

Détection d'endommagement sans état de référence et estimation de la température pour le contrôle santé intégré de structures composites par ondes guidées Emmanuel Lizé

▶ To cite this version:

Emmanuel Lizé. Détection d'endommagement sans état de référence et estimation de la température pour le contrôle santé intégré de structures composites par ondes guidées. Acoustique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2018. Français. NNT : 2018ENAM0058 . tel-02066648

HAL Id: tel-02066648 https://pastel.hal.science/tel-02066648

Submitted on 13 Mar 2019 $\,$

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.



Jurv



2018-ENAM-0058

Т

н

È

S

Ε

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Acoustique "

présentée et soutenue publiquement par

Emmanuel LIZÉ

le 20 décembre 2018

Détection d'endommagement sans état de référence et estimation de la température pour le contrôle santé intégré de structures composites par ondes guidées

Directeur de thèse : Nazih MECHBAL Co-encadrement de la thèse : Christian BOLZMACHER et Marc RÉBILLAT

M. Laurent SIMON, Professeur, LAUM, Université du Maine	Président
M. Patrice MASSON, Professeur, GAUS, Université de Sherbrooke	Rapporteur
M. Sébastien GRONDEL, Professeur, Université de Valenciennes	Rapporteur
M. Christian BOLZMACHER, Ingénieur chercheur, CEA LIST	Examinateur
M. Marc RÉBILLAT, Maitre de conférence, PIMM/DYSCO, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
M. Nazih MECHBAL, Professeur, PIMM/DYSCO, Arts et Métiers ParisTech	Examinateur
Mme. Emira MANNAI, Ingénieure, Dassault Aviation	Invitée

Arts et Métiers ParisTech - Campus de Paris PIMM / DYSCO

À tous ceux qu'une passion pour la musique a conduits à l'étude d'ondes acoustiques ... ultrasonores.

Résumé

Ce travail de thèse concerne le contrôle santé intégré (SHM : Structural Health Monitoring) de structures composites aéronautiques par ondes guidées avec des transducteurs piézoélectriques (PZT). La majorité des méthodes de détection classiques reposent sur la comparaison de signaux issus de la structure inspectée à l'état courant avec ceux mesurés dans un état sain (la baseline). La température altère significativement les signaux mesurés et le diagnostic associé si son influence n'est pas prise en compte dans la baseline. D'autre part, l'acquisition de la baseline est très contraignante en vue d'un déploiement des systèmes SHM en condition réelles. La première contribution de cette thèse est l'estimation du champ de température à partir des mesures des PZTs (décalage du spectre fréquentiel et capacité statique), qui permet de compenser l'effet de la température dans la baseline sans ajouter de capteurs dédiés. La seconde contribution concerne les méthodes sans état de référence (baseline free). Les performances de détection de quatre méthodes sont comparées (rupture de réciprocité, variation d'amplitude, analyse des modes de Lamb et baseline instantanée) sur un modèle numérique et des cas expérimentaux d'endommagement à différentes températures sur une plaque de composite fortement anisotrope. Les résultats obtenus démontrent que la décomposition des modes de Lamb dans les signaux mesurés par l'intermédiaire de dual PZTs (PZTs constitués de deux électrodes concentriques – un anneau et un disque - sur leur face supérieure) permet d'améliorer de façon significative les performances de détection de ces méthodes. Un processus de dimensionnement du réseau de dual PZTs est proposé pour le déploiement de ces méthodes sur des structures complexes et prenant en compte la forte anisotropie des matériaux. Ces résultats ouvrent des perspectives prometteuses contribuant potentiellement au transfert des technologies de SHM des laboratoires vers l'industrie.

Mots clés : Contrôle santé intégré, SHM, matériau composite anisotrope, transducteur piézoélectrique, détection d'endommagement, *baseline free*, température, dual PZT, ondes de Lamb, décomposition des modes de Lamb, aéronautique.

Baseline free damage detection and temperature estimation for structural health monitoring of composite structures using guided waves

ABSTRACT: This thesis concerns the Structural Health Monitoring (SHM) of aeronautical composite structures by guided waves with piezoelectric transducers (PZT). Conventional detection methods are based on the comparison of signals from the inspected structure in the current state with those measured in a healthy state (the baseline). Temperature significantly alters the measured signals and the associated diagnosis if its influence is not considered in the baseline. Also, the acquisition of the baseline is very constraining for the deployment of SHM systems in real conditions. The first contribution of this thesis is the estimation of the temperature field from the PZT measurements (modal frequency shift and static capacity), which allows to compensate the effect of temperature in the baseline without adding dedicated sensors. The second contribution of this thesis concerns baseline free methods. The detection performance of four methods are compared (reciprocity principle, amplitude variation, Lamb mode analysis and instantaneous baseline) with a numerical model and experimental cases of damage at different temperatures on a highly anisotropic composite plate. The results obtained show that the decomposition of Lamb wave modes in signals measured via dual PZTs (PZTs consisting of two concentric electrodes - a ring and a disk - on their upper side) significantly improves the detection performance of these methods. A dimensioning process for the deployment of these methods on complex anisotropic structures is proposed. These results open up promising opportunities that potentially contribute to the transfer of SHM technologies from laboratories to industry.

