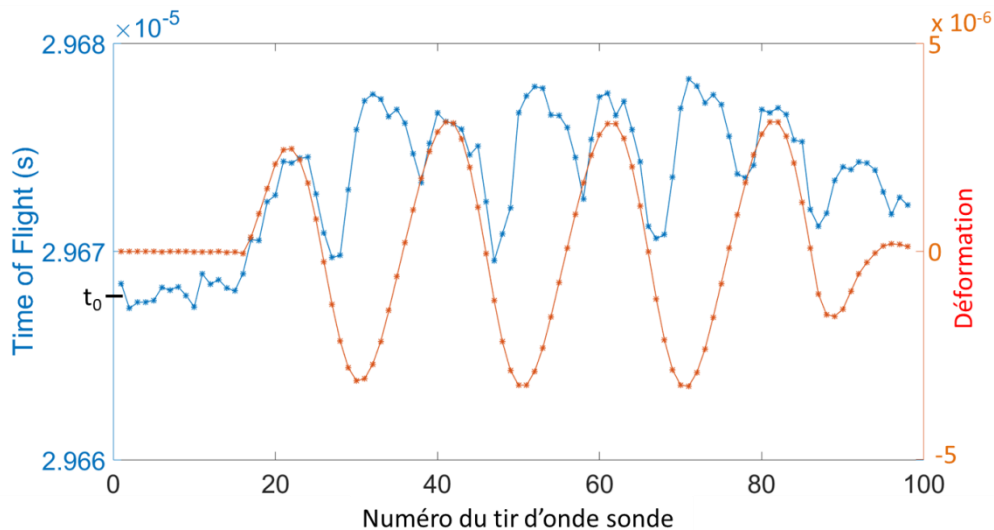


Figure 24 : Temps de vol de l'onde sonde (points bleus) en fonction de la déformation (points rouges). Les points bleus et rouges correspondent par paires (même abscisse). Mesures réalisées sur les éprouvettes 7x7x28 cm du chapitre 2.

En ne retenant que les tirs effectués pendant la sollicitation dynamique, il est possible de calculer la variation relative de module  $\Delta M/M_0$  à partir de la variation de temps de vol (voir la section 3.2.2 pour plus de détails). En traçant cette variation de module en fonction de la déformation, ces données prennent généralement une forme de huit incliné ou d'un papillon (Figure 25). L'ouverture des deux boucles est caractéristique de l'hystérésis du béton.

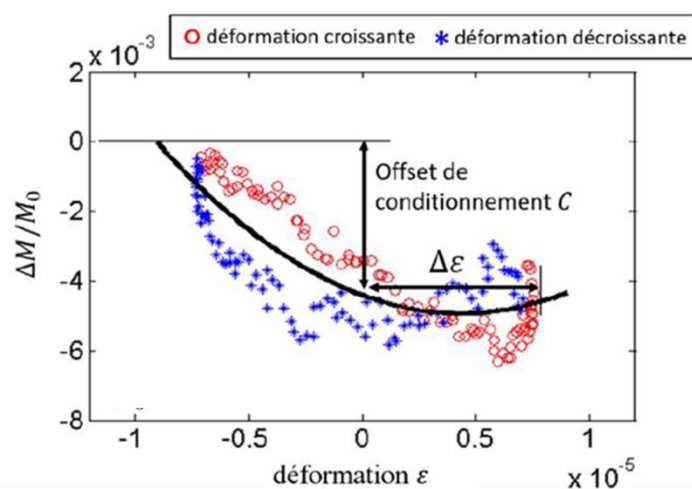


Figure 25 : Forme caractéristique de la variation relative du module en fonction de la déformation – Essai sur une éprouvette de béton saine extrait de la thèse de Q.Vu [82].

Le principe de la technique DAET exposé ci-dessus servira de support au développement d'une nouvelle méthode visant à détecter une zone locale de non linéarité dans un bloc de béton de grandes dimensions. Cette nouvelle méthode d'ANL est exposée dans le chapitre 3.

### 1.3.3.3 Sensibilité vis-à-vis des pathologies gonflantes

Au cours des dernières années, de nombreux travaux traitent de l'acoustique non linéaire appliquée à des éprouvettes développant la RAG. En 2010, M. Sargolzahi et al. [83] mettent en œuvre deux techniques d'ANL sur des éprouvettes saines et sur des éprouvettes réactives. La première est une méthode de génération d'harmoniques [84] (non détaillée ici) permettant d'avoir accès aux paramètres non linéaires classiques. La seconde est un essai de type NRUS. Les auteurs montrent le potentiel de détection de ce type de méthode. La variation du paramètre non linéaire non classique atteint 230% pour les éprouvettes réactives présentant une expansion de 0.10% à 18 mois, alors qu'il ne varie quasiment pas sur les éprouvettes saines (inférieur à 7%). La variation du paramètre non linéaire classique obtenue via la première technique est plus faible confirmant la plus grande sensibilité de l'ANL non classique. Des mesures de vitesse (VOL) en acoustique linéaire ont également été réalisées et corroborent les données déjà présentes dans la littérature, à savoir que l'AL n'est pas pertinente pour détecter la RAG. Par la suite un certain nombre d'auteurs arrivent aux mêmes conclusions [85][86][87]. En 2010, K. Lesnicki et al. [88] montrent à nouveau la grande sensibilité d'une méthode non linéaire du type NRUS. Plus récemment, Y. Boukari et al. [89] ont travaillé également sur ce sujet et confirment la forte sensibilité de l'ANL pour la détection de la RAG (Figure 26).

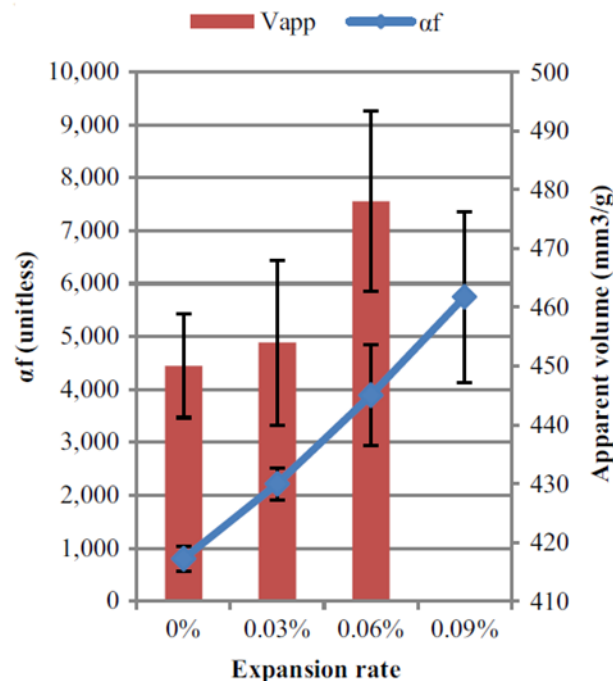


Figure 26 : Evolution du paramètre non linéaire non classique (en bleu) en fonction de l'expansion des éprouvettes de béton [89].

Concernant la RSI, très peu de travaux sont actuellement disponibles dans la littérature. En 2017, M. Rashidi et al. [90] ont travaillé avec une méthode de type NRUS appliquée à différentes éprouvettes de mortier : plusieurs formulations réactives ont été testées (Figure 27). Ils montrent que la détection de la RSI est moins systématique que dans le cas de la RAG et que suivant la



formulation et l'expansion (pourtant toujours supérieure à 0.5%), le paramètre non linéaire peut varier de manière plus ou moins significative. Le même phénomène qu'en acoustique linéaire est observé : à expansion égale, une vitesse d'expansion élevée pour y parvenir favorise l'apparition d'endommagement. Ceci est illustré par les valeurs du paramètre non linéaire non classique à 1% d'expansion sur la Figure 27. Pour la courbe verte correspondant à une vitesse d'expansion forte la valeur du paramètre est de 12 tandis que pour la courbe bleue présentant une vitesse d'expansion plus faible, il vaut 4. Par ailleurs, sur ces deux formulations les plus sensibles du lot testé, une variation notable du paramètre non linéaire non classique n'intervient pas avant 0.25% d'expansion. Il faut noter que ces essais ont été effectués sur des éprouvettes en mortier, ce qui peut différer fortement du béton.

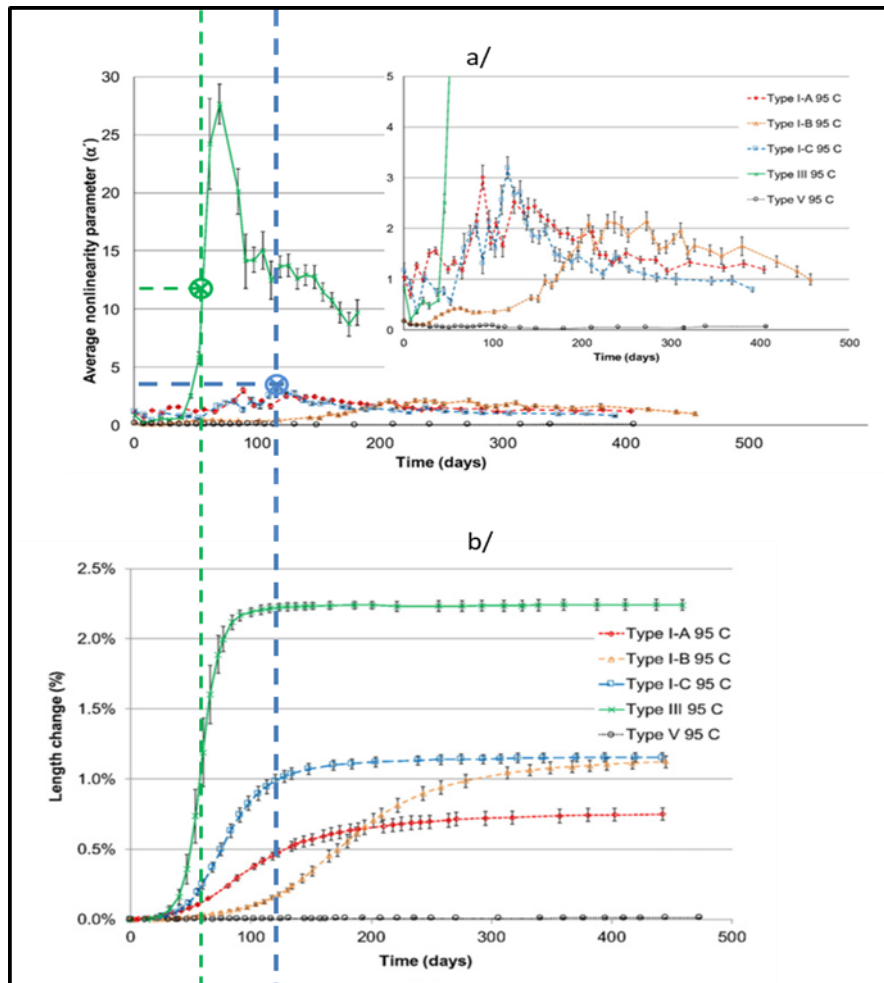


Figure 27 : a/ Evolution du paramètre non linéaire non classique pour différentes formulations de mortier atteint par la RSI, b/ Courbes d'expansion correspondantes. Les droites pointillées vertes et bleues permettent de déterminer la valeur du paramètre non linéaire non classique à une expansion de 1% sur les courbes correspondantes [90].

## 1.4 CONCLUSIONS

L'étude de la littérature a permis d'exposer les principales conséquences que peuvent entraîner les deux pathologies gonflantes que sont la RAG et la RSI. Plus précisément, la RAG résulte de la réaction chimique entre les alcalins contenus dans le ciment et certains granulats contenant de la silice mal cristallisée, créant un gel hydrophile expansif. La RSI quant à elle est liée à un échauffement initial ou tardif du béton à une température supérieure à 65°C occasionnant l'apparition différée de cristaux d'ettringite gonflants.

Une étude bibliographique des principales techniques de CND ultrasonores appliquées à la détection de ces pathologies gonflantes a permis d'établir le Tableau 1. Il présente de manière synthétique leurs propriétés et capacités de détection. Une coche signifie que la technique concernée répond à la caractéristique. Les coches entre parenthèses signifient qu'il s'agit de recherches en cours de développement mais non traitées dans le cadre de ce manuscrit.

	Passif	Actif	Monitoring (temps long)	Mesure sur temps court	Sensibilité à la RAG précoce	Sensibilité à la RSI précoce	Applicable sur pièce de grandes dimensions	Localisation spatiale
<b>Emission Acoustique (EA)</b>	✓		✓		✓	<b>A etudier</b>	✓	✓
<b>Vitesse OL - OT</b>		✓		✓	<b>Faible</b>	<b>Faible</b>	✓	✓
<b>Resonant Ultrasonic Spectroscopy (RUS)</b>		✓		✓	<b>Faible</b>	<b>Faible</b>		
<b>NonLinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS)</b>	(✓)	✓		✓	<b>Fort</b>	<b>A etudier</b>	(✓)	
<b>Nouvelle méthode d'ANL</b>		✓		✓	<b>Fort</b>	<b>A etudier</b>	<b>A développer</b>	<b>A développer</b>

**Tableau 1 : Synthèse des propriétés des techniques de CND ultrasonores exposées dans le chapitre 1.**

En conclusion, les points suivants se dégagent :

- L'acoustique linéaire est peu sensible à l'apparition des pathologies gonflantes du béton, que ce soit la RAG ou la RSI.
- L'acoustique non linéaire non classique présente une grande sensibilité à l'apparition précoce de la RAG. En revanche, il n'existe pas de travaux portant sur des éprouvettes en béton affectées par la RSI.
- L'émission acoustique est sensible à l'apparition précoce de la RAG en conditions de laboratoire mais il n'existe pas de travaux pour son application à la RSI.

Suite à ce récapitulatif, deux problématiques émergent. La première est qu'il n'existe pas d'étude de sensibilité de l'acoustique non linéaire et de l'émission acoustique vis-à-vis de la RSI. Cette problématique sera l'objet du chapitre 2. La seconde est qu'il n'existe pas de technique d'ANL applicable à des pièces de grandes dimensions en vue de localiser l'apparition d'une pathologie. Cette problématique est traitée à travers les chapitres 3 et 4 où une nouvelle méthode est proposée et développée.

# CHAPITRE 2 - ETUDE DE LA SENSIBILITE DES CND ULTRASONORES A LA RSI

---

L'étude bibliographique menée dans le chapitre 1 a mis en lumière le manque de connaissances actuelles portant sur la sensibilité de l'acoustique non linéaire et de l'émission acoustique vis-à-vis de la RSI dans le béton. Les travaux développés dans ce chapitre tentent de répondre à cette problématique à travers des essais expérimentaux réalisés sur des éprouvettes pathologiques de laboratoire. Ces dernières sont des prismes de dimensions  $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ , ce qui correspond à une forme et une taille convenables pour accélérer la pathologie et réaliser la plupart des essais ultrasonores en s'affranchissant des problèmes engendrés par des épaisseurs importantes. Une attention particulière a été apportée à la formulation du béton et au protocole de vieillissement accéléré afin d'engendrer des dégradations liées à la RSI les plus représentatives de celles qui pourraient intervenir sur un ouvrage. Des essais en acoustique linéaire (Vitesses ultrasonores et RUS) et en acoustique non linéaire quantitatif (NRUS) sont réalisés périodiquement sur ces éprouvettes au fur et à mesure du développement de la RSI. Le suivi par EA s'effectue quant à lui en continu tout au long du vieillissement. Afin de mieux comprendre les résultats obtenus, des analyses de microscopie et de micro-fissuration ont été effectuées à la fin des essais.

Ce chapitre commence par la description de la réalisation des éprouvettes pathologiques, du procédé de vieillissement accéléré, et de la mise en œuvre des différentes techniques non destructives. Les résultats sont ensuite présentés, analysés puis confrontés avec les observations par microscopie de la microstructure du béton. Il est alors mis en évidence que la RSI se distingue clairement de la RAG du point de vue de l'apparition de l'endommagement et en terme de capacité de détection.

## 2.1 FORMULATION BETON ET METHODES

### 2.1.1 Formulation béton

La formulation béton utilisée pour la réalisation des éprouvettes (Tableau 2) est composée de 6 classes granulaires permettant ainsi d'avoir une compacité maximale avec une taille maximale de granulats de 12,5 mm. Cette limitation de la dimension du plus gros granulats a pour effet d'assurer une meilleure homogénéité du béton au regard des dimensions réduites des éprouvettes ( $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ ). Cette formulation tirée du projet Grandubé [29] et utilisée par ailleurs dans d'autres études sur la RSI [28][91], a été choisie pour sa propension à développer la RSI après avoir subi une cure thermique adéquate.

Constituants	Désignations	Dosage en kg/m <sup>3</sup>
Ciment	CEM I 52,5 R CE CP2 NF LAFARGE Le Teil	410
Sable	Palvadeau 0/0,315	94
Sable	Palvadeau 0,315/1	174
Sable	Palvadeau 1/4	184
Sable	Palvadeau 2/4	196
Gravillon	Palvadeau 4/8	188
Gravillon	Palvadeau 8/12,5	878
Eau	Eau déminéralisée	197
Alcalins	NaOH	5,5

**Tableau 2 : Formulation béton des éprouvettes 7x7x28 cm.**

La formulation béton est enrichie en alcalins par ajout d'hydroxyde de sodium (NaOH) à l'eau de gâchage. Comme exposé dans la section 1.2.2, le dopage en alcalins au jeune âge abaisse la température de déstabilisation de l'ettringite primaire [30] et facilite l'apparition de la DEF par la suite [31]. Une teneur en alcalins trop élevée peut cependant conduire au développement d'une autre pathologie de gonflement : la RAG. Pour éviter ce phénomène, il convient de s'assurer que les granulats sont insensibles à la concentration d'alcalins équivalents [92] présente dans le béton. Par exemple, l'ouvrage [31] (graphique page 506) montre que pour une formulation contenant des granulats d'opale, la concentration en alcalins équivalents doit rester inférieure à 4 kg/m<sup>3</sup> de béton pour éviter une réaction alcali granulat. Concernant la formulation utilisée ici, des essais préalables ont montré qu'il n'y avait pas de développement d'alcali réaction jusqu'au dernier palier testé, à savoir 5.1 kg/m<sup>3</sup> (alcalins naturellement présents dans le ciment y compris). Cette valeur a donc été retenue. La concentration en alcalins équivalents par m<sup>3</sup> de béton se définit de la manière suivante :

$$C_{Alcalins\ Equivalents} = C_{Na_2O} + \left( \frac{M_{Na_2O}}{M_{K_2O}} \right) * C_{K_2O} \quad (2.1)$$

Dans cette formule,  $M_{Na_2O}$  et  $M_{K_2O}$  sont respectivement les masses molaires de l'oxyde de sodium et de l'oxyde de potassium. Les termes  $C_{Alcalins\ Equivalents}$ ,  $C_{Na_2O}$ , et  $C_{K_2O}$  désignent les concentrations massiques par m<sup>3</sup> de béton de l'espèce spécifiée en indice. Seules les espèces alcalines Sodium (Na) et Potassium (K) sont considérées ici, les autres alcalins étant en quantité négligeable dans le ciment. Au regard de l'expression, il serait d'ailleurs plus juste de parler d'oxyde de sodium équivalent mais l'appellation « alcalins équivalents » s'est imposée et elle sera utilisée ici.

Afin de calculer la quantité d'alcalins à introduire dans le béton pour atteindre la concentration visée (5,1 kg/m<sup>3</sup>), il est nécessaire de déterminer la concentration déjà naturellement présente dans le ciment (la contribution apportée par les granulats étant faible, elle est raisonnablement négligée). Pour cela, une analyse chimique du ciment par dosage est réalisée. Les résultats donnent des concentrations de 1,5 g de Na<sub>2</sub>O et de 1,6 g de K<sub>2</sub>O par kilogramme de ciment soit une concentration de 2,6 g d'alcalins équivalents par kilogramme de ciment. Ramené à la formulation béton, le ciment apporte déjà une concentration de 1,1 kg d'alcalins équivalents par m<sup>3</sup> de béton. Pour atteindre la concentration visée ( $C_{visée}$ ), la quantité d'hydroxyde de sodium (NaOH) par m<sup>3</sup> de béton à dissoudre dans l'eau de gâchage se calcule de la manière suivante :

- L'hydroxyde de sodium se décomposant en oxyde de sodium via un coefficient stœchiométrique de deux (expression (2.2)), la masse finale de NaOH à ajouter par unité de masse de ciment est déterminée par l'équation (2.3) :



$$C_{\text{NaOH}} = 2 \left( \frac{M_{\text{NaOH}}}{M_{\text{Na}_2\text{O}}} \right) * C_{\text{visée}} - C_{\text{Alcalins Ciment}} \quad (2.3)$$

Où  $C_{\text{NaOH}}$  est la concentration massique d'hydroxyde de sodium à ajouter par  $\text{m}^3$  de béton et  $C_{\text{Alcalins Ciment}}$  est la concentration en alcalins équivalents naturellement présents par  $\text{m}^3$  de béton.

Au final, le calcul de l'équation (2.3) donne une concentration de 5,5 kg de NaOH à ajouter par  $\text{m}^3$  de béton.

### 2.1.2 Instrumentation des éprouvettes

Pour faciliter la réalisation des mesures de CND et d'expansion, les éprouvettes sont équipées de trois dispositifs noyés dans le béton lors du coulage (Figure 28) :

- Deux plots en inox à tête fraisée sont noyés dans le béton aux deux extrémités des éprouvettes. Ils serviront à réaliser les mesures d'expansion avec un rétractomètre à bille en accord avec la norme NF P18-427.
- Deux plots avec un filetage intérieur sont noyés à l'emplacement du capteur d'EA. Ils permettent la fixation d'une lamelle en acier assurant par son élasticité le maintien pérenne du capteur d'EA.
- Pour réaliser les essais NRUS avec un dispositif d'excitation de type pot vibrant, l'éprouvette doit venir se fixer à une platine. Cette fixation doit être résistante, peu intrusive et générer le moins de non linéarité possible par sa présence. En conséquence, quatre vis de diamètre 6 mm et de longueur totale de 50 mm ont été noyées dans chaque éprouvette orthogonalement au plan d'une des petites faces de l'éprouvette. La profondeur d'enfoncement des têtes de vis est de 20 mm.

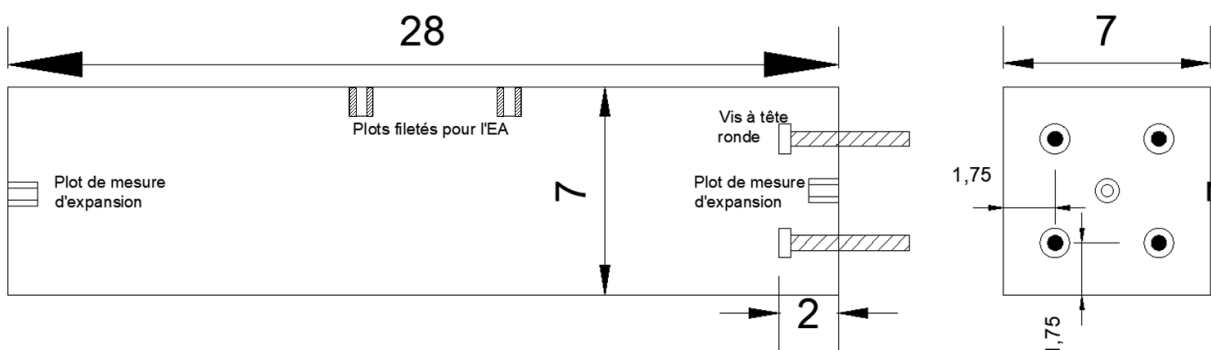


Figure 28 : Schéma des dispositifs d'instrumentation noyés dans une éprouvette en béton 7x7x28 cm<sup>3</sup>.

### 2.1.3 Cure thermique

Directement après coulage et vibration à l'aiguille vibrante, 6 des 8 éprouvettes confectionnées sont placées dans une enceinte climatique régulée en température et en humidité (Figure 29 b/) afin de procéder à la cure thermique. La courbe de température subie par ces éprouvettes est montrée sur la Figure 29 c/. Ce profil thermique issu des travaux de A. Pavoine [33] puis repris par d'autres auteurs notamment dans [28][91], reproduit le profil de température que peut subir le béton à cœur d'une pièce massive lors de la prise. La température maximale atteint 80°C au bout de 33 heures puis diminue linéairement jusqu'au 14<sup>ème</sup> jour, date de fin de la cure. L'humidité relative est maintenue entre 95% et 100% pour éviter toute dessiccation.

Les deux éprouvettes restantes sont emballées avec du papier hermétique et placées dans une pièce à température contrôlée à 20°C ±2. Ces éprouvettes qui n'ont donc pas subi la cure thermique sont appelées éprouvettes de référence car non pathologiques.

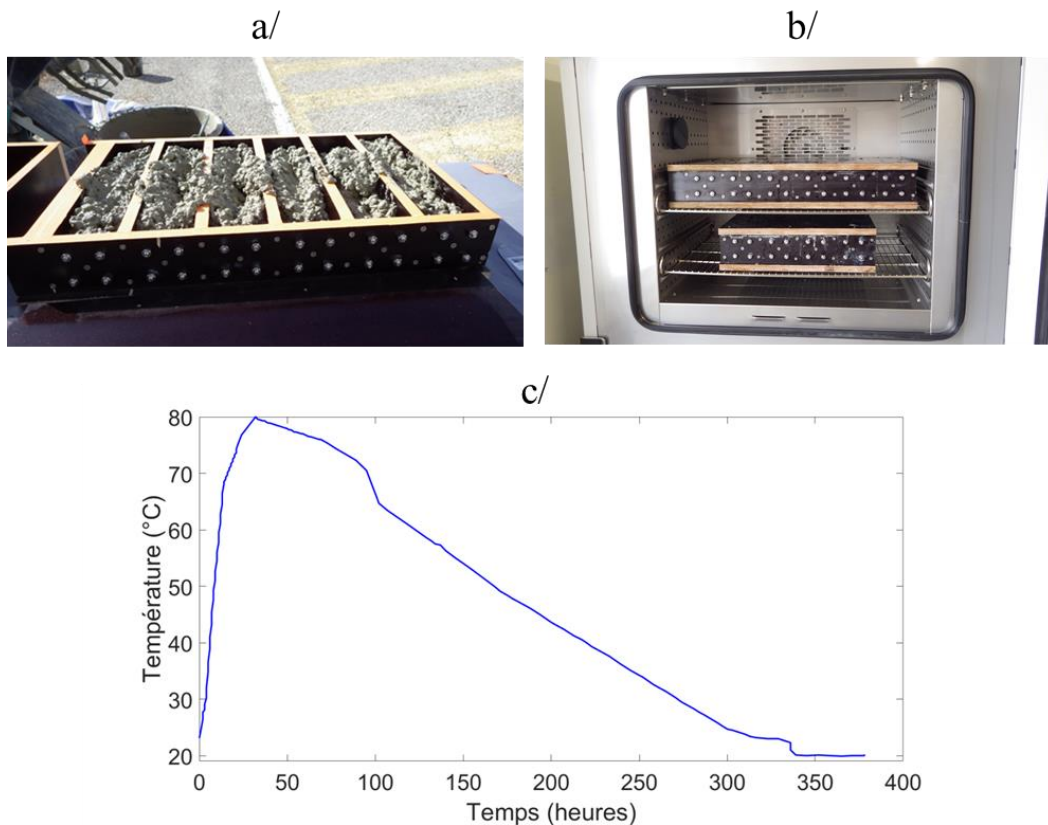


Figure 29 : a/ Remplissage du coffrage des éprouvettes 7x7x28 cm<sup>3</sup> avant vibration. b/ Mise en enceinte climatique des éprouvettes. c/ Profil de la courbe de température subie par les éprouvettes dans l'enceinte climatique.

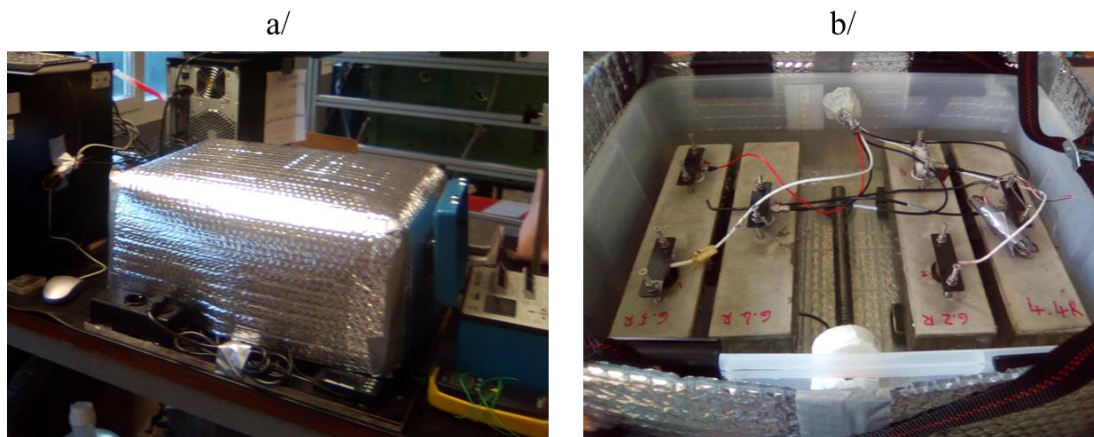
A la fin de la cure thermique, toutes les éprouvettes (y compris les éprouvettes de référence) sont décoffrées et placées dans des sacs hermétiques dans une pièce à température ambiante (20°C ±2) pour une nouvelle période de 14 jours afin de parfaire la prise du béton. Le temps initial ( $t_0$ ) pour les mesures correspond à 28 jours après coulage.

### 2.1.4 Procédé de vieillissement accéléré

La RSI se développe à l'état naturel sur plusieurs années à dizaines d'années. Pour en accélérer le développement, les éprouvettes sont soumises à un protocole de vieillissement accéléré. Ce



protocole consiste à maintenir les éprouvettes dans une eau chauffée à une température de 38°C. Seuls quelques millimètres de la face supérieure des éprouvettes restent émergés afin de ne pas noyer les traducteurs d'EA positionnés sur cette face. Pour réaliser les autres essais de CND, les éprouvettes sont ramenées à température ambiante et sorties au maximum 2 heures de la solution. Par conséquent, les éprouvettes n'ont pas le temps de sécher en profondeur et la teneur en eau reste proche de la saturation durant le temps des essais. Seule la surface peut apparaître sèche. De plus, il a été montré que la saturation en eau, pour des valeurs moyennes à élevées, a peu d'influence sur le paramètre non linéaire non classique [93].



**Figure 30 : a/ Enceinte de vieillissement accéléré thermo régulée vue de l'extérieur. b/ Eprouvettes pathologiques dans l'enceinte : les traducteurs d'émission acoustique sont visibles sur la face supérieure des éprouvettes.**

Dans le cadre de ces essais, 8 éprouvettes (Tableau 3) sont réparties dans deux enceintes de vieillissement accéléré. La première contient deux éprouvettes de référence n'ayant pas subi la cure thermique et deux éprouvettes ayant subi la cure thermique. La particularité de cette première enceinte est la nature de la solution d'immersion. Il s'agit d'une solution aqueuse concentrée en  $\text{LiOH.H}_2\text{O}$  à 0,6 mol/litre. Le lithium est réputé pour inhiber partiellement ou retarder le développement de la RSI [94]. En immergeant les deux éprouvettes ayant subi la cure thermique dans cette solution, il est possible d'avoir un profil d'expansion intermédiaire entre les éprouvettes de référence et les réactives. Pour les deux autres éprouvettes de référence présentes dans cette enceinte pour des raisons pratiques, il est admis ici que cette solution à base de lithium n'a pas d'effet sur elles. La deuxième enceinte contient quatre éprouvettes ayant subi la cure thermique. La solution aqueuse d'immersion est uniquement composée d'eau distillée.

Pour chacune des enceintes de vieillissement accéléré, le volume des solutions d'immersion est égal à deux fois le volume des éprouvettes de béton. Ce ratio déterminé suite à des essais empiriques permet d'avoir des conditions de lixiviation des espèces chimiques du béton satisfaisantes en vue de la cinétique d'accélération visée. Cette dernière ne doit pas être trop prononcée pour simuler des cas de RSI sans sur-endommagement artificiel (voir section 1.2.2). Ainsi, à l'échelle de la durée des essais (5 mois), la cinétique visée est de type lente et linéaire avec une expansion finale approchant les 0,20%.

	Enceinte de vieillissement n°1		Enceinte de vieillissement n°2
Solution d'immersion	LiOH en solution aqueuse (38°C)		H <sub>2</sub> O (38°C)
Type d'éprouvette	2 éprouvettes de REFérence (non traitées thermiquement)	2 éprouvettes Traitées Thermiquement	4 éprouvettes Traitées Thermiquement
Nom raccourci	REF-LiOH	TT-LiOH	TT-H2O

**Tableau 3 : Répartition des éprouvettes dans les enceintes de vieillissement accéléré.**

Trois des huit éprouvettes (une de chaque catégorie) sont prélevées pour des mesures régulières. Les éprouvettes appelées REF-LiOH et TT-LiOH sont respectivement l'éprouvette de référence et l'éprouvette traitée thermiquement. Elles sont toutes les deux stockées dans la solution de LiOH. TT-H2O est l'éprouvette traitée thermiquement stockée dans l'eau. Les cinq autres éprouvettes sont prélevées occasionnellement pour s'assurer de la variabilité des mesures entre éprouvettes de même famille.

### 2.1.5 Acoustique linéaire

Des mesures de vitesses ultrasonores en OL et OT ainsi que des mesures RUS ont été effectuées sur ces éprouvettes.

Pour les mesures de vitesses, elles ont été réalisées en transmission avec des transducteurs ultrasonores résonants à 100 kHz pour les OL (Panametrics V1011) et des transducteurs résonant à 250 kHz pour les OT (Panametrics V150). Dans les deux cas, les transducteurs émetteurs sont excités de manière impulsionnelle. Le temps d'arrivée est défini lorsque l'amplitude du signal reçu dépasse trois fois l'écart type du bruit avant son arrivée. A chaque fois, trois mesures sont réalisées dans le sens transversal de l'éprouvette (épaisseur de 7 cm), les dispositifs expérimentaux coulés dans l'éprouvette empêchant d'exploiter le sens longitudinal. La valeur de la vitesse retenue est la moyenne de ces trois mesures réalisées au début, au milieu et à la fin de l'éprouvette.

Concernant la méthode RUS, un générateur secondé par un amplificateur de puissance est piloté depuis un logiciel de sorte à produire un balayage en fréquence de 2,5 à 13 kHz sous 150 V. Ce balayage est envoyé au transducteur émetteur (Panametrics V101 - OL résonant à 500 kHz) positionné sur un coin de l'éprouvette. Le transducteur récepteur (Panametrics V150 - OT résonant à 250 kHz) alors positionné sur un autre coin de l'éprouvette reçoit la vibration de l'éprouvette. Un troisième coin de l'éprouvette repose sur un support fixe de manière à stabiliser l'équilibre de l'éprouvette (Figure 31). Cette disposition permet de se rapprocher au mieux de la mise en résonance en condition libre. A la sortie du transducteur récepteur, le signal est amplifié et filtré entre 1 et 20 kHz, puis il est numérisé. De cette manière, les différents pics de résonance sont identifiables.





**Figure 31 : Essai RUS avec l'éprouvette en équilibre sur trois appuis ponctuels dont deux sont constitués par les traducteurs ultrasonores.**

La solution retenue pour accéder aux valeurs du module dynamique et du coefficient de Poisson est basée sur la norme ASTM C215 [46]. Les modes de résonance en flexion et en torsion sont considérés pour le calcul. En appliquant cette norme aux éprouvettes de ces travaux qui ont une section carrée, le système obtenu (2.4) peut être résolu par itération :

$$\begin{cases} E_{dyn} = \left( \frac{0.9464 \times L^3}{b^4} \right) \times T \times \frac{1 + (0.26\nu + 3.22\nu^2) \times \left( \frac{b}{3.464 \times L} \right)}{1 + 0.1328 \left( \frac{b}{3.464 \times L} \right)} \times M \times n^2 \\ \nu = \frac{E_{dyn}}{\left( \frac{9.4640 \times L \times M \times n''^2}{b^2} \right)} - 1 \end{cases} \quad (2.4)$$

Où  $T$  est un facteur correctif dont la valeur est obtenue par interpolation des valeurs du tableau 1 de la norme ASTM C215 (pour les éprouvettes de cet essai  $T = \frac{10b}{3.464L} + 0.68$ ).  $L$  et  $b$  sont respectivement la longueur et la dimension du côté de la section carrée.  $M$  correspond à la masse de l'éprouvette. Enfin  $n$  et  $n''$  sont respectivement les fréquences de résonance du mode de flexion et du mode de torsion.

D'un point de vue pratique, il est nécessaire que les dimensions de la section carrée des éprouvettes soient strictement égales, ou bien nettement différentes. Si ces dimensions sont proches, des doubles pics de résonance proches peuvent apparaître pour le mode de flexion et perturber l'identification de la fréquence correspondante.

## 2.1.6 Emission acoustique

Le système d'émission acoustique utilisé (SAMOS-PCI8) est constitué d'une carte à huit canaux, de traducteurs piézoélectriques résonants à 150 kHz, de préamplificateurs de 40 dB et d'un logiciel d'acquisition et de traitement (AEwin) commercialisé par la société Mistras. Le filtre numérique passe-bande intégré au système d'EA est réglé sur l'intervalle 100-400 kHz. La limite inférieure rejette les signaux basse fréquence provenant pour la plupart des vibrations transmises par le sol. La limite supérieure rejette quant à elle les hautes fréquences provenant de la diffusion multiple dans le béton et les bruits électroniques. Un canal est affecté à chacune des huit éprouvettes des enceintes de vieillissement accéléré. Cette configuration à un seul traducteur par éprouvette a pour but

d'enregistrer l'activité acoustique dans chacune d'entre elles. La localisation des événements qui nécessite plusieurs traducteurs n'a pas d'intérêt ici étant donné les faibles dimensions des éprouvettes. Pour permettre le passage des ondes acoustiques des éprouvettes vers les traducteurs, le couplant utilisé est une colle silicone à prise rapide. En pratique, sur du béton, l'amplitude absolue d'un signal reçu dépend directement de la contrainte appliquée au niveau du couplage. Afin d'assurer une qualité constante de ce dernier dans le temps et pour compenser l'éventuel retrait ou fluage de la colle, un système de fixation à lame élastique a été adopté. Une plaque en acier bandée de manière reproductible joue le rôle de ressort de sorte à maintenir la force d'appui quasi constante (Figure 32).



Figure 32 : Traducteur d'EA maintenu en appui par une lame élastique bandée par deux vis.

Les mesures d'EA sont effectuées en continu et ne sont arrêtées que lorsque les échantillons sont retirés de l'enceinte de vieillissement pour les autres mesures d'essais non destructifs. L'enregistrement des données d'EA a commencé 5 heures après l'immersion des échantillons (soit 5 heures après le  $t_0$ ), une fois la température des éprouvettes stabilisée à 38°C. Le Peak Definition Time (PDT), le Hit Definition Time (HDT), le Hit Lockout Time (HLT) ont été pris respectivement à 200, 400 et 800  $\mu$ s, il s'agit de valeurs courantes pour le béton [61][65]. Le Tableau 4 ci-dessous synthétise les paramètres d'EA utilisés.

Nombre de voies	8
Traducteurs	Resonant à 150 kHz
Couplage	Silicone + pression élastique
Pré-amplificateurs	40 dB
Bande passante du filtre passe-bande	100-400 kHz
Fréquence d'échantillonnage	3 MHz
Longueur maximale d'un signal	3072 points ou 1 ms
Pré-trigger	30 $\mu$ s
HDT	200 $\mu$ s
PDT	400 $\mu$ s
HLT	800 $\mu$ s

Tableau 4 : Synthèse des paramètres d'EA.

La principale difficulté de l'EA appliquée aux pathologies de gonflement (suivi sur une longue durée) est le filtrage des signaux non pertinents à l'inverse des essais de fissuration sous presse de courte durée où la densité des hits parasites est négligeable par rapport à celle des hits provenant de la fissuration. L'enregistrement de phénomènes peu énergétiques sur une longue période comme pour la RSI augmente nécessairement le rapport entre les signaux de bruit et les signaux émanant de la microfissuration. Ainsi, le traitement des données nécessite des filtres efficaces pour éliminer les bruits externes (chocs, vibrations, interférences électromagnétiques, etc.) et internes (pénétration

d'eau dans les capillaires du béton, expulsion de bulles gazeuses, etc.). Actuellement, il n'existe pas dans le cas des matériaux granulaires de méthode systématique permettant de discerner l'origine d'un hit à partir de sa forme d'onde et il n'est donc pas possible d'isoler les hits imputables au développement de la RSI. L'approche adoptée pour le filtrage consiste alors à exclure les signaux dont les caractéristiques sont éloignées de ce qu'il est possible de considérer comme des signaux types.

Pour définir ces signaux types, les descripteurs de forme d'onde sont utilisés (voir 1.3.2.1). Ils permettent de définir les bornes admissibles des formes d'ondes types. Tous les signaux présentant des descripteurs de forme d'onde en dehors de ces bornes seront rejetés (Tableau 5). Les combinaisons de descripteurs les plus utilisées pour définir ces bornes sont le temps de montée en fonction de l'amplitude (R-A, Rise time-Amplitude) et la durée en fonction de l'amplitude (D-A, Duration-Amplitude). Certaines valeurs sont issues des travaux de M.Abdelrahman et al [65]. Des combinaisons supplémentaires de descripteurs portant sur la durée, le temps de montée, l'amplitude et le nombre de coups (D-R-A-C, Duration-RiseTime-Amplitude-Counts) sont proposées dans le cadre de ces travaux. Une condition porte également sur le rejet des signaux dont la fréquence principale est inférieure à 20 kHz. Pour avoir franchi le filtre passe-bande initial (100-400 kHz), ces signaux sont très énergétiques et ils proviennent principalement de vibrations transmises par le sol (machinerie lourde, passage d'engin lourd). Les valeurs des bornes des descripteurs sont définies par l'opérateur et à ce qu'il peut admettre comme un signal type. Généralement l'opérateur prend comme référence visuelle les signaux enregistrés lors d'essais de fissuration réalisés sur une éprouvette de béton. Le filtrage peut donc varier d'un opérateur à l'autre et conduire à des résultats différents. Ainsi il est nécessaire d'interpréter les résultats de manière circonspecte.