Keywords : Structural Health Monitoring, anisotropic composite material, piezoelectric transducer, damage detection, baseline free, temperature, dual PZT, Lamb wave, Lamb wave modes decomposition, aeronautic.

Remerciements

Ce manuscrit est le fruit de trois années de doctorat. Cette expérience, épanouissante d'un point de vue scientifique, fut également une aventure humaine dont voici les principaux protagonistes.

Je remercie mes encadrants de thèse pour leur soutien et leurs nombreuses relectures. Plus particulièrement, je remercie Nazih de m'avoir régulièrement invité à prendre du recul sur mes travaux avec sa vision globale du domaine du SHM. Je remercie Christian qui m'a beaucoup aidé dans mes manipulations au CEA et mes tourments journaliers grâce à sa disponibilité. Je remercie Marc pour nos échanges très productifs : son pragmatisme m'a permis de bien structurer mes idées et d'aiguiser mes analyses.

Je remercie mes rapporteurs Sébastien GRONDEL et Patrice MASSON qui ont eu la patience de parcourir mes travaux et ont largement réduit le nombre de coquilles dans ce manuscrit. Je remercie encore Patrice de m'avoir donné mon ticket d'entrée dans le monde de la recherche et du SHM en m'accueillant avec bienveillance dans son laboratoire du GAUS à l'occasion de mon stage de fin d'étude. Je remercie également Laurent SIMON et Emira MANNAI d'avoir évalué mes travaux en acceptant de participer à mon jury de thèse.

Je remercie le laboratoire du LISA, qui par la ponctuation de ses pauses café imposées m'a offert un rythme de travail agréable qui a largement contribué à la bonne conduite de mes recherches. Je remercie plus spécialement Charles qui m'a permis de démêler des situations anxiogènes grâce à ses connaissances théoriques et expérimentales et sa curiosité scientifique.

Je remercie le laboratoire du PIMM, pour les débats sans fins qui ont alimenté mes déjeuners. Un grand merci à Maxime qui a gentiment accepté de passer du temps à me créer des délaminages par choc laser aux dépens de l'avancement de ses propres travaux, à Meriem pour les bons moments partagés lors de nos conférences, et à Mattias, Nassim, Juan Miguel et Quentin qui ont partagé mes doutes et mes joies.

Je remercie ma famille et mes amis. Pour certains, de m'avoir soutenu dans mes moments de faiblesse. Pour d'autres, d'avoir accepté de considérer qu'une thèse est un vrai travail. Je remercie le chœur de Grenelle qui m'a donné un champ d'évolution où les résultats obtenus étaient toujours ceux souhaités.

Je remercie enfin Lucile pour son soutien sans faille dès le début, acceptant par la même de se marier à un étudiant. Merci de m'avoir permis de faire connaissance avec Apolline, dont la naissance (concomitante à ce manuscrit), constitue la première réalisation dont je suis fier.

Acronymes

- A₀ : Mode de Lamb antisymétrique fondamental
- S₀ : Mode de Lamb symétrique fondamental
- AM : Analyse des Modes
- BI : Baseline Instantanée
- BSS : Baseline Signal Stretch Étirement des signaux de référence
- BVID : Barely Visible Impact Damage Endommagement à peine visible
- CBM : Condition-based maintenance Maintenance conditionnelle
- CFRP : Carbon Fiber Reinforced Composite Polymères à renfort fibre de carbone
- CND : Contrôle Non Destructif
- DI : Damage Index Indicateur d'endommagement
- DSP : Densité Spectrale de Puissance
- DWT : Discret Wavelet transform Transformée en ondelettes discrète
- EA : Émission Acoustique
- EMIS : *Electro-Mechanical Impedance Signature* Signature de l'impédance électromécanique
- FBG : Fiber Bragg Grating Réseau de Bragg sur fibre optique
- FEM : Finite Element Method Méthode éléments finis
- FFT : Fast Fourier Transform Transformée de Fourier rapide
- IFFT : Transformée de Fourier rapide inverse
- MFC : Macro Fibres Composites
- OBS : Optimal Baseline Selection Sélection des signaux de référence optimaux
- OSP : Optimal Sensor Placement Placement optimal des capteurs
- PCA : Principal Component Analysis Analyse en composantes principales
- PRFC : Polymères à Renfort Fibre de Carbone
- PSD : Power Spectral Density Densité spectrale de puissance
- PZT : Transducteur piézoélectrique en Titano Zirconate de Plomb
- RMSD : Root Mean Square Difference Différence des moindres carrés
- RR : Rupture de Réciprocité
- SHM : Structural Health Monitoring Contrôle santé intégré des structures
- SNR : Signal to Noise Ratio Rapport signal sur bruit
- VA : Variation d'Amplitude
- VD : Variable Dépendante
- VI : Variable Indépendante

Table des matières

Résumé	i
Remerciements	. iii
Acronymes	V
Table des matières	vii
Table des figures	xi
Introduction générale	1
Chapitre 1 : Contrôle santé des structures (SHM) par ond	les
de Lamb	7
1.1 SHM	8
1.1.1. Contrôle non destructif (CND) et SHM	8
1.1.2. Intérêts d'un système SHM	10
1.1.3. Axiomes fondamentaux du SHM	11
1.2. SHM pour le domaine aéronautique	11
1.2.1. Matériau composite	12
1.2.2. Application à l'aéronautique	12
1.2.3. Dommages dans les matériaux composites	15
1.3. Detection d'endommagement dans les materiaux composites	10 10
1.5.1. De la mésure au diagnostic	10 10
1.3.2. Methodes de detection	19 25
1.4. Verrous adressés dans cette thèse	27
1.4.1. Influence de la temperature	
1.4.2. Compensation des variations de température et intérêt de la démarche	
proposée	29
1.4.3. Intérêt des méthodes baseline free	33
Chapitre 2 : Outils théoriques pour le contrôle santé avec	des
éléments piézoélectriques	
2.1. Théorie sur les ondes de Lamb	36
2.1.1. Propagation dans un milieu isotrope	36
2.1.2. Propagation dans les composites stratifiés	40
2.2. Impédance d'un transducteur piézoélectrique couplé à une structure	41
2.2.1. Cas d'un PZT libre	41
2.2.2. Cas d'un PZT couplé à une structure	
2.2.3. Impédance électrique et capacité d'un PZT	44
2.5. Widdele <i>Fin-Force</i> pour le couplage PZ1-plaque	44 10
Chapitra 2 : Estimation de la température à l'aide	40
Chaptere 5 : Estimation de la temperature à l'aide	
d'éléments piézoélectriques	

V111	Та	ble des matières
3.1. I	Introduction	52
3.2. H	Estimation de la température par mesure de fonction de trans	fert52
3.2.1.	Description	52
3.2.2.	Études expérimentales	55
3.2.3.	Discussion et analyses des résultats	58
3.3. H	Estimation de la température par mesure d'impédance	60
3.3.1.	Théorie	61
3.3.2.	Études expérimentales	63
3.3.3.	Estimation de la température avec un dual PZT	71
3.3.4.	Discussion et analyse des résultats	72
3.4. (Conclusions	73
Chapi	itre 4 : Réseaux de dual PZTs pour la décompo	osition
des m	odes A0 et S0	75
4.1. I	ntroduction	
4.2. N	Méthodes classiques de décomposition des modes	
4.2.1.	Effet d'accord des ondes de Lamb	
4.2.2.	PZT co-localisés	
4.2.3.	Transducteurs interdigitaux et peignes	80
4.2.4.	Méthodes semi-analytiques	81
4.3. I	Dual PZT	81
4.3.1.	Dual PZTs pour l'excitation des fréquences « sweet spot »	
4.3.2.	Dual PZTs pour la décomposition des modes	
4.3.3.	Détermination expérimentale de S	
4.3.4.	Conclusion sur les méthodes de décomposition des modes avec	les dual
PZTs	-	92
4.4. I	Dimensionnement d'un réseau de dual PZTs	92
4.4.1.	Présentation du processus de dimensionnement	92
4.4.2.	Matériaux et structure étudiés	94
4.4.3.	Choix des dimensions des transducteurs à partir des courbes de	dispersion 95
4.4.4.	Etude de la propagation des ondes dans le matériau considéré :	modèle
éléme	nt fini local	101
4.4.5.	Algorithme pour le placement des transducteurs.	113
4.4.6.	Application	115

Conclusions120 4.5. Chapitre 5 : Méthodes baseline free pour la détection de délaminage dans les matériaux composites......121

5.1. É	tat de l'art sur les méthodes de détection baseline free	
5.1.1.	Baseline instantanée	
5.1.2.	Retournement temporel	
5.1.3.	Principe de réciprocité	
5.1.4.	Dual PZT	131
5.2. St	ructure étudiée	
5.2.1.	Choix des dimensions des dual PZTs	
5.2.2.	Placement des dual PZTs	134
5.2.3.	Différents types d'endommagement	
5.2.4.	Système d'acquisition	
5.2.5.	Traitement du signal	
	-	