Categorie	Valeurs
D-A	duration >400 & amplitude ≤45
	duration >500 & 45< amplitude ≤50
	duration >600 & 50< amplitude ≤53
	duration >700 & amplitude >53 & counts <40
	duration ≤35 & amplitude >50
	35< duration ≤70 & amplitude >55
	70< duration ≤110 & amplitude >57
R-A	Rise time >125 & amplitude ≤50
	Rise time >200 & 50< amplitude ≤60
	Rise time >300 & 60< amplitude ≤70
	Rise time >400 & 70< amplitude ≤100
D-R-A-C	amplitude >50 & RiseTime/Duration >0.5
	duration >250 & 45< amplitude ≤50 & RiseTime/Duration >0.8
	duration >200 & 50< amplitude ≤60 & RiseTime/Duration <0.5 & counts <15
	duration >200 & amplitude >60 & RiseTime/Duration <0.5 & counts <25
	duration >200 & counts ≤2
Frequence	peak frequency <20KHz

**Tableau 5 : Ensemble des combinaisons de descripteurs conduisant au rejet des signaux.**

En plus du procédé reposant sur l'analyse des descripteurs de forme d'onde mentionné ci-avant, un

filtre supplémentaire basé sur la puissance moyenne du signal pendant le pré-trigger<sup>7</sup> est proposé. La puissance moyenne de cette partie du signal doit être du même ordre de grandeur pour tous les signaux sachant qu'elle est normalement associée au bruit de fond. En appliquant ce principe, les signaux ayant une puissance moyenne sur la durée du pré-trigger supérieure à une valeur limite seront rejetés. La première étape de ce procédé consiste à redéfinir le début de la salve de manière moins arbitraire qu'avec le franchissement du seuil fixe. La solution proposée ici est d'utiliser la fonction d'Akaike (nommée AIC<sup>8</sup>) qui permet de comparer en chaque point du signal la variance de l'amplitude passée à la variance de l'amplitude à venir [63] :

$$AIC(k) = k \times \log(\text{var}(s[1, k])) + (N - k) \times \log(\text{var}(s[k, N])) \quad (2.5)$$

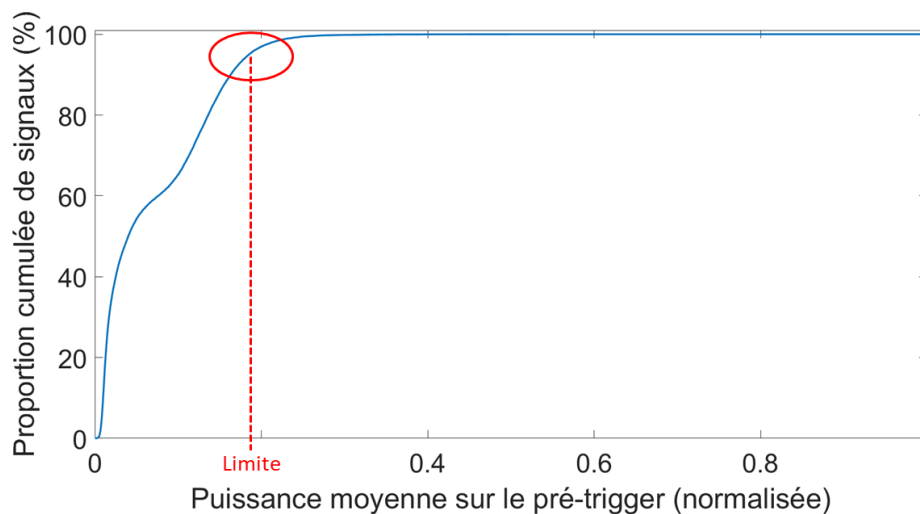
Avec  $k$  l'indice du point auquel est évaluée la fonction,  $\text{var}(s[i, j])$  la variance du signal  $s$  entre les points  $i$  et  $j$  inclus et  $N$  le nombre total de points du signal sur lequel est effectuée l'opération.

La fonction d'Akaike passe par un minimum lorsque la variation de variance du signal est maximale (autrement dit, lorsqu'on passe du bruit vers le signal proprement dit). Ce minimum définit le nouveau temps initial ( $t_0$ ) de la salve et la fin du pré-trigger. La puissance moyenne est alors calculée sur la durée du nouveau pré-trigger selon l'expression (2.6) :

$$P_{moy} = \left( \frac{\int_{-T}^0 s^2(t) dt}{T} \right) \quad (2.6)$$

Avec  $T$  la durée du pré-trigger et  $s(t)$  l'amplitude du signal en fonction du temps.

Les essais d'EA sur les éprouvettes pathologiques de ces travaux ont permis de tracer la courbe de la Figure 33. Il s'agit du pourcentage de signaux cumulés en fonction de la puissance moyenne sur le pré-trigger. La courbe se caractérise par une première partie linéaire puis par une brusque augmentation de la courbure. Après ce point singulier, compris aux alentours de 95% selon les éprouvettes considérées, la seconde partie de la courbe devient quasiment linéaire horizontale. La puissance moyenne correspondant à ce point singulier est définie comme la puissance moyenne limite au-delà de laquelle les signaux seront rejetés.



**Figure 33 : Pourcentage de signaux cumulé en fonction de la puissance moyenne sur le pré-trigger. Le trait pointillé rouge définit la puissance moyenne limite au-delà de laquelle les signaux seront rejetés.**

<sup>7</sup> Pré-trigger : Partie du signal enregistré avant que le signal franchisse le seuil d'acquisition ( $t_0$ ).

<sup>8</sup> AIC : Acronyme anglais de « Akaike Information Criterion » se traduisant par fonction ou critère d'Akaike

Pour terminer, un filtre inhérent à la conception du dispositif de vieillissement accéléré a été rajouté. Il élimine les hits se propageant d'une éprouvette à une autre via la solution d'immersion, seul le hit original est conservé. Pour ce faire, si des hits de différentes éprouvettes sont séparés temporellement par une durée inférieure au temps de parcours d'une onde entre les deux éprouvettes les plus éloignées alors ces hits sont rejetés à l'exception du hit original.

### 2.1.7 Acoustique non linéaire

Les mesures NRUS sont réalisées à l'aide d'un pot vibrant (Brüel & Kjaer – Type 4809) pour la mise en résonance et d'un laser (Polytec OFV 050) pour mesurer la vitesse de vibration particulaire. Le mode de résonance longitudinal de compression se produisant aux environs de 7,5 kHz pour ces éprouvettes est exploité. Les 4 vis sortant d'une des petites faces de l'éprouvette servent à la fixation d'une platine métallique se fixant elle-même au pot vibrant. L'éprouvette placée horizontalement lors de l'essai est supportée au moyen de tampons en mousse afin de ne pas entraver la vibration (Figure 34 b/). Des balayages en fréquence centrés sur la fréquence de résonance sont effectués à amplitudes croissantes de sorte à ce que la déformation dans la partie centrale de l'éprouvette soit comprise entre 1 et 10  $\mu\epsilon$ . Cet intervalle garantit d'être au-dessus de l'amplitude de déformation nécessaire pour activer l'effet non linéaire du béton.

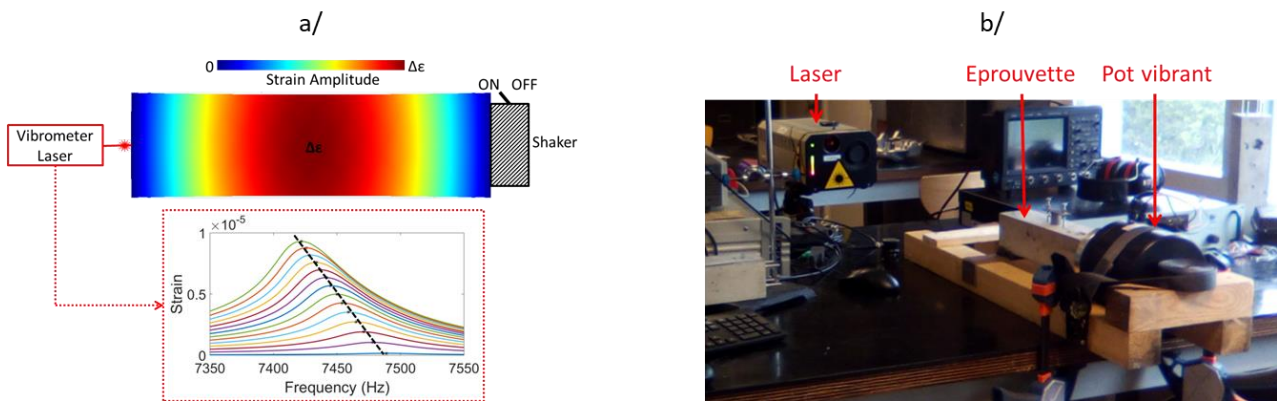


Figure 34 : a/ Schéma d'un essai NRUS pour une mise en résonance du mode de compression longitudinal. b/ Photographie d'un essai NRUS en cours.

Les simulations reliant la vitesse particulaire mesurée à la déformation maximale atteinte dans le matériau sont réalisées sous le logiciel Comsol. Pour cela le mode de résonance longitudinal est simulé dans le module Solid Mechanics du logiciel. Les propriétés mécaniques du matériau (E et  $\nu$ ) sont tirées des essais RUS préalablement effectués.

## 2.2 RESULTATS ET DISCUSSIONS

### 2.2.1 Cinétique d'expansion et variation de masse

Cette étude se concentre sur le développement précoce de la RSI avant l'apparition de fissures macroscopiques témoignant d'un état pathologique avancé. Pour cette raison, les essais ont été arrêtés après 150 jours, lorsque l'expansion a atteint 0,21 % pour l'éprouvette pathologique TT-H2O (pour rappel, la cinétique d'expansion visée était de type lente et linéaire avec une expansion d'environ 0,20% à l'échéance de 150 jours).

La Figure 35 rend compte de l'expansion pour les trois éprouvettes régulièrement suivies. Pour l'éprouvette TT-H<sub>2</sub>O la courbe d'expansion est pratiquement linéaire, avec un taux moyen d'expansion de 0,0014% par jour. La pathologie s'est donc développée suivant une cinétique modérée comme souhaitée et les 0,20% d'expansion cible ont été atteints. Pour l'éprouvette réactive immergée dans la solution de LiOH (TT-LiOH), l'expansion était plus faible (0,06 % après 150 jours) mais pas complètement inhibée. La courbe d'expansion a également une forme assez linéaire. Pour l'échantillon témoin (REF-LiOH), l'expansion est restée constante à 0,02 % après le 19<sup>ème</sup> jour. Cette expansion de 0,02 % peut être attribuée à la période d'absorption. Par la suite, aucun gonflement n'est apparu, confirmant la non-réactivité de l'échantillon.

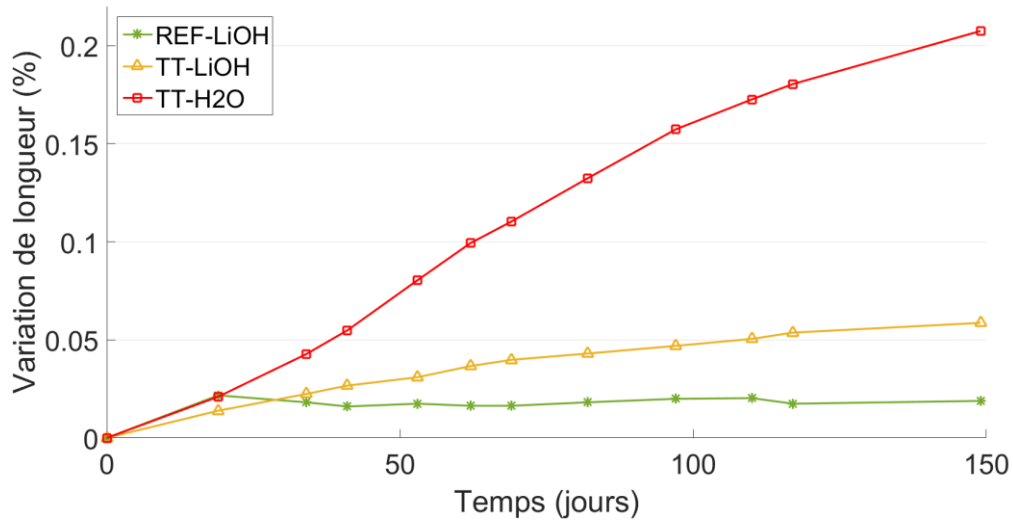


Figure 35 : Expansion des trois éprouvettes en fonction du temps. L'incertitude de mesure est de  $\pm 0,01\%$ .

La Figure 36 présente l'évolution de la masse de chacune des trois éprouvettes. L'éprouvette REF-LiOH affiche une prise de masse de 0,9% à 150 jours dont 0,6% atteint au bout de 19 jours. Cette prise de masse correspond dans le cas de cette éprouvette non réactive uniquement au remplissage des porosités du béton par la solution. Les prises de masse des deux autres éprouvettes (TT-LiOH et TT-H<sub>2</sub>O) sont quasi-identiques entre elles et s'établissent à 2% à 150 jours dont 1,7% atteint au bout de 19 jours. Nous noterons ainsi que la prise de masse de l'éprouvette TT-LiOH présentant pourtant une expansion 3,5 fois inférieure est égale à celle de TT-H<sub>2</sub>O.



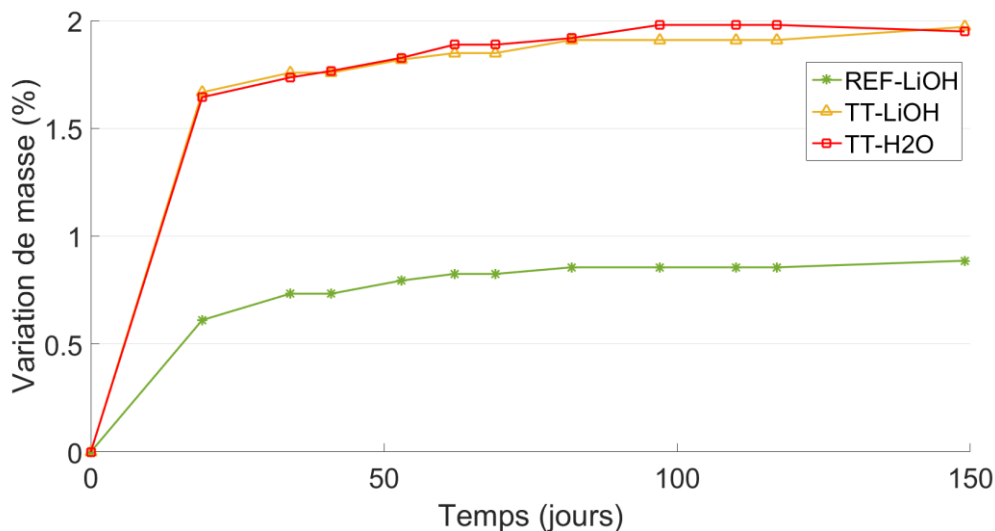


Figure 36 : Variation de masse des trois éprouvettes en fonction du temps. L'incertitude de mesure est de  $\pm 0,05\%$ .

## 2.2.2 Vitesses ultrasonores

L'évolution des vitesses de phase des ondes longitudinales et transversales en fonction du temps de vieillissement est présentée dans cette section. Le module d'élasticité et le coefficient de Poisson ne sont pas calculés ici car la méthode RUS exposée dans la section suivante est plus adaptée pour cela (fréquences utilisées plus basses et méthode non locale).

La Figure 37 rend compte en particulier de l'évolution des ondes longitudinales. Les mesures ont commencé au 19<sup>ème</sup> jour, une fois la période d'absorption terminée. L'éprouvette REF-LiOH n'ayant pas subi la cure thermique présente d'emblée la plus grande vitesse de propagation ( $>5000\text{m/s}$ ). Pour les deux autres éprouvettes les vitesses sont aux alentours de  $4750\text{m/s}$ . Dans les deux cas, ces valeurs élevées témoignent d'un béton de bonne qualité. Aucune chute de la vitesse de propagation au cours du vieillissement n'est observée pour l'éprouvette TT-H2O alors que l'expansion a atteint  $0,21\%$  à 150 jours. Comme attendu, la vitesse des OL n'est donc pas un indicateur suffisamment sensible pour détecter précocement l'apparition de la RSI.

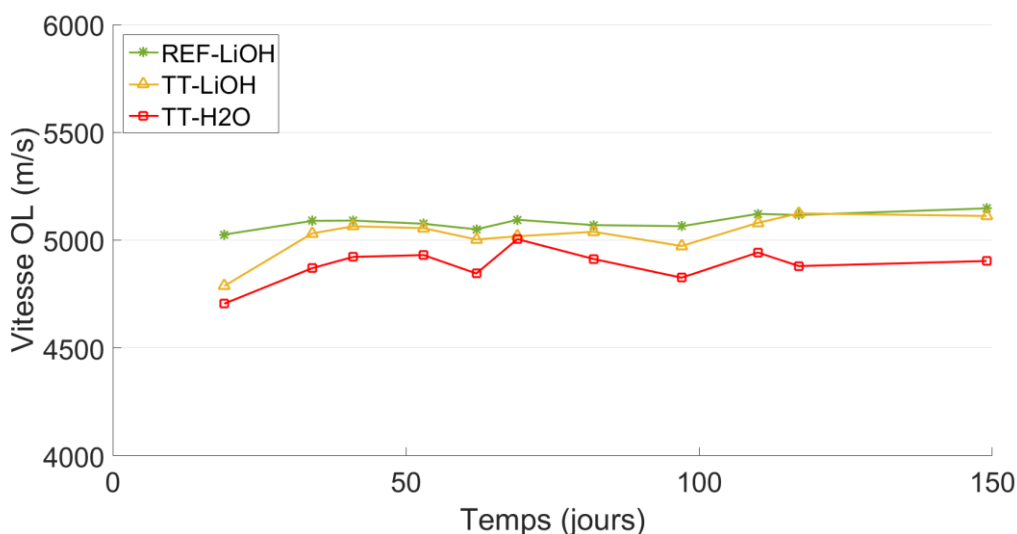


Figure 37 : Evolution de la vitesse de phase des ondes longitudinales en fonction du vieillissement.

L'aspect non-monotone des courbes de la Figure 37 témoigne d'une incertitude de mesure plutôt élevée pour des essais de vitesse OL. Par exemple, la courbe de l'éprouvette TT-H2O présente en plusieurs endroits des formes en dent de scie d'une amplitude allant jusqu'à 150 m/s. Pour expliquer cette variabilité, il est nécessaire de rappeler que les mesures sont effectuées en trois points de l'éprouvette puis ensuite moyennées. La position des points situés chacun dans un tiers de l'éprouvette peut varier de quelques centimètres d'une mesure à l'autre. Pour savoir si la variabilité des mesures de vitesse provient de cette variation de positionnement, un scan de l'éprouvette TT-H2O a été réalisé à la fin des essais. La Figure 38 montre l'évolution de la vitesse en OL sur une bande d'épaisseur de 2,5 cm suivant la longueur de l'éprouvette. L'écart est d'environ 190 m/s entre les valeurs les plus éloignées, soit une variabilité de près de 4 % par rapport à la vitesse minimale. Ce scan montre que le béton n'est pas totalement homogène bien que la largeur des éprouvettes soit environ cinq fois supérieure à la dimension des plus gros granulats (12,5 mm). La méthode RUS (2.2.3) permettra d'éliminer les variabilités locales du matériau en considérant les éprouvettes dans leur globalité.

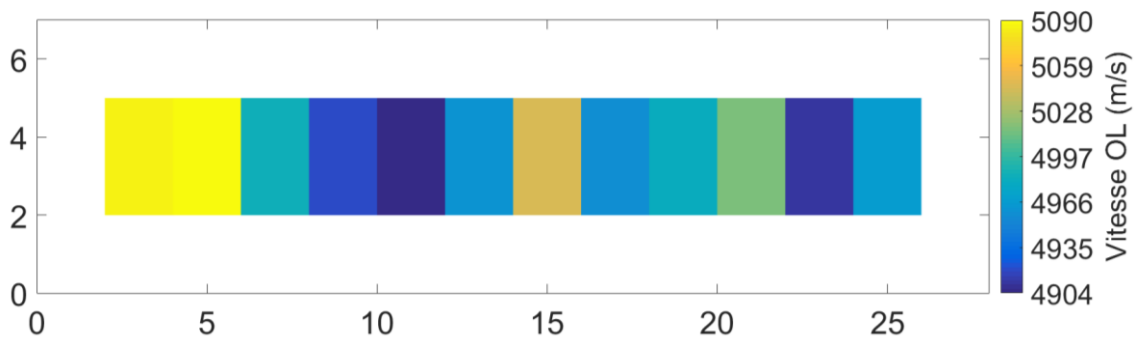


Figure 38 : Evolution de la vitesse de phase des ondes longitudinales par pas de 2 cm le long de l'éprouvette TT-H2O à 150 jours.

Les mesures de vitesses en OT n'apportent pas d'information supplémentaire par rapport aux mesures en OL. L'ordre des courbes est respecté et il n'y a aucun changement de vitesse pouvant traduire l'apparition de la pathologie. Les OT ne sont pas plus sensibles que les OL à l'apparition de la RSI.

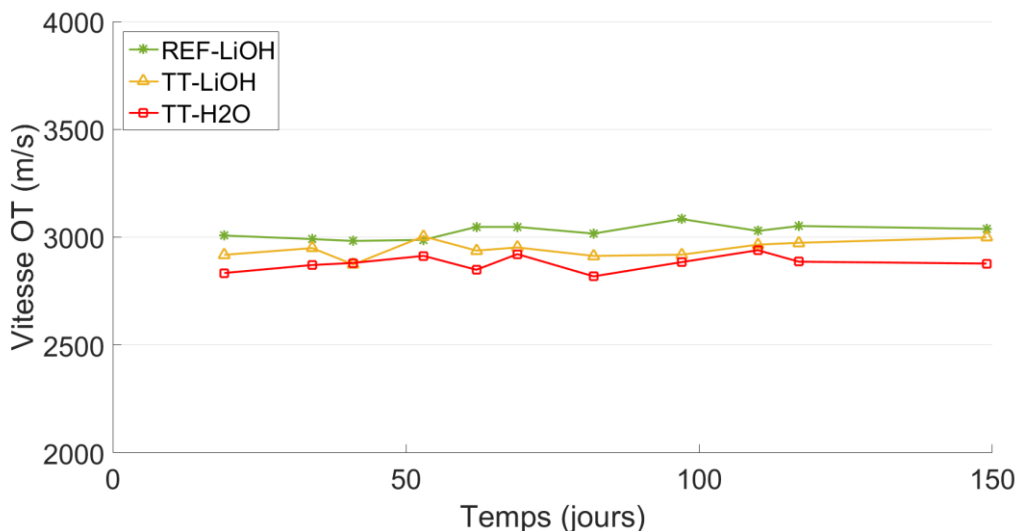
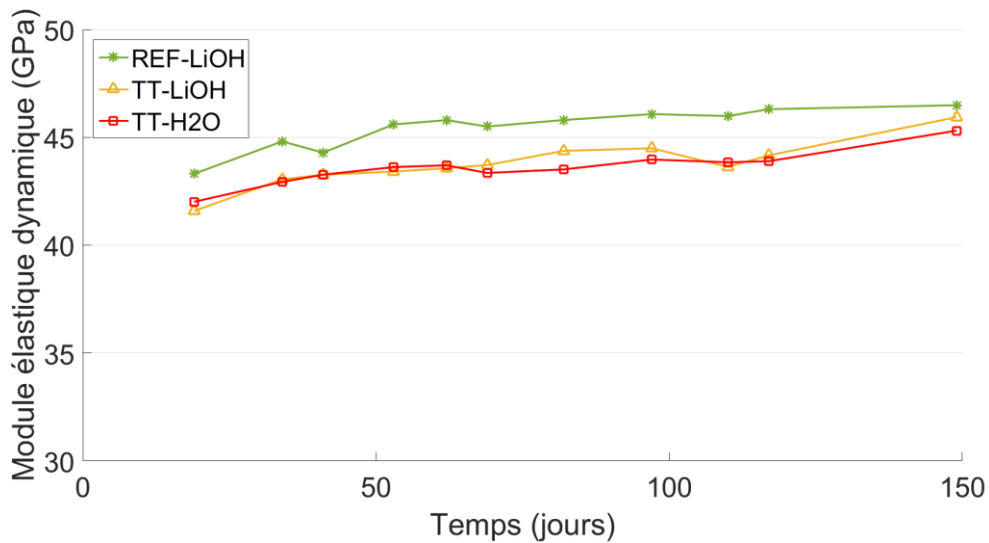


Figure 39 : Evolution de la vitesse de phase des ondes transversales en fonction du vieillissement.



### 2.2.3 RUS

Les évolutions du module d'élasticité dynamique (Figure 40) et du coefficient de Poisson dynamique (Figure 41) sont présentées dans cette section. Concernant le module, il débute à 44 GPa pour l'éprouvette REF-LiOH alors qu'il est de 42 GPa pour TT-LiOH et TT-H2O. Cette différence observée également dans [55] entre autres est imputable à l'effet du traitement thermique sur la microstructure du béton. Par la suite et pour chacune des éprouvettes, le module a augmenté progressivement d'environ 3 GPa sur la période de vieillissement de 150 jours. Cette croissance provient de la poursuite de l'hydratation du ciment sous eau induisant un lent durcissement du béton et donc une augmentation de la rigidité. Le développement de la RSI notamment sur l'éprouvette TT-H2O n'a pas affecté le module dynamique du béton.



**Figure 40 : Evolution du module d'élasticité dynamique calculé à partir des mesures de RUS. L'incertitude de mesure est de  $\pm 0,5$  GPa.**

Le coefficient de Poisson dynamique (Figure 41) affiche une valeur aux alentours de 0,2 pour toutes les éprouvettes, ce qui est une valeur courante pour du béton. Son incertitude relative est plus grande que celle du module d'élasticité car il a une moindre influence sur la propagation des ondes acoustiques. Tout comme le module élastique, aucune variation significative du coefficient de Poisson n'apparaît suite au développement de la RSI. Au final et comme attendu, les paramètres d'acoustique linéaire ne sont pas sensibles à l'apparition précoce de la RSI.

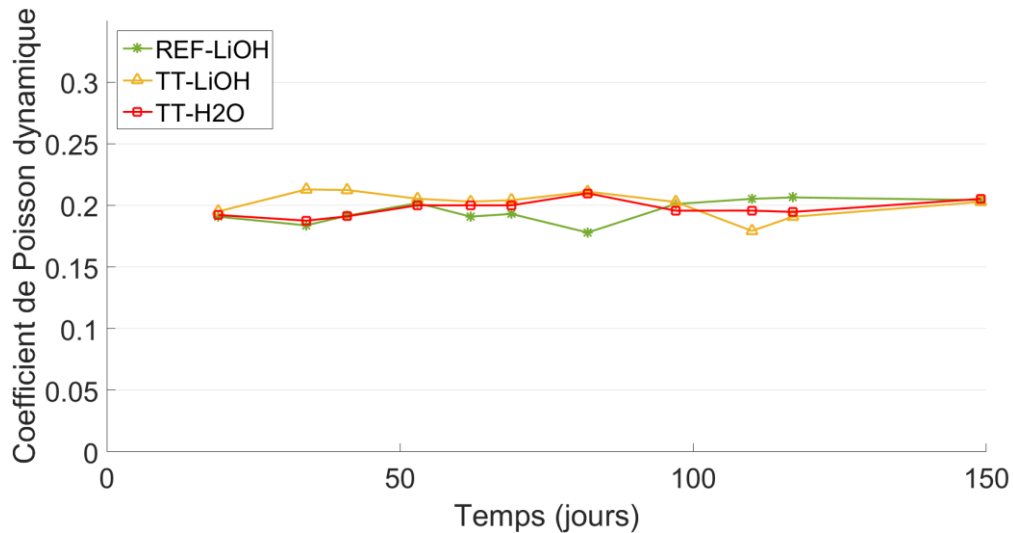


Figure 41 : Evolution du coefficient de Poisson dynamique calculé à partir des mesures de RUS. L'incertitude de mesure est de  $\pm 0,02$ .

## 2.2.4 Emission acoustique

Les résultats d'EA montrent une forte activité acoustique durant les premiers jours après le  $t_0$  pour l'ensemble des éprouvettes. La majorité des hits enregistrés est liée à l'immersion des éprouvettes dans les solutions (pénétration de la solution dans les capillarités, éjection de bulles d'air, etc.). Le fait que l'éprouvette de référence soit émissive prouve que la pathologie n'est pas à l'origine de cette activité. Sur les dix premiers jours et sans filtrage, environ 33000 hits ont été enregistrés pour l'éprouvette REF-LiOH, environ 1500 pour l'éprouvette TT-LiOH et environ 200 pour l'éprouvette TT-H2O. Des valeurs similaires sont enregistrées sur les éprouvettes jumelles<sup>9</sup> de celles précédemment évoquées. La différence de hits entre les éprouvettes REF-LiOH et TT-LiOH pourtant dans la même solution montre que l'absorption du béton n'est pas la même et donc que le traitement thermique a modifié le réseau de capillarité/porosité interne du béton. Pour ne pas tenir compte de ces signaux qui ne sont pas pertinents pour la RSI, les données d'EA sont considérées par la suite uniquement à partir du 10<sup>ème</sup> jour (fin de l'absorption).

La Figure 42 a/ présente le nombre de hits cumulés après filtrage entre le 10<sup>ème</sup> et 149<sup>ème</sup> jour pour les éprouvettes REF-LiOH, TT-LiOH et TT-H2O. La Figure 42 b/ présente le même type de résultats mais pour les éprouvettes jumelles des précédentes. En premier lieu, ces graphiques montrent que l'activité acoustique des éprouvettes non pathologiques (REF-LiOH et REF-LiOH(bis)) n'est pas négligeable puisque environ 2000 hits sont enregistrés sur chacune des deux. Ces hits proviennent soit de bruits parasites non filtrés soit de l'activité interne du béton prouvant ainsi que ce matériau n'est pas inerte (par exemple hydratation résiduelle du ciment par exemple). En second lieu, ces graphiques mettent en exergue une grande variabilité des résultats entre éprouvettes jumelles. Par exemple il y a six fois plus de hits cumulés enregistrés dans l'éprouvette TT-LiOH que dans sa jumelle TT-LiOH(bis) empêchant de tirer toute conclusion. De la même manière, il y a un facteur trois entre TT-H2O et TT-H2O(bis). Pour rappel, l'expansion finale des

<sup>9</sup> Eprouvette jumelle : Eprouvette similaire à l'éprouvette originelle ayant subi les mêmes conditions de vieillissement mais n'ayant pas fait l'objet de mesures régulières à part pour l'EA. REF-LiOH et TT-LiOH possèdent chacune une éprouvette jumelle. TT-H2O possède trois éprouvettes jumelles. La différence d'expansion finale est au maximum de 0,02 % par rapport à l'éprouvette originelle.

épreuves jumelles a été contrôlée à la fin des essais et ne diffère au maximum que de  $\pm 0.02\%$  des épreuves originelles.

Il est cependant possible de comparer les épreuves pathologiques TT-H<sub>2</sub>O, TT-H<sub>2</sub>O(ter) et TT-H<sub>2</sub>O(quarter) présentant des résultats similaires (entre 5000 et 7500 hits au final) aux deux épreuves de référence REF-LiOH et REF-LiOH(bis). Les nombres de hits cumulés par épreuve de ces deux groupes sont relativement similaires jusqu'aux environs du 75<sup>ème</sup> jour (ce qui correspond à une expansion de 0,12% pour les épreuves pathologiques). A partir de cet instant, la pente moyenne des épreuves pathologiques augmente et se dissocie de celle des épreuves de référence. Les courbes des épreuves pathologiques sont caractérisées par des parties linéaires et des sauts brusques. La signification de ces sauts étant difficile à interpréter, la pente des parties linéaires constitue un indicateur de l'activité acoustique plus aisément exploitable. Ainsi, entre le 125<sup>ème</sup> et 150<sup>ème</sup> jour, qui est une partie linéaire pour les épreuves REF-LiOH et TT-H<sub>2</sub>O, le nombre de hits par jour est respectivement de 6,4 et 31,1.

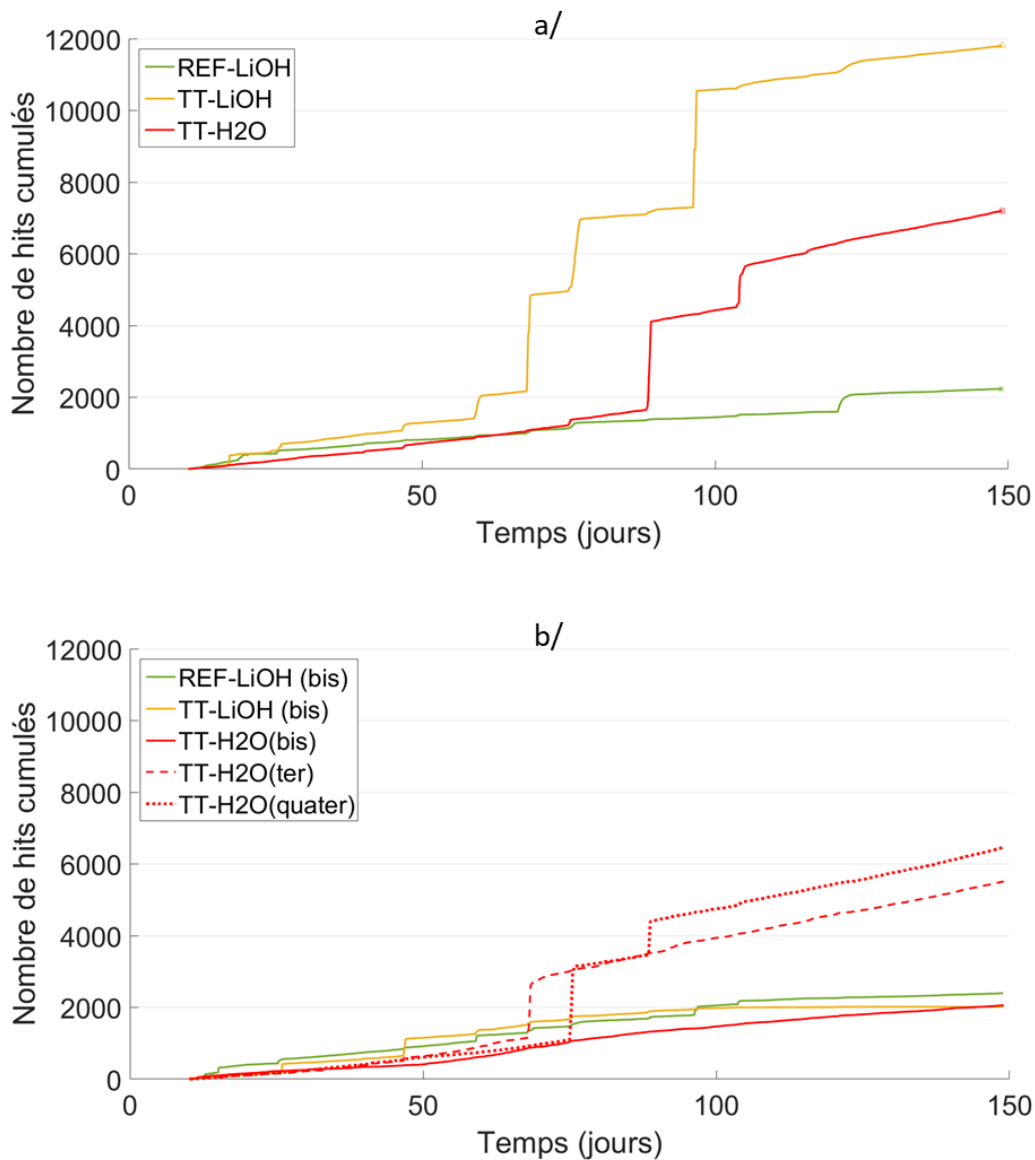


Figure 42 : Nombre de hits cumulés après filtrage sur la période du 10<sup>ème</sup> au 150<sup>ème</sup> jour. a/ Courbes pour les 3 épreuves régulièrement suivies avec les autres méthodes de CND. b/ Courbes pour les épreuves jumelles.

Le Tableau 6 présente le nombre de hits avant et après filtrage sur la période du 10<sup>ème</sup> au 150<sup>ème</sup> jour ainsi que le détail du nombre de hits filtrés par type de filtre. Il est ainsi montré que l'efficacité d'un filtre est assez variable d'une éprouvette à une autre. Par exemple, le filtre basé sur le pic de fréquence n'élimine aucun hit sur les éprouvettes REF-LiOH et TT-H2O alors qu'il en élimine 242 (1,6 % du total des hits) sur TT-LiOH. Au final, 7204 hits sont retenus pour l'éprouvette TT-H2O soit environ trois fois plus que pour REF-LiOH (2238 hits). Ces résultats doivent être analysés au regard d'essais similaires rapportés dans la littérature. En 2015, M. Abdelrahman et al [65] avaient constaté que des éprouvettes affectées par la RAG étaient environ 120 fois plus émissives que des éprouvettes non pathologiques alors que l'expansion avait atteint seulement 0,044 % au bout de un an. Par comparaison, l'activité acoustique est donc très faible dans l'éprouvette TT-H2O montrant que le développement de la RSI n'a pas été à l'origine de relâchements élastiques significatifs dans la structure interne du béton.

		REF-LiOH	TT-LiOH	TT-H2O
Nombre de hits avant filtrage		2694	15611	11138
Nombre de hits filtrés par type de filtre	D-A	51	2227	456
	R-A	97	755	544
	D-R-A-C	18	1198	258
	Frequence	0	242	0
	Energie du pré-trigger	5	1272	26
	Propagation d'une éprouvette à une autre	366	1005	3682
Nombre de hits après filtrage		2238	11617	7204
Pourcentage de hits filtrés		17%	26%	35%

**Tableau 6 : Détail du nombre de hits rejetés par type de filtre entre le 10<sup>ème</sup> et le 150<sup>ème</sup> jour pour les éprouvettes REF-LiOH, TT-LiOH et TT-H2O. Un hit peut être rejeté par plusieurs filtres à la fois.**

## 2.2.5 NRUS

Les évolutions du paramètre non linéaire non classique ( $\alpha$ ) sont présentées à travers la Figure 43. Il s'agit ici de valeurs quantitatives. Pour les trois éprouvettes, les valeurs initiales du paramètre  $\alpha$  sont proches et toutes comprises entre 1000 et 2000. Ces valeurs sont conformes à celles existantes dans la littérature pour un béton standard sain ( $500 < \alpha < 2000$ ) alors que pour un béton fortement endommagé, le paramètre  $\alpha$  peut dépasser 14000 [77]. Au cours du vieillissement, les valeurs du paramètre  $\alpha$  n'ont pas évolué et sont restées stables quelle que soit l'éprouvette. Cette stabilité en particulier pour l'éprouvette pathologique TT-H2O signifie que les zones d'ITZ ne présentent pas d'endommagement spécifique et qu'il n'y pas de microfissuration induite par la pathologie dans la pâte de ciment ou les granulats malgré l'expansion.

De toute évidence, ces résultats montrent que dans les conditions de ces essais la RSI précoce peut ne pas être détectée par l'acoustique non linéaire. Ceci contraste avec le cas d'autres phénomènes de dégradation du béton tels que la carbonatation [95], le gel-dégel [96], l'endommagement thermique [77] ou la RAG [89] pour lesquels l'ANL a montré une forte sensibilité dès de faibles niveaux d'endommagement. Bien que la RSI soit également une pathologie gonflante, elle n'est par conséquent pas assimilable à la RAG en termes de capacité de détection. Une explication possible est la suivante : le gel produit par la RAG agit comme un lubrifiant en augmentant dès son apparition les mouvements possibles à l'interface granulats - pâte de ciment et donc la non linéarité.

A contrario, les cristaux d'ettringite solides pourraient d'abord densifier cette interface sans en modifier la rigidité. Une analyse plus approfondie est développée dans la section 2.2.6 à la lumière des résultats de microscopie.

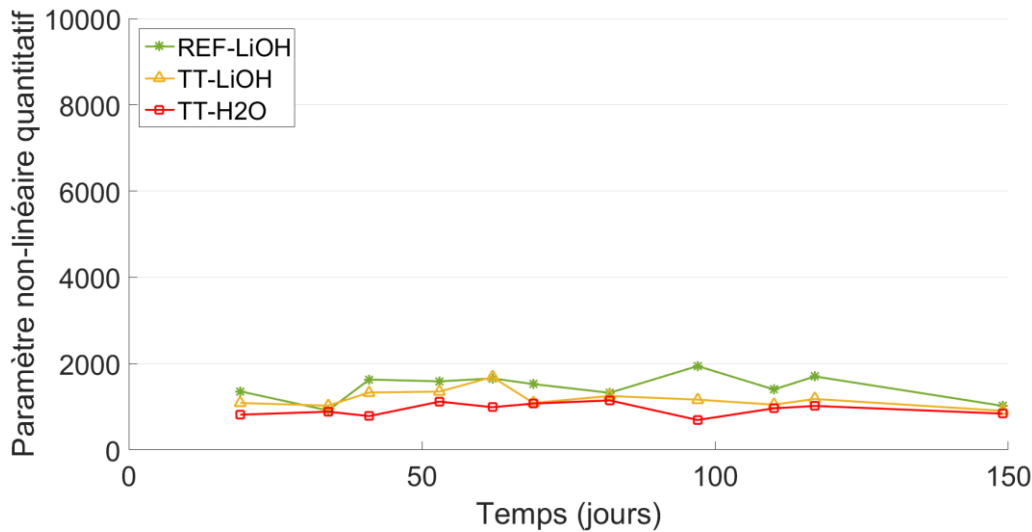


Figure 43 : Evolution du paramètre non linéaire non classique ( $\alpha$ ) obtenu par mesure NRUS. L'incertitude de mesure est de  $\pm 500$ .

L'insensibilité de l'ANL vis-à-vis de la RSI doit cependant être nuancée. Les éprouvettes de ces essais étaient dans des conditions particulières : aucune contrainte externe ne s'opposait à leurs gonflements et leurs petites dimensions ont conduit à un développement homogène de la pathologie. A l'opposé, dans le cas d'éléments plus volumineux, les gonflements sont restreints par le béton sain environnant et des gonflements différentiels se produisent en raison des différences de lixiviation entre les bords et le centre de la pièce [97]. Les gonflements différentiels produisent des contraintes dans le béton se traduisant à termes par l'apparition d'endommagement mécanique. Or, l'ANL est précisément sensible à l'endommagement mécanique précoce [98][99]. Autrement dit, même si ces essais ont montré que la RSI en tant que telle n'est pas détectable en ANL, il est possible que les conséquences de cette pathologie sur des pièces de grandes dimensions soient détectables. Cette hypothèse est à étudier pour statuer définitivement sur la sensibilité de l'ANL vis à vis de la RSI sur des pièces volumineuses.

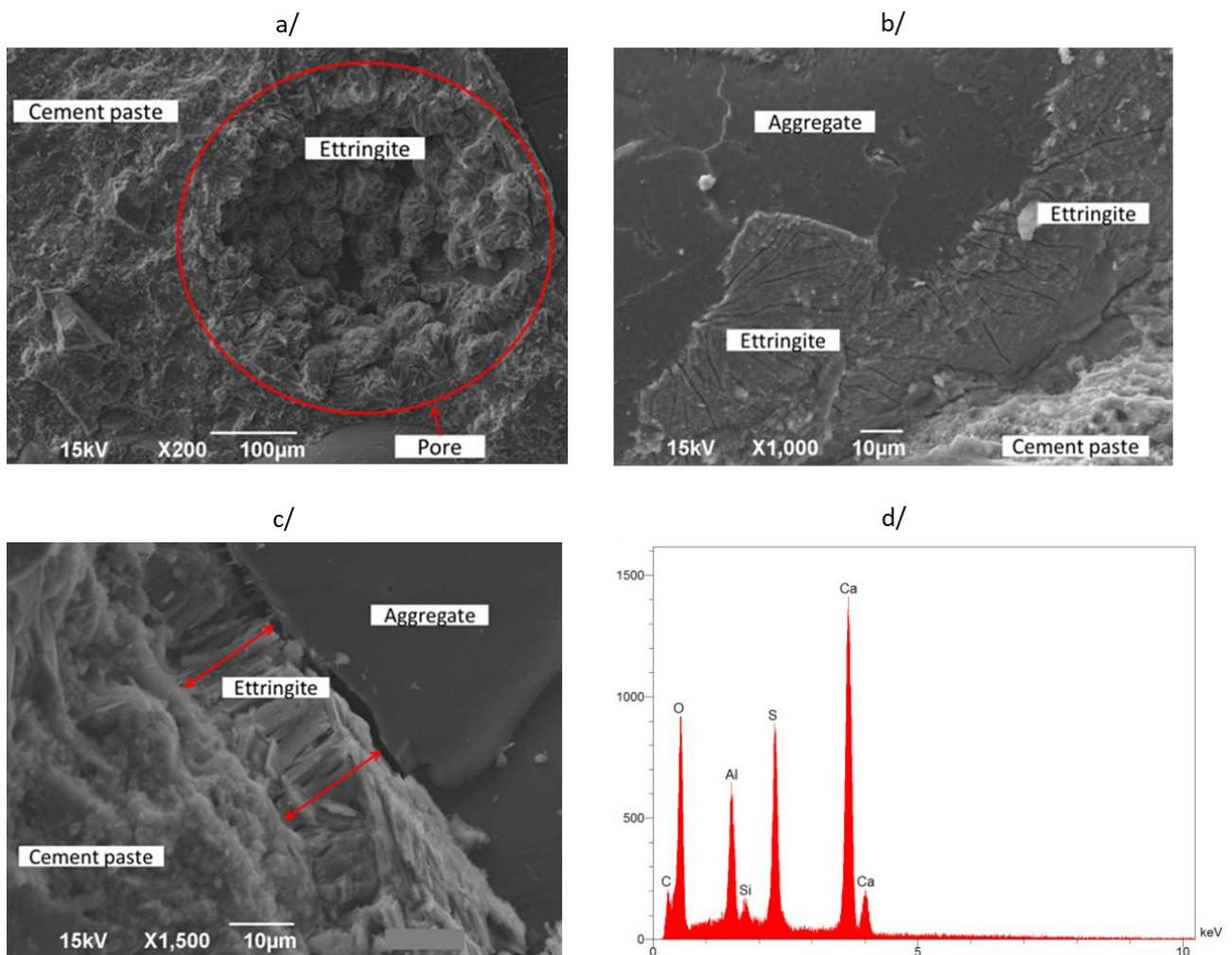
## 2.2.6 Microscopie

Deux types d'analyse de microscopie ont été effectués sur les éprouvettes de cette étude. Le premier type d'analyse correspond à l'observation de la microstructure du béton au Microscope Electronique à Balayage (MEB) associée à l'analyse dispersive en énergie (EDS) permettant d'identifier les éléments chimiques. Le second type d'analyse, réalisé sous microscopie optique, permet de révéler et de quantifier les microfissures dans le matériau. Ces essais destructifs ont été réalisés avec le Laboratoire d'Etudes et de Recherches sur les Matériaux (LERM) d'Arles sur les éprouvettes REF-LiOH et TT-H2O à la fin de la période de vieillissement.