5.3. N	Iéthodes de détection utilisées conjointement avec les dual-PZTs	141
5.3.1.	Indice d'endommagement	141
5.3.2.	Méthodes de détection retenues	144
5.3.3.	Différentes approches pour la comparaison des DIs	148
5.3.4.	Résumé	151
5.4. D	Démarche statistique pour la détection d'endommagement	151
5.4.1.	Variables dépendantes et indépendantes	152
5.4.2.	Détection des valeurs aberrantes	153
5.5. C	Conclusion	158
Chapi	tre 6 : Application des méthodes baseline free	159
6.1. V	alidation sur un modèle Eléments Finis	160
6.1.1.	Modèle utilisé pour la simulation	160
6.1.2.	Influence de l'endommagement simulé sur les modes A0 et S0	160
6.1.3.	Détection d'endommagements	164
6.2. A	nalyse globale	174
6.3. V	alidation expérimentale	176
6.3.1.	Influence d'un endommagement généré par aimant et du délaminage s	ur les
signau	x mesurés	176
6.3.2.	Approches et méthodes les plus efficaces pour les cas expérimentaux.	178
6.3.3.	Etude des modes	180
6.3.4.	Fonctions les plus appropriées, structures expérimentales	180
6.3.5.	Fonctions les plus appropriées : expérimental et simulé	182
6.3.6.	Combinaisons les plus fiables toutes structures confondues	183
6.4. D	Discussions et conclusions	188
6.4.1.	Intérêt de la décomposition des modes	188
6.4.2.	Représentativité du modèle numérique et limites des endommagement	S
artifici	iels	190
6.4.3.	Influence de la température	191
6.4.4.	Efficacité des méthodes et approches proposées	191
6.4.5.	Déploiement à de plus grandes structures	192
6.4.6.	Limite des méthodes <i>baseline free</i> utilisées	193
Conch	usion et perspectives	195
Conclus	ion générale	195
Perspect	tives	197
Annex	čes	199
Annexe	A : Détail sur les fonctions mathématiques utilisées	201
Annexe	B : Détail sur l'analyse de la durée des signaux et de la combinaisor	IS
émetteu	r-capteur	205
B.1. D	urée du signal	205
B.2. C	ombinaison émetteur-capteur	206
Annexe	C : Compléments de l'état de l'art sur les méthodes Baseline free	209
C.1. <i>B</i>	aseline instantanée appliquée aux matériaux métalliques	209
C.2. R	etournement temporel pour les matériaux métalliques	210
C.3. <i>N</i>	onlinear ultrasonic modulation	212
Référe	ences	215

Table des figures

Figure 1.1 : a) Schéma présentant un système SHM. b) Illustration du concept de structure "intelligente".	dite
Figure 1.2 : Composition d'un matériau composite	12
Figure 1.3 : Différents matériaux constituant le fuselage de l'Airbus A380	13
Figure 1.4 : Exemple de constitution d'un composite CFRP [0° 90°]4, c'est-à-dire un matériau comp de 4 couches de fibres de carbone et de matrice époxy dont l'orientation varie alternativement e 0° et 90°.	posé ntre 13
Figure 1.5 : Proportion de matériaux composites dans les avions Airbus de 1970 à nos jours	14
Figure 1.6 : Différents types d'endommagements dans les matériaux composites à fibres de carbone	2. 15
Figure 1.7 : Micrographie montrant des fibres rompues en compression avec formation de « <i>kink ban</i> (Feld et al., 2011) (gauche) et phénomène de « <i>micro-buckling</i> » (droite)	<i>ds »</i> 16
Figure 1.8 : Endommagements générés par un impact dans un matériau composite (Maier et al., 20	14). 17
Figure 1.9 : De la mesure au diagnostic. TdV et Amax désignent respectivement le temps de vo l'amplitude maximale de l'onde mesurée.	ol et 18
Figure 1.10 : Ondes longitudinales et transversales (Lammering et al., 2018, para. 3.2.3)	19
Figure 1.11 : Modes symétriques et antisymétriques fondamentaux (S0 et A0) des ondes de Lamb	20
Figure 1.12 : Méthode passive (gauche), pulse-écho (milieu) et pitch-catch (droite). Les disques jau représentent les transducteurs et l'endommagement est représenté en rouge	ines 21
Figure 1.13 : « <i>Tone Burst</i> » utilisé pour la détection d'endommagement par ondes de Lamb. Sig obtenu pour $f0 = 50$ kHz, $Nc = 5$ et $A = 10$ V dans le domaine temporel (gauche) et fréquer (droite).	gnal ntiel 22
Figure 1.14 : Émissions Acoustiques (EA) générées en présence d'une fissure dans une structure sour à une charge	nise 22
Figure 1.15 : Détection de fissure dans une structure : a) méthodes non-linéaires par distor harmonique ; b) modulation de fréquence.	sion 23
Figure 1.16 : Exemple d'application de la méthode par résistance électrique pour la détec d'endommagement dans un composite : le champ électrique est modifié par l'émergence d' fissure et un délaminage. (Giurgiutiu, 2015, fig. 46).	tion 'une 24
Figure 1.17 : Illustration de la méthode de détection par signature de l'impédance électromécani (EMIS) avec un PZT monté sur une structure composite pour la détection d'un délaminage	ique 24
Figure 1.18 : Effet piézoélectrique direct (gauche) et inverse (droite)	25
Figure 1.19 : Différentes formes de transducteurs piézoélectriques proposés par PI ceramic	26
Figure 1.20 : Nappe MFC développée par SMART MATERIAL.	26
Figure 1.21 : Schéma de principe d'un FBG (Druet, 2017).	27
Figure 1.22 : Signaux mesurés sur une plaque de composite CFRP saine à 0°C, 50°C et 100°C mont l'influence de la température sur l'amplitude et la vitesse de propagation des ondes de La mesurées.	rant amb 29
Figure 1.23 : Signaux mesurés sur une plaque de composite CFRP saine puis endommagée à me température montrant l'influence de l'endommagement sur l'amplitude et la vitesse de propaga des ondes de Lamb mesurées.	ême tion 29
Figure 1.24 : Processus de détection d'endommagement par ondes de Lamb « classique », c'est-à- en utilisant une <i>baseline</i> .	dire 30
Figure 1.25 : Processus de détection d'endommagement par ondes de Lamb « classique » avec pris compte des variations de température.	e en 32
Figure 2.1 : Plaque mince d'épaisseur <i>e</i> , supposée infinie dans les directions <i>x</i> et <i>y</i>	36
Figure 2.2 : Schéma électrique équivalent d'un PZT sous forme de condensateur plan	42
Figure 2.3 : PZT circulaire collé sur une plaque.	43