La préparation des échantillons de béton pour la microscopie MEB consiste à fendre (fendage de type « brésilien ») l'éprouvette pour obtenir des pièces avec un faciès de rupture brut et donc net. Cette technique a pour avantage de ne pas détruire les agencements de cristaux contrairement à une découpe à la scie qui lisse la surface du béton. Avant introduction dans le MEB, les échantillons

sont métallisés avec de la poudre de carbone et déshydratés lentement par sublimation. Les observations effectuées sur les échantillons de l'éprouvette TT-H2O (Figure 44) mettent en évidence la présence d'ettringite différée dans les pores du béton et au niveau des ITZ. La majorité des pores n'est que partiellement remplie d'ettringite (Figure 44 a/), au stade analysé, ils n'ont donc pas encore pu participer à l'expansion du béton. En revanche une couche d'ettringite dense est visible aux ITZ, c'est à dire entre la pâte de ciment et les granulats (Figure 44 b/ et c/). Il est donc vraisemblable que cette couche d'ettringite soit à l'origine de l'expansion du béton. Ces observations expliquent par ailleurs les résultats d'ANL montrant que la cohésion interne du matériau ne s'était pas détériorée malgré l'expansion. En se formant, l'ettringite a écarté la pâte de ciment des granulats mais a comblé cet espace par une couche dense et rigide. Les liaisons originelles de l'ITZ, même si elles ont été rompues, ont été remplacées par une couche d'ettringite probablement autant, voire plus résistante. La cohésion du matériau est donc restée stable.

L'analyse des échantillons de l'éprouvette REF-LiOH n'a révélé aucune formation d'ettringite différée confirmant sa non réactivité vis-à-vis de la RSI.



**Figure 44 : a/ Pore partiellement rempli d'ettringite (grossissement  $\times 200$ ). b/ Couche d'ettringite recouvrant un granulat sphérique vue de dessus (grossissement  $\times 1000$ ). c/ Couche d'ettringite à l'interface pâte de ciment-granulat (grossissement  $\times 1500$ ). d/ Identification par EDS des espèces chimiques présentes dans la couche d'ettringite autour d'un granulat.**

En parallèle des observations MEB, des analyses caractérisant la microfissuration interne du béton ont été effectuées sur les éprouvettes REF-LiOH et TT-H2O. Pour cela, des tranches ont été prélevées puis séchées selon un protocole évitant l'apparition de fissures dues à la manipulation des



échantillons. Une résine époxy très fluide et fluorescente sous lumière ultraviolette est ensuite appliquée sous vide sur les tranches préparées. Cette résine pénètre les fissures et microfissures et le surplus en surface est enlevé par polissages successifs après durcissement. Les analyses révèlent la présence de quelques macro-fissures de petites dimensions dans la matrice cimentaire (Figure 45) pour le béton des deux éprouvettes dans des proportions équivalentes. Ces fissures mesurent environ 1 à 2 mm de longueur pour 10 à 20  $\mu\text{m}$  de largeur. Des microfissures d'une largeur inférieure à 5  $\mu\text{m}$  sont également visibles dans la pâte de ciment avec des densités similaires pour les deux échantillons. Enfin quelques microfissures de plus grande longueur (~10mm) sont observables le long de l'interface pâte de ciment –granulat. Ces microfissures sont plus fréquentes dans l'échantillon TT-H2O mais dans des proportions peu significatives. Au final, la densité des fissures et microfissures observées dans les deux éprouvettes reste faible et correspond à ce qui est observé habituellement dans du béton sain. Cette analyse de microfissuration révèle donc que l'éprouvette TT-H2O s'est dilatée jusqu'à 0,21%, sans que la structure interne du béton s'endommage. Ces observations sont en accord avec les résultats des essais de CND.

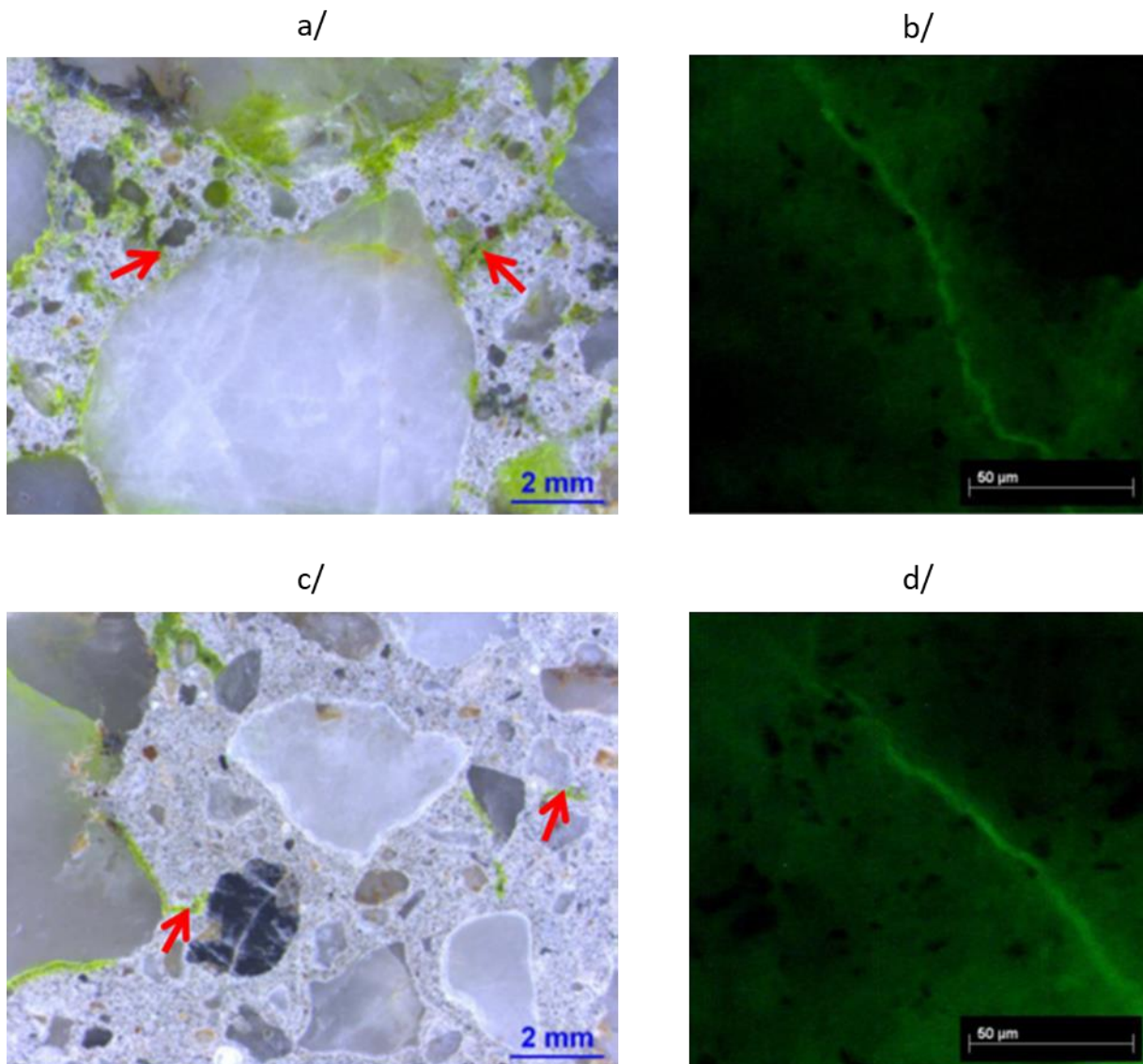


Figure 45 : a/ Macro-fissures (indiquées par les flèches rouges) observées à la loupe binoculaire (éprouvette REF-LiOH). b/ Microfissure dans la pâte de ciment observée au microscope optique sous lumière UV (éprouvette REF-LiOH). c/ Macro-fissures (indiquées par les flèches rouges) observées à la loupe binoculaire (éprouvette TT-H2O). d/ Microfissure dans la pâte de ciment observée au microscope optique sous lumière UV (éprouvette TT-H2O).

## 2.3 CONCLUSION

Ces travaux ont permis de tester la sensibilité de l'acoustique non linéaire et de l'émission acoustique vis-à-vis de la RSI dans le béton, ce qui n'existait pas dans la littérature actuelle. Ils ont également permis de mieux comprendre l'évolution des propriétés du béton affecté par la RSI à travers les résultats des essais non destructifs et des analyses de microscopie.

La première étape de cette étude a été de développer des éprouvettes en béton (7x7x28 cm<sup>3</sup>) affectées par la RSI pour des essais en laboratoire. Une attention particulière a été portée à la formulation du béton ainsi qu'aux conditions de vieillissement accéléré pour être représentatif d'un béton réel. Des dispositions ont notamment été prises de sorte à ce que la cinétique d'expansion soit modérée afin de ne pas sur-endommager artificiellement le matériau comme cela a pu être montré dans la littérature.

A terme, les éprouvettes pathologiques ont gonflé de 0,21 % au bout de 150 jours ce qui constitue une cinétique d'expansion convenable. A cette échéance, aucune trace de fissuration n'est visible à la surface des éprouvettes. Au cours de cette durée, des contrôles non destructifs ont été réalisés régulièrement durant le développement de la pathologie. A l'exception de l'émission acoustique, tous les résultats convergent. Le module d'élasticité dynamique et les vitesses ultrasonores sont restés stables et ont même augmenté légèrement. Le coefficient de Poisson n'a pas évolué. Le paramètre non linéaire non classique  $\alpha$ , qui est pourtant très sensible aux liaisons internes en béton, est également resté constant. L'émission acoustique est la seule technique qui semble réagir à l'apparition de la RSI à partir de 0,12% d'expansion sur l'éprouvette pathologique. Néanmoins, ces résultats doivent être interprétés avec nuance en raison d'écart faibles entre éprouvettes de référence et pathologiques en plus d'une grande variabilité entre éprouvettes de la même famille.

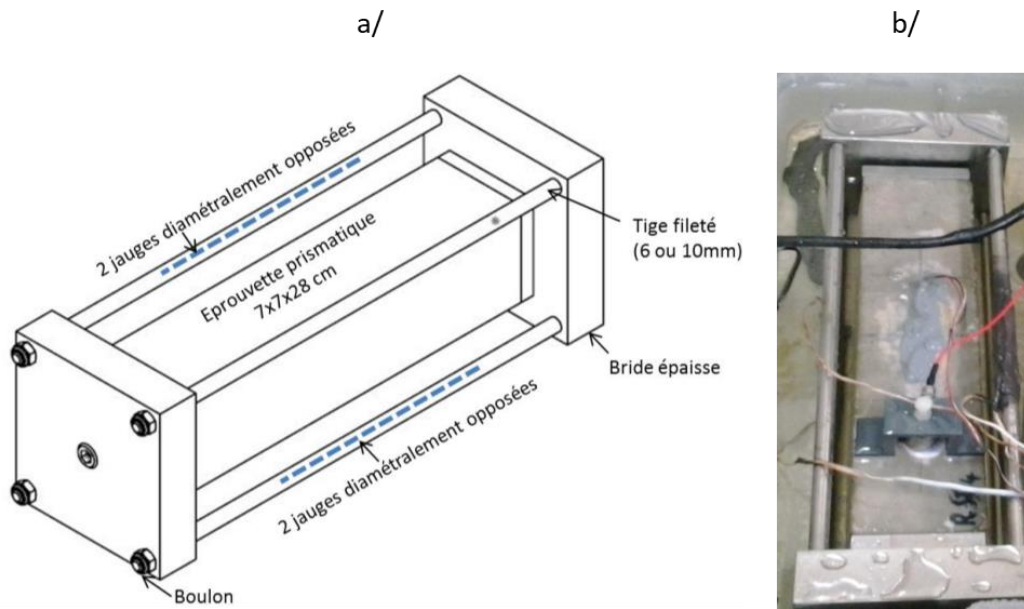
Les analyses de microscopie réalisées à la fin du vieillissement accéléré ont révélé que la majorité des pores du béton n'est que partiellement remplie d'ettringite différée, ils n'ont donc pas pu participer à l'expansion du béton. En revanche une couche dense d'ettringite différée est visible sur la plupart des ITZ, il est donc vraisemblable que cette couche soit à l'origine de l'expansion du béton. Les analyses de microfissuration montrent que la densité des fissures et microfissures des éprouvettes pathologiques reste faible et correspond à ce qui est observé habituellement dans du béton sain. Ainsi, ces observations permettent d'expliquer les résultats des CND ultrasonores de la manière suivante. En se formant, l'ettringite a écarté la pâte de ciment des granulats mais a comblé cet espace par une couche dense et rigide. Les liaisons originelles de l'ITZ ont possiblement rompu en créant une légère activité acoustique captée par l'EA mais ont été remplacées par une couche d'ettringite tout aussi résistante. La cohésion du matériau est donc restée stable expliquant que les paramètres d'acoustique linéaire et notamment non linéaire soient restés relativement constants.

L'expansion des éprouvettes pathologiques a donc atteint 0,21 %, sans que la structure interne du béton s'endommage. Cependant, il est essentiel de rappeler que ces éprouvettes étaient dans des conditions particulières : aucune contrainte externe ne s'opposait à leur gonflement et leurs petites dimensions ont conduit à un développement homogène de la pathologie. Ce n'est pas le cas d'éléments plus volumineux où les gonflements sont restreints par le béton sain environnant et où des gonflements différentiels peuvent se produire. Ces phénomènes se traduiraient à terme par l'apparition d'endommagement mécanique. Or, l'ANL est précisément sensible à l'endommagement mécanique précoce. Autrement dit, même si ces essais ont montré que la RSI en



tant que telle n'est pas détectable en ANL, il est possible que les conséquences de cette pathologie sur des pièces de grandes dimensions soient détectables. Cette supposition nécessite une vérification expérimentale pour statuer définitivement sur la sensibilité de l'ANL vis à vis de la RSI sur des pièces volumineuses.

Dans cette optique, une nouvelle campagne d'essais comprenant des éprouvettes dont le gonflement est restreint par des bâtis simulant un confinement a été initiée récemment (Figure 46).



**Figure 46 : a/ Schéma du bâti s'opposant au gonflement d'une éprouvette affectée par la RSI. Les essais sont réalisés avec différents diamètres de tiges filetées pour faire varier la contrainte s'opposant au gonflement. b/ Eprouvette dans son bâti au début du vieillissement accéléré.**

# **CHAPITRE 3 - DETECTION D'UN SIMULANT D'ENDOMMAGEMENT NON LINEAIRE DANS UN BLOC DE BETON DE GRANDES DIMENSIONS**

---

Après avoir étudié la sensibilité de l'ANL et de l'EA vis-à-vis de la RSI dans le chapitre précédent, ce chapitre propose de traiter la seconde problématique identifiée lors de l'étude de l'état de l'art du chapitre 1. Il s'agit de proposer une technique innovante permettant de mesurer localement la non linéarité non classique à cœur de pièces de grandes dimensions. Cette technique permettra de détecter une zone de béton affectée par la RAG (de par son caractère fortement non linéaire) au milieu d'une pièce massive n'ayant pas encore développée la pathologie en surface. Si les résultats de l'étude initiée à la fin du chapitre 2 portant sur la sensibilité de l'ANL vis-à-vis de la RSI en milieu confiné sont positifs, elle s'appliquera également à cette pathologie.

Pour mener à bien le développement de cette technique, un bloc de béton de dimensions  $40 \times 40 \times 70$  cm<sup>3</sup> a été coulé pour servir de support expérimental. Il contient en son cœur un insert fortement non linéaire d'une dizaine de centimètres de diamètre simulant un béton endommagé localement. La première phase de ce travail consiste à détecter l'insert avec une méthode d'acoustique non linéaire basée sur l'interaction entre une onde pompe de résonance et une onde sonde. Cette première phase permet d'appréhender les problèmes liés à des épaisseurs de béton importantes et propose une disposition de l'onde sonde adaptée à cette configuration. La seconde phase de ce travail consiste à trouver une alternative à l'onde pompe de résonance qui présente des inconvénients : difficulté à mettre en résonance des éléments de grandes dimensions avec des conditions aux limites (appuis, encastremets, ...) ainsi que des zones d'activation de la NL limitées par la position des ventres de résonance. Pour cela, il est proposé de la remplacer par une onde propagative de forte puissance. Cette configuration est mieux adaptée à une transposition sur site car la NL du matériau peut être activée en tout point d'une pièce de géométrie quelconque en orientant ou focalisant l'onde pompe.

## **3.1 BLOC EXPERIMENTAL**

Le développement des méthodes d'ANL exposées dans la suite de ce chapitre requiert un bloc d'essai. Il doit comporter une zone fortement non linéaire simulant un ilot de RAG se développant ou s'étant développé en son sein, le but étant de la localiser puis de la dimensionner. Ce bloc doit également être stable dans le temps pour éliminer toute variabilité. L'emploi d'un béton pathologique qui évolue en fonction du vieillissement n'était donc pas envisageable dans un premier temps.

Pour répondre à ces spécifications, il a été conçu et réalisé un bloc de béton non réactif aux pathologies gonflantes mais contenant une boule de grès<sup>10</sup> de 8 cm de diamètre. Du Berea Sandstone avec une perméabilité supérieure à 400 millidarcy a été choisi pour sa forte non linéarité et sa capacité à simuler un béton atteint par la RAG (la bibliographie montrant que la RAG est non linéaire dès une faible expansion, voir 1.3.3.3). Les dimensions de ce bloc non ferrailé (Figure 47) sont  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  pour une masse d'environ 265 kg. Comme tout modèle, ce bloc présente des effets indésirables causés ici par le contraste d'impédance entre le grès et le béton. Ainsi les OL et OT se propagent deux fois moins rapidement dans le grès rendant la boule visible en acoustique linéaire. Cet effet non recherché n'est pas existant dans le cas d'une zone affectée par la RAG au jeune âge. Un autre effet est cependant plus problématique : pour un trajet acoustique au droit de la boule de grès, les ondes ayant contourné la boule arrivent avant celles l'ayant traversé rendant leurs identifications respectives difficiles. Cette problématique est l'objet de la section 3.3.2.

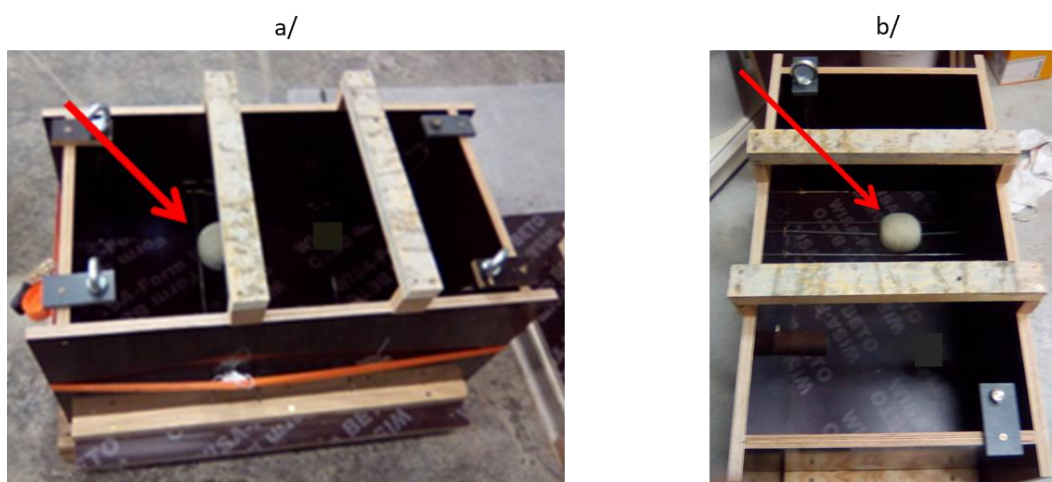


Figure 47 : Coffrage du bloc  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  contenant la boule de grès (pointée par la flèche rouge) avant coulage.

Les deux sous-sections suivantes présentent les caractéristiques respectives du béton d'entourage et de la boule de grès insérée dans le bloc.

### 3.1.1 Propriétés du béton

La formulation béton utilisée pour le coulage du bloc d'essai est donnée dans le Tableau 7. Avec une classe granulaire allant jusqu'au calibre 12/20 mm, cette formulation non réactive à la RAG est semblable à celles utilisées dans les ouvrages de génie civil. La température maximale de  $36^\circ\text{C}$  mesurée au centre du bloc lors de la prise écarte tout risque de RSI. Enfin, le slump<sup>11</sup> de 210 mm classe ce béton dans la catégorie S4 ou « Béton fluide » et est gage d'une mise en œuvre aisée sans avoir à trop vibrer le béton.

<sup>10</sup> Grès (Sandstone en Anglais) : Il s'agit d'une roche sédimentaire issue de l'agrégation de grain de sable. Elle est généralement fortement poreuse.

<sup>11</sup> Slump : Hauteur d'affaissement pour un essai au cône d'Abrams visant à déterminer la consistance du béton avant coulage.

## Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions

Constituants	Designation	Ratio kg/m <sup>3</sup>
Ciment	CEM V/A S-V LH 42,5 N CE PM-ES-CP1 Airvault	400
Sable	Boulonnais 0/4	772
Granulat	Boulonnais 4/12	316
Granulat	Boulonnais 12/20	784
Plastifiant	Master Glénium 21	1,225
Eau	Eau	215

**Tableau 7 : Formulation du béton du bloc d'essai 40x40x70 cm<sup>3</sup>.**

Les propriétés mécaniques et acoustiques du béton à 28 jours après coulage sont données dans le Tableau 8. Le module d'Young dynamique et le coefficient de Poisson dynamique sont calculés à partir des vitesses ultrasonores moyennes des ondes OL et OT pour des trajets ne traversant pas la boule de grès.

Caractéristiques	Valeurs
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	2355
Module d'Young dynamique moyen (GPa)	42
Coefficient de Poisson dynamique moyen	0,23
Vitesse OL $\pm$ variabilité spatiale (m/s)	4525 $\pm$ 70
Vitesse OT $\pm$ variabilité spatiale (m/s)	2675 $\pm$ 40
$\alpha_{NRUS} \pm$ variabilité de mesure	1500 $\pm$ 500

**Tableau 8 : Détails des propriétés mécaniques et acoustiques du béton. La variabilité spatiales des vitesses OL et OT a été déterminée à partir de mesures dans la partie inférieure, intermédiaire et supérieure du bloc (le béton de la partie supérieure ayant moins été vibré pour ne pas déplacer la boule de grès lors du coulage).**

Concernant le paramètre non linéaire non classique du béton, il n'était pas possible de l'obtenir en faisant un essai NRUS directement sur le bloc car la présence de la boule de grès aurait faussé la mesure. Pour contourner ce problème, une éprouvette 7x7x28 cm<sup>3</sup> a été coulée avec le béton de la même gâchée pour réaliser des essais séparément. Cette éprouvette ne peut pas être totalement identique au bloc (vibration différente, influence du facteur d'échelle, etc.) mais constitue la meilleure alternative. Pour les essais NRUS, l'éprouvette est mise en vibration à l'aide d'un pot vibrant en sollicitant le mode de résonance longitudinal. La Figure 48 montre que l'effet non linéaire non classique se manifeste dès les premiers niveaux de déformation qui sont pourtant inférieurs à 10<sup>-6</sup>. Au final, la valeur moyenne du paramètre  $\alpha_{NRUS}$  retenue est de 1500. Cette valeur est en accord avec les données existantes dans la littérature pour du béton standard sain [77].

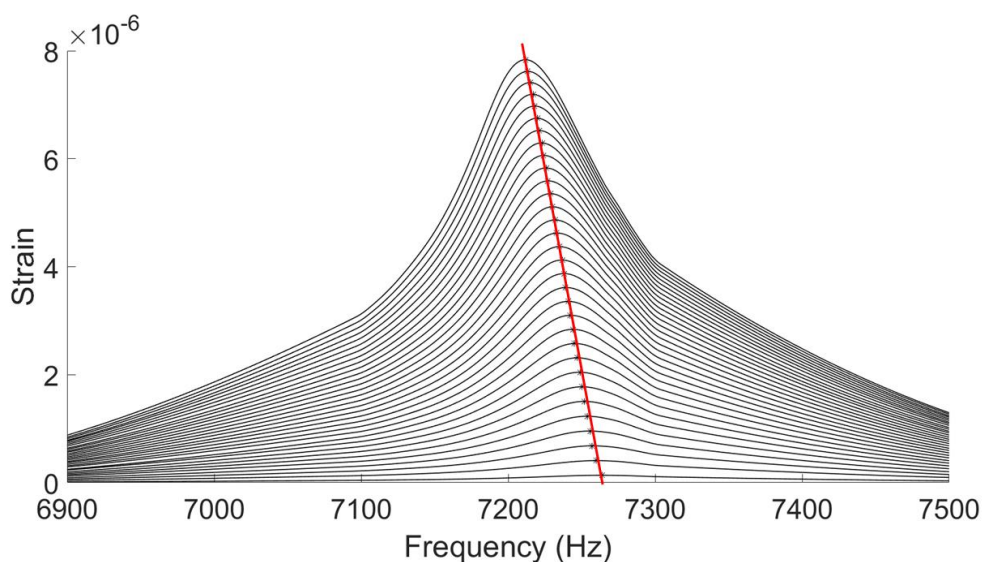


Figure 48 : Courbes de résonance issues de l'essai NRUS en fonction de l'amplitude de déformation dans la tranche centrale d'une éprouvette de béton.

### 3.1.2 Propriétés du grès

La boule de grès incorporée dans le bloc d'essai a été taillée dans une carotte de Berea Sandstone importée de la carrière de Cleveland aux Etats-Unis. Ce grès est réputé pour sa pureté et son homogénéité et est à cette occasion utilisé dans bon nombre de recherches scientifiques notamment pour des essais d'ANL. Même si ce grès est homogène, il n'en demeure pas moins une roche sédimentaire induisant des propriétés élastiques anisotropes. Mais pour les besoins de ces travaux et dans la suite de ce manuscrit, le grès sera raisonnablement considéré comme isotrope. Le reste de la carotte dans laquelle a été taillée la boule a permis de réaliser les essais nécessaires à la caractérisation de cette roche (Tableau 9), la seule propriété renseignée par le fournisseur étant un ordre de grandeur de la porosité. Les mesures de vitesses montrent des valeurs environ deux fois inférieures à celles du béton pour une densité relativement proche. Le module d'Young dynamique ainsi que le coefficient de Poisson dynamique déterminés par RUS se révèlent respectivement quatre fois et deux fois inférieurs aux valeurs du béton.

Caractéristiques	Valeurs
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	2100
Porosité (millidarcy)	> 400
Module d'Young dynamique obtenu par RUS (GPa)	10,1
Coefficient de Poisson dynamique obtenu par RUS	0,09
Vitesse OL (m/s)	2300
Vitesse OT (m/s)	1500
$\alpha_{NRUS} \pm$ variabilité de mesure	5400 $\pm$ 200

Tableau 9 : Propriétés élastiques du grès.

Le paramètre non linéaire non classique est déterminé par un essai NRUS (Figure 49). Le mode de résonance longitudinal de la carotte est excité à l'aide d'un pot vibrant pour une amplitude de déformation atteignant 8  $\mu\epsilon$  dans la partie centrale de l'éprouvette.



Figure 49 : Essai NRUS effectué sur la carotte de grès dans laquelle a été taillée la boule. Le pot vibrant excite l'éprouvette selon le mode de résonance longitudinal tandis que le laser mesure la vitesse particulière sur une face circulaire.

Les courbes de résonance en fonction de l'amplitude de déformation sont présentées dans la Figure 50 et diffèrent fortement du comportement du béton puisque trois régimes sont clairement dissociables. La partie en vert correspond à la zone où le grès se comporte linéairement, c'est-à-dire qu'il n'y a pas de décalage de fréquence en fonction de l'amplitude de déformation. Il vient ensuite la zone de transition débutant aux alentours de  $1.5 \mu\epsilon$  où le comportement non linéaire du grès commence à s'établir. Cela prouve l'existence d'un seuil de déformation minimal pour que le comportement non linéaire du matériau commence à se manifester. Enfin, la zone rouge (à partir de  $2.5 \mu\epsilon$ ) correspond à la gamme d'amplitude où la non linéarité est clairement établie, le décalage en fréquence varie proportionnellement à l'amplitude de déformation. C'est sur cette zone que le coefficient  $\alpha_{NRUS}$ , est calculé égal à 5400.

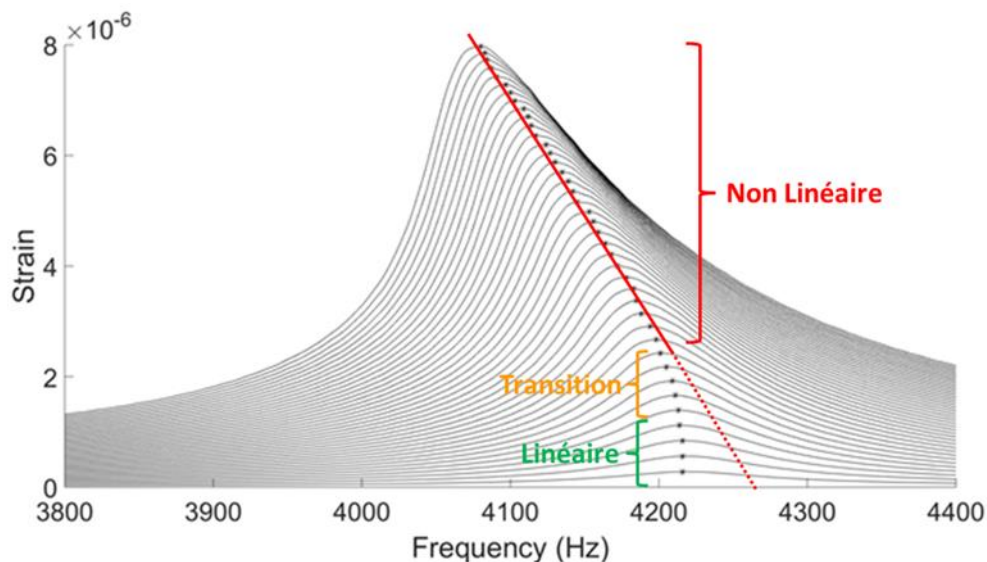


Figure 50 : Courbes de résonance issues de l'essai NRUS en fonction de l'amplitude de déformation dans la tranche centrale de l'éprouvette de grès.

### 3.1.3 Interface entre le béton et le grès

Pour qualifier l'interface entre le béton et le grès (un mauvais couplage entre les deux pourrait être source de non linéarité non souhaitée), un scan du bloc a été réalisé avec un instrument commercial de marque Proceq travaillant en pulse-écho (Figure 51). L'élément émetteur est composé d'une



matrice de 9 traducteurs pointes à couplage sec émettant des ondes de cisaillement à 50Khz. L'élément récepteur est similaire à l'émetteur. Aucune réflexion n'a été enregistrée au niveau de la boule de grès, seule une légère diminution de l'amplitude de l'écho de fond du bloc (à 0.4m) est observable au droit de la boule. Ceci prouve d'une part que le contraste d'impédance n'est pas suffisant pour générer un écho significatif et d'autre part qu'il n'y pas de délaminage entre la boule et le béton. Le couplage entre ces deux matériaux est donc satisfaisant.

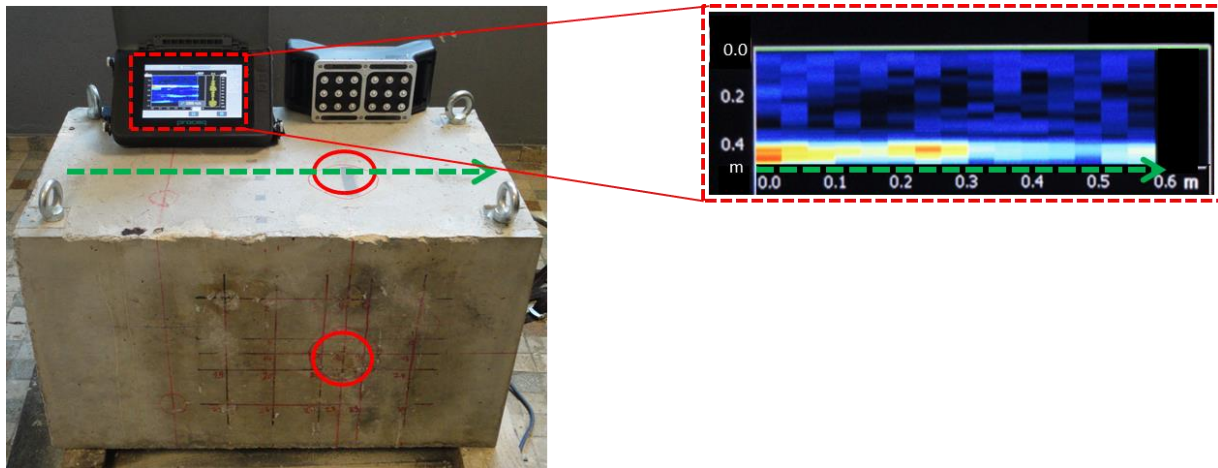


Figure 51 : Illustration et résultats du B-scan réalisé le long de la flèche verte passant à l'aplomb de la boule de grès. L'instrument utilisé est de marque Proceq (Modèle PL200PE).

### 3.2 MESURE DE LA NON LINEARITE NON CLASSIQUE PAR INTERACTION ONDE POMPE – ONDE SONDE

Cette section présente les développements analytiques préalables aux essais d'acoustique non linéaire développés dans la suite de ce manuscrit. Ces essais sont basés sur l'interaction entre une onde pompe qui active la Non Linéarité Non Classique (NLNC) prépondérante dans le béton et une onde sonde qui récupère cette information, le but étant de quantifier la NLNC (voir section 1.3.3). L'amplitude de déformation dynamique générée par l'onde pompe doit être la plus élevée possible de sorte à maximiser les effets non linéaires mesurables et être à minima supérieure au seuil d'activation de la NLNC comme cela a été montré pour le grès dans la section 3.1.2. L'onde pompe peut être soit une onde de résonance soit une onde propagative.



### 3.2.1 Généralités

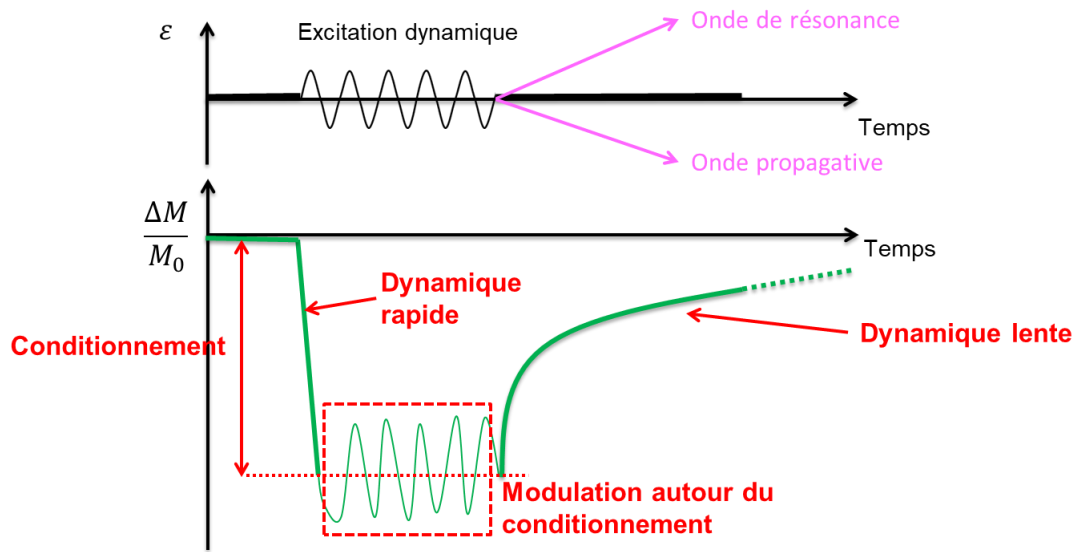


Figure 52 : Schéma des différentes phases de comportement d'un matériau granulaire lors d'une excitation dynamique activant la non linéarité non classique. La courbe du haut représente la déformation induite par l'onde pompe. La courbe du bas représente la variation de module élastique.

Lorsque l'onde pompe active la NLNC, le comportement du matériau passe par trois phases explicitées ci-dessous et à travers la Figure 52 :

- Dynamique rapide (Fast dynamics) : lorsque le matériau commence à être excité par l'onde pompe, le module d'élasticité (de compression, de cisaillement) va chuter rapidement pour atteindre une valeur moyenne appelée conditionnement. La dynamique rapide désigne cette période de latence pendant laquelle le matériau va atteindre un régime stable de NLNC. Dans le cas du béton, cette période est très petite et quelques oscillations d'onde pompe suffisent à sortir de cette zone de transition.
- Modulation autour du conditionnement : la phase de dynamique rapide terminée, le module d'élasticité du matériau oscille selon un motif périodique autour de la valeur moyenne de conditionnement. La fréquence de ce motif est égale à celle de l'onde pompe, les propriétés élastiques sont alors dites « modulées par l'onde pompe ». Cet effet d'oscillation découle de l'acousto-élasticité<sup>12</sup> et est lié aux paramètres  $\beta$  et  $\delta$  d'ANL classique. Ces motifs caractéristiques sont visibles sur la Figure 24 ou de manière plus lisible sur la Figure 53 tirée des travaux de M.Lott [80].
- Dynamique lente (Slow dynamics) : lorsque l'onde pompe s'arrête, le matériau ne retrouve pas immédiatement son module d'élasticité initiale. Il les retrouvera de manière logarithmique en fonction du temps. Dans le béton, la récupération quasi-intégrale des propriétés élastiques peut prendre plusieurs minutes. La forme et la vitesse de cette récupération peut aussi être un objet d'étude.

<sup>12</sup> Acousto-élasticité : Effet de variation de la vitesse de propagation des ondes acoustiques en fonction de la contrainte statique présente dans un matériau élastique

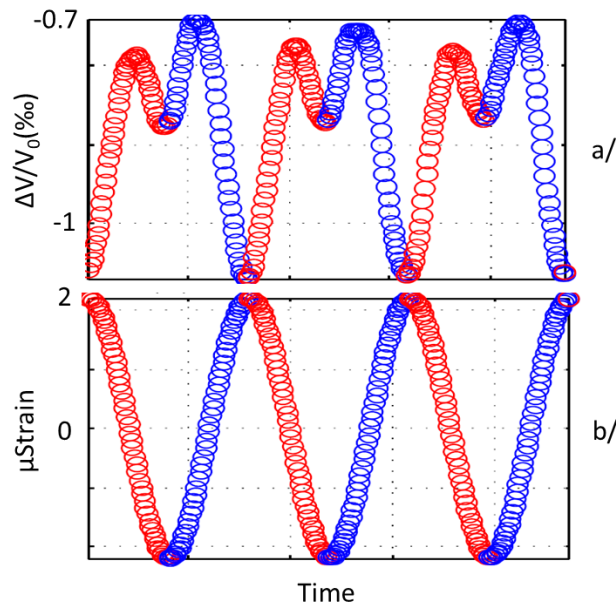


Figure 53 : Extrait lors de la phase de modulation autour du conditionnement d'un essai DAET réalisé sur un cylindre de grès [80]. a/ Variation de la vitesse de propagation suivant un motif en forme de M en fonction de la déformation donnée par le graphique (b/). Cette variation de vitesse est imputable aux effets acousto-élastiques.

Le conditionnement est défini dans certains travaux [100][95] comme la valeur de  $\Delta M/M_0$  en  $\varepsilon = 0$ . Il est aussi possible de définir le conditionnement comme la moyenne des  $\Delta M/M_0$  pris sur une oscillation d'onde pompe. Cette définition diffère de la première puisque la forme des courbes  $\Delta M/M_0$  en fonction de  $\varepsilon$  est dissymétrique (Figure 54). Lors d'un essai NRUS, le conditionnement qui est source du décalage de fréquence relève de la seconde définition, en accord avec l'équation (3.1) (reprise de l'équation (1.16) du chapitre 1). Ainsi pour pouvoir comparer le plus justement possible les résultats de différentes méthodes, la seconde définition du conditionnement est retenue :

$$\left\langle \frac{\Delta M}{M_0} \right\rangle_T = -\langle \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta\varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) \rangle_t \quad (3.1)$$

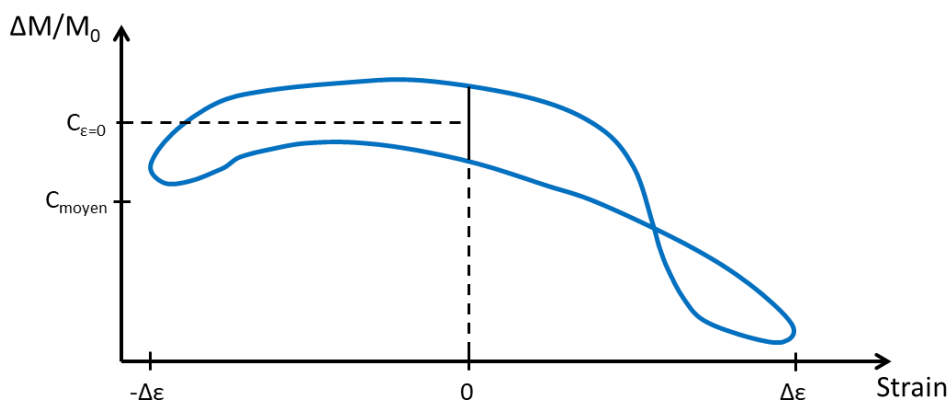


Figure 54 : Représentation schématique de la variation relative de module décrivant une boucle d'hystérésis pour une oscillation d'onde pompe lors d'un essai DAET. Mise en évidence de la différence entre le conditionnement défini en  $\varepsilon=0$  ( $C_{\varepsilon=0}$ ) et le conditionnement défini comme la moyenne des  $\Delta M/M_0$  pour une oscillation d'onde pompe  $C_{moyen}$ .

### 3.2.2 Paramètre non linéaire non classique

La chute du module d'élasticité provenant du conditionnement a pour effet de réduire la vitesse de propagation des ondes transversales ou longitudinales. Ceci se traduit expérimentalement par une augmentation du temps de vol d'autant plus significative que l'épaisseur du matériau est importante (effet cumulatif) et que l'amplitude de l'onde pompe est importante.

Les équations de vitesses de propagation (1.7) et (1.8) peuvent être écrites sous la forme générale précisée dans l'équation (3.2).  $M_0$  est alors égal au module élastique de cisaillement ( $\mu$ ) dans le cas d'une onde de cisaillement ou égal à  $\lambda + 2\mu$  dans le cas d'une onde de compression. L'indice zéro sur les différentes variables signifie qu'il s'agit de grandeurs relatives à l'état linéaire du matériau:

$$V_0 = \sqrt{\frac{M_0}{\rho_0}} \text{ et } V_0 = \frac{d_0}{TOF_0} \quad (3.2)$$

Où  $TOF_0$  désigne le temps de vol (Time Of Flight) d'une onde pour une distance de propagation  $d_0$ . Le module s'écrit alors :

$$M_0 = \rho_0 \frac{d_0^2}{TOF_0^2} \quad (3.3)$$

Lorsque le caractère non linéaire du matériau est activé, le module prend la valeur  $M$ . La variation  $\Delta M$  est alors définie comme  $\Delta M = M - M_0$ , les autres variables précédées du symbole  $\Delta$  suivent la même notation.  $\Delta M/M_0$  étant petit (typiquement de l'ordre de  $10^{-3}$ ), il est possible de différencier l'équation (3.3) pour obtenir l'équation (3.4) :

$$\frac{\Delta M}{M_0} = \frac{\Delta \rho}{\rho_0} + 2 \frac{\Delta d}{d_0} - 2 \frac{\Delta TOF}{TOF_0} \quad (3.4)$$

Les variations relatives de masse volumique et de distance de propagation provenant de la déformation dynamique nécessaire pour activer le comportement non linéaire du matériau sont négligeables devant la variation du temps de propagation due à l'effet non linéaire lui-même. La variation relative de module peut alors s'écrire selon l'équation (3.5) :

$$\frac{\Delta M}{M_0} = -2 \frac{\Delta TOF}{TOF_0} \quad (3.5)$$

En injectant l'équation (3.5) dans l'équation (1.12), il en sort l'expression suivante :

$$\beta \varepsilon + \delta \varepsilon^2 + \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta \varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) = 2 \frac{\Delta TOF}{TOF_0} \quad (3.6)$$

Contrairement aux essais de type DAET, les essais réalisés visent ici à accéder au conditionnement pour ensuite remonter au coefficient non classique non linéaire. La mesure de la non linéarité à travers la valeur du TOF est réalisée sur plusieurs oscillations de déformation dynamique activant le comportement non linéaire. De la même manière que pour les essais de NRUS, il en ressort que la moyenne de  $\beta \varepsilon$  et  $\delta \varepsilon^2$  est nulle. Sachant que les essais NRUS ont permis de définir la fonction gamma de la manière suivante  $\langle \gamma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \Delta \varepsilon, \text{sign}(\dot{\varepsilon})) \rangle_t = 2\alpha \Delta \varepsilon$

$$2\alpha \times \Delta \varepsilon = 2 \frac{\Delta TOF}{TOF_0} \quad (3.7)$$

Au final si l'amplitude de déformation ( $\Delta \varepsilon$ ) est constante sur le trajet de l'onde sonde et que le

matériau est homogène d'un point de vue des propriétés mécaniques linéaires et non linéaires, le paramètre quantitatif non classique non linéaire se calcule de la manière suivante :

$$\alpha = \frac{\Delta T_{OF}}{T_{OF0}} / \Delta \varepsilon \quad (3.8)$$

Toujours pour un matériau homogène mais où l'amplitude de déformation n'est pas constante le long du trajet de l'onde sonde, le paramètre quantitatif non classique non linéaire se calcule selon l'équation (3.9) :

$$x \in [0, d], \quad \alpha = \frac{\Delta TOF}{TOF_0} / \frac{\int_0^d \Delta \varepsilon(x) dx}{d} \quad (3.9)$$

Dans le cas d'un matériau inhomogène (par exemple à la suite d'endommagements augmentant le caractère non linéaire du matériau localement), la valeur de  $\alpha$  en  $x$  est donnée par l'équation (3.10).  $TOF_0(dx)$  fait référence au temps de vol pour un écartement infinitésimal de largeur  $dx$  centré en  $x$ .

$$x \in [0, d], \quad \alpha(x) = \frac{\Delta TOF(dx)}{TOF_0(dx)} / \Delta \varepsilon(x) \quad (3.10)$$

En pratique, il n'est pas possible de mesurer les temps de vol infinitésimaux à l'intérieur du matériau. La valeur de  $\alpha$  calculée à partir de l'équation (3.9) devient une valeur moyenne de la non linéarité non classique sur le trajet de l'onde sonde (3.11) :

$$x \in [0, d], \quad \alpha_{moy} = \frac{\Delta TOF}{TOF_0} / \frac{\int_0^d \Delta \varepsilon(x) dx}{d} \quad (3.11)$$

## 3.3 ONDE POMPE DE RESONANCE

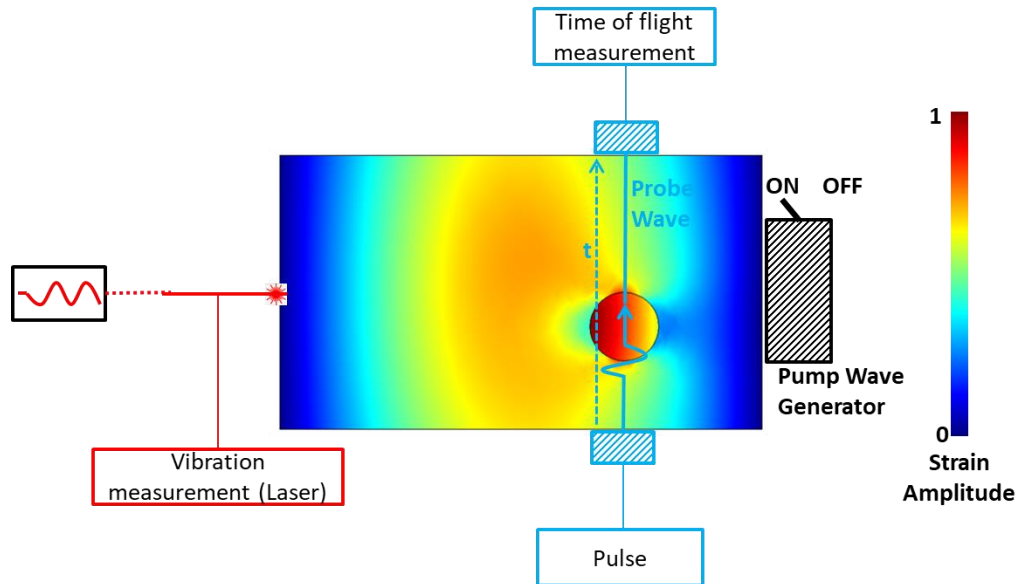
### 3.3.1 Montage expérimental

Cette section expose les essais effectués sur le bloc de béton  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  avec une onde pompe de résonance longitudinale, reprenant ainsi la configuration bien connue de la plupart des essais DAET [100][101][102][103][104][44]. Il s'agit là d'une première étape visant à appréhender les problématiques des fortes épaisseurs, avant de traiter celles relatives au passage à une onde pompe propagative.

Généralement deux solutions existent pour mettre en résonance un élément : soit à l'aide d'un exciteur périodique soit à l'aide d'un impact. Au regard de l'exciteur dédié à ces essais (Pot vibrant Brüel & Kjaer – Type 4809), la solution de l'impact a été testée et a permis d'atteindre une amplitude de déformation plus importante mais n'a cependant pas été retenue. La localisation dissymétrique de la boule de grès dans le bloc engendrait plusieurs modes de résonance à la fois. Autrement dit, l'analyse spectrale du signal de résonance montrait une autre fréquence en plus de celle du mode de résonance longitudinale, ce qui aurait pu perturber les essais. Le bloc a donc été mis en résonance longitudinalement à l'aide du pot vibrant (burst<sup>13</sup> sinusoïdal de 300 cycles à 2860 Hz) qui développe une force maximale de 45 N. Le piston mobile du pot vibrant est fixé à une

<sup>13</sup> Signal composé de la répétition d'un certain nombre de fois du même motif.

extrémité du bloc par l'intermédiaire d'une platine en aluminium préalablement collée à l'Araldite (résine époxy) à la surface du béton (Figure 56). A l'autre extrémité du bloc, un laser (Polytec OFV-505) mesure la vitesse particulière. A partir de cette mesure et en s'appuyant sur l'approche proposée par C. Payan et al. [77] (voir section 1.3.3.1), il est possible de remonter à l'amplitude de déformation en tout point du bloc.



**Figure 55 : Schéma de l'essai avec l'onde pompe de résonance excitant le premier mode longitudinal. La barre de couleur représente l'amplitude de déformation normalisée obtenue par simulation numérique. En bleu clair à l'aplomb de la boule de grès, les traducteurs d'onde sonde OT mesurent le temps de vol.**

La disposition générale de l'essai est visible à travers le schéma de la Figure 55. L'onde sonde est une onde de cisaillement dont la polarisation est orientée dans le sens de la déformation principale de l'onde pompe, soit dans le sens longitudinal ici. Le traducteur émetteur est un traducteur résonnant à 250 kHz de 25 mm de diamètre (Panametrics V150) tandis que le récepteur est un traducteur de même dimension résonnant à 500 kHz (Panametrics V151). Le signal envoyé dans le traducteur émetteur est un burst sinusoïdal de 2 périodes (suffisant pour éviter une excitation impulsionnelle tout en ayant un signal raisonnablement court) sous une tension variant entre 35 et 75 V selon la qualité du couplage. La fréquence de ce burst qui doit être la plus distincte possible de celle de l'onde pompe, donc la plus haute possible, a été choisie suite à une étude menée sur la réponse fréquentielle du béton. Des essais réalisés avec la ligne d'onde sonde installée sur le bloc d'essai ont montré que pour un burst d'entrée de 2 périodes comprises entre 0 et 117 kHz, la fréquence et la forme d'onde de l'onde directe en sortie sont préservées. En revanche, ce n'est plus le cas pour des fréquences supérieures à 117 kHz, le béton les filtre et la forme d'onde de l'onde directe se retrouve distordue. La fréquence de 117 kHz a par conséquent été retenue pour le burst d'onde sonde. L'utilisation d'un traducteur récepteur résonnant à 500 kHz permet de faire ressortir le burst d'émission (117 kHz) des basses fréquences de l'onde pompe se situant alors totalement en dehors de sa bande passante. Le signal est ensuite amplifié puis filtré à l'aide d'un filtre passe bande numérique de type Bessel (Krohn-Hite Model 3940) entre 50 et 500 kHz avant d'être numérisé par un oscilloscope haute résolution (Lecroy Teledyne HDO 4024).

Le couplage entre les traducteurs ultrasonores et la surface du béton est une problématique spécifique à ce matériau et bien connue des expérimentateurs [105]. Contrairement aux matériaux

métalliques, la surface du béton est poreuse et rugueuse, ce qui rend le couplage délicat et peu répétitif. Pour les expériences d'ANL, le couplant utilisé au niveau des traducteurs d'onde sonde joue un rôle primordial sur la qualité de la mesure. Dans le cadre de ces essais, la différence de temps de vol de l'onde sonde sans et avec onde pompe est calculée. Sachant qu'environ deux minutes s'écoulent entre les deux tirs, si pendant ce temps le couplage d'un des deux traducteurs a changé, le temps de vol sera modifié et la mesure perturbée. Ceci peut se produire pour des couplants de type gel ou visqueux qui peuvent être absorbés par les porosités du béton ou fluer. La solution la plus efficace est donc de coller les traducteurs à la surface du béton avec une colle à prise rapide et à haut module d'élasticité de type cyanoacrylate. Ce type de couplage permet un très bon transfert de puissance que ce soit pour les OL ou les OT. Cependant, la répétition de cycles de collage-décollage détériore la peau du béton et les solvants pour nettoyer les traducteurs peuvent se révéler agressifs. Les colles plus douces de type silicone ou caoutchouteuse peuvent être une alternative mais présentent des inconvénients : temps de séchage complet relativement long, faible transfert de puissance, non linéarité intrinsèque de la colle [106][107]. Au final, un couplage des traducteurs d'onde sonde par collage au phényl-salicylate a été retenu car il constitue un bon compromis pour cette utilisation. Avec un point de fusion à 41.5°C, la mise en œuvre ou le retrait de ce composé par chauffage est aisé et il présente un transfert de puissance satisfaisant.

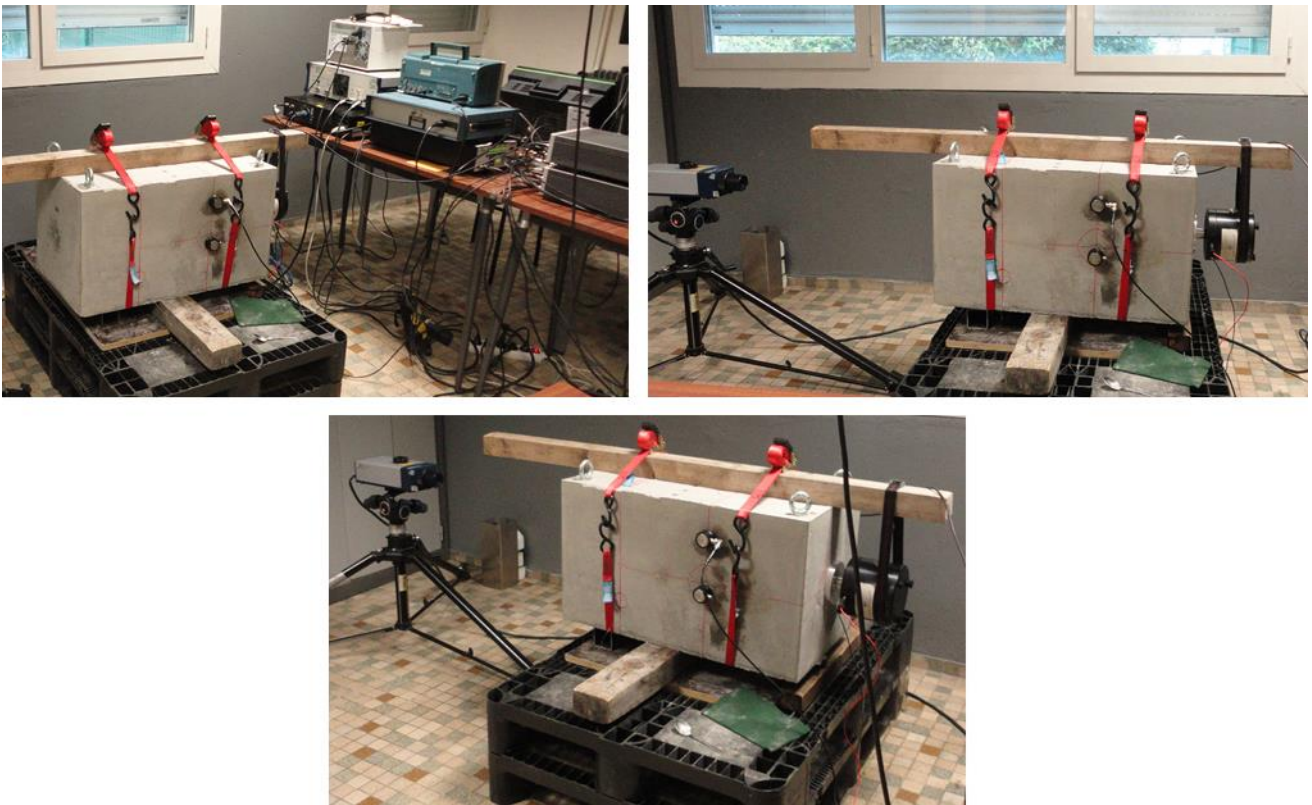


Figure 56 : Photographies du montage expérimental sous différents angles.

Deux lignes de tir d'onde sonde ont été installées sur le bloc (Figure 57). La première ligne se trouve en face de la boule de grès dans le Plan 1 de sorte à la traverser de part en part. La seconde ligne est incluse dans le Plan 2 situé 5 cm au-dessus du sommet de la boule de sorte à ne traverser que du béton. La position de la Ligne 2 dans le Plan 2 doit être déterminée de sorte à ce que l'amplitude de déformation moyenne sur le trajet de l'onde sonde soit égale à l'amplitude moyenne de déformation de la Ligne 1. Ainsi, les résultats de variation relative du temps de vol induit par l'effet non linéaire seront comparables et il sera possible d'en conclure quant à l'influence de la



boule de grès.

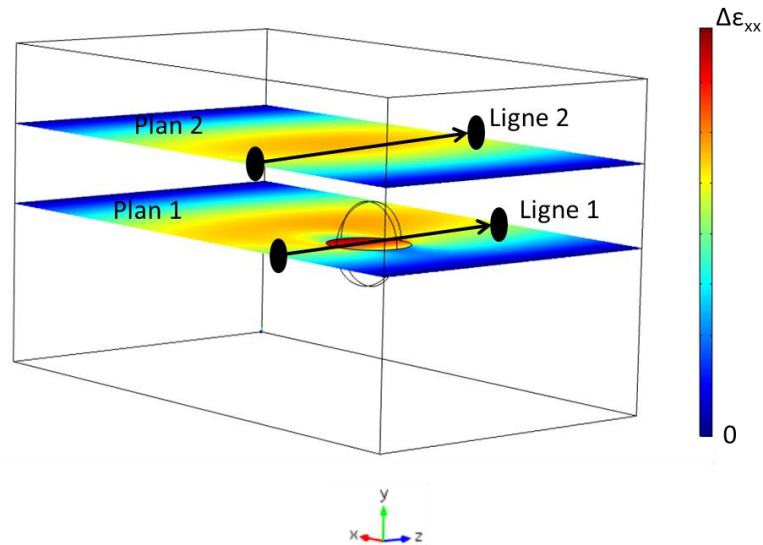


Figure 57 : Représentation de l'amplitude de déformation  $\varepsilon_{xx}$  obtenue par simulation numérique du mode de résonance longitudinal dans les plans contenant les lignes d'onde sonde installées sur le bloc

La Figure 58 présente l'amplitude de déformation dans le Plan 1 lorsque le pot vibrant délivre sa puissance maximale et plus particulièrement l'amplitude de déformation le long de la Ligne 1 d'onde sonde (Figure 58 b/). La valeur maximale atteint  $1.4 \times 10^{-6}$  au milieu de la boule de grès. La moyenne de l'amplitude de la déformation sur cette ligne se calcule selon l'équation (3.12)

$$x \in [0, d], \quad \Delta\varepsilon_{moy} = \frac{1}{d} \int_0^d \Delta\varepsilon(x) dx \quad (3.12)$$

et affiche une valeur de  $1,0 \times 10^{-6}$ . Pour avoir une valeur similaire dans le Plan 2, la paire de transducteurs doit être positionnée à une abscisse  $x$  de 25 cm, soit 5 cm plus proche du centre du bloc que la Ligne 1.

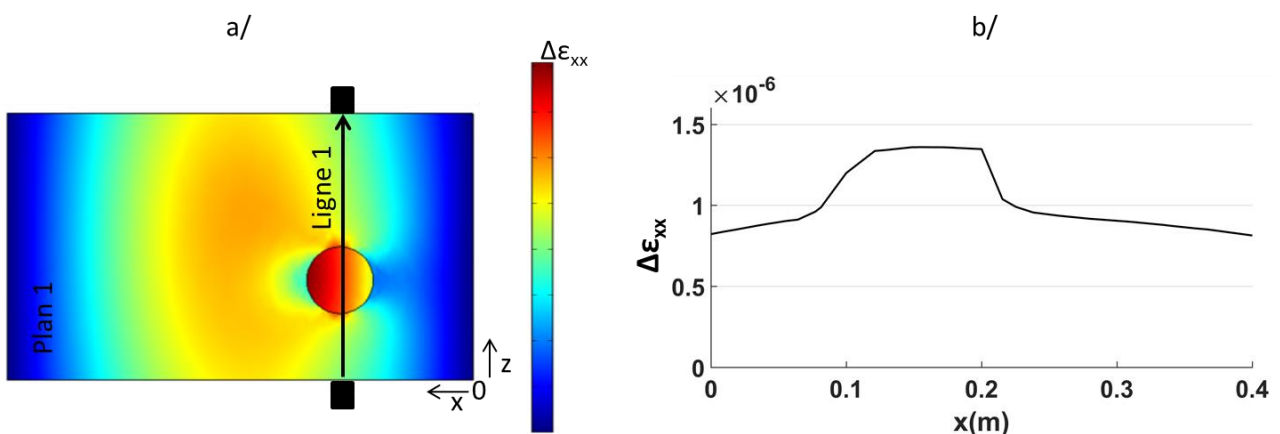


Figure 58 : Amplitude de déformation de compression selon  $x$  ( $\varepsilon_{xx}$ ) le long de la ligne de tir d'onde sonde 1.

Le dernier point à aborder avant de clore cette section est la synchronisation entre les tirs d'onde sonde et l'onde pompe. Le temps de propagation de l'onde sonde est environ (selon que le tir traverse ou pas la boule de grès) égal à une demi période de l'onde pompe. Cette condition n'est pas satisfaisante pour faire du DAET (un facteur de 1/10 est préconisé au minimum [102]) et elle ne l'est pas non plus pour obtenir le conditionnement avec un seul tir. Le conditionnement avec un seul



tir peut s'obtenir dans un matériau homogène si le temps de propagation de l'onde sonde est égal à un multiple entier de la période de la pompe. Dans le cas d'un matériau comportant des inhomogénéités, il faut que le temps de propagation dans chaque partie soit égal à un multiple entier de la période de la pompe. Sachant que les dimensions des inhomogénéités ne sont pas forcément connues, cette condition n'est pas réalisable expérimentalement. L'alternative consiste à effectuer plusieurs tirs d'onde sonde décalés à chaque fois d'une fraction de la phase de l'onde pompe et à moyenner les résultats. Par exemple dans le cas des essais présentés dans cette section, 7 tirs d'onde sonde sont effectués et décalés à chaque fois d'un  $1/7$  de période d'onde pompe. En pratique (Figure 59), l'essai commence en activant l'onde pompe et le premier tir d'onde sonde est effectué lorsque la résonance s'est stabilisée. Pour que le matériau reste conditionné, l'onde pompe est maintenue activée en attendant que la coda de l'onde sonde du précédent tir soit totalement éteinte. Le tir suivant peut alors être effectué avec un décalage temporel par rapport au précédent égal à un nombre entier de période d'onde pompe plus le décalage de  $1/7$  de période d'onde pompe.

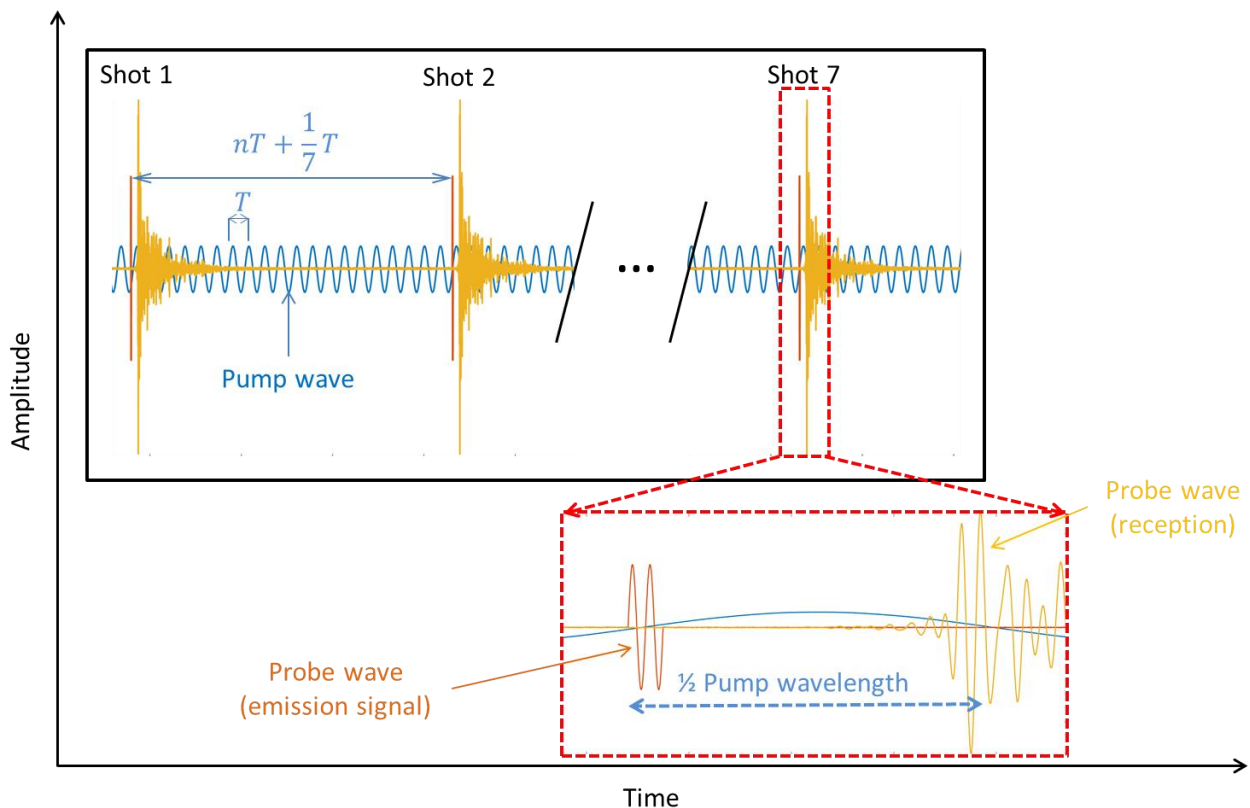


Figure 59 : Schéma de la synchronisation entre les tirs d'onde sonde et l'onde pompe.

Les motivations ayant conduit au montage expérimental ont été détaillées dans cette section, notamment à propos de la position des lignes de tir. Pour la Ligne 1, les conséquences induites par la présence de la boule de grès sur la trajectoire de l'onde sonde n'ont cependant pas été évoquées. Ceci est l'objet de la section suivante.

### 3.3.2 Interaction boule de grès - onde sonde

La vitesse de propagation des OT dans le grès est 1.8 fois inférieure à celle dans le béton (respectivement 1500 m/s et 2675 m/s). Pour la ligne de tir 1, cela conduit à un écart de temps de parcours entre la partie des ondes qui passe à travers la boule de grès et celle qui se propage à l'extérieur de la boule et qui arrive sur le récepteur. Une partie d'onde contourne donc la boule et à

cause de la vitesse de propagation largement supérieure dans le béton arrive avant celle l'ayant traversée (Figure 61). L'identification de la partie d'onde ayant traversé la boule est plus complexe. La Figure 60 présente l'analyse du signal d'onde sonde de la Ligne 1 et le compare au signal de la Ligne 2. Le signal de la Ligne 2 est d'abord composé par un train d'OL de faible amplitude (toujours présent expérimentalement même en présence de traducteur OT). Ce train est suivi par l'onde directe transversale (OT directe) de forte amplitude composée du burst de 2 oscillations à 117 kHz puis le signal se termine par la coda. Pour la Ligne 1, le signal commence également par un train d'OL. Il vient ensuite une oscillation d'amplitude moyenne dont le temps de vol correspond à celui d'un trajet dans le béton uniquement. Il s'agit donc de la partie d'onde sonde ayant contourné la boule (OT contournement). Une discontinuité rompt l'oscillation en cours pour donner naissance à une nouvelle de plus forte amplitude (OT rectiligne). Le temps de vol au niveau de la discontinuité correspond au temps de vol théorique pour une trajectoire directe traversant la boule de grès (respectivement  $25\mu\text{s}$  contre  $29\mu\text{s}$ ). Le signal se termine enfin par de la coda.

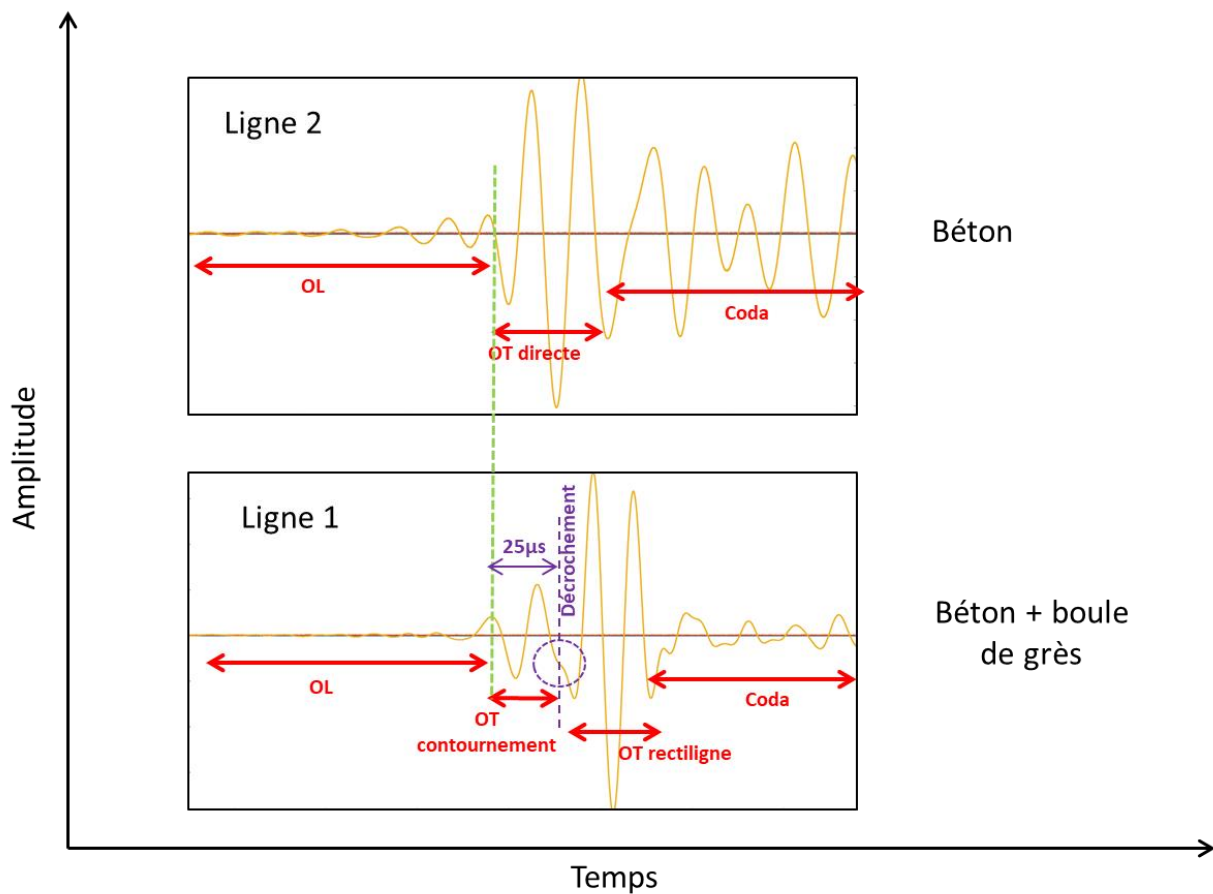


Figure 60 : Comparaison et analyses des formes d'onde sonde (réception) des lignes de tir d'onde sonde 1 et 2.

Ce phénomène de contournement est rendu possible par le diamètre modéré de la boule au regard de la divergence ultrasonore du traducteur d'onde sonde et par le caractère multi-diffusif du béton. Le phénomène de multidiffusion peut justement introduire une courbure dans la trajectoire des ondes. Plus précisément, chaque diffuseur se situant sur la trajectoire d'une onde va la réémettre et lui permettre de diverger à nouveau. Bien que les trajectoires soient rectilignes entre chaque diffuseur, elles ne sont pas forcément orientées dans la même direction. Ainsi une succession de trajectoires n'ayant pas la même direction va créer à une échelle macroscopique un phénomène de courbure dans la trajectoire.

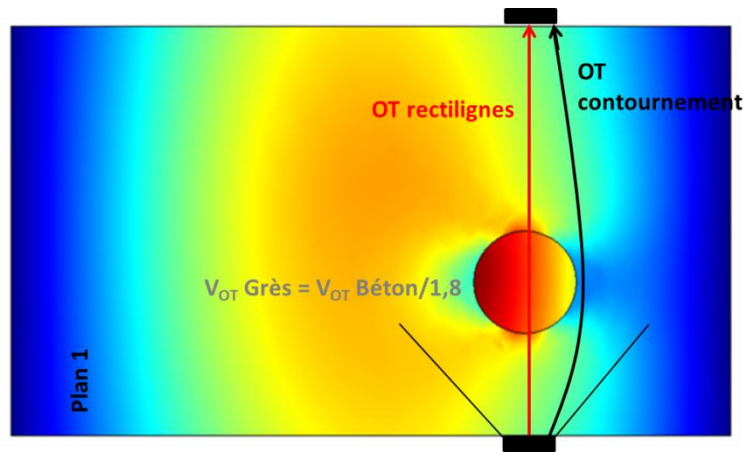


Figure 61 : Phénomène de contournement de la boule de grès par une partie de l'onde sonde de la Ligne 1.

En résumé, cette section permet de définir dans les 2 cas (béton ou béton + boule de grès) le début de l'onde directe de cisaillement qui sera pris en compte dans la procédure de traitement de signal détaillée dans la section suivante.

### 3.3.3 Traitement de signal

Le calcul de la différence du temps de vol de l'onde sonde lorsque l'onde pompe est inactive puis active ( $\Delta TOF$ ), est l'objet de cette section. Dans le béton sain, les données de la littérature montrent que les valeurs typiques de  $\Delta TOF / TOF_0$  sont de l'ordre de  $1 \times 10^{-3}$  pour une amplitude de déformation de l'ordre de  $5 \times 10^{-6}$ . Il s'agit de valeurs qui ne peuvent pas être déterminées par analyse visuelle des signaux. Les méthodes de détermination du temps du vol par franchissement de seuil d'amplitude (fixe ou autre) ne sont également pas adaptées car trop sensibles au bruit. En revanche, les méthodes d'inter-corrélation de signaux se révèlent plus adaptées et sont couramment utilisées dans ce domaine.

Le principe de traitement de signal utilisé ici comprend trois étapes et repose sur le principe d'une double inter-corrélation entre formes d'onde ressemblantes (Figure 62). Lors d'un tir, l'enregistrement des signaux est déclenché par un trigger précédant l'émission du burst d'onde sonde. Pour appliquer ce traitement, il convient de garder la même fenêtre temporelle d'enregistrement lors des 2 tirs (avec onde pompe inactive puis active).

La première étape consiste à déterminer le décalage temporel entre le burst d'émission de l'onde sonde lors du premier essai avec la pompe inactive et celui du second essai avec la pompe active. Ce décalage nommé  $\Delta TOF_1$ , correspond à la gigue<sup>14</sup> électronique de l'ensemble générateur-oscilloscope relatif aux déclenchements des triggers. Pour cela chaque burst est fenêtré selon le procédé de Hann. L'inter-corrélation [108] est alors réalisée sur ces fenêtres (en réalité des séries discrètes de pas temporel égal à la fréquence d'échantillonnage de l'oscilloscope) selon la fonction:

$$C_{xy}(m) = \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} x_{n+m} y_n \quad (3.13)$$

Le pas temporel de  $C_{xy}$  est égal au pas des deux séries discrètes  $x$  et  $y$ . Pour en améliorer la résolution temporelle, les valeurs maximales de  $C_{xy}$  sont modélisées par un polynôme de degré 2 et

<sup>14</sup> Gigue : Phénomène de glissement temporel d'un signal

le temps correspondant au maximum d'amplitude de ce polynôme est recherché. Ce temps correspond à  $\Delta TOF_1$ .

La seconde étape est algorithmiquement similaire à la première mais consiste à déterminer le décalage temporel (nommé  $\Delta TOF_2$ ) entre le signal enregistré à la réception de l'onde sonde lors du premier essai avec la pompe inactive et celui du second essai avec la pompe active. Ce décalage comprend à la fois  $\Delta TOF_1$  et le décalage dû à l'effet non linéaire. La largeur temporelle de la fenêtre d'inter-corrélation utilisée ici est d'une période d'onde sonde (8.5  $\mu$ s) et est centrée au milieu de la zone « OT directe » dans le cas de la Ligne 2 et au milieu de la zone « OT rectiligne » pour la Ligne 1, voir Figure 60.

La troisième étape consiste à faire la différence des décalages temporels calculés dans les deux précédentes étapes de sorte à obtenir la contribution de l'effet NL seule ( $\Delta TOF$ ) :

$$\Delta TOF = \Delta TOF_2 - \Delta TOF_1 \quad (3.14)$$

Pour ces essais, les 7 tirs sont acquis d'une seule traite sur la même fenêtre d'enregistrement. Le procédé décrit ci-dessus est donc répété 7 fois pour obtenir le  $\Delta TOF$  propre à chaque tir. Les signaux ne sont pas moyennés lors de la numérisation. En contrepartie, l'essai est répété plusieurs fois et le traitement algorithmique est effectué sur chaque jeu de données. Les  $\Delta TOF$  obtenus sont ensuite moyennés entre tirs correspondants pour réduire l'incertitude de la mesure. Ce procédé est plus coûteux en temps de calcul et en espace de stockage mais permet de ne pas avoir de pertes d'informations liés à un moyennage initial.

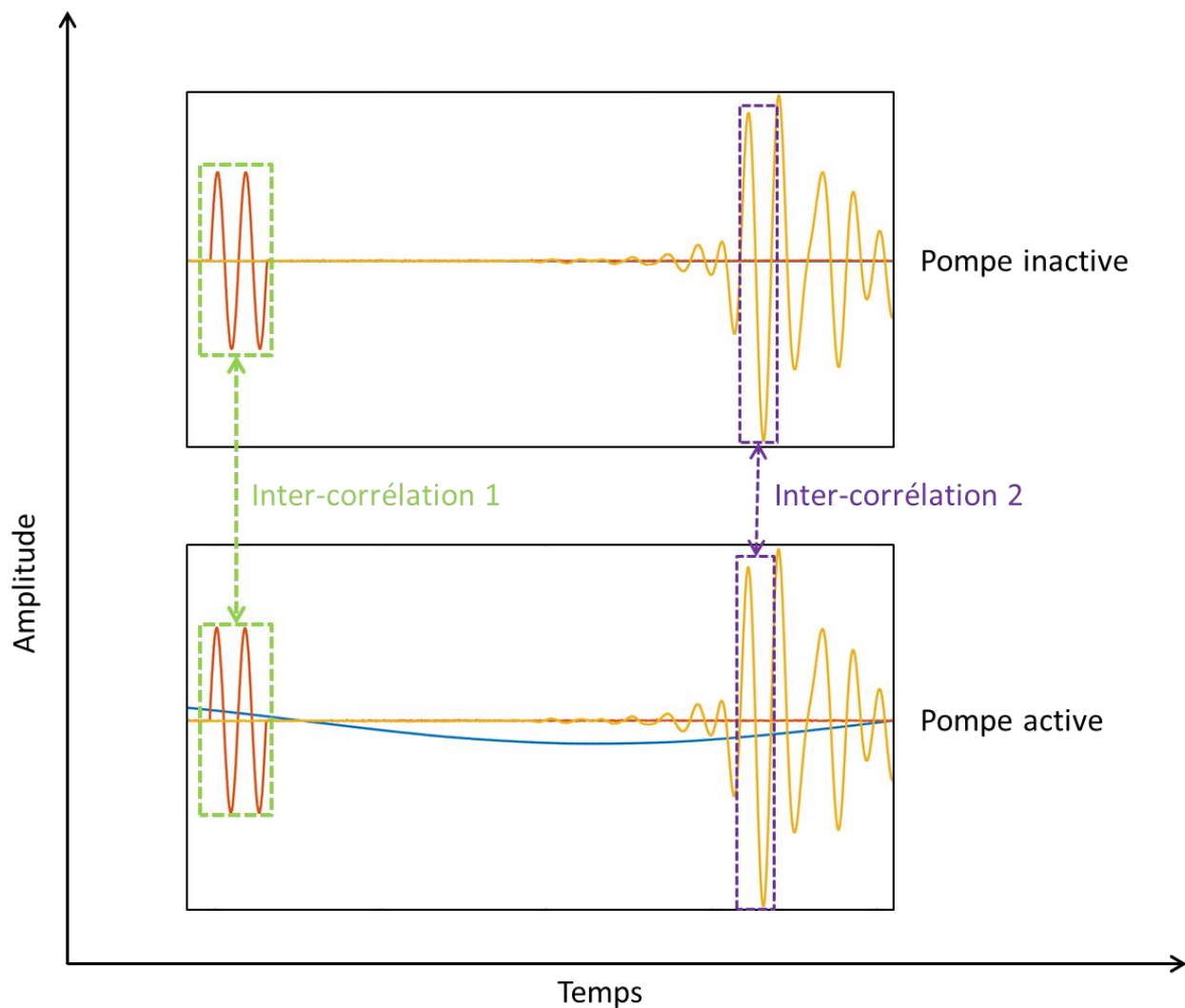


Figure 62 : Illustration du principe de la double inter-corrélation par formes d'onde ressemblantes.

### 3.3.4 Résultats et discussions

La procédure de traitement de signal exposée dans la section précédente est appliquée aux signaux acquis sur la Ligne 2 (Béton) puis sur la Ligne 1 (Béton + Boule de grès). Les variations de temps de vol ainsi obtenues doivent être considérées au regard de l'amplitude de déformation atteinte dans le matériau. Le pot vibrant alloué à ces essais a permis d'atteindre une amplitude de déformation par résonance de  $1\mu\epsilon$  sur la trajectoire des lignes de mesure. Cette valeur basse n'est pas suffisante pour activer de manière certaine la non linéarité dans le bloc. Par exemple, la Figure 50 montre que la zone de non linéarité du grès ne s'établit de manière stable qu'à partir d'une amplitude de déformation de  $2.5\mu\epsilon$ . Les résultats suivants, bien que montrant des tendances intéressantes, ne peuvent donc pas conduire à l'obtention de valeurs quantitatives justes.

La Figure 63 présente les valeurs de  $\Delta TOF/TOF_0$  pour les 7 tirs d'onde sonde de la Ligne 2. Ce graphe est la moyenne point par point de 3 essais réalisés à la suite. Les variations relatives de temps de vol sont faibles et restent relativement stables quel que soit le numéro du tir.

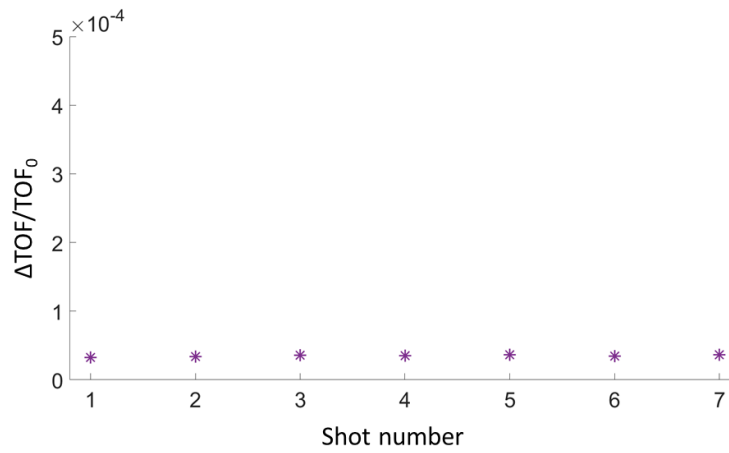


Figure 63 : Variation du temps de vol pour la Ligne 2 selon le numéro de tir de l'onde sonde.

Le Tableau 10 présente la valeur moyenne de  $\Delta TOF / TOF_0$  sur les 7 tirs et pour chaque essai. En prenant à nouveau la moyenne des 3 essais, la valeur finale est de  $3,5 \times 10^{-4}$ , ce qui conduit en appliquant l'équation (3.8) à un coefficient non linéaire non classique de 35. Cette valeur est bien inférieure à la valeur trouvée lors de la caractérisation du matériau par NRUS (~1500) et comme évoqué précédemment l'amplitude de déformation trop faible pourrait en être la raison.

	Essai 1	Essai 2	Essai 3
$\Delta \epsilon$	1,0E-06		
$\Delta TOF$ (s)	6,4E-09	5,1E-09	4,4E-09
$\Delta TOF / TOF_0$	4,3E-05	3,40E-05	2,9E-05
Moyenne $\Delta TOF / TOF_0$	3,5E-05		
$\alpha$	35		

Tableau 10 : Détails des résultats sur la Ligne 2.