Figure 2.4 : modèle <i>Pin-Force</i> pour un couplage PZT-plaque
Figure 3.1 : Signal émis ut (balayage (« sweep ») exponentiel sinusoïdal), signal reçu vt, et fonction de
transfert calculée $H\omega$ à partir de ces deux signaux
Figure 3.2 : Variation de fréquence d'un mode de la fonction de transfert avec la température
Figure 3.3 : Plaque composite utilisée pour l'expérimentation (à gauche) et détail du PZT monté sur la structure (à droite)
Figure 3.4 : Installation expérimentale pour la mesure des fonctions de transfert sur la plaque CFRP. 56
Figure 3.5 : a) Décalage fréquentiel du mode à 136,9 kHz. Les triangles représentent les positions successives du pic lorsque la température évolue; b) Régression linéaire appliquée à la variation de fréquence du mode à 136,9 kHz ($\alpha r = -37$ Hz/°C; $\omega r0 = 136,9$ kHz); c) fonction de transfert pour le chemin PZT1 - PZT 2 pour des températures variant de 10 à 60°C (partie supérieure) et le coefficient de variation thermique pour 80 modes détectés (partie basse)
Figure 3.6 : Erreur d'estimation de la température en utilisant le décalage de fréquence de 20 modes pour 12 échantillons
Figure 3.7 : a) Évolution de la fonction de transfert avec la température entre les PZT 1 et 2 de la plaque étudiée. b) et c) Détails sur l'évolution de quelques pics observés dans la fonction de transfert en a). d) Erreur d'estimation de la température en fonction de la température appliquée à la plaque pour le couple de transducteurs PZT1 → PZT2
Figure 3.8 : Variation relative de la permittivité de la céramique NCE51 qui compose les PZTs utilisés. Courbe extraite du site de NOLIAC
Figure 3.9 : Variation de la capacité d'un PZT libre avec la température. Comparaison de la régression linéaire appliquée à des mesures expérimentales (en rouge) et la variation théorique obtenue avec le modèle de condensateur plan (en bleu)
Figure 3.10 : Installation expérimentale pour la mesure d'impédance
Figure 3.11 : a) Variation de la capacité équivalente décrite dans l'équation (3.10) pour le PZT 1 lorsque la température varie de 10 à 60°C, pour des fréquences de 20 à 60 kHz. b) Variation de la capacité statique pour le PZT 1 sur un cycle de températures de 10 à 60°C utilisé pour calculer les paramètres de régression linéaire <i>Csref</i> et αC
Figure 3.12 : Erreur d'estimation de la température pour 50 échantillons pour le PZT 1
Figure 3.13 : Image thermique obtenue avec la caméra thermique FLIR (gauche) et champ de température reconstruit à partir des estimations par capacité statique (droite)
Figure 3.14 : Vue éclatée d'une nacelle d'Airbus A380
Figure 3.15 : a) Dimensions du <i>fan cowl</i> et mise en évidence de la partie testée. b) Zone testée et position des PZTs utilisés. 68
Figure 3.16 : Zone de test du <i>fan cowl</i> chauffée par la lampe infrarouge
 Figure 3.17 : 3 cas d'application d'un champ de température hétérogène sur la zone présentée en Figure 3.15. Comparaison entre l'image de la caméra thermique (gauche) et l'estimation par mesure de capacité statique (droite)
Figure 4.1 : Illustration des conversions/atténuations de mode pouvant intervenir dans le cadre d'une interaction avec un délaminage
Figure 4.2: Illustration des fréquences d'excitation <i>sweet spot</i> obtenues pour un PZT de 30 mm de diamètre et 0,5 mm d'épaisseur collé sur une plaque de stratifié composite [0° 90°]16 de 2 mm d'épaisseur. Le graphique représente les déplacements maximaux constatés en dehors du PZT en fonction de la fréquence d'excitation. 108 kHz et 168 kHz correspondent à des <i>sweet spot</i> respectivement pour les modes S0 et A0 car dans ces deux cas, un mode se propage de façon préférentielle
Figure 4.3 : PZT co-localisés pour émettre le mode <i>S</i> 0 (a) ou <i>A</i> 0 (b). Les flèches blanches représentent le signe de la tension d'alimentation du PZT, les flèches jaunes représentent les mouvements des PZTs
Figure 4.4 : a) Transducteur interdigital et b) Transducteur peigne (Lammering et al., 2018, fig. 17.3)
Figure 4.5 : Schéma d'un dual PZT et dimensions le caractérisant

Figure 4.19 : Modèle FEM local : plaque de stratifié composite équipé de 2 dual PZTs. Les lignes noires désignent les placements des capteurs de déplacements virtuels pour l'étude de la propagation des