De la même manière, la Figure 64 présente les valeurs de  $\Delta TOF / TOF_0$  de la Ligne 1. Les variations relatives de temps de vol oscillent entre  $1 \times 10^{-4}$  et  $2 \times 10^{-4}$  pour les 4 premiers tirs tandis que les variations relatives des tirs 5, 6 et 7 sont comprises entre  $2,5 \times 10^{-4}$  et  $3,5 \times 10^{-4}$ . Ces valeurs sont en moyenne 5,5 fois plus élevées que pour la Ligne 2 ne traversant que du béton (Tableau 11). Un rapide calcul de proportionnalité montre que la boule de grès ne représentant pourtant qu'un quart de la longueur de la Ligne 1 est responsable à hauteur de 88 % de  $\Delta TOF$ . La non stabilité de  $\Delta TOF / TOF_0$  en fonction du numéro de tir s'explique donc par la prépondérance de la boule dans l'effet non linéaire et par son diamètre limité. En faisant abstraction des 30 cm de béton, le temps de vol utile dans la boule est égal à celui nécessaire pour la traverser, soit 66,7  $\mu s$ . Cette durée représente  $\frac{1}{5}$  de la période de l'onde pompe, il est donc normal qu'un phénomène de modulation apparaisse et que le  $\Delta TOF$  dépende de la position temporelle du tir sonde par rapport à l'onde pompe.

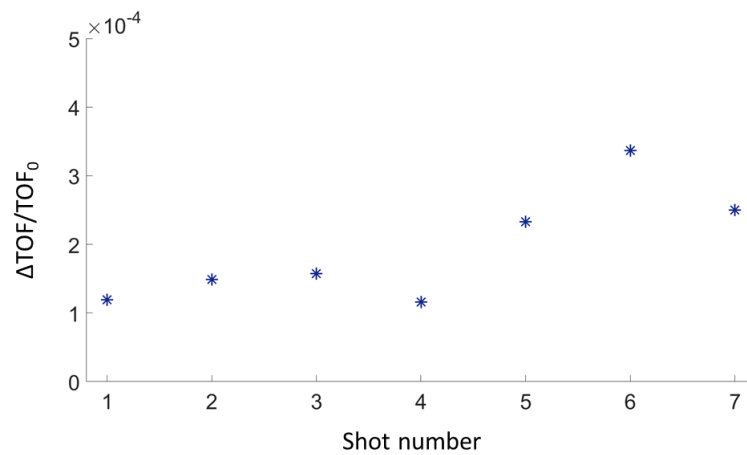


Figure 64 : Variation du temps de vol pour la Ligne 1 selon le numéro de tir de l'onde sonde.

En considérant la Ligne 1 dans son intégralité, c'est-à-dire le temps de vol dans le béton et dans la boule de grès, le coefficient non linéaire non classique calculé à partir de l'équation (3.11) est de 194. Connaissant le diamètre de la boule et la non linéarité du béton obtenue dans les mêmes conditions sur la Ligne 2, il est possible d'en déduire le coefficient non linéaire non classique imputable seulement au grès, soit 457. Cette valeur est également bien inférieure à celle mesurée sur le grès lors de la caractérisation des matériaux ( $\alpha = 5400$ ) mais l'amplitude de l'onde pompe trop faible empêche de tirer toute conclusion.

	Essai 1	Essai 2	Essai 3
$\Delta\varepsilon$	1,0E-06		
$\Delta\text{TOF}$ (s)	3,4E-08	3,3E-08	3,70E-08
$\Delta\text{TOF}/\text{TOF}_0$	1,9E-04	1,85E-04	2,1E-04
Moyenne $\Delta\text{TOF}/\text{TOF}_0$	1,9E-04		
$\alpha$	194		
$\alpha_{\text{Grès}}$	457		

Tableau 11 : Détails des résultats sur la Ligne 1.

En résumé, ces premiers essais d'ANL avec une onde pompe de résonance sur un bloc de béton de dimensions importantes ont permis de mettre en évidence la présence de la boule avec un facteur de contraste de 5,5. Ils ont également permis de tester le matériel expérimental, les différentes techniques de couplage et le traitement de signal pour que le dispositif d'onde sonde soit adapté à de fortes épaisseurs de béton. Cette première étape ouvre la porte au développement d'essais avec une onde pompe propagative, ce qui est l'objet de la suite de ce manuscrit.

### 3.4 ESSAIS AVEC UNE ONDE POMPE PROPAGATIVE

Remplacer l'onde pompe de résonance par une onde pompe propagative présente de nombreux avantages dans l'optique d'effectuer des contrôles non destructifs sur des éléments in-situ. L'activation de la non linéarité pourrait s'effectuer en tous points et ne dépendrait plus de la géométrie de la pièce à inspecter ou du mode de résonance sollicité. En 2014, Gallot et al. [109][110] ont ouvert la voie à ce type de méthode en utilisant une onde pompe propagative de cisaillement et une onde sonde longitudinale. Ils ont ainsi pu détecter une zone de non linéarité plus



élevée obtenue par une injection localisée d'huile à l'intérieur d'un pavé de grès de petites dimensions ( $15 \times 15 \times 3 \text{ cm}^3$ ). Il est proposé ici de poursuivre ces travaux en développant une nouvelle méthode adaptée aux contraintes des pièces de béton de dimensions importantes.

Par rapport à une onde pompe de résonance, l'utilisation d'une onde pompe propagative induit trois nouvelles problématiques :

- Développer un dispositif composé de traducteurs capables d'imposer une amplitude de déformation supérieure à  $1 \times 10^{-6}$  à plusieurs dizaines de centimètres de profondeur dans le béton.
- Etablir un traitement de signal adapté pour enlever le bruit de l'onde pompe présent dans l'onde sonde
- Estimer en tous points du bloc la déformation engendrée par l'onde pompe propagative.

Les deux premiers points sont l'objet des 2 sections suivantes. Quant au troisième point, l'approche proposée par Payan et al. [77] pour estimer l'amplitude de déformation n'est pas applicable au cas d'une onde propagative. Une nouvelle approche est alors proposée au Chapitre 4 de ce manuscrit.

### 3.4.1 Montage expérimental

La Figure 65 présente le schéma du montage expérimental. Le principe général ne change pas par rapport à un essai avec une onde pompe de résonance puisque le but est toujours de quantifier la non linéarité induite par l'onde pompe à travers l'analyse de l'onde sonde. Cependant le dispositif générateur de l'onde pompe est maintenant composé de traducteurs émettant un train d'onde non stationnaire. Expérimentalement, il est optimal que la fréquence de l'onde pompe soit la plus basse possible et que celle de l'onde sonde soit la plus haute possible de manière à pouvoir les isoler facilement l'une de l'autre. Le dispositif d'onde sonde a déjà été optimisé lors des précédents essais (voir section 3.3.1), il reste par conséquent inchangé. Nous retrouvons donc à l'émission un traducteur raisonnant à 250 kHz de 25 mm de diamètre (Panametrics V150) et un traducteur de même dimension raisonnant à 500 kHz (Panametrics V151) à la réception. Le signal envoyé dans l'émetteur est toujours un burst de 2 périodes de sinus à une fréquence de 117 kHz pour une tension comprise entre 35 et 75 V. La polarisation des traducteurs est dans le sens longitudinal du bloc, ce qui correspondra à la direction de déformation principale engendrée par l'onde pompe. Le phényl-salicylate est toujours utilisé pour le couplage des traducteurs au béton.

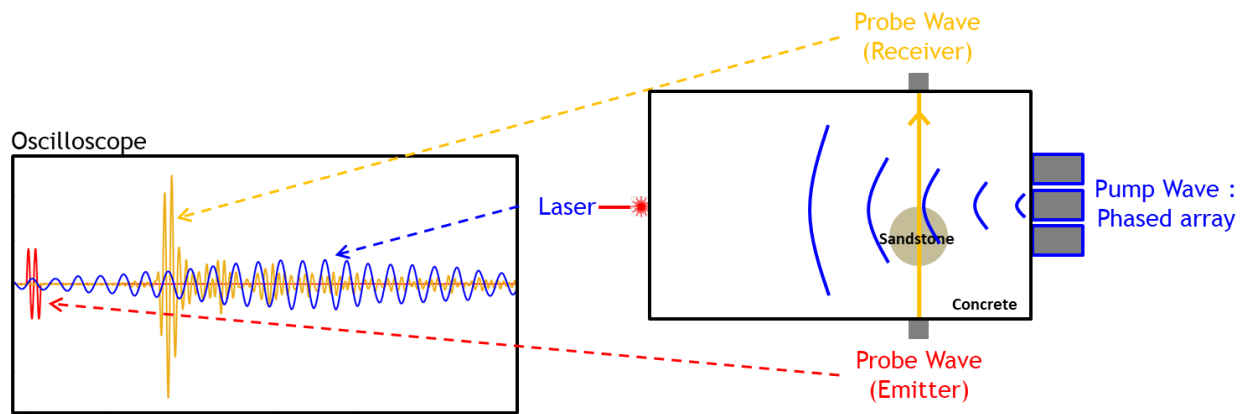


Figure 65 : Schéma général du montage expérimental.

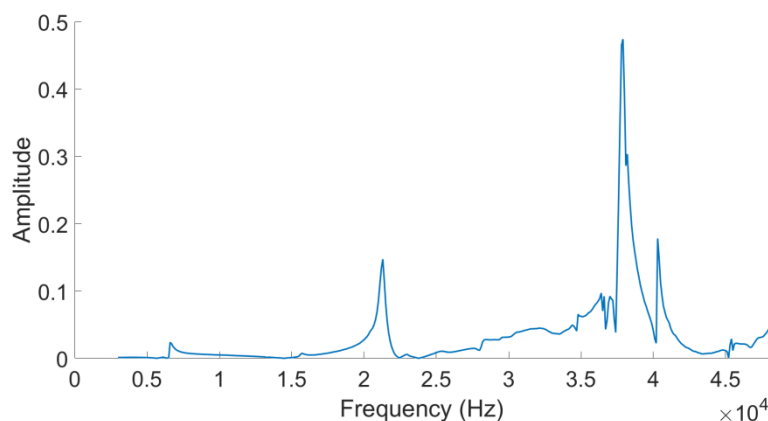
La réalisation du dispositif d'onde pompe nécessite des transducteurs basse fréquence, de forte puissance et avec une surface de contact adaptée au béton. Des transducteurs répondant à ces caractéristiques ont été recherchés parmi les gammes déjà existantes des fabricants. Notons que la puissance électrique consommée par un transducteur (qui se calcule à partir de l'impédance complexe à la fréquence considérée) ne reflète pas directement sa capacité à imposer une amplitude de déformation importante dans le matériau. D'autres paramètres sont à prendre en compte tels : la résonance de la pastille piézoélectrique, le couplage de la pastille à la surface de contact, l'influence du backing ou encore la masse du transducteur. Il est donc difficile de juger de l'efficacité d'un transducteur à travers les caractéristiques souvent succinctes des fiches techniques. Pour remédier à cela, des essais expérimentaux comparatifs entre les différents transducteurs présélectionnés ont permis de définir les transducteurs 24 kHz (OL) de la marque Pundit comme les plus adaptés aux caractéristiques recherchées. D'une hauteur de 94mm pour 50 mm de diamètre, ils affichent une masse unitaire de 1325 grammes et peuvent supporter une tension de  $\pm 1000V$ .

Pour maximiser la densité énergétique de l'onde pompe dans le béton, un assemblage en forme de grappe circulaire de 6 de ces capteurs a été imaginé. Plus précisément, la grappe est composée d'un transducteur central entouré de cinq transducteurs périphériques (Figure 66). Ils sont couplés à la surface du béton avec une colle de type cyanoacrylate pour que le transfert de puissance soit maximal. Pour cela, différentes colles cyanoacrylate du commerce ont été préalablement testées et des écarts de transfert d'amplitude d'un facteur deux ont été observés. Les colles à retardateur de prise proposées par certains fabricants pour lutter contre le collage des doigts instantané étant les moins efficaces.



Figure 66 : Illustration du dispositif d'onde pompe. Six transducteurs 24 kHz forment une grappe circulaire.

Toujours dans l'optique d'optimiser l'amplitude de l'onde pompe, la fréquence de résonance de l'ensemble de la grappe de transducteurs une fois couplée au béton est recherchée par spectroscopie jusqu'à 45 kHz. Pour dissiper toute éventuelle confusion, la résonance désigne ici celle des transducteurs, c'est-à-dire la fréquence à laquelle ils sont capables de vibrer avec la plus grande amplitude pour une tension d'entrée constante. La grappe de transducteurs est donc collée sur une des petites faces du bloc de béton 40×40×70 cm tandis qu'un laser mesure la vitesse particulière sur la face opposée. Bien que la longueur d'onde soit ici supérieure à 100 mm (donc en dehors du régime de diffusion au regard de la dimension des granulats [111] [39]), la mesure d'une onde propagative au laser sur le béton peut se révéler délicate à cause de la petite dimension du point d'impact. En effet, si la surface du béton n'est pas suffisamment homogène, l'amplitude mesurée peut fortement varier en déplaçant le point d'impact du laser de quelques millimètres. Pour se prémunir contre cette instabilité la plupart du temps liée à la présence de bulles d'air sous la peau du béton ou à des granulats mal enrobés sous-jacents, il convient de scanner les environs du point d'impact principal pour s'assurer que les valeurs sont stables. Si ce n'est pas le cas, le point de mesure doit être changé ou la surface du béton retravaillée. Pour en revenir à la spectroscopie, un balayage en fréquence entre 3kHz et 48 kHz à pas constant (0.1kHz) est appliqué aux transducteurs de la grappe. La Figure 67 présente l'amplitude de la vitesse particulière mesurée par le laser.



**Figure 67 : Spectroscopie à tension d'entrée constante de la grappe de transducteurs couplée au bloc de béton.**

La fréquence de résonance en onde longitudinale la plus efficace de la grappe de transducteurs est mesurée à 38.4 kHz, soit une longueur d'onde de 118 mm. Un pic d'amplitude est bien visible aux alentours de 21 kHz, (correspondant aux 24±5 kHz donné par le fabricant) mais celui-ci offre une amplitude plus de 2 fois inférieure à la résonance mesurée à 38.4 kHz.

Au final, un burst de 15 cycles à 38.4 kHz constitue le signal d'émission de l'onde pompe. Sachant que 8 cycles sont nécessaires à la grappe de transducteurs pour atteindre son amplitude de vibration maximale, une fenêtre de temps équivalente à 7 périodes d'onde pompe est disponible pour les tirs d'onde sonde. La grappe est excitée sous une tension de ±200V, soit la tension maximale que peuvent fournir les amplificateurs de tension alloués à ces essais (Tabor Electronics – Wide Band Amplifier 9400).

Quatre tirs d'onde sonde décalés l'un par rapport à l'autre d'un quart de la période de l'onde pompe sont effectués lors de 4 essais différents puisque la largeur temporelle limitée de la fenêtre de tir ne permet qu'un tir à la fois. Le résultat final d'un essai est la moyenne des résultats des 4 essais

intermédiaires de sorte à éliminer un éventuel effet de modulation.

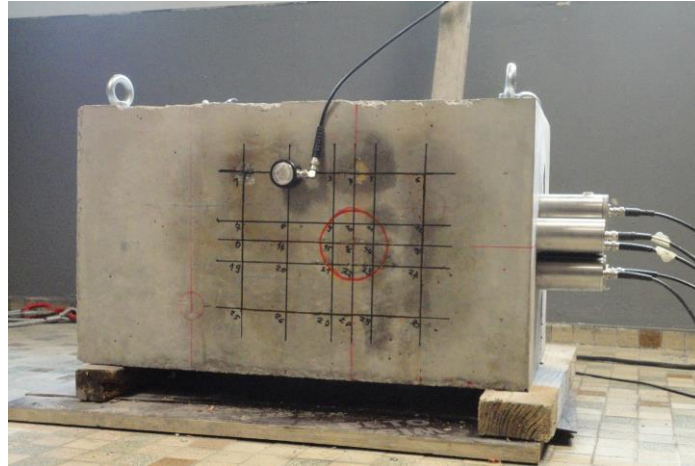


Figure 68 : Bloc 40×40×70cm<sup>3</sup> lors d'un essai avec l'onde pompe propagative. La boule de grès est matérialisée par le cercle rouge.

Cette section a exposé les motivations ayant conduit au montage expérimental avec une onde pompe propagative (Figure 68). En vue d'obtenir la variation de temps de vol dû à l'effet non linéaire, le traitement de signal doit être adapté pour répondre aux spécificités de cette configuration. Ce point est abordé dans la section suivante.

### 3.4.2 Traitement de signal

Le traitement de signal reprend celui développé pour les essais avec une onde pompe de résonance. Il nécessite cependant l'ajout d'une nouvelle étape car le signal émis par la grappe de transducteurs d'onde pompe se mélange au signal d'onde sonde [110]. Cette particularité propre aux essais avec une onde pompe propagative rend le signal de réception de l'onde sonde inexploitable en l'état. Il convient alors de retirer la contribution de l'onde pompe. Pour ce faire, une acquisition de signal sur le récepteur d'onde sonde est réalisée en activant l'onde pompe mais pas l'émetteur d'onde sonde. La signature de l'onde pompe dans la sonde est ainsi isolée. Avant de soustraire cette signature au signal de l'onde sonde et pompe associées, il convient de recalcr ces 2 signaux entre eux pour corriger la gigue de l'ensemble générateur-oscilloscope. Pour cela une inter-corrélation est réalisée entre le début de ces 2 signaux (en amont de l'arrivée du signal provenant de l'émetteur d'onde sonde). La signature de la pompe peut maintenant être soustraite laissant apparaître uniquement le signal émis par l'émetteur d'onde sonde. La suite du traitement peut reprendre comme détaillé dans la section 3.3.3.

La Figure 69 résume schématiquement les différentes étapes du traitement de signal. Les différentes fenêtres représentent les signaux tels qu'il est possible de les voir sur l'oscilloscope. Ainsi, le signal d'émission de l'onde sonde (courbe rouge) est enregistré au début du signal d'onde pompe (courbe bleue) mais cela est faux d'un point de vue chronologique. Le laser étant placé plus loin dans le bloc que la ligne d'onde sonde (en partant de la grappe d'onde pompe), il accuse de fait un retard d'enregistrement. Pour avoir une représentation chronologique exacte de l'essai, la courbe bleue doit être translatée vers la gauche de la fenêtre d'une durée égale au retard d'enregistrement.

Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions

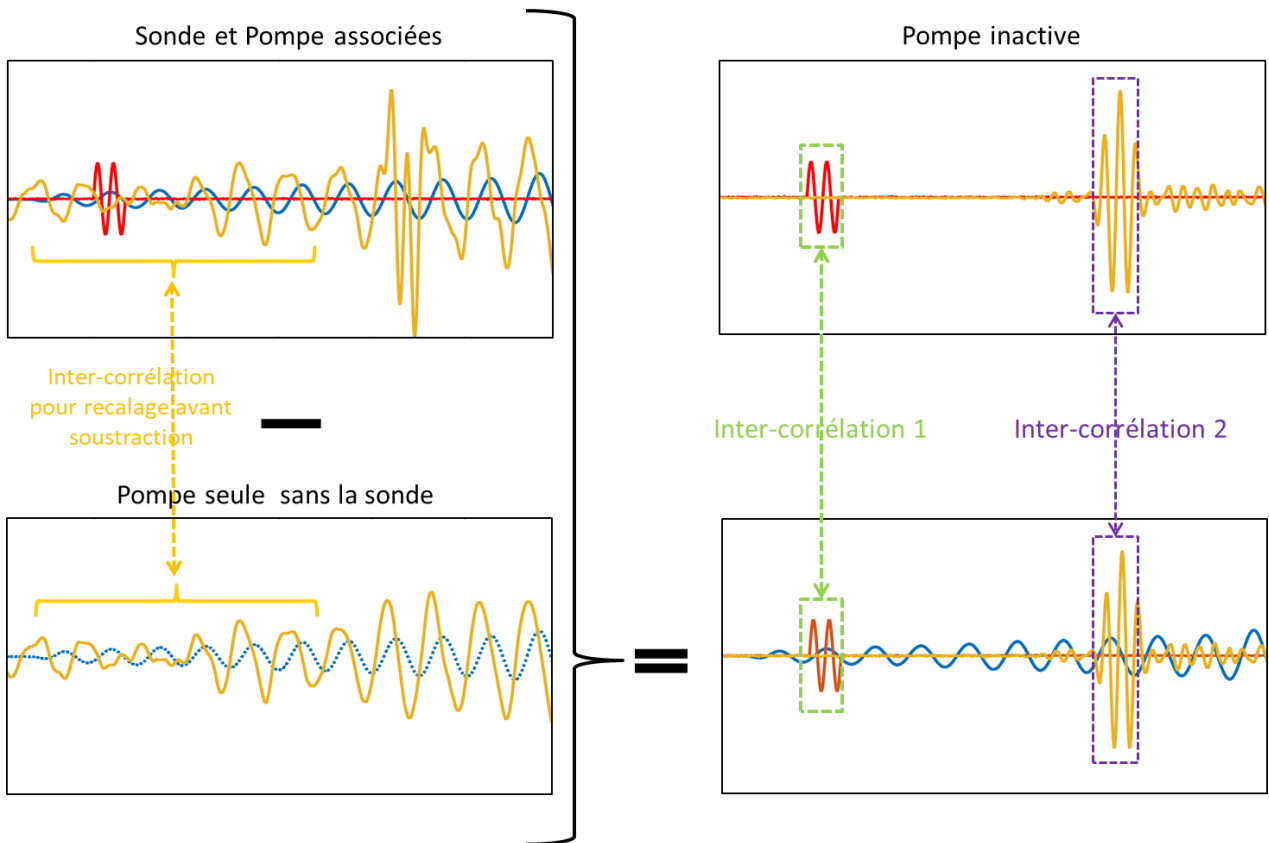


Figure 69 : Aperçu des étapes de traitement de signal. Les courbes rouges sont les signaux d'émission de l'onde sonde. Les courbes jaunes sont les signaux reçus par le traducteur récepteur d'onde sonde. Les courbes bleues sont les signaux reçus par le laser.

Pour mettre en évidence le phénomène de contournement de la boule de grès par une partie de l'onde sonde, un traitement spécifique a été appliqué aux données d'une ligne de tir se situant au droit de la boule de grès et à une autre traversant uniquement du béton pour comparaison. L'Inter-corrélation 2 a été répétée pour une fenêtre glissante balayant la première partie du signal de réception d'onde sonde en s'arrêtant juste avant la coda (Figure 70). Le pas d'avancement de la fenêtre est de  $\frac{1}{10}$  de la période du signal d'émission d'onde sonde, soit  $0,85\mu s$ .

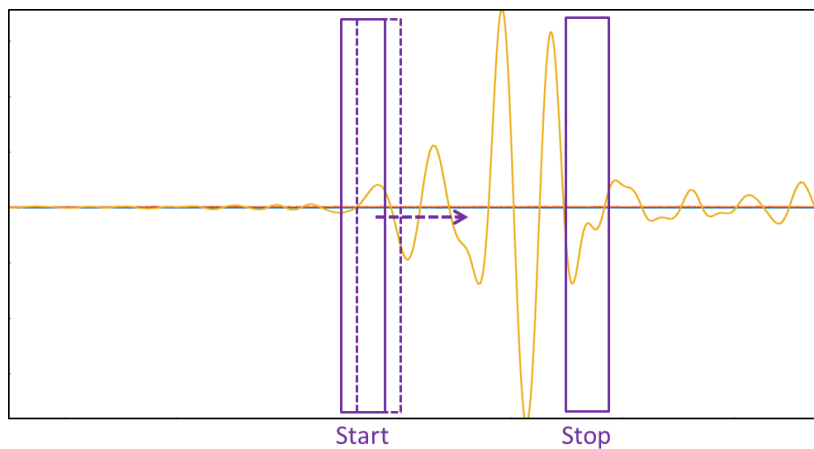


Figure 70 : Principe du fenêtrage glissant pour la fenêtre d'inter-corrélation 2.

Les résultats de ce traitement spécifique sont visibles à travers la Figure 71. La courbe violette représente la valeur de  $\Delta TOF$  en fonction de l'avancement de la fenêtre d'inter-corrélation 2. Pour la ligne de tir traversant uniquement le béton, le  $\Delta TOF$  calculé pour chaque position de la fenêtre

glissante reste stable et proche de zéro sur la totalité de l'onde directe puis augmente brutalement en entrant dans la coda. Ce comportement est conforme à ce qui est attendu. L'augmentation de  $\Delta TOF$  dans la coda s'explique par le fait que l'onde a parcouru plus de chemin (dû à la multidiffusion et aux réflexions) et que l'effet non linéaire s'est cumulé.

Pour la ligne traversant la boule de grès, l'évolution de  $\Delta TOF$  peut être séparée en deux paliers. Le premier palier présente quelques fluctuations mais les valeurs restent globalement proches de zéro. Ce palier correspond temporellement à l'onde ayant contournée la boule en passant uniquement dans le béton. En s'approchant de la zone OT rectiligne, c'est-à-dire de la partie de l'onde sonde ayant traversé la boule de grès,  $\Delta TOF$  augmente pour atteindre un second palier. Malgré quelques fluctuations,  $\Delta TOF$  affiche en moyenne des valeurs élevées sur l'intégralité de la zone OT rectiligne.

Ces observations confirment le contournement de la boule de grès par une partie de l'onde sonde : la non linéarité reste faible pour les premières oscillations (n'ayant pu traverser que du béton au regard du temps de vol) tandis que la non linéarité augmente fortement pour la partie de l'onde dont le temps de vol correspond à une trajectoire à travers la boule.

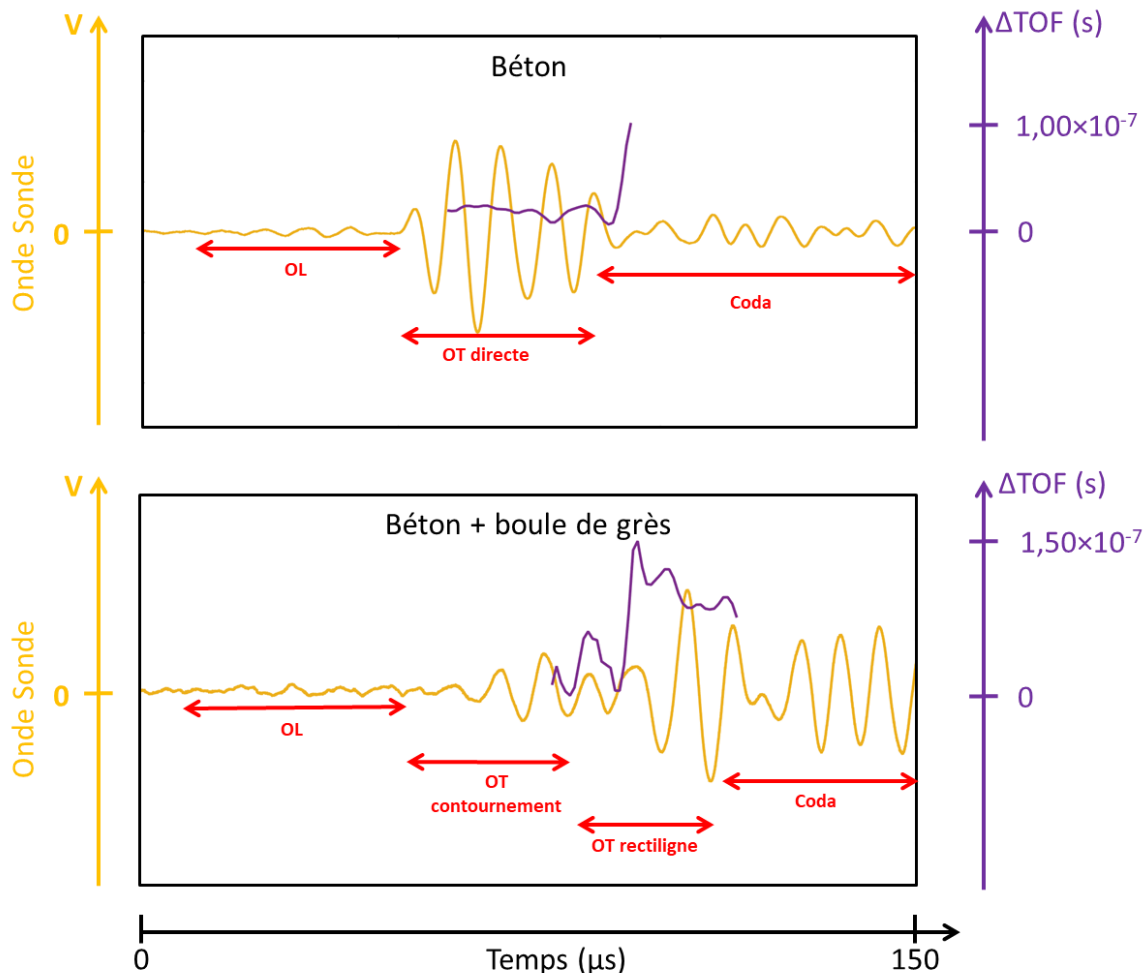


Figure 71 : Evolution de  $\Delta TOF$  (courbes violettes) en fonction de la position du centre de la fenêtre d'inter-corrélation 2 sur le signal de réception d'onde sonde (courbes jaunes).

En résumé, les essais avec une onde pompe propagative nécessitent l'ajout d'une étape par rapport à une configuration avec une onde pompe de résonance qui consiste à enlever le bruit de l'onde pompe perçu par l'onde sonde.



### 3.4.3 Résultats

Le traitement de signal exposé dans la section précédente est appliqué aux mesures réalisées sur 25 lignes de tir maillant la boule de grès et ses environs. Le maillage des lignes de tir qui est raffiné au droit de la boule est visible sur la Figure 68 (5 points n'ayant pas fait l'objet de mesure car sans intérêt). Les résultats de  $\Delta TOF / TOF_0$  sont visibles sur la Figure 72. Pour obtenir cette cartographie les valeurs ont été interpolées linéairement entre les différents points de mesure.

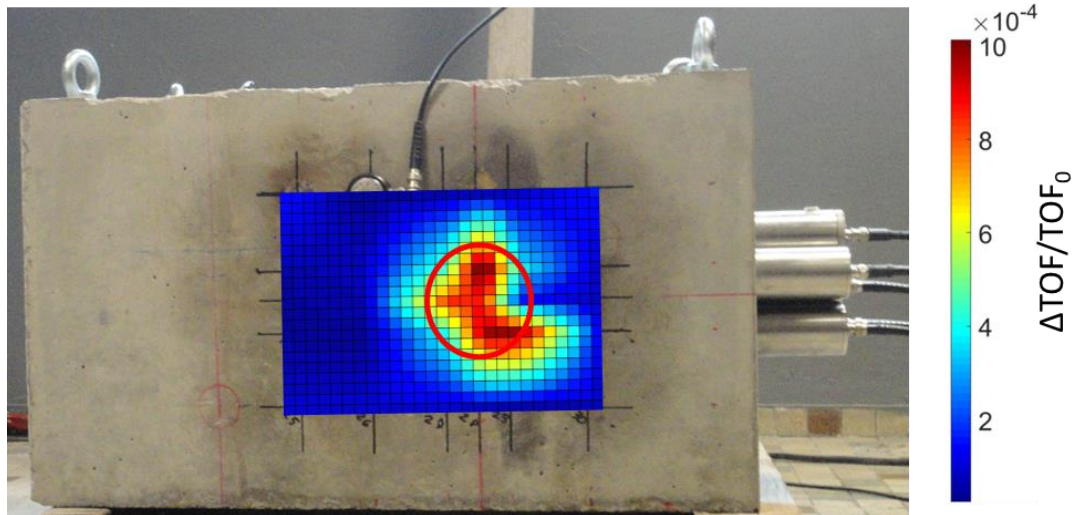


Figure 72 : Représentation de la variation de temps de vol induit par l'effet non linéaire. Le cercle rouge représente la position de la boule de grès.

Les variations relatives du temps de vol montrent clairement la présence de la boule de grès avec un facteur de contraste d'environ 5 par rapport au béton environnant. Les valeurs de  $\Delta TOF / TOF_0$  atteignent  $1,1 \times 10^{-3}$  pour les points de mesure au droit de la boule. La non linéarité induite par la boule de grès a ainsi été détectée, localisée et dimensionnée (en 2 dimensions), ce qui répond aux trois problématiques d'un contrôle non destructif. En effectuant des mesures supplémentaires selon un maillage vertical des lignes de tir, une cartographie en 3 dimensions de la non linéarité pourrait même être obtenue.

Ces résultats ne tiennent cependant pas compte du fait que l'amplitude de déformation vue par chaque ligne de tir est différente alors que l'intensité de l'effet non linéaire dépend justement de  $\Delta \varepsilon$ . Les résultats doivent être ramenés à une amplitude de déformation unitaire pour être strictement comparables. Une des conséquences prévisibles peut être la diminution du facteur de contraste car l'amplitude de déformation dans le grès est plus importante que dans le béton à cause d'un module d'élasticité moindre. L'estimation de l'amplitude de déformation générée par l'onde pompe est l'objet du chapitre 4 et permettra de calculer en tout point une valeur quantitative de la non linéarité.

### 3.4.4 Incertitudes de mesure

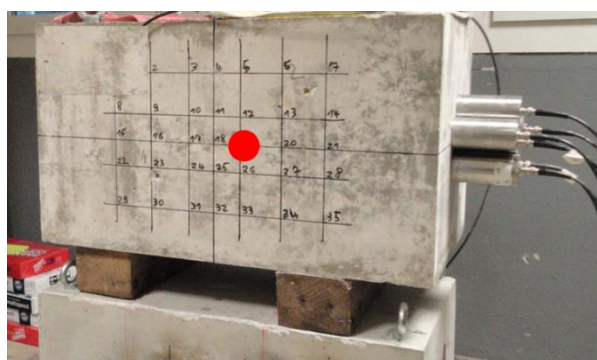
Des essais ont été réalisés en vue de déterminer les incertitudes de mesure pour une ligne de tir ne traversant que du béton. Pour cela, un bloc de dimensions  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  fait d'un béton sain et ne contenant pas de boule de grès a été utilisé (Figure 73). Cette configuration a été choisie car il s'agit ici de déterminer les incertitudes liées à la technique d'acoustique non linéaire et non celles induites par la présence de la boule de grès et les phénomènes de contournement.



## Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions

D'un point de vue expérimental, le dispositif d'onde pompe est placé au milieu d'une des petites faces. La ligne de tir d'onde sonde pour l'acquisition des mesures est placée à une distance de 30 cm dans l'axe central de la grappe de traducteurs. Cette position a été choisie car elle représente la position moyenne des lignes de tir. Deux types d'incertitude sont étudiés ici. Le premier est l'incertitude liée à la chaîne de mesures en incluant le traitement de données. Pour cela le même essai est répété 10 fois consécutivement en n'intervenant ni sur les traducteurs d'onde sonde ni sur les traducteurs d'onde pompe. Le second type d'incertitude étudié prend en compte la variabilité liée au couplage des traducteurs d'onde sonde en plus. Pour cela le même essai est répété 10 fois mais en décollant et en recollant les traducteurs d'onde sonde à chaque fois à la même position.

Pour chaque série de mesures, la valeur absolue moyenne de la variation de temps de vol induit par l'effet non linéaire ainsi que l'écart type en valeur absolue et relative sont calculés. L'incertitude de mesure est définie ici comme l'écart type. Les valeurs proposées sont propres à la configuration d'essai et ne peuvent pas être extrapolées à d'autres essais.



**Figure 73 : Bloc d'essai de dimensions 40×40×70 cm<sup>3</sup> pour la détermination des incertitudes de mesure. Le point rouge représente la position d'un traducteur de la ligne de tir.**

Le Tableau 12 affiche les résultats des différentes mesures liées à la variabilité de la chaîne de mesure et du traitement de données. L'incertitude absolue définie par l'écart type s'établit à 2 nanosecondes soit  $1,6 \times 10^{-5}$  pour l'incertitude relative. Par rapport à la valeur moyenne de la série de mesures, l'incertitude est donc d'environ  $\pm 13\%$ .

	$\Delta\text{TOF}$ (s)	Moyenne (s)	Ecart type (s)	Ecart type ( $\Delta\text{TOF}/\text{TOF}_0$ )
Essai 1	1,5E-08	1,5E-08	2E-09	1,6E-05
Essai 2	1,5E-08			
Essai 3	1,1E-08			
Essai 4	1,4E-08			
Essai 5	1,3E-08			
Essai 6	1,4E-08			
Essai 7	1,5E-08			
Essai 8	1,8E-08			
Essai 9	1,8E-08			
Essai 10	1,8E-08			

**Tableau 12 : Résultats des 10 mesures réalisées au même point en conservant le même couplage des traducteurs d'onde sonde.**

Le Tableau 13 présente les résultats des différentes mesures incluant la variabilité lié au couplage en plus de la variabilité de la chaîne de mesure et du traitement de données. L'incertitude absolue de

la série de mesures s'établit à 7 nanosecondes soit plus de 3 fois plus que l'incertitude absolue liée uniquement à la chaîne de mesures et au traitement de données. Le couplage est donc responsable des deux-tiers de l'incertitude absolue de mesure. Ce résultat confirme que la qualité du couplage est un élément primordial à prendre en compte lors de la réalisation d'un essai.

	$\Delta\text{TOF}$ (s)	Moyenne	Ecart type	Ecart type ( $\Delta\text{TOF}/\text{TOF0}$ )
Essai 1	1,5E-08	2,9E-08	7E-09	5,0E-05
Essai 2	2,2E-08			
Essai 3	2,9E-08			
Essai 4	2,3E-08			
Essai 5	3,6E-08			
Essai 6	3,7E-08			
Essai 7	3,6E-08			
Essai 8	2,8E-08			
Essai 9	2,4E-08			
Essai 10	3,5E-08			

Tableau 13 : Résultats des 10 mesures réalisées au même point en décollant et en recollant les traducteurs d'onde sonde entre chaque essai.

### 3.5 BLOC AVEC INSERT DE BETON REACTIF

Avant de clore ce chapitre, il est nécessaire d'évoquer une perspective à ce travail initiée en parallèle des développements sur le bloc contenant la boule de grès. La suite logique à ces essais est de travailler sur une zone pathologique en béton (RAG) en remplacement de la boule de grès afin de tester la sensibilité de la méthode en conditions réelles. Le temps d'activation important de la pathologie fait que l'essai est toujours en cours. Ainsi, il est proposé ci-dessous une description succincte des étapes déjà initiées.

L'objectif est de réaliser un bloc dénommé "bi-béton" contenant une zone de béton pathologique au centre avec un béton d'enrobage sain. Pour ne pas créer d'interface entre ces deux bétons, ceux-ci doivent être coulés en même temps mais sans qu'ils se mélangent. Il est également nécessaire que les formulations du béton pathologique et du béton sain soient équivalentes du point de vue des propriétés mécaniques. Le procédé retenu pour la réalisation de ce bloc consiste à introduire le béton pathologique dans un tube amovible en même temps que le béton sain est coulé tout autour. La cheminée est ensuite retirée une fois le coulage terminé, en limitant le vibrage (Figure 74).

## Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions

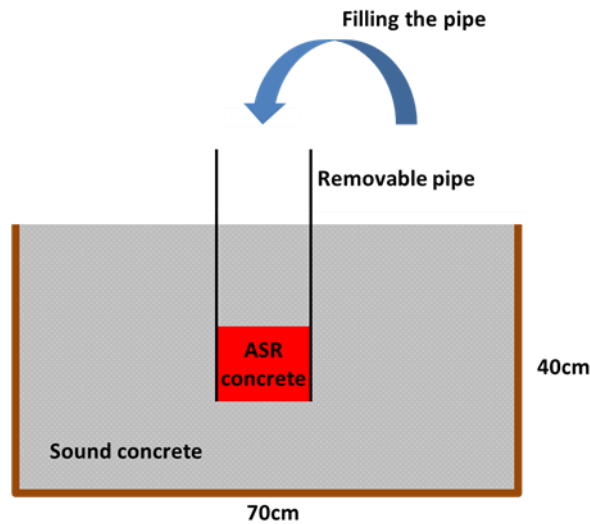
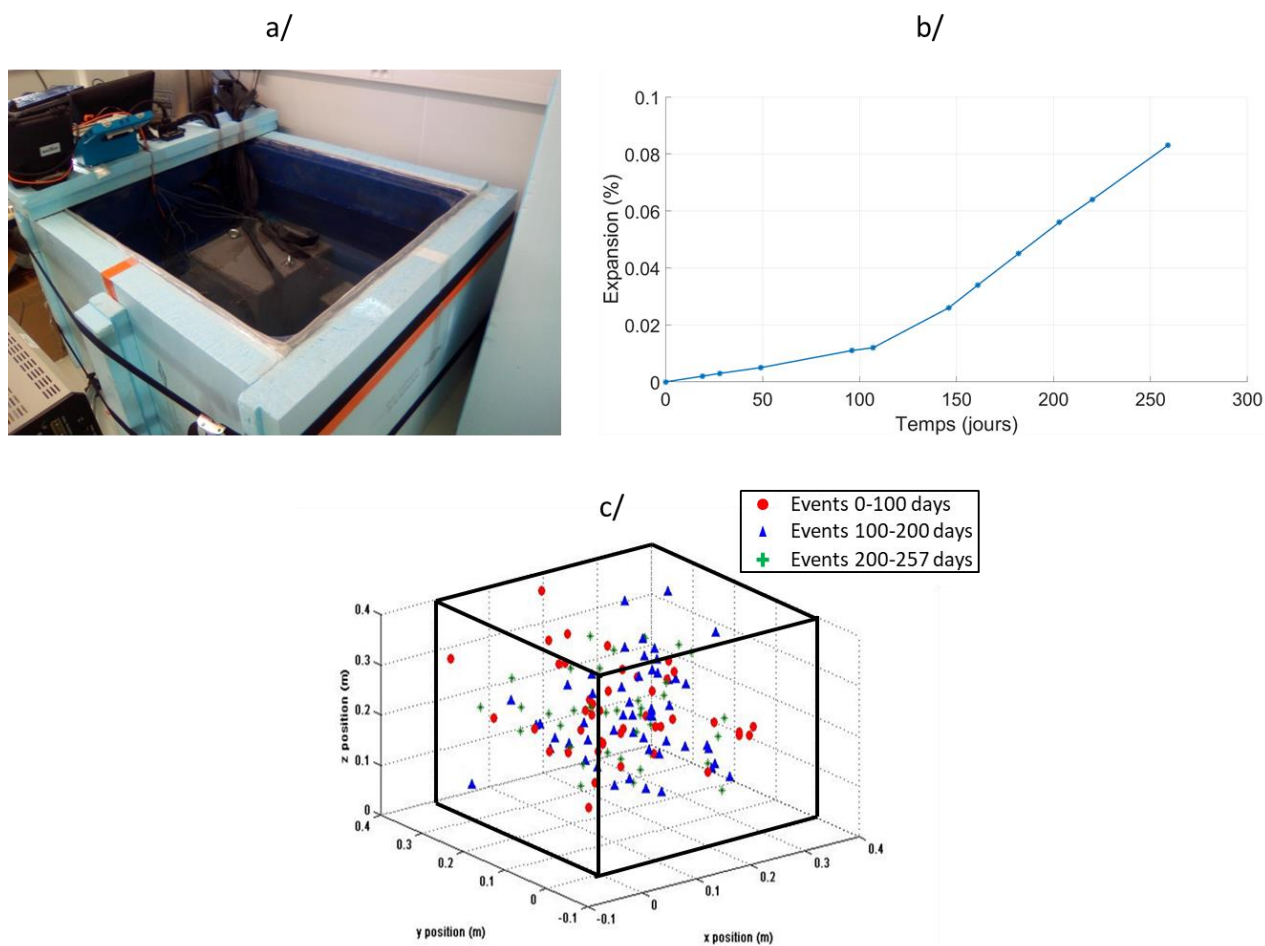


Figure 74 : Schéma de coulage du bloc bi-béton avec béton pathologique à la RAG (en rouge).

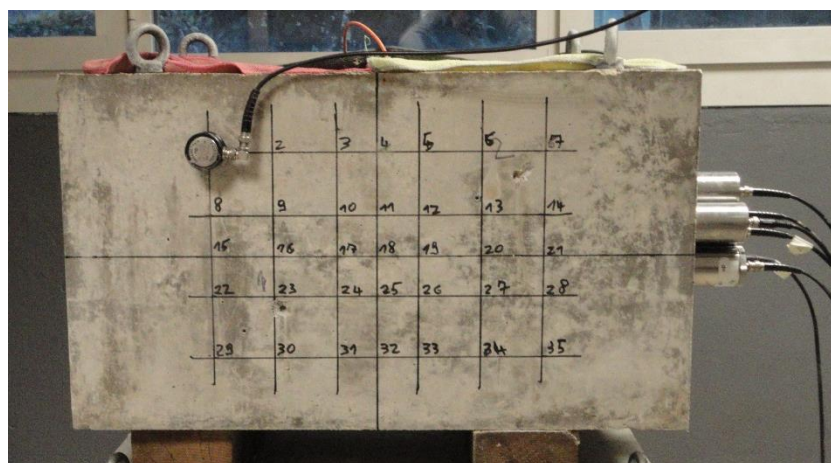
Avant de couler ce bloc, la cinétique d'expansion de la formulation RAG envisagée pour le béton pathologique doit être évaluée. Pour cela un cube entièrement fait de béton pathologique a été coulé. Afin de prendre en compte l'effet d'échelle sur le développement de la RAG, les dimensions du bloc sont proches de celles du bloc bi-béton envisagé, soit respectivement  $40 \times 40 \times 40$  cm<sup>3</sup> contre  $40 \times 40 \times 70$  cm<sup>3</sup>. Une enceinte de vieillissement accéléré munie d'une isolation thermique et phonique est réalisée de sorte à accueillir le bloc dans une solution thermo-régulée (Figure 75). Une corde vibrante placée au centre du bloc lors du coulage permet de suivre la cinétique d'expansion du béton. En parallèle, le bloc est équipé d'un système d'EA à huit voies permettant de localiser l'apparition des événements. Au final, l'expansion du béton dans la partie centrale du bloc atteint 0,08% au bout de 250 jours avec une légère augmentation de la vitesse d'expansion à partir du 100<sup>ème</sup> jour. Les résultats d'EA font état d'une activité acoustique importante et montrent que les événements surviennent de manière diffuse dans tout le volume à l'exception des 5 premiers centimètres d'épaisseur du béton qui apparaissent moins émissifs.

## Détection d'un simulant d'endommagement non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions



**Figure 75 :** a/ Bloc 40×40×40 cm<sup>3</sup> en immersion dans l'enceinte de vieillissement accéléré. b/ Expansion du béton mesurée grâce à une corde vibrante coulée au centre du bloc. c/ Localisation des événements d'EA par tranche de temps.

La formulation RAG est jugée satisfaisante et a permis de couler le bloc bi-béton visible sur la Figure 76. Ce bloc sera prochainement soumis à des conditions de vieillissement accéléré et des mesures devront être régulièrement réalisées en fonction de l'avancement de la pathologie. Les futures mesures permettront de déterminer la sensibilité de la méthode développée et d'établir à partir de quel stade la RAG est détectable dans ces conditions.



**Figure 76 :** Bloc bi-béton 40×40×70 cm<sup>3</sup> lors de la mesure initiale de la non linéarité par la méthode d'interaction onde sonde – onde pompe.

### 3.6 CONCLUSION

Ces travaux ont permis la détection d'une zone non linéaire localisée dans un bloc de béton de grandes dimensions. Pour atteindre cet objectif initial, la première partie du travail a consisté à réaliser un bloc d'essai en béton stable dans le temps et contenant un simulant d'endommagement non linéaire localisé. Pour cela, une boule de grès a été placée dans le bloc lors du coulage et simule de par son caractère fortement non linéaire une zone de béton affectée par la RAG sans avoir à se préoccuper de l'évolution de la pathologie. Les dimensions importantes du bloc ( $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ ) introduisent la problématique des fortes épaisseurs et constituent une étape préalable aux structures in-situ.

La seconde partie du travail a consisté au développement d'essais en ANL non classique par interaction entre une onde sonde et une onde pompe de résonance. Effectués sur le bloc  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ , ces essais ont permis d'adapter le dispositif d'onde sonde et le traitement de signal aux particularités des fortes épaisseurs de béton. L'influence du couplage des transducteurs ainsi que la déviation des ondes par la boule de grès sont notamment abordés. Au final, la non linéarité de la boule de grès a pu être mise en évidence à travers les mesures et ouvrent la porte aux essais suivants.

Pour finir, une alternative à l'onde pompe de résonance a été recherchée car celle-ci présente des désavantages comme la limitation des zones d'activation de la NL aux ventres de résonance alors imposés par la géométrie et les caractéristiques de la pièce à inspecter. Pour cela, une configuration utilisant une onde pompe propagative a été retenue. Il s'agit d'un concept flexible et plus adapté à une utilisation sur site car la non linéarité peut être activée en n'importe quel point de la pièce à inspecter. Le dispositif d'onde pompe est constitué de transducteurs basse fréquence et haute puissance assemblés de manière à maximiser l'amplitude de déformation engendrée dans le matériau. Après avoir adapté le traitement de signal à cette nouvelle configuration, un scan du bloc avec cette méthode a permis de détecter, localiser et dimensionner en 2 dimensions la boule de grès. Ces essais démontrent le potentiel de ce type de méthode en vue d'une transposition sur site. Pour uniformiser les mesures, il est cependant nécessaire de ramener les valeurs de variation relative de temps de vol à une amplitude de déformation unitaire. Ceci permettra par là même de fournir un paramètre non linéaire non classique quantitatif. Pour cela, l'amplitude de déformation générée par l'onde pompe propagative dans le matériau doit être déterminée sur la trajectoire de chaque ligne de tir d'onde sonde. Ce travail est l'objet du chapitre suivant.

# CHAPITRE 4 - MODELISATION NUMERIQUE DE L'ONDE POMPE PROPAGATIVE : VERS UN PARAMETRE NON LINEAIRE QUANTITATIF

---

Les essais d'ANL avec une onde pompe propagative développés dans le chapitre 3 ont montré un fort potentiel pour détecter une zone de béton endommagée à cœur d'un bloc d'épaisseur importante. Afin de poursuivre ce travail et fournir comme résultat un paramètre non linéaire non classique quantitatif représentatif de l'état d'endommagement, l'amplitude de déformation générée par l'onde pompe doit être déterminée sur la trajectoire de l'onde sonde. L'approche proposée par Payan et al. [77] pour estimer l'amplitude de déformation dans le cas d'une onde pompe de résonance n'est pas applicable au cas d'une onde propagative où la prise en compte de l'atténuation du matériau et de la divergence du faisceau ultrasonore est nécessaire. Pour solutionner cette limitation, un modèle numérique intégrant ces éléments et simulant la vibration de l'onde pompe dans le bloc d'essai contenant la boule de grès est proposé dans ce chapitre. L'étalonnage de la simulation s'effectue ensuite à partir d'une mesure expérimentale de vibration à la surface de la pièce en béton à inspecter.

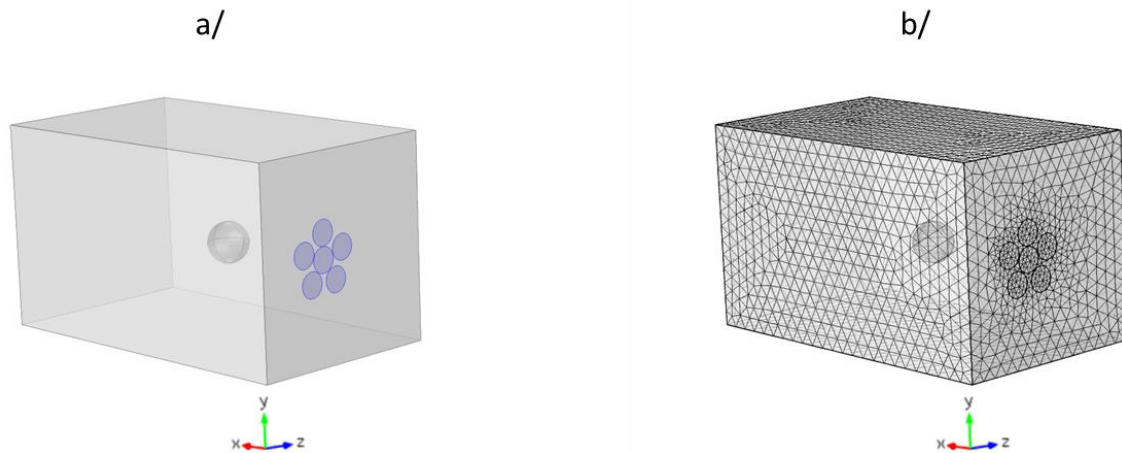
Ce chapitre s'articule autour de 3 parties. Dans un premier temps, les choix de modélisation (type de simulation, maillage, conditions aux limites) sont détaillés en gardant à l'esprit que l'objectif est de décrire le plus fidèlement possible la réalité expérimentale tout en ayant un coût de calcul raisonnable. La seconde partie du travail consiste à établir le lien entre les paramètres de viscosité (viscosité de volume et de cisaillement) à rentrer dans le modèle numérique et des mesures expérimentales d'atténuation facilement réalisables sur site. Pour cela la prise en compte de la divergence du faisceau ultrasonore lors des mesures d'atténuation est nécessaire. La dernière partie consiste à appliquer ce modèle aux résultats des essais d'ANL avec une onde pompe propagative (Chapitre 3) dans le but d'uniformiser les mesures et d'obtenir un paramètre NLNC quantitatif.

## 4.1 MODELE NUMERIQUE

Afin de simuler en 3 dimensions la vibration propagative du dispositif d'onde pompe dans le bloc de béton  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  contenant la boule de grès, le logiciel par éléments finis Comsol Multiphysics a été choisi. Ce choix a été motivé par la facilité de prise en main, par le nombre important d'options de paramétrage et par la modularité offerte par ce logiciel. Le module Solid Mechanics utilisé ici permet de réaliser des simulations vibratoires temporelles ou fréquentielles dans les solides. Les simulations temporelles, dont le principe est de calculer la propagation d'ondes par pas de temps conviennent au cas des vibrations transitoires et établies. Cependant, le coût en temps de calcul est généralement élevé car le calcul est répété pour chaque pas de temps. Pour les vibrations établies, les simulations fréquentielles constituent une alternative moins coûteuse. Le principe est de calculer la vibration en régime permanent à une fréquence demandée. Pour en revenir aux essais avec l'onde pompe propagative, le tir de l'onde sonde n'est réalisé qu'à partir du



moment où l'onde pompe est stabilisée (voir section 3.4.1), soit à partir de la 8<sup>ème</sup> période. C'est l'amplitude de déformation pendant cette période de stabilité que nous souhaitons déterminer. L'utilisation d'une simulation fréquentielle est donc tout à fait possible et constitue la solution retenue pour les développements suivants.



**Figure 77 : a/ Construction du modèle numérique du bloc  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$  incluant la boule de grès. Les 6 cercles colorés en violet représentent la surface de contact des traducteurs de la grappe d'onde pompe. b/ Maillage adaptatif du modèle numérique**

Le modèle numérique du bloc d'essai est construit puis maillé directement sous Comsol (Figure 77). Le maillage est de type tétraédrique adaptatif. La taille maximale des mailles est choisie égale à un quart de la longueur d'onde de la pompe, ce qui donne 29,5 mm pour une fréquence de 38,4 kHz et une vitesse de propagation des OL de 4525 m/s. La taille minimale des mailles est égale à la taille maximale des mailles divisée par 2 soit 14,8 mm. Le taux de grossissement entre éléments voisins est limité à 1.5. Ce type de maillage est suffisamment raffiné pour obtenir des résultats cohérents tout en préservant un coût de calcul acceptable. A titre informatif, pour une version de Comsol Multiphysics fonctionnant sous Windows, la RAM nécessaire pour faire fonctionner ce modèle est de 16 Go et le temps de calcul est d'environ quelques minutes pour un processeur huit cœurs ayant une fréquence de base de 3 GHz.

Le matériau béton est modélisé par un matériau homogène équivalent avec des propriétés mécaniques similaires. Ce choix est possible car la diffusion des ondes ultrasonores est très faible (voir la section 4.2.1 pour plus de détails) étant donné que la longueur d'onde de l'onde pompe (118 mm) est environ 6 fois plus grande que la dimension des plus gros granulats (20mm). Concernant le contact entre la boule de grès et le béton, celui-ci est défini comme parfait. Cela signifie que seules les propriétés du matériau changent localement sans aucune condition aux limites particulières (pas de couche de contact). L'ensemble bloc de béton – boule de grès est donc considéré comme un ensemble indissociable, ce qui a été vérifié expérimentalement à la section 3.1.3

Afin que le modèle numérique soit le plus fidèle à l'expérience, il est nécessaire de tenir compte de la chronologie de l'essai. Expérimentalement, lorsque l'onde sonde a fini d'être reçue par le traducteur récepteur, le début du train d'onde de l'onde pompe a eu le temps de parcourir environ 165 cm dans le bloc (Figure 78). Ce trajet correspond à deux réflexions : une première sur la face opposée (Reflexion 1) et une seconde sur la face contenant les traducteurs d'onde pompe (Reflexion 2). Après la seconde réflexion, le début de l'onde pompe n'a pas le temps d'atteindre à nouveau la ligne de tir (pour une position de la ligne de tir proche de la boule de grès). Par conséquent l'onde



issue de la 2<sup>ème</sup> réflexion ne doit pas être prise en compte pour déterminer l'amplitude de déformation le long de la ligne de tir de l'onde sonde. Pour la supprimer sur la simulation fréquentielle, la face contenant la grappe de transducteurs (c'est-à-dire la face où la 2<sup>nd</sup> réflexion se produit) est définie comme totalement absorbante.

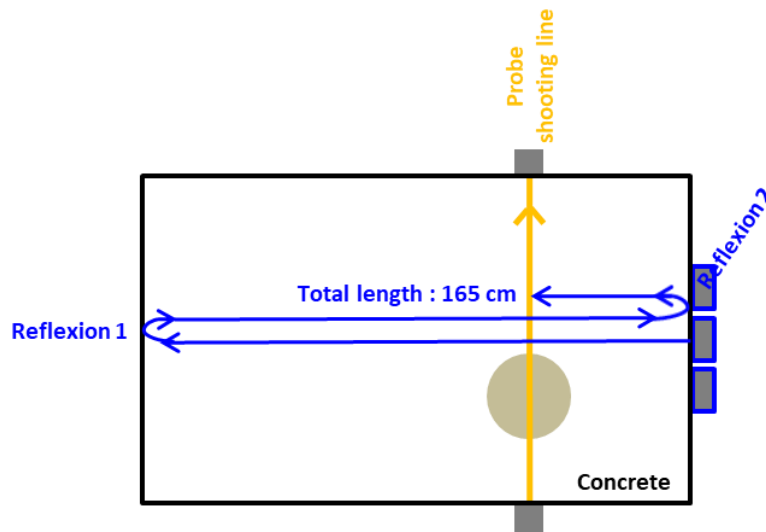


Figure 78 : Représentation du chemin parcouru (en bleu) par le début du train d'onde de l'onde pompe lorsque l'onde sonde arrive sur le transducteur récepteur.

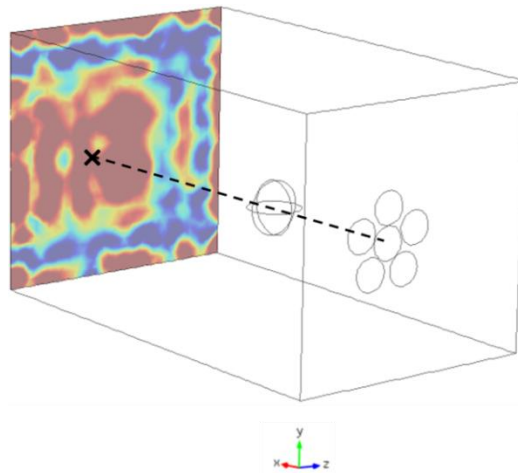
La vibration émise par les transducteurs d'onde pompe est modélisée sous Comsol par une pression appliquée aux surfaces de contact béton-transducteurs (voir Figure 77 a/). L'expression de la pression est une sinusoïde oscillant à la fréquence de 38.4 kHz pour une amplitude de  $\pm 1$  Pascal. Une amplitude unitaire a été choisie car il n'est pas possible de déterminer expérimentalement l'amplitude de vibration au niveau de la surface de contact que ce soit en termes de pression, de vitesse particulière ou autre. En effet, même si la vitesse de vibration de la pastille de contact d'un transducteur à vide est mesurable, elle n'est pas représentative du cas où le transducteur est couplé et ce d'autant plus avec de la colle fortement adhésive. La stratégie pour recalibrer la simulation par rapport à la réalité est de déterminer un point remarquable sur l'une des faces du bloc et d'y relever la vitesse particulière (au laser par exemple) lors d'un essai expérimental. Cette vitesse sera notée  $V_p(\text{exp})$ . Il convient également de relever la vitesse particulière au même point sur la modélisation numérique pour une pression d'entrée unitaire. Cette valeur sera notée  $V_p(\text{sim})$ . Le rapport entre  $V_p(\text{exp})$  et  $V_p(\text{sim})$  définit le coefficient multiplicateur  $C$  à appliquer à toutes les grandeurs vibratoires calculées lors de la simulation pour obtenir les valeurs réelles.

$$C = \frac{V_{\text{exp}}}{V_{\text{sim}}} \quad (4.1)$$

Par exemple, l'équation (4.2) donne l'expression pour obtenir la déformation réelle de compression selon x en tous points du bloc ( $\varepsilon_{xx}(\text{exp})$ ) :

$$\varepsilon_{xx}(\text{exp}) = C \times \varepsilon_{xx}(\text{sim}) \quad (4.2)$$

Pour le bloc d'essai, le point stratégique pour la mesure de vitesse particulière est pris sur la face opposée à celle contenant le dispositif d'onde pompe et sur l'axe central de la grappe de transducteurs (Figure 79).



**Figure 79 : Exemple de représentation de l'amplitude de la vitesse particulaire sur la face opposée à celle contenant l'onde pompe. En ne tenant pas compte des effets de bord, l'amplitude est maximale au droit du centre de la grappe (croix noire).**

Le dernier paramètre à introduire pour que la simulation numérique soit pertinente est l'atténuation du matériau. Ce paramètre est l'objet de nombreux travaux passés et actuels dans le cas du béton [50][112]. Sous Comsol et pour les simulations fréquentielles, l'atténuation peut s'introduire de plusieurs manières : Rayleigh damping, Isotropic or Anisotropic loss factor, Viscous damping. Il est également possible de définir un module d'élasticité et un coefficient de Poisson complexe dont les parties imaginaires représentent l'atténuation. La solution Viscous damping a cependant été retenue car la viscosité est un concept physique concret. Ce choix nécessite de déterminer la viscosité de volume et la viscosité de cisaillement ce qui est l'objet de la section suivante.

## 4.2 MODELISATION DE L'ATTENUATION

### 4.2.1 Différents types d'atténuation

L'atténuation des ondes ultrasonores dans le béton est le résultat de trois phénomènes qu'il convient de dissocier. Deux de ces phénomènes conservent l'énergie mécanique initiale mais la répartissent sur un plus grand volume :

- La divergence géométrique du faisceau ultrasonore émis : la surface d'émission d'un transducteur peut être décomposée comme la somme d'une multitude de sources ponctuelles. Or dans un milieu semi infini, une source ponctuelle émet un front d'onde hémisphérique. En s'éloignant du point d'émission original, le rayon du front d'onde ( $r$ ) augmente et l'amplitude de pression des ondes décroît en  $1/r$ .
- La diffusion : le béton est un matériau hétérogène composé outre la matrice cimentaire de granulats, de pores, de microfissures. Chacun de ces éléments peut se comporter comme un diffuseur. Pour une onde incidente arrivant dans une direction, le diffuseur peut la réémettre dans toutes les directions de l'espace. Ainsi, l'amplitude de l'onde transmise dans la même direction que l'onde incidente est moindre. Ce phénomène se répète pour chaque nouveau diffuseur, le terme diffusion multiple est alors employé (Figure 80).

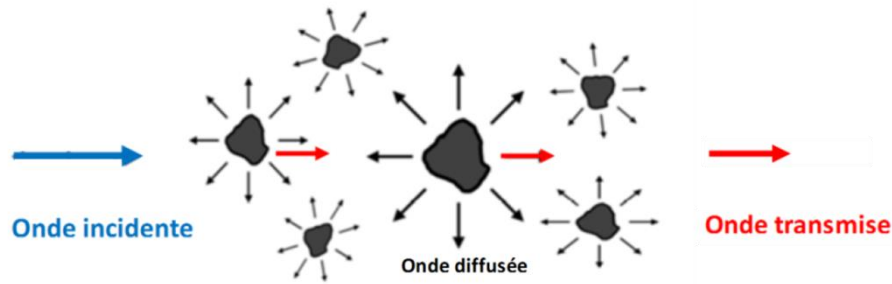


Figure 80 : Principe de la diffusion multiple. L'amplitude de l'onde de sortie dans la même direction que l'onde incidente est moindre [82].

L'importance de la diffusion multiple dépend du rapport entre la longueur d'onde de l'onde incidente et le diamètre moyen des diffuseurs noté  $a$  [40][39]. Trois régimes de diffusion sont dissociables selon ce rapport : le régime géométrique ( $\frac{\lambda}{2\pi a} \ll 1$ ), le régime stochastique ( $\frac{\lambda}{2\pi a} \cong 1$ ) et le régime de Rayleigh ( $\frac{\lambda}{2\pi a} \gg 1$ ). Le régime géométrique correspond aux petites longueurs d'onde (hautes fréquences), l'onde perçoit l'obstacle comme une interface et les lois usuelles de réflexion et réfraction s'appliquent. Le régime stochastique correspond à une longueur d'onde approximativement égale à la taille du diffuseur, permettant même à ce dernier d'entrer en résonance. La diffusion y est maximale. Dans un béton standard, ce régime correspond à une fréquence aux alentours de 200 kHz. Le régime de Rayleigh correspond à une longueur d'onde grande devant le diffuseur. La diffusion y est très faible et le matériau peut être considéré comme homogène.

La troisième source d'atténuation correspond à la transformation d'une partie de l'énergie de vibration en chaleur. Plus précisément, le passage d'une onde entraîne des déplacements à l'intérieur du matériau et donc des frottements internes. Une partie de l'énergie vibratoire est ainsi dissipée en chaleur. Il s'agit de la viscosité interne du matériau.

## 4.2.2 Modélisation de l'atténuation de viscosité

Des 3 types d'atténuations détaillées ci-dessus, seule l'atténuation de viscosité est à intégrer dans le modèle numérique : l'atténuation par divergence géométrique est déjà implicitement prise en compte par le code de calcul de propagation d'onde de Comsol et l'atténuation par diffusion est négligeable car l'onde pompe relève du régime de Rayleigh. La suite de cette section consiste à lier la viscosité du matériau à l'atténuation des ondes ultrasonores.

Pour une onde d'amplitude initiale  $A_0$  se propageant dans un solide visqueux, l'amplitude  $A$  décroît en fonction de la distance  $x$  selon une loi exponentielle décroissante du type :

$$A = A_0 e^{-ax} \quad (4.3)$$

Où  $a$  est le coefficient d'atténuation de viscosité. Plus précisément, ce coefficient est nommé  $a_L$  pour l'atténuation d'une onde longitudinale et  $a_T$  pour l'atténuation d'une onde transversale (de cisaillement). Il est possible de déterminer ces coefficients expérimentalement en mesurant l'amplitude de l'onde à deux distances distinctes de l'émetteur et en retranchant la divergence géométrique du transducteur émetteur. Le détail de ce procédé est l'objet de la section 0. Pour le moment, les développements suivants s'attachent à lier les coefficients d'atténuation à la viscosité

de volume et à la viscosité de cisaillement puisque ces deux derniers paramètres doivent être rentrés dans la simulation numérique. Pour cela il est nécessaire de repartir des équations fondamentales de mécanique vibratoire. La propagation d'une onde mécanique dans un matériau solide est régie par l'équation du mouvement (deuxième loi de Newton) et s'écrit de la manière suivante [113][114][115] :

$$\rho \frac{\partial^2 U}{\partial t^2} = \text{div } \sigma \quad (4.4)$$

Cette équation peut se mettre sous forme tensorielle où  $\sigma_{ij}$  est la composante de la contrainte selon  $\vec{e}_i$  s'exerçant sur la face j d'un cube de matière infinitésimale (4.5) :

$$\rho \frac{\partial^2 U_i}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \quad (4.5)$$

Le terme  $\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j}$  désigne implicitement sa propre sommation sur l'indice j à i fixé, soit en l'écrivant de manière explicite  $\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = \sum_{j=1}^3 \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j}$ . La suite de la démarche consiste à développer ce terme en fonction des propriétés élastiques et visqueuses du matériau.

La viscosité se traduit par l'apparition d'une force de résistance lors de la déformation dynamique du matériau. La loi de viscoélasticité régissant le comportement du béton peut alors être assimilée à un système ressort-amortisseur monté en parallèle (Figure 81) appelé également modèle de Kelvin-Voigt [116].

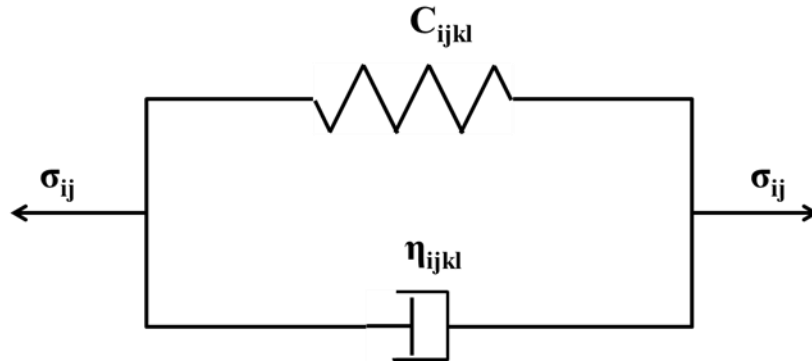


Figure 81 : Ensemble ressort-amortisseur en parallèle modélisant le caractère viscoélastique du béton.

En prenant en compte la viscosité, la loi de Hooke s'écrit sous la forme suivante :

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} + \eta_{ijkl} \frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t} \quad (4.6)$$

Avec  $C_{ijkl}$  le tenseur d'élasticité et  $\eta_{ijkl}$  le tenseur de viscosité. Le tenseur  $\eta_{ijkl}$  est du même ordre que le tenseur d'élasticité, à savoir quatre. L'équation différentielle (4.6) peut être réécrite de la manière suivante en introduisant la constante de temps  $\tau$  (appelée également temps de relaxation) :

$$\tau \frac{\partial \varepsilon_{kl}}{\partial t} + \varepsilon_{kl} = \frac{1}{C_{ijkl}} \sigma_{ij} \quad (4.7)$$

Avec  $\tau = \frac{\eta_{ijkl}}{C_{ijkl}}$

Dans le cadre d'un solide homogène et isotrope, le tenseur d'élasticité  $C_{ijkl}$  peut être décrit à partir

de seulement deux grandeurs : le premier et le second coefficient de Lamé, respectivement  $\lambda$  et  $\mu$ . Le premier coefficient de Lamé traite de l'élasticité associée au changement de volume puisqu'il agit sur la trace du tenseur des déformations, voir équation (4.10). Le second coefficient de Lamé se rapporte quant à lui à l'élasticité par cisaillement, il est d'ailleurs égal au module d'élasticité de cisaillement (ou Module de Coulomb). En adoptant la notation de Voigt, le tenseur d'élasticité s'écrit sous la forme d'un tenseur d'ordre deux comme suit :

$$\begin{pmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda + 2\mu & \lambda & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda + 2\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 \\ \lambda & \lambda & \lambda + 2\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu \end{pmatrix} \quad (4.8)$$

De la même manière et par analogie avec le tenseur d'élasticité, le tenseur de viscosité peut s'écrire en fonction de deux coefficients. Nous appellerons  $\lambda_\eta$  la viscosité relative à une déformation volumique<sup>15</sup> et  $\mu_\eta$  la viscosité relative à une déformation de cisaillement<sup>16</sup> (4.9) :

$$\begin{pmatrix} \eta_{11} & \eta_{12} & \eta_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \eta_{12} & \eta_{11} & \eta_{12} & 0 & 0 & 0 \\ \eta_{12} & \eta_{12} & \eta_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \eta_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \eta_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \eta_{44} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda_\eta + 2\mu_\eta & \lambda_\eta & \lambda_\eta & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_\eta & \lambda_\eta + 2\mu_\eta & \lambda_\eta & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_\eta & \lambda_\eta & \lambda_\eta + 2\mu_\eta & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu_\eta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_\eta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_\eta \end{pmatrix} \quad (4.9)$$

En ne considérant dans un premier temps que le caractère élastique d'un solide isotrope, la contrainte s'écrit en fonction des coefficients de Lamé de la manière suivante (Equation (4.10)):

$$\sigma_{ij} = \lambda \delta_{ij} \varepsilon_{kk} + 2\mu \varepsilon_{ij} \quad (4.10)$$

Avec  $\delta_{ij}$  le symbole de Kronecker,  $\varepsilon_{kk} = \text{div } \vec{U} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22} + \varepsilon_{33}$  la trace du tenseur des déformations qui représente la déformation volumique,  $\lambda = C_{11} - 2C_{44}$  et  $\mu = C_{44}$ .

En ajoutant maintenant le caractère visqueux, l'équation (4.10) devient :

$$\sigma_{ij} = (C_{11} - 2C_{44})\delta_{ij}\varepsilon_{kk} + (\eta_{11} - 2\eta_{44})\delta_{ij}\frac{\partial\varepsilon_{kk}}{\partial t} + 2C_{44}\varepsilon_{ij} + 2\eta_{44}\frac{\partial\varepsilon_{ij}}{\partial t} \quad (4.11)$$

Sachant que  $\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$ , l'équation (4.11) devient :

$$\sigma_{ij} = (C_{11} - 2C_{44})\delta_{ij}\varepsilon_{kk} + (\eta_{11} - 2\eta_{44})\delta_{ij}\frac{\partial\varepsilon_{kk}}{\partial t} + C_{44}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) + \eta_{44}\left(\frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j \partial t} + \frac{\partial^2 U_j}{\partial x_i \partial t}\right) \quad (4.12)$$

En dérivant l'équation (4.12) en fonction de  $x_j$ , nous obtenons :

<sup>15</sup>  $\lambda_\eta$  est aussi connu sous le nom de « seconde viscosité ».

<sup>16</sup>  $\mu_\eta$  est aussi nommé « viscosité dynamique de cisaillement » ou de manière raccourcie « viscosité dynamique »

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = \sum_{j=1}^3 \left( (C_{11} - 2C_{44}) \frac{\partial \delta_{ij} \varepsilon_{kk}}{\partial x_j} + (\eta_{11} - 2\eta_{44}) \frac{\partial^2 \delta_{ij} \varepsilon_{kk}}{\partial x_j \partial t} \right. \\ \left. + C_{44} \left( \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2} + \frac{\partial^2 U_j}{\partial x_i \partial x_j} \right) + \eta_{44} \frac{\partial^3 U_i}{\partial x_j^2 \partial t} + \eta_{44} \frac{\partial^3 U_j}{\partial x_i \partial x_j \partial t} \right) \end{aligned} \quad (4.13)$$

Sachant que  $\sum_{j=1}^3 \frac{\partial \delta_{ij} \varepsilon_{kk}}{\partial x_j} = \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i}$  (à cause du symbole de Kronecker), l'équation (4.13) s'écrit sous la forme :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = (C_{11} - 2C_{44}) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + (\eta_{11} - 2\eta_{44}) \frac{\partial^2 \varepsilon_{kk}}{\partial x_i \partial t} + \sum_{j=1}^3 (C_{44} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2}) + C_{44} \frac{\partial}{\partial x_i} \left( \frac{\partial U_1}{\partial x_1} \right. \\ \left. + \frac{\partial U_2}{\partial x_2} + \frac{\partial U_3}{\partial x_3} \right) + \sum_{j=1}^3 (\eta_{44} \frac{\partial^3 U_i}{\partial x_j^2 \partial t}) + \eta_{44} \frac{\partial^2}{\partial x_i \partial t} \left( \frac{\partial U_1}{\partial x_1} + \frac{\partial U_2}{\partial x_2} \right. \\ \left. + \frac{\partial U_3}{\partial x_3} \right) \end{aligned} \quad (4.14)$$

Soit :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = (C_{11} - 2C_{44}) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + (\eta_{11} - 2\eta_{44}) \frac{\partial^2 \varepsilon_{kk}}{\partial x_i \partial t} + \sum_{j=1}^3 (C_{44} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2}) + C_{44} \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} \\ + \sum_{j=1}^3 (\eta_{44} \frac{\partial^3 U_i}{\partial x_j^2 \partial t}) + \eta_{44} \frac{\partial^2 \varepsilon_{kk}}{\partial x_i \partial t} \end{aligned} \quad (4.15)$$

Soit :

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = (C_{11} - C_{44}) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + (\eta_{11} - \eta_{44}) \frac{\partial^2 \varepsilon_{kk}}{\partial x_i \partial t} + \sum_{j=1}^3 (C_{44} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2}) + \sum_{j=1}^3 (\eta_{44} \frac{\partial^3 U_i}{\partial x_j^2 \partial t}) \quad (4.16)$$

En injectant l'équation (4.16) dans l'équation (4.5), nous obtenons au final :

$$\begin{aligned} \rho \frac{\partial^2 U_i}{\partial t^2} = (C_{11} - C_{44}) \frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_i} + (\eta_{11} - \eta_{44}) \frac{\partial^2 \varepsilon_{kk}}{\partial x_i \partial t} + \sum_{j=1}^3 (C_{44} \frac{\partial^2 U_i}{\partial x_j^2}) \\ + \sum_{j=1}^3 (\eta_{44} \frac{\partial^3 U_i}{\partial x_j^2 \partial t}) \end{aligned} \quad (4.17)$$

#### 4.2.2.1 Viscosité dynamique de cisaillement

Pour une onde de cisaillement se propageant selon  $\vec{e}_1$  ( $j=1$ ) et polarisée suivant  $\vec{e}_2$  ( $i=2$ ), le déplacement des particules s'effectue selon  $\vec{e}_2$ . En considérant une onde plane, les déplacements des particules dans la direction de polarisation sont égaux en tout point, à  $x_1$  fixé. Cela se traduit mathématiquement par le fait que les grandeurs sont invariantes selon  $\vec{e}_2$ , soit  $\frac{\partial}{\partial x_2} = 0$ . L'équation (4.17) devient alors :

$$\rho \frac{\partial^2 U_2}{\partial t^2} = C_{44} \frac{\partial^2 U_2}{\partial x_1^2} + \eta_{44} \frac{\partial^3 U_2}{\partial x_1^2 \partial t} \quad (4.18)$$

La solution harmonique de cette équation différentielle est de la forme :

$$U_2 = U_0 e^{-a_T x_1} e^{i(\omega t - k x_1)} = U_0 e^{i[\omega t - (k - i a_T) x_1]} \quad (4.19)$$

Avec la constante  $a_T$  qui est définie comme le coefficient d'atténuation des ondes de cisaillement et  $k$  le nombre d'onde.

Sachant que  $\frac{\partial U_2}{\partial t} = i\omega U_2$ , l'équation (4.18) peut se réécrire de la manière suivante :

$$\frac{\partial^2 U_2}{\partial t^2} = \frac{C_{44}}{\rho} \left(1 + i\omega \frac{\eta_{44}}{C_{44}}\right) \frac{\partial^2 U_2}{\partial x_1^2} \quad (4.20)$$

Sachant que  $\frac{\eta_{44}}{C_{44}} = \tau_{44}$  la constante de temps, et  $\frac{C_{44}}{\rho} = V_T^2$  la vitesse des ondes transversales au carré sans prise en compte de l'atténuation dans le matériau, il vient :

$$\frac{\partial^2 U_2}{\partial t^2} = V_T^2 (1 + i\omega \tau_{44}) \frac{\partial^2 U_2}{\partial x_1^2} \quad (4.21)$$

Sachant que  $\frac{\partial U_2}{\partial x_1} = -i(k - i a_T) U_2$ , l'équation (4.21) devient :

$$\omega^2 = V_T^2 (1 + i\omega \tau_{44}) (k - i a_T)^2 \quad (4.22)$$

L'équation (4.22) peut se réécrire sous la forme :

$$(k - i a_T)^2 = \frac{\omega^2 - i\omega^3 \tau_{44}}{V_T^2 (1 + \omega^2 \tau_{44}^2)} \quad (4.23)$$

En prenant la partie réelle et le module de l'équation (4.23), on obtient le système d'équation suivant :

$$\begin{cases} k^2 - a_T^2 = \frac{\omega^2}{V_T^2 (1 + \omega^2 \tau_{44}^2)} \\ k^2 + a_T^2 = \frac{\omega^2}{V_T^2 \sqrt{1 + \omega^2 \tau_{44}^2}} \end{cases} \quad (4.24)$$

La résolution de ce système conduit à l'obtention de  $a_T$  et  $k$  :

$$\begin{aligned} a_T^2 &= \frac{\omega^2}{2V_T^2} \left( \frac{1}{\sqrt{1 + \omega^2 \tau_{44}^2}} - \frac{1}{1 + \omega^2 \tau_{44}^2} \right) \\ k^2 &= \frac{\omega^2}{2V_T^2} \left( \frac{1}{\sqrt{1 + \omega^2 \tau_{44}^2}} + \frac{1}{1 + \omega^2 \tau_{44}^2} \right) \end{aligned} \quad (4.25)$$

Dans les solides, la viscosité est suffisamment petite pour que l'équation (4.26) soit valable pour des fréquences allant jusqu'à 1 GHz [114].

$$\omega^2 \tau_{44}^2 \ll 1 \quad (4.26)$$

En faisant un développement limité de la première ligne de l'équation (4.25) en  $\omega^2 \tau^2 \rightarrow 0$ , on obtient :

$$a_T = \frac{\omega^2 \tau}{2V_T} = \frac{\omega^2}{2V_T C_{44}} \eta_{44} = \frac{2\pi^2 f^2}{\rho V_T^3} \eta_{44} \quad (4.27)$$

Sachant que  $\eta_{44} = \mu_\eta$ , l'équation (4.28) donne la relation finale liant le coefficient d'atténuation de cisaillement  $a_T$  à la viscosité de cisaillement  $\mu_\eta$  :



$$\mu_\eta = \eta_{44} = \frac{\rho V_T^3}{2\pi^2 f^2} a_T \quad (4.28)$$

Dans les équations précédentes,  $V_T$  désigne la vitesse de phase des ondes transversales en l'absence d'atténuation. Expérimentalement, il n'est pas possible de mesurer cette grandeur (l'atténuation est intrinsèquement présente). Cependant, le développement suivant tend à montrer qu'il est raisonnable d'approximer  $V_T$  par la vitesse de phase prenant en compte la viscoélasticité ( $V_{T\eta}$ ) alors facilement mesurable.

En partant de la deuxième ligne de l'équation (4.25) des développements limités successifs en  $\omega^2\tau^2 \rightarrow 0$  conduisent à l'expression suivante :

$$k^2 = \frac{\omega^2}{V_T^2} \left(1 - \frac{3}{4}\omega^2\tau^2\right) \rightarrow k = \frac{\omega}{V_T} \left(1 - \frac{3}{8}\omega^2\tau^2\right) \quad (4.29)$$

Sachant que la définition d'une vitesse de phase est le rapport entre la pulsation et le nombre d'onde ( $V_{T\eta} = \frac{\omega}{k}$ ), un dernier développement limité permet d'établir l'expression suivante :

$$V_{T\eta} = V_T \left(1 + \frac{3}{8}\omega^2\tau^2\right) \quad (4.30)$$

La viscosité a donc pour effet d'augmenter la vitesse de phase par rapport à un matériau similaire purement élastique. Cependant, compte tenu de l'équation (4.26) ( $\omega^2\tau^2 \ll 1$ ), l'approximation  $V_T \cong V_{T\eta}$  sera retenue.

#### 4.2.2.2 Viscosité de volume

Considérons à présent une onde longitudinale se propageant selon  $\vec{e}_1$  ( $j=1$ ) et dont le déplacement des particules s'effectue également selon  $\vec{e}_1$  ( $i=1$ ). Dans le cas d'une onde longitudinale plane, les déplacements selon  $\vec{e}_2$  et  $\vec{e}_3$  sont nuls, ce qui se traduit par  $\frac{\partial U_2}{\partial x_2} = 0$  et  $\frac{\partial U_3}{\partial x_3} = 0$  soit  $\frac{\partial \varepsilon_{kk}}{\partial x_1} = \frac{\partial^2 U_1}{\partial x_1^2}$ .

L'équation (4.17) devient alors :

$$\rho \frac{\partial^2 U_1}{\partial t^2} = C_{11} \frac{\partial^2 U_1}{\partial x_1^2} + \eta_{11} \frac{\partial^3 U_1}{\partial x_1^2 \partial t} \quad (4.31)$$

La solution harmonique de cette équation différentielle est de la forme :

$$U_1 = U_0 e^{-a_L x_1} e^{i(\omega t - k x_1)} = U_0 e^{i[\omega t - (k - i a_T) x_1]} \quad (4.32)$$

Avec la constante  $a_L$  qui est définie comme le coefficient d'atténuation des ondes longitudinales.

En suivant la même démarche de résolution que pour la viscosité de cisaillement (voir section 4.2.2.1),  $\alpha_L$  s'écrit de la manière suivante :

$$a_L = \frac{2\pi^2 f^2}{\rho V_L^3} \eta_{11} \quad (4.33)$$

Sachant que  $\lambda_\eta = \eta_{11} - 2\mu_\eta$  (voir équation (4.9)), il vient :

$$\lambda_\eta = \frac{\rho}{\pi^2 f^2} \left( \frac{V_L^3}{2} a_L - V_T^3 a_T \right) \quad (4.34)$$

La viscosité de volume est une combinaison de la seconde viscosité et de la viscosité de

cisaillement. Son expression est donnée dans l'équation (4.35) et analogue à celle du module d'élasticité isostatique<sup>17</sup> :

$$\eta_b = \lambda_\eta + \frac{2}{3}\mu_\eta \quad (4.35)$$

Au final, l'équation (4.36) donne la relation entre les coefficients d'atténuation  $a_L, a_T$  et la viscosité de volume  $\eta_b$  :

$$\eta_b = \frac{\rho}{\pi^2 f^2} \left( \frac{V_L^3}{2} a_L - \frac{2}{3} V_T^3 a_T \right) \quad (4.36)$$

Les développements analytiques réalisés dans les 2 sections précédentes ont permis de lier les viscosités de volume et de cisaillement (qui sont les paramètres à rentrer dans le modèle numérique) aux coefficients d'atténuation de compression et de cisaillement alors expérimentalement mesurables. Cette liaison s'est faite dans l'hypothèse d'une onde plane infinie que ce soit pour les OL ou les OT. En pratique il n'est pas possible d'avoir une onde plane car les traducteurs ont une taille finie. Cependant en s'éloignant du traducteur émetteur, la courbure des fronts d'onde tend à diminuer, il est alors possible de parler d'onde quasi plane. Les mesures d'atténuation exposées dans le sous-chapitre suivant étant réalisées à 0.4m et 0.7 m de l'émetteur, le concept d'onde quasi-plane peut être retenu. Les développements analytiques exposés ci-dessus peuvent alors être appliqués en vue de déterminer les viscosités.

### 4.3 MESURE EXPERIMENTALE DES COEFFICIENTS D'ATTENUATION

Cette section explicite la démarche pour déterminer les coefficients d'atténuation des ondes longitudinales et transversales ( $a_L$  et  $a_T$ ) à partir de mesures expérimentales facilement réalisables en conditions in-situ. Ces coefficients sont nécessaires pour calculer la viscosité de volume et de cisaillement ( $\eta_b$  et  $\mu_b$ ).