Figure 4.10 : Décomposition réalisée pour deux dual PZTs séparés de 300 mm à une fréquence d'excitation de 50 kHz. a) Enveloppe du signal émis (*input*) ; b) et c) Enveloppes des modes S0 et A0 estimées via le modèle semi-analytique développé ; d) Superposition des enveloppes estimées des modes et de la réponse attendue (somme des contributions de chaque mode); e) Signaux mesurés pour les 9 combinaisons émetteur-récepteur possibles normalisés par rapport au maximum du premier paquet d'onde, superposés avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire jaune) ; f) Contribution du mode S0 isolée avec la méthode #3, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire bleue) ; g) Contribution du mode A0 isolée avec la méthode #3, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire bleue) ; 89

modes A0 et S0 (gauche). L'image de droite montre le détail du maillage réalisé pour le dual PZT avec les dimensions proposées dans le Tableau 4.3
Figure 4.20 : Superposition des enveloppes des signaux correspondant à chaque mode avec le signal mesuré par la partie <i>disk</i> du dual PZT capteur. Signaux obtenus pour $f0 = 80$ kHz, $r = 150$ mm et $\theta = 0^{\circ}$
Figure 4.21 : Mise en évidence de l'influence de l'anisotropie sur la propagation des ondes de Lamb et de la conversion de mode de <i>S</i> 0 vers <i>A</i> 0 lors de l'arrivée du mode <i>S</i> 0 (<i>ToAS</i> 0) au niveau du PZT utilisé comme capteur (encadré rouge). Cette illustration est obtenue pour $f0 = 100$ kHz, $r = 175$ mm et $\theta = 0^{\circ}$ sur une plaque de 300 × 175 mm ² utilisée dans (Lizé et al., 2018b) 105
Figure 4.22 : (a) Variation de l'efficacité électromécanique du <i>ring</i> et du <i>disk</i> pour les modes A0 et S0 en fonction de la fréquence d'excitation f0. (b) Réponse mesurée par le <i>ring</i> et le <i>disk</i> pour $r = 150 \text{ mm}, \theta = 0^{\circ}, \text{et } f0 = 80 \text{ kHz}.$ 106
Figure 4.23 : Amplitude maximale du déplacement hors plan (~ <i>CA</i> 0) et dans le plan (~ <i>CS</i> 0). (a) En fonction de la fréquence d'excitation $f0$ pour $r = 150$ mm et $\theta = 0^{\circ}$; (b) en fonction de la distance r pour $f0 = 80$ kHz et $\theta = 0^{\circ}$
Figure 4.24 : (a) Amplitude maximale du déplacement hors plan (~ <i>CA</i> 0) et dans le plan (~ <i>CS</i> 0) en fonction de l'orientation θ pour $r = 150$ mm et $f0 = 80$ kHz; (b) Réponse mesurée par le <i>disk</i> pour $\theta = 0^\circ$ et $\theta = 45^\circ$, à $r = 150$ mm, et $f0 = 80$ kHz
Figure 4.25 : Représentation du calcul du critère de taux de superposition τas pour un signal Vas donné.
Figure 4.26 : Amplitudes maximales des contributions des modes A0 et S0 dans la réponse électrique mesurée par la partie <i>disk</i> du dual PZT à $r = 150$ mm et $\theta = 0^{\circ}$ (axe des ordonnées correspondant à gauche) en fonction de la fréquence d'excitation f0. Superposition avec le tracé du critère d'amplitude définit en équation (4.13) et le seuil εV (axe des ordonnées correspondant à droite). La zone hachurée bleue correspond aux fréquences pour lesquels le critère d'amplitude n'est pas respecté
Figure 4.27 : Superposition des modes (τdd) dans la réponse mesurée par le <i>disk</i> en fonction de la fréquence d'excitation et de la distance pour $\theta = 0^{\circ}$
Figure 4.28 : Rapport d'amplitude $VddA0S0$ en fonction de l'orientation θ et de la fréquence d'excitation $f0$ pour des distances entre PZTs de 150 mm et 300 mm
Figure 4.30 : Atténuation des modes en fonction de l'orientation pour les trois matériaux étudiés pour $f0 = 100$ kHz et $r = 150$ mm, lorsque le <i>disk</i> est émetteur
Figure 5.1 : Illustration de la baseline instantanée (Anton et al., 2009)
Figure 5.2 : Illustration du concept de retournement temporel appliqué à 2 transducteurs piézoélectriques montés sur une structure en utilisant un signal <i>tone burst</i> (signaux issus de (Jeong et al., 2011b))
Figure 5.3 : Illustration du principe de réciprocité appliqué à la détection d'endommagement sur un chemin entre deux PZTs : les signaux obtenus dans les deux sens possibles du chemin sont comparés
Figure 5.4 : a) Dimensions de la plaque de stratifié composite CFRP [0° 90°]16 et positionnement des dual PZTs. b) Dimensions des dual PZTs utilisés
Figure 5.5 : Courbes de dispersion montrant l'évolution de la longueur d'onde λ en fonction de la fréquence d'excitation f0 pour A0 et S0 sur le matériau composite [0° 90°]16 considéré. Cette figure illustre les fréquences d'excitation clés pour les dimensions d'électrodes choisies pour les dual PZTs utilisés ($\emptyset PZT - disk = 5 mm$ et $\emptyset PZT - ring = 10 mm$) en vue de la détection d'un endommagement de $\emptyset d = 20 mm$.
Figure 5.6 : Illustration de la localisation de l'endommagement qui consiste en l'ajout de deux aimants identiques de diamètre $\emptyset d = 20 mm$ (AM20) placés symétriquement de part et d'autre de la plaque
Figure 5.7 : C-scan de la plaque endommagée par choc laser. <i>a</i> . C-scan global, vue du dessus de la plaque. <i>b</i> . C-scan de la zone endommagée, vue du dessus. Les cercles désignent les zones d'impact successives utilisées pour générer l'endommagement. <i>c</i> . B-scan de la zone endommagée montrant la profondeur de l'endommagement