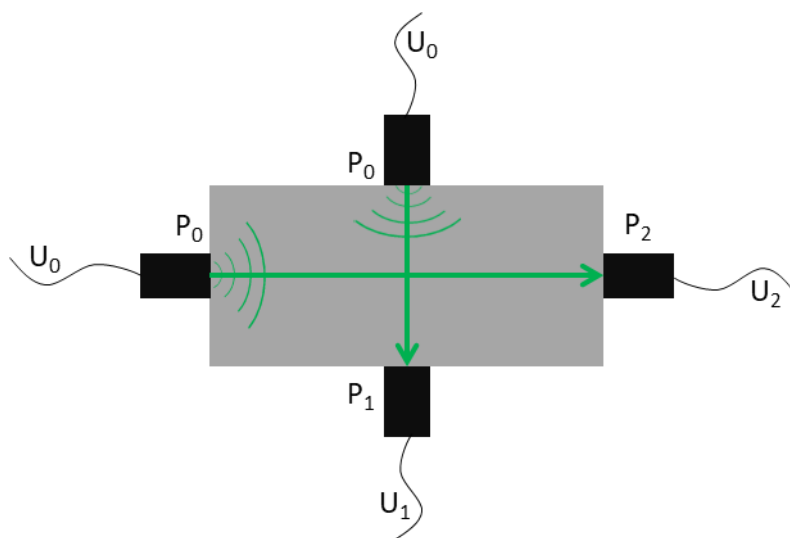
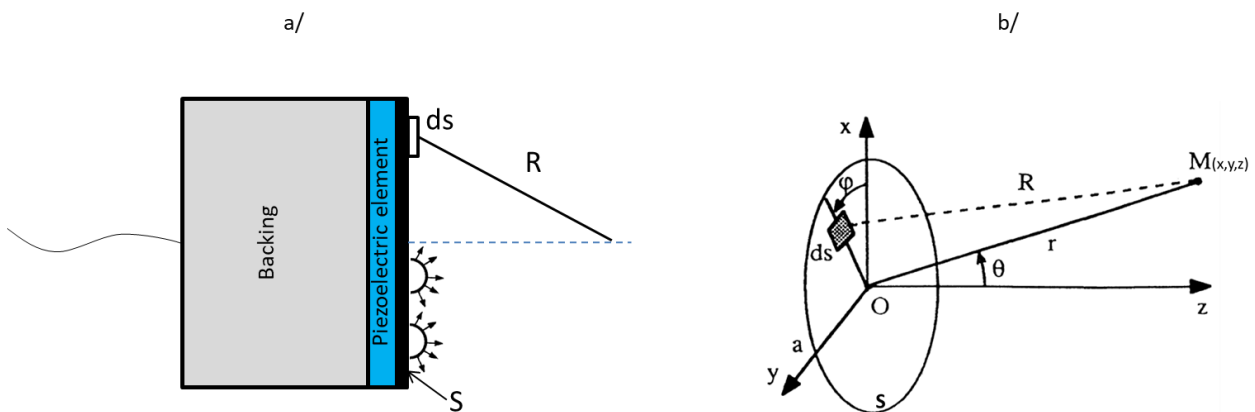


Figure 82 : Principe des mesures d'atténuation sur le bloc d'essai .

<sup>17</sup> Module d'élasticité isostatique : plus connu sous la dénomination anglaise de Bulk Modulus

Que ce soit en OL ou en OT, les essais expérimentaux consistent à effectuer des mesures en transmission directe à l'aide d'un couple de transducteurs piézoélectriques<sup>18</sup>. Le premier transducteur émet un burst de quelques cycles à la fréquence souhaitée et à une amplitude donnée ( $U_0$ ). Le second transducteur reçoit ce signal à travers l'épaisseur  $E_1$  et le convertit en une tension d'amplitude  $U_1$ . La même procédure est répétée pour une autre épaisseur nommée  $E_2$ , la tension de sortie est cette fois-ci  $U_2$  (Figure 82). La différence de tension entre  $U_1$  et  $U_2$  à laquelle doit être retranchée la partie imputable à la divergence du faisceau ultrasonore rend compte de l'atténuation visqueuse du matériau.

La divergence du faisceau d'ondes ultrasonores s'explique par le fait qu'un transducteur émetteur plan peut être décomposé comme la somme d'une infinité de demi-sphères vibrant radialement en phase (Figure 83 a/). Ce phénomène de rayonnement hémisphérique implique que la densité d'énergie de l'onde émise n'est pas conservée et qu'elle décroît en s'éloignant du transducteur. Pour quantifier cette décroissance, l'amplitude de la contrainte générée par l'onde est considérée car c'est à cette grandeur que la tension renvoyée par un élément piézoélectrique est proportionnelle.



**Figure 83 : a/ Modèle de transducteur plan. Chaque élément infinitésimal de surface peut être considéré comme un point rayonnant hémisphérique. b/ Principe de l'intégration sur la surface de la pastille de contact du transducteur. La vitesse d'oscillation est uniforme sur toute la surface [113].**

Pour déterminer le champ de pression généré par un transducteur, l'approche usuelle consiste à intégrer sur la surface de l'élément émetteur le rayonnement provenant de chaque demi-sphère infinitésimale. Pour les milieux fluides où seulement des ondes de compression se propagent, cette approche se traduit analytiquement par l'intégrale de Rayleigh-Sommerfeld [117][115] (équation (4.37)).  $P(M, \omega)$  désigne la pression au point  $M$  pour une onde sinusoïdale de pulsation  $\omega$  (Figure 83 b/).  $V_n$  désigne la vitesse radiale d'oscillation d'une sphère infinitésimale, la vitesse est donc uniforme sur toute la surface de la pastille de contact d'un transducteur (piston bafflé).

$$p(M, \omega) = -\frac{i\omega\rho}{2\pi} \int_S \frac{V_n}{R} e^{ikR} dS \quad (4.37)$$

Pour un point  $M$  appartenant à l'axe central du transducteur  $(0,0,z)$ , l'équation (4.37) se simplifie et l'amplitude de la pression en fonction de la distance s'écrit de la manière suivante :

$$p(M, \omega) = -2\rho V_L V_n \sin\left(\frac{k(\sqrt{z^2 + a^2} - z)}{2}\right) \quad (4.38)$$

<sup>18</sup> Un transducteur piézoélectrique convertit une contrainte mécanique en une tension électrique (et vice-versa) de manière proportionnelle. La tension mesurée est donc directement proportionnelle à la contrainte dans le matériau.

Cette approche est cependant inexacte pour une onde se propageant dans un milieu solide élastique car elle ne prend pas en compte l'effet des contraintes de cisaillement. Pour remédier à cela, Tang et al. [118][119] proposent une approche spécifiquement dédiée au cas des traducteurs au contact de matériaux élastiques où des ondes de cisaillement peuvent se propager. Dans ces travaux, les auteurs détaillent les expressions des déplacements générés par le passage d'une onde OL ou OT. Ces expressions exprimées en déplacement doivent être transformées en expression de contrainte car c'est à cette grandeur que la tension renvoyée par les piézoélectriques des traducteurs est proportionnelle.

### 4.3.1 Atténuation en OL

#### 4.3.1.1 Divergence du faisceau d'un transducteur OL

En considérant un point sur l'axe central d'un transducteur OL ( $\theta = 0$ ), le déplacement radial des particules du matériau en régime établi à la distance R de l'émetteur est donné par l'équation (4.39) tirée des travaux de Tang et al. [119] :

$$U_R(\theta = 0) = \frac{b^2 \sigma_{zz0}}{4\pi\mu} \times \left(\frac{V_T}{V_L}\right)^2 \times \frac{e^{-ikR}}{R} \times \lim_{\theta \rightarrow 0} \left(\frac{2J_1(k b \sin\theta)}{k b \sin\theta}\right) \quad (4.39)$$

Avec k le nombre d'onde pour une OL, b le rayon de la pastille de contact du transducteur,  $J_1$  la fonction de Bessel de première espèce d'ordre un et  $\sigma_{zz0}$  la contrainte de compression exercée par la pastille de contact du transducteur sur le matériau. Sachant que  $\lim_{\theta \rightarrow 0} \frac{J_1(k a \sin\theta)}{k a \sin\theta} = \frac{1}{2}$ , l'équation (4.39) devient :

$$U_R(\theta = 0) = C \times \frac{e^{-ikR}}{R} \quad (4.40)$$

Avec C une constante égale à  $\frac{b^2 \sigma_{zz0}}{4\pi\mu} \times \left(\frac{V_T}{V_L}\right)^2$ .

D'après l'équation (4.10), la contrainte  $\sigma_{zz}$  à une distance R de l'émetteur s'écrit  $\sigma_{zz}(R) = (2\mu + \lambda)\varepsilon_{zz}(R)$  puisque pour une onde plane  $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy} = 0$ . Sachant que  $\varepsilon_{zz}(R) = \frac{\partial U_R(\theta=0)}{\partial R}$ , la contrainte de compression à une distance R de l'émetteur s'écrit :

$$\sigma_{zz}(R) = -(2\mu + \lambda) \times C \times \left(\frac{1}{R^2} + \frac{ik}{R}\right) \times e^{-ikR} \quad (4.41)$$

En prenant le module de l'équation (4.41), l'amplitude de la pression acoustique en un point de l'axe central du transducteur et en fonction de la distance est donnée par l'expression suivante :

$$|\sigma_{zz}(R)| = (2\mu + \lambda) \times C \times \frac{\sqrt{1 + k^2 R^2}}{R^2} \quad (4.42)$$

Au final, les auteurs précisent que les résultats diffèrent principalement en champ proche mais pas en champ lointain de l'intégrale de Rayleigh-Sommerfeld dans un milieu fluide.

Les tensions U1 et U2 s'écrivent donc respectivement :

$$U_1 = U_0 \times \frac{\sqrt{1 + k^2 z_1^2}}{z_1^2} \times e^{-a_1 z_1} \quad (4.43)$$

$$U_2 = U_0 \times \frac{\sqrt{1 + k^2 z_2^2}}{z_2^2} \times e^{-a_L z_2} \quad (4.44)$$

En faisant le rapport de l'équation (4.43) sur l'équation (4.44) :

$$\frac{U_1}{U_2} = \frac{\sqrt{1 + k^2 z_1^2} \times z_2^2}{\sqrt{1 + k^2 z_2^2} \times z_1^2} \times e^{-a_L(z_1 - z_2)} \quad (4.45)$$

Soit en isolant le coefficient d'atténuation de viscosité  $a_L$ , on obtient :

$$a_L = \frac{1}{z_2 - z_1} \times \ln\left(\frac{U_1}{U_2} \times \frac{\sqrt{1 + k^2 z_2^2} \times z_1^2}{\sqrt{1 + k^2 z_1^2} \times z_2^2}\right) \quad (4.46)$$

### 4.3.1.2 Mesures et calcul de $a_L$

Pour déterminer  $U_1$  et  $U_2$ , une paire de traducteurs similaires à ceux composant la grappe d'onde pompe est utilisée (Pundit - 24 Khz). Un burst de 3 périodes à 38.4 kHz est envoyé dans le traducteur émetteur de sorte à considérer la même fréquence que celle utilisée pour l'onde pompe. Sur le signal de réception, l'amplitude de la 3<sup>ème</sup> oscillation, qui est la plus importante, est considérée. Les traducteurs sont couplés au béton via de la graisse à vide préalablement étalée de sorte à avoir un couplage répétable d'une mesure à l'autre. Ce type de couplage a été précédemment utilisé dans une configuration similaire dans les travaux de Philippidis et al. [50] portant justement sur l'étude de l'atténuation dans le béton. Pour chaque épaisseur, la mesure est répétée 10 fois à 2 localisations différentes, une fois dans la partie basse du bloc puis dans la partie haute. La valeur finale de la tension retenue pour une épaisseur est la moyenne de ces 20 mesures. Le Tableau 14 et le Tableau 15 donnent les détails des mesures pour  $U_1$  et  $U_2$ .

Epaisseur 40 cm			
Position 1		Position 2	
Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)	Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)
1,74	0,09	1,72	0,16
Valeur moyenne retenue : 1,73 V			

Tableau 14 : Détails des mesures en OL de  $U_1$  sur le bloc 40×40×70 cm<sup>3</sup>.

Epaisseur 70 cm			
Position 1		Position 2	
Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)	Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)
0,67	0,07	0,74	0,06
Valeur moyenne retenue : 0,70 V			

Tableau 15 : Détails des mesures en OL  $U_2$  sur le bloc 40×40×70 cm<sup>3</sup>.

En appliquant la formule de l'équation (4.46) à ces jeux de données, la valeur du coefficient d'atténuation par viscosité  $a_L$  est trouvée égale à 1,1 Np/m (Néper par mètre). Dans la littérature peu de travaux traitant de l'atténuation viscoélastique à basse fréquence dans le béton sont disponibles pour comparaison. Seuls Philippidis et al. [50] proposent des données pour des

fréquences allant de 1000 kHz jusqu'à 20 kHz. A 40 khz, l'atténuation obtenue est d'environ 10 Np/m mais la divergence géométrique des transducteurs n'est pas retranchée de cette valeur. De plus, en dessous de 100 kHz, l'atténuation chute fortement en fonction de la décroissance de la fréquence et la lecture des valeurs peut être sujette à interprétation. La comparaison est par conséquent peu pertinente.

## 4.3.2 Atténuation en OT

### 4.3.2.1 Divergence du faisceau d'un transducteur OT

En considérant un point sur l'axe central d'un transducteur OT ( $\theta=0$ ) et pour une polarisation d'onde selon l'axe x (soit  $\varphi = 0$ ), le déplacement tangentiel des particules du matériau en régime établi à la distance R de l'émetteur est donné par l'équation (4.47) tirée des travaux de Tang et al. [119] :

$$U_{\theta}(\theta = 0) = \frac{b^2 \sigma_{xz0}}{4\pi\mu} \times \frac{e^{-ikR}}{R} \times \lim_{\theta \rightarrow 0} \left( \frac{2J_1(k b \sin\theta)}{k b \sin\theta} \right) \quad (4.47)$$

Avec k le nombre d'onde pour une OT, b le rayon de la pastille de contact du transducteur et  $\sigma_{xz0}$  la contrainte de cisaillement exercée par la pastille de contact du transducteur sur le matériau.

De la même manière que dans la section 4.3.1.1, il vient :

$$U_{\theta}(\theta = 0) = C \times \frac{e^{-ikR}}{R} \quad (4.48)$$

Avec C une constante égale à  $\frac{b^2 \sigma_{xz0}}{4\pi\mu}$ .

D'après l'équation (4.10), la contrainte  $\sigma_{xz}$  à une distance R de l'émetteur s'écrit  $\sigma_{xz}(R) = 2\mu \times \varepsilon_{xz}(R)$ . Sachant que  $\varepsilon_{xz}(R) = \frac{\partial U_{\theta}(\theta=0)}{\partial R}$ , la contrainte de cisaillement à une distance R de l'émetteur s'écrit :

$$\sigma_{xz}(R) = -2\mu \times C \times \left( \frac{1}{R^2} + \frac{ik}{R} \right) \times e^{-ikR} \quad (4.49)$$

En prenant le module de l'équation (4.49), l'amplitude de la pression acoustique en un point de l'axe central du transducteur et en fonction de la distance est donnée par l'expression suivante :

$$|\sigma_{xz}(R)| = 2\mu C \times \frac{\sqrt{1 + k^2 R^2}}{R^2} \quad (4.50)$$

En suivant le même développement que dans la section (4.3.1.1), il vient au final :

$$a_T = \frac{1}{z_2 - z_1} \times \ln \left( \frac{U_1}{U_2} \times \frac{\sqrt{1 + k^2 z_2^2} \times z_1^2}{\sqrt{1 + k^2 z_1^2} \times z_2^2} \right) \quad (4.51)$$

### 4.3.2.2 Mesures et calcul de $a_T$

Pour déterminer U1 et U2, une paire de transducteurs similaires à ceux composant la grappe d'onde pompe est utilisée (Pundit - 24 Khz). Un burst de 3 périodes à 38.4 kHz est envoyé dans le transducteur émetteur de sorte à utiliser la même fréquence que celle de l'onde pompe. Sur le signal

de réception, l'amplitude de la 3<sup>ème</sup> oscillation, qui est la plus importante, est considérée. Les traducteurs sont couplés au béton par un couplant très visqueux préalablement étalé de sorte à avoir un couplage stable d'une mesure à l'autre. Pour chaque épaisseur, la mesure est répétée 10 fois à 2 localisations différentes, une fois dans la partie basse du bloc puis dans la partie haute. La valeur finale de la tension retenue pour une épaisseur est la moyenne de ces 20 mesures.

Epaisseur 40 cm			
Position 1		Position 2	
Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)	Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)
3,41	0,20	3,55	0,28
Valeur moyenne retenue : 3,48 V			

Tableau 16 : Détails des mesures en OT de  $U_1$  sur le bloc  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ .

Epaisseur 70 cm			
Position 1		Position 2	
Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)	Moyenne des 10 mesures (V)	Ecart-type (V)
1,35	0,13	1,45	0,11
Valeur moyenne retenue : 1,40 V			

Tableau 17 : Détails des mesures en OT de  $U_2$  sur le bloc  $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ .

En appliquant la formule de l'équation (4.51) à ces jeux de données, la valeur du coefficient d'atténuation de viscosité de cisaillement  $a_T$  est trouvée égale à 1,2 Np/m. Aucune donnée expérimentale n'est disponible à cette fréquence dans la littérature pour du béton à titre de comparaison. Cependant au cours de travaux récents, T. Yu [112] a réalisé des essais expérimentaux sur du mortier jusqu'à une fréquence de 200 kHz. L'atténuation viscoélastique est mesurée à environ 5 Np/m à cette fréquence. Dans la suite de ses travaux, elle propose un modèle numérique permettant de simuler l'atténuation et l'applique à du mortier. Les résultats montrent qu'à 50 kHz, l'atténuation viscoélastique de cisaillement est d'environ 1 Np/m. Cette valeur est en accord avec la valeur de 1,2 Np/m trouvée ici.

## 4.4 RESULTATS QUANTITATIFS D'ACOUSTIQUE NON LINEAIRE ET DISCUSSIONS

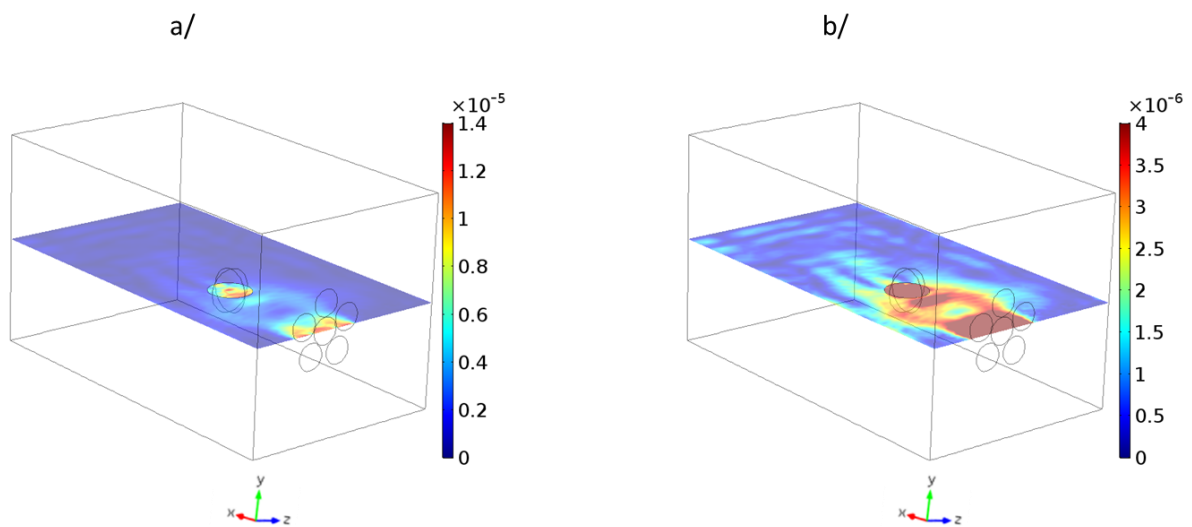
Les valeurs des coefficients d'atténuation de viscosité de volume et de cisaillement (respectivement 1,1 et 1,2 Np/m) permettent de calculer les viscosités de volume et de cisaillement. Ainsi, à partir de l'équation (4.36) et (4.28) la viscosité de volume  $\eta_b$  est calculée égale à 5744 Pa.s et la viscosité de cisaillement  $\mu_n$  est calculée égale à 2113 Pa.s (Tableau 18).



Coefficient d'atténuation $a_L$	Coefficient d'atténuation $a_T$	Viscosité de volume $\eta_b$	Viscosité de cisaillement $\mu_n$
1,1 Np/m	1,2 Np/m	5744 Pa.s	2113 Pa.s

**Tableau 18 : Valeurs des coefficients d'atténuation et des viscosités.**

En prenant en compte ces valeurs dans la simulation numérique, la vibration peut être calculée en tous points du bloc. Le coefficient multiplicateur à appliquer à toutes les grandeurs vibratoires (équation (4.1)) est, après calcul, égal à  $6 \times 10^5$ . Ainsi, la Figure 84 présente l'amplitude de la déformation de compression selon la direction  $x$  ( $\varepsilon_{xx}$ ) pour un plan passant par le milieu de la boule. L'amplitude de déformation est maximale dans la boule et atteint  $15 \mu\epsilon$  localement.

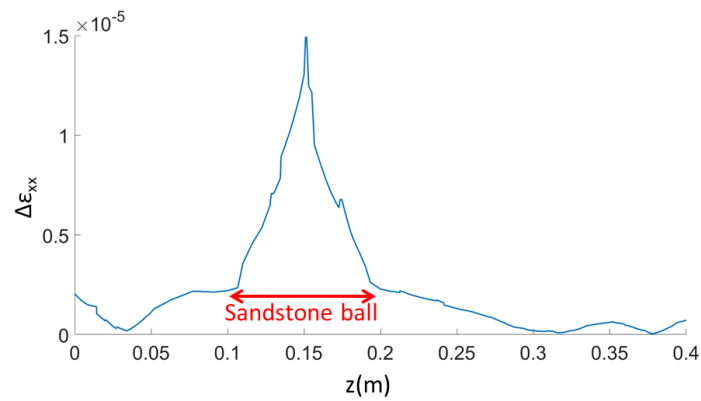


**Figure 84 : a/ Amplitude de déformation de compression selon  $x$  ( $\varepsilon_{xx}$ ) pour un plan parallèle aux lignes de tir d'onde sonde. b/ Zoom sur l'échelle d'amplitude de déformation de la figure a/.**

En vue de déterminer quantitativement le paramètre non linéaire non classique à partir des décalages de temps de vol de la section 3.4.3, il convient de calculer la moyenne de l'amplitude de déformation sur chaque ligne de tir selon l'équation (3.12) rappelée ci-dessous :

$$x \in [0, d], \quad \Delta\varepsilon_{moy} = \frac{1}{d} \int_0^d \Delta\varepsilon(x) dx \quad (4.52)$$

La Figure 85 présente à titre d'exemple l'amplitude de la déformation de compression selon l'axe  $x$  ( $\varepsilon_{xx}$ ) pour la ligne de tir se situant au droit du centre de la boule de grès. De la même manière que pour les essais avec une onde pompe de résonance, une nette augmentation de l'amplitude de déformation est visible au niveau de la boule. Cet effet découle des plus faibles propriétés mécaniques du grès par rapport au béton environnant et également du fait que le dispositif d'onde pompe est situé dans l'axe de la boule.



**Figure 85 : Evolution de l'amplitude de déformation de compression  $\varepsilon_{xx}$  sur la ligne de tir (n°16) se situant au droit du centre de la boule de grès (Résultats issus de la simulation numérique).**

La Figure 86 présente à travers la 3<sup>ème</sup> colonne du tableau (a/) les valeurs de l'amplitude de déformation moyenne  $\varepsilon_{xx}$  pour chaque ligne de tir. La 4<sup>ème</sup> colonne du tableau précise si l'amplitude de déformation est supérieure à  $1 \times 10^{-6}$  sur au moins un quart de la longueur de la ligne de tir d'onde sonde de sorte à être certain que le seuil d'activation de la non linéarité non classique est franchi<sup>19</sup>. Six lignes de tir (n°1, 2, 3, 25, 26 et 27) ne traversant que du béton ne satisfont pas cette condition, il s'agit des plus éloignées et des plus excentrées de l'axe de la grappe de traducteurs d'onde pompe. L'amplitude de déformation moyenne de toutes ces lignes est d'ailleurs inférieure ou égale à  $6 \times 10^{-7}$ . A l'exception de la ligne de tir n°2, elles présentent des valeurs du paramètre NLNC ( $\alpha$ ) élevées comparativement aux autres lignes de tir ne traversant que du béton. Le paramètre  $\alpha$  atteint même 380 pour la ligne de tir n°1 (alors qu'il est la plupart du temps inférieur à 100 pour les autres lignes de tir ne traversant que du béton). Une explication possible est que le modèle numérique ne décrit pas correctement la réalité expérimentale en sous estimant l'amplitude de déformation pour ces positions particulières de lignes de tir (à savoir excentrées, près des bords, éloignées du dispositif d'onde pompe et situées après la boule de grès). Pour cette raison, les résultats issus de ces lignes de tir doivent être considérés avec prudence notamment sur la cartographie du paramètre  $\alpha$  (Figure 87).

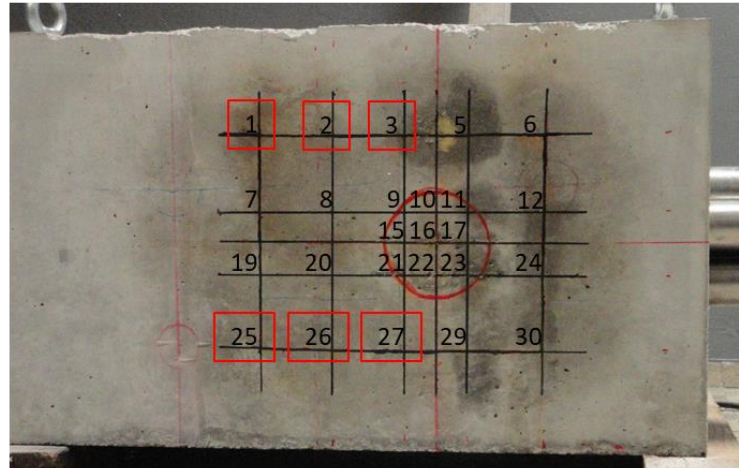
<sup>19</sup> La Figure 48 du chapitre 3 a montré que le seuil d'activation de la non linéarité non classique du béton considéré était certainement inférieur à une amplitude de déformation de  $1 \times 10^{-6}$ . Cependant, la résolution trop faible des niveaux d'amplitude de résonance n'a pas permis de définir une valeur précise du seuil d'activation. Par conséquent, il est considéré que des doutes subsistent quant à l'activation de la non linéarité pour des amplitudes de déformation inférieures à  $1 \times 10^{-6}$ .

a/

Ligne de Tir (n°)	$\Delta\text{TOF}$ (s)	$\Delta\epsilon$ moyen	$\Delta\epsilon$ max $>1,0\text{E-}6$	$\alpha$
1	2,8E-08	5E-07	Non	380
2	4E-09	5E-07	Non	47
3	1,0E-08	6E-07	Non	116
5	1,2E-08	9E-07	✓	88
6	2,9E-08	1,1E-06	✓	177
7	7E-09	1,1E-06	✓	44
8	1,3E-08	1,2E-06	✓	71
9*	8,7E-08	1,2E-06	✓	407
10*	2,00E-07	1,7E-06	✓	657
11*	6,8E-08	1,7E-06	✓	223
12	1,0E-08	2,0E-06	✓	34
15*	1,50E-07	1,6E-06	✓	524
16*	1,57E-07	2,4E-06	✓	366
17*	2,8E-08	2,7E-06	✓	59
19	6E-09	1,0E-06	✓	41
20	5E-09	1,2E-06	✓	29
21*	7,7E-08	1,3E-06	✓	329
22*	1,76E-07	2,0E-06	✓	491
23*	1,78E-07	1,8E-06	✓	553
24	1,3E-08	1,9E-06	✓	47
25	1,5E-08	5E-07	Non	200
26	1,5E-08	5E-07	Non	199
27	1,4E-08	6E-07	Non	154
29	8E-09	8E-07	✓	64
30	1,1E-08	1,3E-06	✓	55

\* Ligne de tir traversant la boule de grès

b/



**Figure 86 :** a/ Tableau précisant pour chaque ligne de tir le décalage du temps de vol, la déformation moyenne sur la ligne, si la déformation maximale est supérieure à  $1 \times 10^{-6}$  sur plus de 10cm et la valeur du paramètre non linéaire non classique b/ Détail du maillage et des numéros des lignes de tir. Les numéros encadrés en rouge correspondent aux lignes de tir ne satisfaisant pas à la condition de la 4<sup>ème</sup> colonne du tableau.

La Figure 87 a/ présente la cartographie du paramètre non linéaire non classique ( $\alpha$ ). La présence de la boule de grès est clairement discernable à travers une augmentation locale de la non linéarité. La valeur maximale du paramètre  $\alpha$  atteint 657 pour une position au droit de la boule tandis que la valeur minimale est de 29 pour une position se situant dans du béton uniquement. La Figure 87 b/ qui affiche la cartographie de la variation relative du temps de vol (idem Figure 72 du chapitre 3) est à comparer à la Figure 87 a/. Pour chacune d'entre elles, la barre de couleur est dilatée entre 0 et la valeur maximale. Comme attendu, le contraste de l'image affichant le paramètre non linéaire non classique ( $\alpha$ ) est moins fort que pour la figure représentant la variation relative du temps de vol. Ce phénomène découle du fait que l'amplitude de déformation est plus importante dans la boule que dans le béton environnant puisque le grès possède un module d'élasticité 4 fois inférieur.

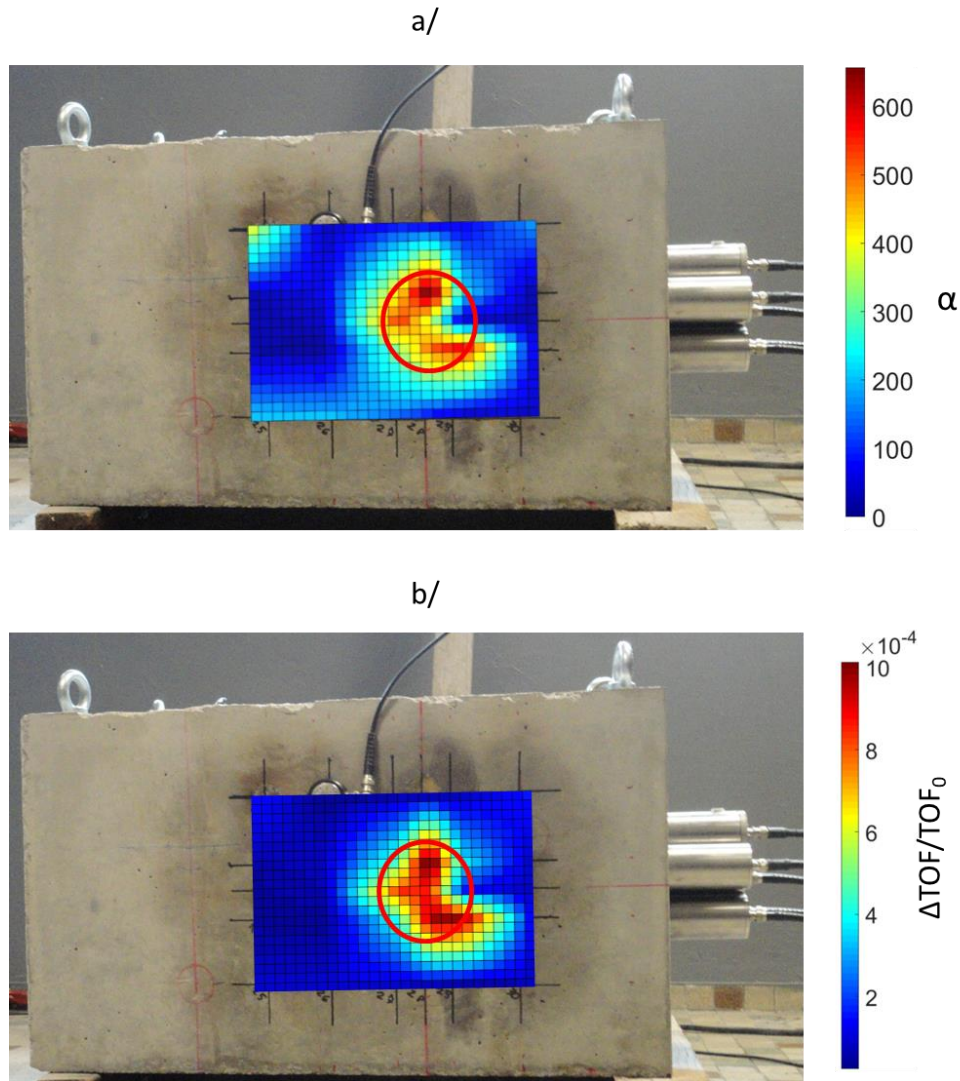


Figure 87 : a/ Représentation des valeurs quantitative du paramètre non linéaire non classique b/ Représentation de la variation relative du temps de vol pour comparaison.

La connaissance du diamètre de la boule permet de calculer le paramètre  $\alpha$  imputable seulement au grès. Pour cela, la ligne de tir passant par le centre de la boule de grès (ligne de tir n°16) est considérée. La variation de temps de vol due à la non linéarité du béton peut être négligée car elle est estimée petite devant celle apportée par la boule de grès. Le Tableau 19 détaille cette estimation en se basant notamment sur la non linéarité obtenue par NRUS lors de la caractérisation des matériaux au début du chapitre 3 (pour rappel, le paramètre  $\alpha$  avait été trouvé égal à 1500 et 5400 respectivement pour le béton et le grès).

	Comparaison de la trajectoire dans le béton (30cm) par rapport celle dans la boule de grès (10 cm)
Non linéarité	/3,6
Temps de vol de l'onde sonde	×1,7
Amplitude de déformation moyenne	/6
Contribution finale du béton à la variation du temps de vol par rapport à la boule de grès	<b>/12,7</b>

Tableau 19 : Détail des trois facteurs permettant de déterminer la contribution relative à la variation du temps de vol (effet non linéaire) du béton par rapport à la boule de grès pour la ligne de tir n°16.

In-fine, la contribution du béton à la variation de temps de vol reste environ 13 fois inférieure à celle du grès. Ainsi, pour le calcul, le décalage de temps de vol est pris égal à  $1,57 \times 10^{-7}$  seconde, le temps de vol dans la boule à  $67 \times 10^{-6}$  seconde et l'amplitude moyenne de déformation à travers la boule à  $6,5 \times 10^{-6}$ . La valeur du paramètre  $\alpha$  obtenu est de 361. Cette valeur est inférieure à celle trouvée en considérant l'intégralité de la ligne de tir n°16 ( $\alpha=366$ ), ce qui peut paraître étonnant de prime abord. Cela provient du fait que le dénominateur de l'équation (3.11) permettant de calculer la valeur de  $\alpha$  ( $TOF_0 \times \Delta\varepsilon_{moy}$ ) est plus petit en considérant toute la ligne qu'en ne considérant que la boule de grès.

Cette valeur quantitative de  $\alpha$  pour la boule de grès (361) est très éloignée de celle mesurée lors de l'essai NRUS effectué sur l'éprouvette de grès ( $\alpha=5400$ ), puisqu'un facteur 15 sépare les deux valeurs. Il en est de même pour les lignes de tir traversant uniquement du béton où la plupart des valeurs de  $\alpha$  sont inférieures à 100 contre 1500 mesuré lors des essais NRUS. Une analyse des éléments ayant pu conduire à cet écart est proposée ci-dessous. Pour commencer, les sources d'incertitudes de mesure et de traitement de données sont détaillées :

- Une estimation inexacte du coefficient multiplicateur à appliquer à l'ensemble des grandeurs issues de la simulation numérique (équation (4.1)) est possible. Comme mentionné dans la section (3.4.1), la mesure par laser de la vitesse particulière de l'onde pompe propagative peut se révéler délicate si la surface n'est pas homogène et si elle n'a pas été retravaillée (un facteur de variabilité de 3 peut alors être observé). Ce n'est cependant pas le cas du bloc utilisé pour ces essais où la surface a été retravaillée. Le facteur de variabilité, difficilement quantifiable, devrait donc être largement inférieur à 3.
- La seconde source d'incertitude se rapporte au traitement des signaux. Pour augmenter la pertinence du traitement de signal, une possibilité aurait été de déterminer la variation de phase de la fréquence d'émission de l'onde sonde au lieu d'effectuer une inter-corrélation dans le domaine temporel. Ce traitement dans le domaine fréquentiel s'avère plus adapté car dans un matériau non linéaire, le principe de superposition de deux fréquences n'est plus valable. En effet, lorsque deux ondes monochromatiques interagissent, des fréquences supplémentaires apparaissent et peuvent ainsi affecter la forme d'onde résultante. Par exemple, soit  $S_1 = \Delta\varepsilon_1 \cos(\omega_1 t)$  et  $S_2 = \Delta\varepsilon_2 \cos(\omega_2 t)$  deux ondes monochromatiques se rencontrant dans un matériau NL où seul le premier paramètre non linéaire classique est considéré (soit  $\sigma = M_0(\varepsilon + \beta\varepsilon^2)$ ), il vient :

$$\sigma = M_0(S_1 + S_2) + M_0(S_1 + S_2)^2 \quad (4.53)$$

Soit en développant grâce aux identités trigonométriques, il vient :

$$\begin{aligned} \sigma = & A_1 \cos(\omega_1 t) + A_2 \cos(\omega_2 t) + A_3 \cos(2\omega_1 t) + A_4 \cos(2\omega_2 t) \\ & + A_5 \cos((\omega_2 - \omega_1)t) + A_6 \cos((\omega_2 + \omega_1)t) \end{aligned} \quad (4.54)$$

Où les  $A_i$  sont les amplitudes propres à chaque fréquence. Des nouvelles fréquences sont alors apparues ( $2\omega_1, 2\omega_2, \omega_2 - \omega_1, \omega_2 + \omega_1$ ) [120][82].

La présence de la boule de grès a imposé de travailler dans le domaine temporel en première approche car il était plus aisé de dissocier l'onde directe ayant traversé la boule de l'onde de contournement. Le signal utilisé pour effectuer l'inter-corrélation contient donc les fréquences supplémentaires et il est possible qu'elles influent sur le calcul de la variation du temps de vol.

Cependant la technique d'inter-corrélation dans le domaine temporel a été utilisée avec succès dans des essais visant à accorder des essais DAET et NRUS [121]. Par conséquent, bien que difficilement quantifiable, l'erreur induite par ce type de traitement de signal est faible et ne pourrait expliquer qu'une petite partie des éventuelles différences entre mesures NRUS et mesures par interaction onde sonde – onde pompe.

L'analyse proposée ci-dessus des incertitudes de mesure et de traitement de données montre que ces dernières ne peuvent pas expliquer le facteur 15 séparant la mesure NRUS et la mesure par interaction onde sonde – onde pompe. Une explication d'ordre physique justifiant cette différence intervient donc forcément :

- Des différences entre mesures globales (NRUS) et mesures locales de la non linéarité (DAET par exemple) ont déjà été observées [121]. Cela provient du fait que la mesure NRUS et la mesure locale (ici mesure par interaction onde sonde – onde pompe) ne sondent pas le matériau de la même manière. En sollicitant le mode de résonance longitudinal, la mesure NRUS est sensible à l'influence de l'amplitude de déformation longitudinale sur le conditionnement du module d'Young (la fréquence de résonance longitudinale étant proportionnelle à la racine carrée du module d'Young). Nous noterons que dans ce cas, le conditionnement du module d'Young varie symétriquement le long de l'éprouvette car l'amplitude de déformation longitudinale est maximale au centre pour tendre vers 0 en s'approchant des extrémités. Pour l'essai par interaction onde sonde – onde pompe développé dans le chapitre 3, la configuration est différente : le dispositif d'onde pompe émet une onde propagative de compression tandis que l'onde sonde de cisaillement est polarisée dans la direction de propagation de l'onde pompe. Cette configuration examine alors l'influence de la déformation longitudinale sur le conditionnement du module de cisaillement (la vitesse d'une onde de cisaillement étant proportionnelle à la racine carrée du module de cisaillement). Pour rendre les différentes configurations comparables entre elles, M. Lott a proposé un modèle prenant en compte l'anisotropie apparente du conditionnement induite par l'effet tridimensionnel des déformations afin de proposer un paramètre  $\alpha$  scalaire [80]. Ce modèle a été validé en faisant correspondre des mesures DAET à des mesures NRUS (Figure 88) [121]. Sans application du modèle, les mesures DAET représentées par les carrés noirs sur la figure (qui sont l'analogue des mesures par interaction onde sonde – onde pompe) sont largement moins non linéaires que la mesure NRUS (points bleus). Ceci correspond parfaitement aux différences mentionnées dans le paragraphe précédent. Une perspective à ce travail est donc d'adapter le modèle proposé par M. Lott au cas de la mesure par interaction onde sonde – onde pompe développé ici afin de pouvoir proposer un paramètre  $\alpha$  quantitatif indépendamment de la configuration expérimentale de l'essai.

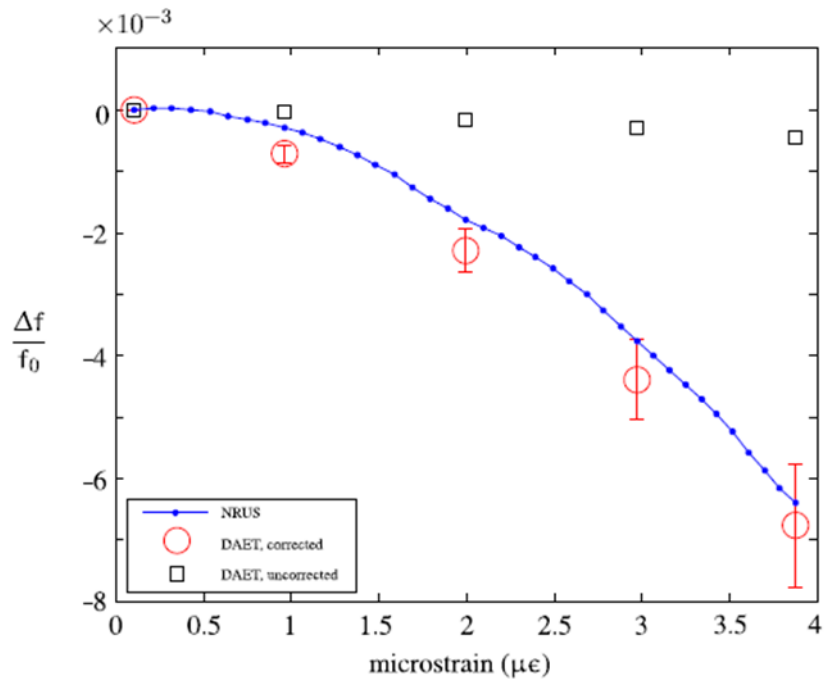


Figure 88 : Courbes représentant la non linéarité obtenue par différentes méthodes et traduite en terme de variation relative de fréquence de résonance [121]. En bleu : mesure de référence par NRUS. En carré noir : mesure par DAET traduite en variation relative de fréquence de résonance sans application du modèle de correction. En cercle rouge : mesure par DAET traduite en variation relative de fréquence de résonance avec application du modèle de correction.



## 4.5 CONCLUSION

Le chapitre 3 a montré le potentiel d'une méthode d'ANL par interaction entre une onde pompe propagative et une onde sonde pour la détection d'une zone non linéaire dans un bloc de béton de dimensions importantes. Les résultats obtenus à l'issue de ces essais sont des variations relatives du temps de vol. Pour uniformiser les mesures, il est nécessaire de ramener ces valeurs à une amplitude de déformation unitaire. Pour cela, l'amplitude de déformation générée par l'onde pompe propagative dans le matériau doit être déterminée sur la trajectoire de chaque ligne de tir d'onde sonde. Comme il n'est pas possible de mesurer expérimentalement cette amplitude de déformation à l'intérieur du bloc, une approche par simulation numérique a été proposée dans ce chapitre. La solution retenue consiste à modéliser la propagation de la vibration émise par le dispositif d'onde pompe puis à étalonner la simulation à l'aide d'une mesure de vibration effectuée à la surface du bloc de béton. La prise en compte de l'atténuation du matériau à la propagation des ondes ultrasonores est un élément clef pour que la simulation soit représentative de la réalité expérimentale. Pour cela, la viscosité de volume et la viscosité de cisaillement, deux paramètres propres au matériau ont été déterminés afin de les rentrer dans le modèle numérique. Les calculs analytiques détaillés en première partie de ce chapitre ont permis de lier les viscosités aux coefficients d'atténuation d'onde longitudinale et transversale ( $\alpha_L$  et  $\alpha_T$ ). Ces coefficients ont été obtenus par mesures d'amplitude sur le bloc à deux épaisseurs différentes et en retranchant la contribution de la divergence géométrique du faisceau ultrasonore. Au final une viscosité de volume de 1,1 Np/m et une viscosité de cisaillement de 1,2 Np/m ont été trouvées pour le béton du bloc d'essai. Une fois ces valeurs intégrées au modèle numérique, l'amplitude de déformation puis le paramètre non linéaire non classique  $\alpha$  sont calculés pour chaque ligne de tir. La cartographie du paramètre  $\alpha$  permet alors de distinguer clairement la présence de la boule de grès avec cependant un peu moins de contraste que la cartographie de variation relative de temps de vol obtenue dans le chapitre 3. Cet effet était prévu et découle de l'uniformisation des mesures.

Pour la ligne de tir se situant au droit du centre de la boule de grès, la valeur du paramètre  $\alpha$  attribuable uniquement au grès a pu être calculée (le diamètre de la boule étant connu) et a été trouvée égale 361. Ce résultat est bien inférieur à celui mesuré lors de l'essai NRUS visant à caractériser le matériau  $\alpha = 5400 \pm 200$ . Après étude de la littérature, cette différence provient du fait que la mesure NRUS et la mesure locale (ici mesure par interaction onde sonde – onde pompe) ne sondent pas le matériau de la même manière. Pour faire correspondre les mesures, un modèle prenant en compte l'anisotropie apparente du conditionnement induite par l'effet tridimensionnel des déformations est nécessaire et a été récemment proposé. A défaut de cela, le paramètre  $\alpha$  est quantitatif et représentatif de l'endommagement seulement pour la configuration utilisée. Une perspective à ce travail est donc d'adapter le modèle à la présente configuration de mesure afin de pouvoir proposer un paramètre  $\alpha$  quantitatif indépendamment de la configuration expérimentale de l'essai.

## CONCLUSION GENERALE

---

Dans un contexte de prolongation de la durée d'exploitation des centrales nucléaires et de stockage des déchets radioactifs, les structures en béton de confinement telles les enceintes ou les galeries d'enfouissement doivent maintenir un niveau de sureté élevé à long terme. Le béton n'est pas inerte, il vieillit et peut dans certaines conditions développer des phénomènes néfastes : carbonatation, endommagement par attaque aux ions chlorures ou encore apparition de pathologies gonflantes internes. Ces dernières constituent une source de préoccupation grandissante, aggravée par l'absence actuelle de moyens de surveillance adaptés. D'une part, les examens destructifs sont en général proscrits pour ne pas affaiblir la structure et d'autre part le seul apport des mesures de déformation ou d'ouverture de fissures ne permet pas de distinguer les diverses contributions (retrait/fluage vs. pathologies gonflantes). Ainsi, des techniques de contrôle non destructif spécifiques doivent être développées pour le béton afin de détecter aussi précocement que possible la pathologie puis de suivre son évolution. Récemment, des avancées dans le domaine des ultrasons, notamment en acoustique non linéaire, ont permis de détecter de faibles endommagements diffus dans le béton. C'est dans cette perspective que ce travail de thèse portant sur le contrôle non destructif ultrasonore appliqué aux pathologies du béton a été initié. Plus précisément, l'objectif est de détecter le plus précocement possible les pathologies de gonflement interne du béton que sont la Réaction Sulfatique Interne (RSI) et la Réaction Alkali Granulat (RAG), dans des pièces de fortes épaisseurs, par une méthode transposable sur site.

Ce travail a débuté par une étude bibliographique détaillant chacune des deux pathologies et leurs conséquences. Des structures affectées sont prises pour exemple et montrent que les perturbations engendrées par ces pathologies peuvent être lourdes tant d'un point de vue structurel que financier. Une revue des principales techniques de CND ultrasonores vis-à-vis de ces pathologies gonflantes a ensuite été réalisée et a établi les trois points suivants :

- L'acoustique linéaire est peu sensible à l'apparition des pathologies gonflantes du béton, que ce soit pour la RAG ou pour la RSI
- L'acoustique non linéaire non classique présente une grande sensibilité à l'apparition précoce de la RAG sur éprouvettes de laboratoire. En revanche, il n'existe pas de travaux portant sur du béton affecté par la RSI
- En acoustique passive, la technique d'Emission Acoustique se révèle être sensible à l'apparition de la RAG sur des éprouvettes de laboratoire. Tout comme l'acoustique non linéaire, il n'existe pas de travaux portant sur la RSI.

Deux problématiques émanent de cette revue. La première est qu'il n'existe pas d'étude de sensibilité de l'acoustique non linéaire et de l'émission acoustique vis-à-vis de la RSI. La seconde est qu'il n'existe pas de technique d'acoustique non linéaire applicable à des pièces de grandes dimensions permettant de localiser une zone pathologique à cœur.

La première problématique est traitée à travers le chapitre 2 de ce manuscrit. Pour cela, de petites éprouvettes en béton ( $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ ) affectées par la RSI sont réalisées. Le développement de la pathologie est suivi par des méthodes d'acoustique linéaire, d'acoustique non linéaire et d'émission acoustique. Une attention particulière a été portée aux conditions de vieillissement accéléré de sorte à ce que la cinétique d'expansion soit modérée afin de ne pas sur-endommager artificiellement le matériau. Les éprouvettes pathologiques ont finalement gonflé de 0,21 % au bout de 150 jours. Les grandeurs d'acoustique linéaire (module d'élasticité dynamique, vitesses ultrasonores) sont restées stables tout comme le paramètre d'acoustique non linéaire non classique. L'émission acoustique est la seule technique réagissant à l'apparition de la RSI à partir de 0,12 % d'expansion mais avec une intensité beaucoup plus faible comparée à ce qui est rapporté dans la littérature pour la RAG. Des analyses de microscopie réalisées à la fin des essais montrent que des couches d'ettringite différée situées aux Interfacial Transition Zone (ITZ) sont à l'origine de l'expansion du béton. En même temps, des analyses de microfissuration montrent que la densité de fissuration des éprouvettes pathologiques reste faible et correspond à ce qui est observé habituellement dans du béton sain. Ainsi, ces observations permettent d'expliquer les résultats des CND ultrasonores de la manière suivante. En se formant, l'ettringite a écarté la pâte de ciment des granulats mais a comblé cet espace par une couche dense et rigide. Les liaisons originelles de l'ITZ ont possiblement rompu en créant une légère activité acoustique captée par l'EA mais ont été remplacées par une couche d'ettringite tout aussi résistante garantissant la cohésion du matériau. Au final, la sensibilité de l'EA s'est révélée faible (ce qui est un handicap en vue d'une utilisation dans un milieu extérieur de fait bruité) et l'ANL insensible à l'apparition de la pathologie. Il est cependant essentiel de rappeler que ces éprouvettes étaient dans des conditions particulières : aucune contrainte externe ne s'opposait à leur gonflement et leurs petites dimensions ont conduit à un développement homogène de la pathologie. Ce n'est pas le cas d'éléments plus volumineux où les gonflements sont restreints par le béton sain environnant et où des gonflements différentiels peuvent se produire ; ces phénomènes se traduisant alors par l'apparition d'endommagement mécanique. En conclusion de ce chapitre, ces essais ont montré que l'EA est faiblement sensible et que l'ANL peut être insensible au développement de la RSI en tant que telle. Cependant, pour statuer définitivement sur leur sensibilité, des essais supplémentaires devront être réalisés pour déterminer si l'endommagement mécanique induit par le développement de la RSI dans des pièces volumineuses est détectable dès les premières manifestations de la pathologie.

La seconde problématique identifiée lors de l'étude bibliographique est traitée à travers les chapitres 3 et 4. Il s'agit de développer une technique permettant de localiser une zone non linéaire dans un bloc de béton de grandes dimensions. Pour cela, un bloc d'essai en béton contenant un simulant de pathologie est réalisé. Le simulant choisi est une boule de grès présentant des caractéristiques fortement non linéaires, assimilable à un béton affecté par la RAG. L'intérêt de ce bloc est d'avoir une zone non linéaire localisée et stable dans le temps, contrairement à une pathologie réelle qui évoluerait. Les dimensions du bloc ( $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ ) constituent un premier pas vers la problématique des fortes épaisseurs. La technique d'ANL alors proposée est fondée sur l'interaction entre une onde sonde et une onde pompe propagative. Il s'agit d'un concept flexible et adapté à une utilisation sur site car la non linéarité peut être activée en n'importe quel point de la pièce à inspecter en vue d'effectuer une tomographie 3D. A ce jour, une tomographie 2D du bloc d'essai avec cette méthode a déjà permis de détecter, localiser et dimensionner la boule de grès à partir des

valeurs de variation relative de temps de vol dues à l'effet non linéaire. Ces essais démontrent le potentiel de ce type de méthode en vue d'une transposition sur site. Pour uniformiser les mesures, il est cependant nécessaire de ramener les valeurs de variation relative de temps de vol mesurées à une amplitude de déformation unitaire. Pour cela, une approche par simulation numérique permettant de déterminer l'amplitude de déformation générée par l'onde pompe propagative et étalonnée à partir de mesures expérimentales a été proposée. La prise en compte de l'atténuation est indispensable pour que la simulation décrive correctement la réalité expérimentale. Pour cela, la viscosité de volume et la viscosité de cisaillement qui caractérisent le matériau ont été reliées analytiquement aux coefficients d'atténuation d'onde longitudinale et transversale alors facilement mesurables. Au final, les valeurs du paramètre non linéaire non classique obtenues sont environ 10 à 15 fois moins importantes par rapport aux essais NRUS effectués lors de la caractérisation des matériaux. Cette différence provient du fait que la mesure NRUS et la mesure par interaction onde sonde – onde pompe ne sondent pas le matériau de la même manière. Pour faire correspondre les mesures entre elles, l'application d'un modèle prenant en compte l'anisotropie apparente du conditionnement induite par l'effet tridimensionnel des déformations est nécessaire et constituera une des perspectives de ce travail. Cela permettra de fournir un paramètre non linéaire non classique quantitatif indépendant de la configuration d'essai. Ce paramètre non linéaire non classique pourra ensuite être relié à l'état d'avancement de la pathologie ou à un niveau d'endommagement. Ces essais ouvrent la voie à un transfert sur site de la méthode proposée en vue de localiser et suivre le développement d'une zone pathologique dans des pièces en béton de grandes dimensions.

# PERSPECTIVES

---

Les travaux présentés dans ce mémoire de thèse ouvrent la voie à plusieurs perspectives. Certaines d'entre elles s'inscrivent dans la continuité directe des travaux initiés et ont déjà été évoquées à la fin des chapitres 2, 3 et 4 :

- Une première perspective consiste à réaliser de nouveaux essais en ANL et en EA pour suivre le développement d'éprouvettes pathologiques (RSI) dont le gonflement est restreint par des bâtis afin de simuler un confinement. Ces essais permettront de statuer définitivement sur la sensibilité de l'ANL et de l'EA vis-à-vis de la RSI se développant dans des pièces volumineuses.
- Une seconde perspective est relative à la méthode d'ANL par interaction onde sonde – onde pompe développée dans le chapitre 3. Celle-ci a permis de cartographier la boule de grès simulant un béton atteint par la RAG dans le bloc d'essai. La suite logique à ce travail est de remplacer la boule de grès par du béton pathologique (RAG) afin de tester la sensibilité de la méthode en conditions réelles. Des travaux allant dans ce sens ont été initiés, il conviendra de les poursuivre.
- Une troisième perspective également relative aux essais d'ANL par interaction onde sonde – onde pompe consiste en l'application d'un modèle prenant en compte l'anisotropie apparente du conditionnement induite par l'effet tridimensionnel des déformations. Ce modèle permettra d'obtenir un paramètre non linéaire non classique quantitatif indépendant de la configuration d'essai. La création d'une base de données liant la valeur du paramètre non linéaire non classique à l'avancement de la pathologie et l'endommagement du béton est alors envisageable.
- Enfin, une quatrième perspective toujours relative aux essais d'ANL est de développer une onde pompe capable de focaliser en un point. Pour cela, un système de formation de voie appliqué à un réseau de traducteurs est envisageable. Il serait ainsi possible de mesurer aisément la non linéarité en un point précis dans le volume et par la même d'obtenir une cartographie 3D par mesure d'une succession de points.

Le cas des structures de fortes épaisseurs s'inscrivant également dans la continuité immédiate des travaux initiés, il est nécessaire d'évoquer les perspectives qu'offrent les blocs du projet ODOBA situés à Cadarache (IRSN, Bouches-du-Rhône, France). En 2019, une quinzaine de blocs de dimensions  $100 \times 200 \times 400 \text{ cm}^3$  (environ 20 tonnes chacun) ont été coulés. Cet ensemble est composé d'un bloc non pathologique servant de témoin, de blocs atteints par la RAG, par la RSI, par la Réaction Sulfatique Externe, et de blocs atteints par les deux pathologies RAG et RSI simultanément. Des piscines amovibles viennent se fixer autour de chaque bloc pour permettre d'accélérer le développement des pathologies. Avec des conditions et des dimensions équivalentes à ce qui peut être trouvé sur des structures réelles, ces blocs offrent un tremplin indispensable pour développer, tester et valider la technique proposée dans ce manuscrit en vue de futures mesures in-situ.



**Figure 89 : Blocs du projet ODOBA.**

En parallèle de ce regard centré sur les structures du nucléaire, un élargissement de la méthode d'ANL proposée est possible pour les ponts, les barrages ou les ouvrages d'art divers. En l'adaptant à l'échelle visée, des applications dans d'autres domaines que celui du génie civil sont également envisageables : le domaine médical pour détecter l'ostéoporose par exemple, le domaine de la géotechnique pour déterminer la cohésion d'une roche ou à des contextes plus industriels comme le contrôle d'éléments composites.

# BIBLIOGRAPHIE

---

- [1] C. R. Gagg, “Cement and concrete as an engineering material: An historic appraisal and case study analysis,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 40, pp. 114–140, 2014.
- [2] EDF, “REP 1300 Referentiel Accidents Graves ENSN100142,” 2011.
- [3] T. Stanton, “Expansion of concrete through reaction between cement and aggregate,” in *Proceedings of American Society of Civil Engineers* 66, 1940.
- [4] O. Chulliat, E. Grimal, and E. Bourdarot, “Chambon Dam: A Struggle against AAR,” in *Swelling Concrete in Dams and Hydraulic Structures*, 2017.
- [5] Nuclear Regulatory Commission, “Seabrook Station Seabrook Station Safety in light of the Alkali-Silica Reaction Occurring in Plant Structures,” 2011.
- [6] Nuclear Regulatory Commission, “Special NRC Oversight at Seabrook Nuclear Power Plant: Concrete Degradation.” [Online]. Available: <https://www.nrc.gov/reactors/operating/ops-experience/concrete-degradation.html#develop>.
- [7] P. Quoc, M. Norbet, and J. Diedderick, “Current Concerns on Durability of Concrete Used in Nuclear Power Plants and Radioactive Waste Repositories,” in *4th Congrès International de Géotechnique*, 2018, vol. 7, no. 3, pp. 1–7.
- [8] J. O. Chénier, D. Komljenovic, V. Gocevski, S. Picard, and G. Chrétien, “An approach regarding aging management program for concrete containment structure at the Gentilly-2 nuclear power plant,” in *Canadian Nuclear Society - 33rd Annual Conference of the Canadian Nuclear Society and 36th CNS/CNA Student Conference 2012: Building on Our Past... Building for the Future*, 2012.
- [9] A. Murazumi, Y., Matsumoto, N., Takiguchi, K., Hosokawa, T., Mitsugi, S. and Y. Masuda, “Study on the influence of alkali-silica reaction on mechanical properties of reinforced concrete members,” *18th Int. Conf. Struct. Mech. React. Technol. (SMiRT 18)*, no. SMiRT 18, pp. 2036–2042, 2005.
- [10] ASN, “Contrôle des installations nucléaires de base CNPE de Civaux - CODEP-BDX-2019-033591,” 2019.
- [11] C. PELISSOU (IRSN), “Synthèse bibliographique de la modélisation multi-physique de la réaction alcali- granulats,” 2016.
- [12] L. Dent Glasser and N. Kataoka, “The chemistry of ‘alkali-aggregate’ reaction,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 11, 1981.
- [13] A. Poole, “Alkali-silica reactivity mechanisms of gel formation and expansion,” in *Proceedings of the 9th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures*, 1992.
- [14] F. Rajabipour, E. Giannini, C. Dunant, J. H. Ideker, and M. D. A. Thomas, “Alkali-silica reaction: Current understanding of the reaction mechanisms and the knowledge gaps,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 76, pp. 130–146, 2015.



- [15] V. Jensen, "Reclassification of alkali aggregate reaction," in *14th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction, Austin, Texas, USA, 2012*.
- [16] S. LANE, "Alkali-Silica Reactivity in Virginia," 1994.
- [17] H. Bouzabata, S. Multon, A. Sellier, and H. Houari, "Swellings due to alkali-silica reaction and delayed ettringite formation: Characterisation of expansion isotropy and effect of moisture conditions," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 34, no. 3, pp. 349–356, 2012.
- [18] C. Larive, M. Joly, and O. Coussy, "Heterogeneity and anisotropy in ASR-affected concrete - Consequences for structural assessment," in *11th International Conference on Alkali-Aggregate Reaction in Concrete, 2000*, pp. 969–978.
- [19] N. Smaoui, M.-A. Bérubé, B. Fournier, and B. Bissonnette, "Influence of Specimen Geometry, Orientation of Casting Plane, and Mode of Concrete Consolidation on Expansion Due to ASR," *Cem. Concr. Aggregates*, 2004.
- [20] S. Multon, J. F. Seignol, and F. Toutlemonde, "Structural behavior of concrete beams affected by alkali-silica reaction," *ACI Materials Journal*. 2005.
- [21] LCPC, "Protection et réparation des ouvrages atteints de réaction de gonflement interne du béton," 2010.
- [22] P. Tepponen and B. Eriksson, "Damages in concrete railway sleepers in finland," *Nord. Concr. Res.*, vol. 6, pp. 199–209, 1987.
- [23] D. Heinz, U. Ludwig, and I. Rüdiger, "Delayed ettringite formation in heat treated mortars and concretes," *Concr. Precast. Plant Technol.*, vol. 11, pp. 56–61, 1999.
- [24] B. Godart and L. Divet, "Lessons learned from structures damaged by delayed ettringite formation and the French prevention strategy," in *Fifth international conference on*, 2013.
- [25] C. Noret and K. Laliche, "Bimont dam case: Studies and investigations inside the dam body," in *Swelling Concrete in Dams and Hydraulic Structures*, 2017, pp. 289–304.
- [26] ASN, "Contrôle des installations nucléaires de base CNPE de Chooz - CODEP-CHA-2016-045635," 2016.
- [27] D. McConnell and J. Murdoch, "Crystal chemistry of ettringite," *Mineral. Mag.*, pp. 59–64, 1962.
- [28] N. Khelil, "Traitements électrochimiques des bétons atteints de réaction sulfatique interne," Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2014.
- [29] G. Arliguie and H. Hornain, *GranDuBé: Grandeurs associées à la durabilité des bétons*. 2007.
- [30] D. Damidot, "Thermodynamic investigation of the CaO-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-CaSO<sub>4</sub>-H<sub>2</sub>O system at 50°C and 85°C," *Cem. Concr. Res.*, vol. 22, no. 1, pp. 1179–1191, 1992.
- [31] A. Carles-Gibergues and H. Hornain, "La durabilité des bétons face aux réactions de gonflement endogènes," in *La durabilité des bétons: Bases scientifiques pour la formulation de bétons durables dans leur environnement*, Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées, 2008, pp. 563–564.
- [32] M. Al Shamaa, "Etude du risque de développement d'une réaction sulfatique interne et de ses conséquences dans les bétons de structure des ouvrages nucléaires," Université Paris-Est, 2013.

- [33] A. Pavoine, “Evaluation du potentiel de réactivité des bétons vis-à-vis de la formation différée de l’ettringite,” Université Pierre et Marie Curie - Paris VI, 2003.
- [34] X. Brunetaud, “Etude de l’influence de différents paramètres et de leurs interactions sur la cinétique et l’amplitude de la réaction sulfatique interne au béton,” École Centrale de Paris, 2005.
- [35] LCPC, “Recommandations pour la prévention des désordres dus à la réaction sulfatique interne,” 2007.
- [36] ACI, “Specification for Hot Weather Concreting,” 2007.
- [37] G. Evan, “Hot Weather Concreting,” *National Precast Concrete Association*, 2010. [Online]. Available: <https://precast.org/2010/05/hot-weather-concreting/>.
- [38] LCPC, *Réactivité d’un béton vis-à-vis d’une réaction sulfatique interne: Essai de performance*. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2007.
- [39] M. Ramaniraka, “Exploitation de la diffusion multiple et considération de l’Interfacial Transition Zone pour la caractérisation ultrasonore du béton,” 2019.
- [40] E. P. Papadakis, “Revised Grain-Scattering Formulas and Tables,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 36, no. 5, pp. 1019–1019, 1964.
- [41] E. Aydin and A. G. Doven, “Influence of water content on ultrasonic pulse-echo measurements through high volume fly ash cement paste - Physicomechanical characterization,” *Res. Nondestruct. Eval.*, vol. 17, no. 4, pp. 177–189, 2006.
- [42] Projet ANR SENSO, “Stratégie d’évaluation non destructive pour la surveillance des ouvrages en béton.” 2009.
- [43] T. Planès and E. Larose, “A review of ultrasonic Coda Wave Interferometry in concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 53, pp. 248–255, 2013.
- [44] P. Shokouhi, J. Rivière, C. R. Lake, P. Y. Le Bas, and T. J. Ulrich, “Dynamic acousto-elastic testing of concrete with a coda-wave probe: comparison with standard linear and nonlinear ultrasonic techniques,” *Ultrasonics*, vol. 81, pp. 59–65, 2017.
- [45] D. Keinde, S. Kamali-Bernard, F. Bernard, and I. Cisse, “Effect of the interfacial transition zone and the nature of the matrix-aggregate interface on the overall elastic and inelastic behaviour of concrete under compression: A 3D numerical study,” *Eur. J. Environ. Civ. Eng.*, vol. 18, no. 10, pp. 1167–1176, 2014.
- [46] ASTM C215, “Standard Test Method for Fundamental Transverse , Longitudinal , and Torsional Resonant Frequencies of Concrete,” 2014.
- [47] ASTM C469, “Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson’s Ratio of Concrete in Compression,” 2010.
- [48] A. N. Tutuncu, A. L. Podio, and M. M. Sharma, “Nonlinear viscoelastic behavior of sedimentary rocks, Part II: Hysteresis effects and influence of type of fluid on elastic moduli,” *Geophysics*, vol. 63, no. 1, pp. 195–203, 1998.
- [49] E. Fjær, “Relations between static and dynamic moduli of sedimentary rocks,” *Geophys. Prospect.*, vol. 67, no. 1, pp. 128–139, 2019.
- [50] T. P. Philippidis and D. G. Aggelis, “Experimental study of wave dispersion and attenuation in concrete,” *Ultrasonics*, vol. 43, no. 7, pp. 584–595, 2005.

- [51] F. Saint-pierre, P. Rivard, B. Sauriol, and G. Ballivy, “Étude de l ’évolution de la réaction alcalis-silice par méthodes ultrasoniques,” pp. 1–12, 2004.
- [52] P. Rivard and F. Saint-Pierre, “Assessing alkali-silica reaction damage to concrete with non-destructive methods: From the lab to the field,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 23, no. 2, pp. 902–909, 2009.
- [53] P. Rivard, G. Ballivy, C. Gravel, and F. Saint-Pierre, “Monitoring of an hydraulic structure affected by ASR: A case study,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 40, no. 4, pp. 676–680, 2010.
- [54] Z. Zhang, J. Olek, and S. Diamond, “Studies on delayed ettringite formation in heat-cured mortars: II. Characteristics of cement that may be susceptible to DEF,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 32, no. 11, pp. 1737–1742, 2002.
- [55] M. Al Shamaa, S. Lavaud, L. Divet, G. Nahas, and J. M. Torrenti, “Coupling between mechanical and transfer properties and expansion due to DEF in a concrete of a nuclear power plant,” *Nucl. Eng. Des.*, vol. 266, pp. 70–77, 2014.
- [56] “NDT Ressource Center,” *A Brief History of AE Testing*. [Online]. Available: [http://www.nde-ed.org/EducationResources/CommunityCollege/OtherMethods/AE/AE\\_History.htm](http://www.nde-ed.org/EducationResources/CommunityCollege/OtherMethods/AE/AE_History.htm).
- [57] M. Ohtsu, “The history and development of acoustic emission in concrete engineering,” *Concrere Libr. JSCE*, pp. 9–19, 1995.
- [58] J. Kaiser, “A study of acoustic phenomena in tensile tests,” 1950.
- [59] C. U. Grosse and M. Ohtsu, *Acoustic Emission Testing. Basic for Research-Applications in Civil Engineering*. 2008.
- [60] K. Ohno and M. Ohtsu, “Crack classification in concrete based on acoustic emission,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 24, no. 12, pp. 2339–2346, 2010.
- [61] M. K. Elbatanouny, P. H. Ziehl, A. Larosche, J. Mangual, F. Matta, and A. Nanni, “Acoustic emission monitoring for assessment of prestressed concrete beams,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 58, pp. 46–53, 2014.
- [62] D. G. Aggelis, “Classification of cracking mode in concrete by acoustic emission parameters,” *Mech. Res. Commun.*, vol. 38, no. 3, pp. 153–157, 2011.
- [63] A. Boniface, “Détection et évaluation de l’endommagement mécanique du béton par émission acoustique,” 2017.
- [64] A. Boniface, Z. M. Sbartaï, and J. Saliba, “Comparison of localization strategies of damage in concrete by acoustic emission,” in *32nd European Conference on Acoustic Emission Testing*, 2016.
- [65] M. Abdelrahman, M. K. ElBatanouny, P. Ziehl, J. Fasl, C. J. Larosche, and J. Fraczek, “Classification of alkali-silica reaction damage using acoustic emission: A proof-of-concept study,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 95, no. October 2015, pp. 406–413, 2015.
- [66] Y. Farnam, M. R. Geiker, D. Bentz, and J. Weiss, “Acoustic emission waveform characterization of crack origin and mode in fractured and ASR damaged concrete,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 60, pp. 135–145, 2015.
- [67] M. Pour-ghaz, R. Spragg, J. Castro, and J. Weiss, “Can acoustic emission be used to detect alkali silica reaction earlier than length change?,” *14th Int. Conf. Alkali-Aggregate React.*, pp. 1–10, 2012.

- [68] R. A. Guyer and P. A. Johnson, *Nonlinear Mesoscopic Elasticity: The Complex Behaviour of Rocks, Soil, Concrete*. Wiley, 2009.
- [69] K. E. Van Den Abeele, A. Sutin, J. Carmeliet, and P. a. Johnson, “Micro-damage diagnostics using nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS),” *NDT E Int.*, vol. 34, no. 4, pp. 239–248, 2001.
- [70] I. Y. Solodov, N. Krohn, and G. Busse, “CAN: An example of nonclassical acoustic nonlinearity in solids,” *Ultrasonics*, vol. 40, no. 1–8, pp. 621–625, 2002.
- [71] P. Blanloeuil, A. Meziane, A. N. Norris, M. Renier, and M. Veidt, “Numerical computation of the nonlinear far field of ultrasonic waves scattered by closed cracks of various orientations,” *7th Eur. Work. Struct. Heal. Monit. EWSHM 2014 - 2nd Eur. Conf. Progn. Heal. Manag. Soc.*, pp. 1676–1683, 2014.
- [72] A. Meziane, A. N. Norris, and A. L. Shuvalov, “Nonlinear shear wave interaction at a frictional interface: Energy dissipation and generation of harmonics,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 130, no. 4, pp. 1820–1828, 2011.
- [73] K. E. A. V. Den Abeele, J. Carmeliet, J. A. Ten Cate, and P. A. Johnson, “Nonlinear elastic wave spectroscopy (NEWS) techniques to discern material damage, Part II: Single-mode nonlinear resonance acoustic spectroscopy,” *Res. Nondestruct. Eval.*, vol. 12, no. 1, pp. 31–42, 2000.
- [74] L. A. Ostrovsky and P. A. Johnson, “Dynamic nonlinear elasticity in geomaterials,” *Riv. del nuovo Cim.*, vol. 24, no. 7, pp. 1–46, 2001.
- [75] J. A. Ten Cate and T. J. Shankland, “Slow dynamics in the nonlinear elastic response of Berea sandstone,” *Geophys. Res. Lett.*, vol. 23, no. 21, p. 3019, 1996.
- [76] D. Pasqualini, K. Heitmann, J. A. Tencate, S. Habib, D. Higdon, and P. A. Johnson, “Nonequilibrium and nonlinear dynamics in Berea and Fontainebleau sandstones : Low-strain regime,” *J. Geophys. Res.*, vol. 112, pp. 1–16, 2007.
- [77] C. Payan, T. J. Ulrich, P. Y. Le Bas, T. Saleh, and M. Guimaraes, “Quantitative linear and nonlinear resonance inspection techniques and analysis for material characterization: Application to concrete thermal damage,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 136, no. 2, pp. 537–547, 2014.
- [78] ESPCI Paris, “Résonance d’une poutre en vibration.” [Online]. Available: <https://blog.espci.fr/mecaflu/files/2019/02/vibrations.pdf>.
- [79] ESPCI Paris, “Résonance d’une poutre en vibration transversale.” [Online]. Available: <https://www.pmmh.espci.fr/~jbico/TP/TP Vibration.pdf>.
- [80] M. LOTT, “Approche tri-dimensionnelle du comportement élastique non linéaire des roches et bétons,” 2017.
- [81] G. Renaud, “Mesure de non-linéarités élastiques et dissipatives par interaction d’ondes acoustiques : Application à la quantification du micro-endommagement de l’os trabéculaire,” 2009.
- [82] Q. A. Vu, “Evaluation du béton d’enrobage par acoustique non linéaire et des ondes de surface,” 2016.
- [83] M. Sargolzahi, S. A. Kodjo, P. Rivard, and J. Rhazi, “Effectiveness of nondestructive testing for the evaluation of alkali-silica reaction in concrete,” *Constr. Build. Mater.*, vol.

- 24, no. 8, pp. 1398–1403, 2010.
- [84] C. Payan, “Etude du potentiel de l’acoustique non linéaire pour le suivi de l’endommagement du béton,” 2007.
- [85] F. Moradi-Marani, S. A. Kodjo, P. Rivard, and C. P. Lamarche, “Nonlinear acoustic technique of time shift for evaluation of alkali-silica reaction damage in concrete structures,” *ACI Mater. J.*, vol. 111, no. 5, pp. 581–592, 2014.
- [86] T. Ju, J. D. Achenbach, L. J. Jacobs, M. Guimaraes, and J. Qu, “Ultrasonic nondestructive evaluation of alkali-silica reaction damage in concrete prism samples,” *Mater. Struct. Constr.*, vol. 50, no. 1, pp. 1–13, 2017.
- [87] J. Chen, “Ultra-Accelerated Assessment of Alkali- Reactivity of Aggregates by Nonlinear Acoustic Techniques,” 2010.
- [88] K. J. Leśnicki, J. Y. Kim, K. E. Kurtis, and L. J. Jacobs, “Characterization of ASR damage in concrete using nonlinear impact resonance acoustic spectroscopy technique,” *NDT E Int.*, vol. 44, no. 8, pp. 721–727, 2011.
- [89] Y. Boukari, D. Bulteel, P. Rivard, and N. E. Abriak, “Combining nonlinear acoustics and physico-chemical analysis of aggregates to improve alkali-silica reaction monitoring,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 67, pp. 44–51, 2015.
- [90] M. Rashidi, A. Paul, J. Y. Kim, L. J. Jacobs, and K. E. Kurtis, “Insights into delayed ettringite formation damage through acoustic nonlinearity,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 95, pp. 1–8, 2017.
- [91] Y. Thiebaut *et al.*, “Effects of stress on concrete expansion due to delayed ettringite formation,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 183, pp. 626–641, 2018.
- [92] LCPC, “Evaluation de la teneur en alcalins équivalents actifs dans les ciments - Méthode d’essai LPC N°48,” 1997.
- [93] C. Payan, V. Garnier, and J. Moysan, “Effect of water saturation and porosity on the nonlinear elastic response of concrete,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 40, no. 3, pp. 473–476, 2010.
- [94] S. O. Ekolu, M. D. A. Thomas, and R. D. Hooton, “Dual effectiveness of lithium salt in controlling both delayed ettringite formation and ASR in concretes,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 37, no. 6, pp. 942–947, 2007.
- [95] Q. A. Vu, V. Garnier, J. F. Chaix, C. Payan, M. Lott, and J. N. Eiras, “Concrete cover characterisation using dynamic acousto-elastic testing and Rayleigh waves,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 114, pp. 87–97, 2016.
- [96] J. Jin, M. G. Moreno, J. Riviere, and P. Shokouhi, “Impact-Based Nonlinear Acoustic Testing for Characterizing Distributed Damage in Concrete,” *J. Nondestruct. Eval.*, vol. 36, no. 3, pp. 1–16, 2017.
- [97] A. Sellier and S. Multon, “Chemical modelling of Delayed Ettringite Formation for assessment of affected concrete structures,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 108, no. May 2017, pp. 72–86, 2018.
- [98] J. N. Eiras, “Studies on nonlinear mechanical wave behavior to characterize cement based materials and its durability,” 2016.
- [99] P. Antonaci, C. L. E. Bruno, A. S. Gliozzi, and M. Scalerandi, “Monitoring evolution of

- compressive damage in concrete with linear and nonlinear ultrasonic methods,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 40, no. 7, pp. 1106–1113, 2010.
- [100] G. Renaud, M. Talmant, S. Callé, M. Defontaine, and P. Laugier, “Nonlinear elastodynamics in micro-inhomogeneous solids observed by head-wave based dynamic acoustoelastic testing,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 130, no. 6, pp. 3583–3589, 2011.
- [101] G. Renaud, P. Y. Le Bas, and P. A. Johnson, “Revealing highly complex elastic nonlinear (anelastic) behavior of Earth materials applying a new probe: Dynamic acoustoelastic testing,” *J. Geophys. Res. Solid Earth*, vol. 117, no. 6, pp. 1–17, 2012.
- [102] G. Renaud, J. Rivière, S. Hauptert, and P. Laugier, “Anisotropy of dynamic acoustoelasticity in limestone, influence of conditioning, and comparison with nonlinear resonance spectroscopy,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 133, no. 6, pp. 3706–18, 2013.
- [103] J. Rivière, 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,” *J. Appl. Phys.*, vol. 114, no. 5, pp. 1–19, 2013.
- [104] G. Renaud, M. Talmant, and G. Marrelec, “Microstrain-level measurement of third-order elastic constants applying dynamic acousto-elastic testing,” *J. Appl. Phys.*, vol. 120, no. 13, 2016.
- [105] R. Long, “The Improvement of Ultrasonic Apparatus for the Routine Inspection of Concrete,” 2000.
- [106] A. R. Payne, “The dynamic properties of carbon black-loaded natural rubber vulcanizates. Part I,” *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 6, no. 19, pp. 57–63, 1962.
- [107] G. Machado, G. Chagnon, and D. Favier, “Analysis of the isotropic models of the Mullins effect based on filled silicone rubber experimental results,” *Mech. Mater.*, vol. 42, no. 9, pp. 841–851, 2010.
- [108] MathWorks, “xcorr.” [Online]. Available: <https://www.mathworks.com/help/matlab/ref/xcorr.html>.
- [109] T. Gallot *et al.*, “Nonlinear Interaction of Seismic Waves in the Lab : A potential Tool for Characterizing Pore Structure and,” in *SEG Denver 2014 Annual Meeting*, 2014, pp. 2743–2748.
- [110] T. Gallot, A. Malcolm, T. L. Szabo, S. Brown, D. Burns, and M. Fehler, “Characterizing the nonlinear interaction of S (shear) and P (longitudinal) waves in reservoir rocks,” *J. Appl. Phys.*, vol. 117, no. 034902, pp. 1–14, 2015.
- [111] J. Chaix, “De la diffusion des ondes ultrasonores à la Caractérisation Non Destructive des matériaux hétérogènes,” 2017.
- [112] T. Yu, “Modélisation de la propagation des ondes ultrasonores dans le béton pour l’amélioration du diagnostic des structures de génie civil,” 2018.
- [113] D. Royer and E. Dieulesaint, *Elastic Waves in Solids I - Free and guided propagation*. 1999.
- [114] B. . Auld, *Acoustic Fields and Waves in Solids - Volume I*. 1990.
- [115] L. Schmerr, *Fundamentals of ultrasonics nondestructive evaluation : A modeling approach*. 1998.

- [116] J. Carcione, *Wave Fields in Real Media: Wave Propagation in Anisotropic, Anelastic and Porous Media*, PERGAMON. 2001.
- [117] A. E. Farjat and J. I. Etcheverry, “Mathematical modeling of the radiated acoustic field of ultrasonic transducers,” in *Conférence Panaméricaine de END*, 2007, pp. 1–12.
- [118] X. M. Tang, M. N. Toksoz, and C. H. Cheng, “Elastic wave radiation and diffraction of a piston source,” *J. Acoust. Soc. Am.*, pp. 1894–1902, 1990.
- [119] X. M. Tang, Z. Zhu, and M. N. Toksöz, “Radiation patterns of compressional and shear transducers at the surface of an elastic half-space,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 95, no. 1, pp. 71–76, 1994.
- [120] P. Rasolofosaon, B. Zinszner, and P. A. Johnson, “Propagation des ondes élastiques dans les matériaux non linéaires: Aperçu des résultats de laboratoire obtenus sur les roches et des applications possibles en géophysique,” *Rev. l’Institute Fr. du Pet.*, vol. 52, no. 6, pp. 585–608, 1997.
- [121] M. Lott, M. C. Remillieux, P.-Y. Le Bas, T. J. Ulrich, V. Garnier, and C. Payan, “From local to global measurements of nonclassical nonlinear elastic effects in geomaterials,” *J. Acoust. Soc. Am.*, vol. 140, no. 3, pp. EL231-EL235, 2016.
- [122] Planétoscope, “Production mondiale de béton.” [Online]. Available: <https://www.planetoscope.com/matieres-premieres/1374-production-mondiale-de-beton.html>.
- [123] World Business Council for Sustainable Development, “The Cement Sustainability Initiative: Recycling Concrete,” 2009.



# **Apport aux contrôles non destructifs ultrasonores pour la détection des pathologies de gonflement interne du béton**

**Résumé** – Ce travail de thèse porte sur la détection précoce par Contrôle Non Destructif ultrasonore (CND) de deux pathologies de gonflement du béton que sont la Réaction Sulfatique Interne (RSI) et la Réaction Alkali Granulat (RAG). Celles-ci conduisent à un endommagement du béton d’abord par microfissuration, puis par fissuration. La détection précoce de ces pathologies en laboratoire puis sur site constitue un enjeu de sûreté majeur notamment lorsqu’il s’agit d’ouvrages stratégiques tels que les ouvrages nucléaires (enceintes de confinement, galeries de stockage de déchets radioactifs, etc.). L’étude bibliographique a révélé deux verrous. Le premier se traduit par l’absence de données portant sur la sensibilité de l’acoustique non linéaire et de l’émission acoustique vis-à-vis de la RSI sachant que le pouvoir de détection en acoustique linéaire est faible pour des cinétiques de gonflements typiques de structures affectées. Le second conduit au besoin de développer des techniques de CND capables de détecter et localiser les pathologies au centre de massifs en béton de fortes épaisseurs.

Ainsi, la première partie de ces présents travaux est consacrée au suivi du développement accéléré de la RSI dans des petites éprouvettes de laboratoire ( $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ ) par les méthodes de CND suivantes : Resonant Ultrasonic Spectroscopy (RUS), Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS) et Emission Acoustique (EA). Les résultats de ces essais sont interprétés grâce à des analyses de microscopie. Pour répondre à la seconde problématique, un bloc de grande taille ( $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ ) contenant une boule de grès simulant de par son caractère fortement non linéaire une zone pathologique a été réalisé. Ce bloc a permis le développement d’une méthode de CND en acoustique non linéaire non classique basée sur l’interaction entre une onde pompe propagative et une onde sonde. Au final, la méthode développée dans ces travaux a permis de détecter puis de localiser la boule de grès avec un fort contraste. Ces résultats constituent une avancée encourageante quant à la détection des pathologies gonflantes en l’absence de dégradations généralisées dans des éléments en béton de grandes dimensions. Pour finir, une démarche visant à rendre les grandeurs mesurées en acoustique non linéaire quantitatives est proposée. Pour cela une approche numérique étalonnée à partir de mesures expérimentales et prenant en compte la viscoélasticité du béton permet de déterminer l’amplitude de déformation sur la trajectoire de l’onde sonde. Il est alors envisageable d’établir un lien entre la mesure CND et l’avancement de la pathologie. Les résultats de cette thèse ouvrent la voie à un transfert sur site de la méthode proposée.

**Mots Clés :** Contrôles non destructifs, Pathologies gonflantes, Ultrasons, Acoustique non linéaire, Emission acoustique, ODOBA

## **Contribution to non-destructive ultrasonic testing for the detection of concrete swelling pathologies**

**Abstract** – This PhD work focuses on the early detection by ultrasonic non-destructive testing (NDT) of two concrete swelling pathologies, the Delayed Ettringite Formation (DEF) and the Alkali Silica Reaction (ASR). These lead to damage the concrete first by micro-cracking, then by cracking. The early detection of these pathologies in the laboratory and then on site is a major safety issue, particularly in the case of strategic structures such as nuclear ones (containment buildings, radioactive waste storage galleries, etc.). The literature review revealed two limitations. The first one is the lack of data on the sensitivity of nonlinear acoustics and acoustic emission to DEF, since the detection capability in linear acoustics is low for kinetics of swelling typical of affected structures. The second one requires the development of NDT techniques able to detect and locate pathologies at the centre of thick concrete blocks.

Thus, the first part of this work is dedicated to monitoring the accelerated development of DEF in small laboratory samples ( $7 \times 7 \times 28 \text{ cm}^3$ ) by the following NDTs: Resonant Ultrasonic Spectroscopy (RUS), Nonlinear Resonant Ultrasonic Spectroscopy (NRUS) and Acoustic Emission (EA). The results of these tests are interpreted through microscopy analyses. To address the second issue, a large block ( $40 \times 40 \times 70 \text{ cm}^3$ ) containing a sandstone ball simulating a pathological zone due to its highly non-linear properties was poured. This block enabled the development of a non-classical nonlinear acoustics method based on the interaction between a propagative pump wave and a probe wave. The method developed in this work allowed the sandstone ball to be detected and located with a high contrast. These results represent an encouraging advance in the detection of swelling pathologies in the absence of generalized and visible degradation in large concrete elements. Finally, an approach aiming at converting the measured values in quantitative non-linear acoustics is proposed. For this purpose, a numerical approach calibrated from experimental measurements and taking into account the viscoelasticity of the concrete allows determining the amplitude of deformation on the trajectory of the probe wave. It is therefore possible to establish a link between the NDT measurement and the progress of the pathology. The results of this PhD work pave the way for an on-site transfer of the proposed method.

**Key Words:** Non Destructive Testing, Swelling pathologies, Ultrasounds, Nonlinear acoustics, Acoustic Emission, ODOBA

LMA – Site de l’IUT d’Aix-en-Provence

413 avenue Gaston Berger

13625 Aix-en-Provence Cedex 1

IRSN – Centre de Cadarache

PSN-RES/ SEREX

13115 Saint-Paul-lez-Durance Cedex