Figure 5.8 : Résultats de simulation montrant les déformations provoquées au niveau d'un délaminage Figure 5.10 : Trois étapes de traitement du signal appliquées aux mesures réalisées entre les dual PZTs 6 et 7 (tension mesurée lorsque le ring du 6 émet et le disk du 7 reçoit) pour une fréquence d'excitation f0 = 50 kHz.....140 Figure 5.11 : Comparaison des mesures réalisées sur la plaque délaminée (Figure 5.7) dans les deux sens du chemin 6 - 7 (tension mesurée lorsque le ring émet et le disk reçoit) pour une fréquence d'excitation f0 = 50 kHz. a) Signaux bruts mesurés. b) Signaux traités. c) Soustraction des signaux Figure 5.12 : Comparaison des signaux obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant Figure 5.13 : Comparaison des signaux Vrd - 27 et Vdd - 27 obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant l'endommagement (27) pour une fréquence d'excitation f0 = 70 kHz. Figure 5.14: Comparaison des signaux Vdd - 27A0 et Vdd - 27S0 obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant l'endommagement (27) pour une fréquence d'excitation f0 Figure 5.15 : 8 chemins comparables dans le cadre de l'application de la méthode baseline Instantanée Figure 5.16 : Comparaison des signaux Vrd – chemin 4 et Vrd obtenus sur les résultats de simulation Figure 5.18 : Détection des valeurs aberrantes sur les structures EXP_delam et EXP_sain sur les signaux de la combinaison dd pour la réponse non décomposée (V) mesurée pour une fréquence d'excitation f0 = 70 kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche CHEMIN, et la fonction CCMPD. a) DIs obtenus pour chaque chemin et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagés superposés avec une loi demi-normale pour le cas sain. C) Représentation des chemins de la plaque Figure 5.19 : Mise en évidence des valeurs observées correspondantes aux DId pour les quatre approches Figure 6.1 : Structure SDT_dom : Superposition des signaux obtenus pour une fréquence d'excitation f0 = 80 kHz en conditions expérimentales et en simulation sur SDTools......160 Figure 6.2 : Déplacements provoqués par les ondes de Lamb pour une fréquence d'excitation f0 = 50kHz, à un instant t = 0,0043 ms après l'émission. a) sur une structure saine ; b) sur une structure endommagée; c) mise en évidence de l'influence de l'endommagement par soustraction des déplacements sain et endommagé. d) Vue en détail de la zone d'endommagement pour le mode S0 Figure 6.3 : Déplacements provoqués par les ondes de Lamb pour une fréquence d'excitation f0 = 50kHz, à un instant t = 0.15 ms après l'émission. a) sur une structure saine ; b) sur une structure endommagée ; c) mise en évidence de l'influence de l'endommagement par soustraction des déplacements sains et endommagés. d) Vue en détail de la zone d'endommagement pour le mode Figure 6.4 : Structure SDT_dom : Influence de l'endommagement sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27. a) Signal émis par le ring à f0 = 50 kHz et mesuré par le *disk.* b) Signal émis par le *disk* à f0 = 130 kHz et mesuré par le *disk*.....163 Figure 6.5: Structure SDT_dom: Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque Figure 6.6: Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque Figure 6.7 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à chaque méthode et chaque approche168

Figure 6.8 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à chaque méthode (cumulé pour toutes les approches)
Figure 6.9 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque mode relatif aux méthodes RR et BI et à chaque approche
Figure 6.10 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) des modes A0 (en rouge) et S0 (en bleu) en fonction de la fréquence d'excitation f0, en kHz, relatifs aux méthodes RR et BI et à chaque approche
Figure 6.11 : a) Pourcentage de bonne détection d'endommagement (diagnostics D1 et D2) pour les 5 structures étudiées. b) Pourcentage d'échecs de détection d'endommagement (diagnostics D0) pour les 5 structures étudiées. 175
Figure 6.12 : Structures EXP_AM20 et EXP_delam : Influence de l'endommagement sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27 pour un signal émis par le <i>ring</i> à $f0 = 50$ kHz et mesuré par le <i>disk</i> . a) influence des aimants (structure EXP_AM20), b) influence du délaminage (structure EXP_delam)
 Figure 6.13: Structures EXP_delam, EXP_delam_40deg et EXP_delam_80_deg: Influence de la température sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27 pour un signal émis par le <i>ring</i> à f0 = 50 kHz et mesuré par le <i>disk</i>. a) Signaux non décomposés. b) Premier paquet d'ondes du mode S0 décomposé. c) Premier paquet d'ondes du mode A0 décomposé 177 Figure (14: Structures EXP_AM20, et EXP_delam_à différentes termé (atoms à Devenue de A0)
diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque méthode
Figure 6.15 : Structures EXP_AM20 et EXP_delam : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque mode relatif aux méthodes RR et BI et à chaque approche
Figure 6.16 : Comparaison des efficacités des fonctions sur les structures EXP_delam et EXP_AM20. Pour une fonction donnée et une méthode donnée, le pourcentage bleu représente la proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 à la structure EXP_delam alors que la structure EXP_AM20 est diagnostiquée D0. En jaune, proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 pour la structure EXP_AM20 alors que la structure EXP_delam est diagnostiquée D0
Figure 6.17 : Comparaison des efficacités des fonctions sur les structures expérimentales (EXP_delam et EXP_AM20) et simulé (SDT_dom). Pour une fonction donnée et une méthode donnée, le pourcentage bleu représente la proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 à une des structures expérimentales (EXP_AM20 ou EXP_delam) alors que la structure SDT_dom est diagnostiquée D0. En jaune, proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 pour la structure SDT_dom alors qu'au moins une des structures expérimentales (EXP_delam ou EXP_AM20) est diagnostiquée D0
Figure 6.18 Toutes structures confondues : pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque méthode
Figure 6.19 : Toutes structures confondues : pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à la méthode, avec le détail de l'approche, de la fréquence d'excitation <i>f</i> 0 et du mode considéré
Figure 6.20 : Détection localisée sur la structure EXP_AM20 sur les signaux de la combinaison re et le mode S0 mesuré pour une fréquence d'excitation $f0 = 50$ kHz et une durée de 0,3 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche PIXEL, et la fonction FFT. a) DIs obtenus pour chaque pixel et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image du DI calculé pour chaque pixel dans le cas endommagé.
Figure 6.21 : Détection localisée sur la structure SDT_dom sur les signaux de la combinaison rd et le mode S0 mesuré pour une fréquence d'excitation $f0 = 80$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche PZT, et la fonction SAPS. a) DIs obtenus pour chaque pzt et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image de la répartition des valeurs des DIs obtenus pour chaque PZT dans le cas endommagé
rigure 0.22 : Detection localisee sur la structure EXP_delam sur les signaux de la combinaison dd mesurés pour une fréquence d'excitation $f0 = 110$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont

calculés en appliquant la méthode MA, en adoptant l'approche PIXEL, et la fonction SAHM. a) DIs obtenus pour chaque pixel et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image du DI calculé pour chaque pixel dans le cas endommagé. 187

- **Figure B.2 :** Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque combinaison émetteur-récepteur relatif à chaque méthode (exceptée VA) et chaque approche. 207

Introduction générale

Le mardi 14 août 2018 à 11h30, à Gênes (Italie), le viaduc Morandi s'effondre, provoquant la mort de 38 personnes. Défaut de maintenance ou problème structurel ? C'est une question que l'on ne se poserait pas si cet ouvrage était équipé d'un système de contrôle santé intégré (ou SHM en anglais, pour *Structural Health Monitoring*). Cet évènement récent et les débats qu'il a provoqués illustrent bien l'importance de la maintenance qui joue un rôle essentiel du point de vue des coûts d'entretien et de la sécurité des biens et des personnes. Cette remarque s'applique à tous les secteurs de l'industrie où le maintien de l'intégrité des structures est d'une importance critique : l'aéronautique, le spatial, le ferroviaire, le naval, l'énergie (éolienne, nucléaire), et le transfert d'énergie (pétrole, gaz).

Le SHM a pour but d'intégrer des systèmes de mesure performants au sein des structures inspectées afin d'établir un diagnostic sur leur état de santé en temps réel. Les structures dites « intelligentes » ainsi créées permettent potentiellement d'améliorer la fiabilité tout en réduisant les coûts de maintenance en passant d'une maintenance préventive¹ vers une maintenance conditionnelle² ou prédictive³. Un système SHM se doit ainsi d'être en mesure de détecter, localiser, identifier et d'estimer la taille d'un éventuel endommagement, et, idéalement, d'établir un pronostic sur la durée de vie résiduelle de la structure inspectée.

Le SHM constitue une évolution des méthodes de contrôle non destructif (CND) en intégrant les moyens de mesure utilisés de façon permanente et automatisée. Au-delà des avantages certains que procurent un diagnostic en temps réel et la diminution des coûts de maintenance, cela permet d'équiper des structures difficiles d'accès avec des techniques de CND usuelles. En revanche, l'aspect « intégré » des moyens de mesure s'accompagne en général d'une plus faible précision que les techniques de CND qui ne sont pas limitées par des contraintes d'encombrement ou de puissance. Un système SHM se différencie donc à travers un ensemble de technologies propres à ce domaine qui concernent le capteur, la transmission et le stockage éventuel de données, leur traitement pour établir un diagnostic et la diffusion de cette information à une personne qualifiée, en mesure de l'interpréter. Dans un contexte aéronautique, la contrainte d'embarquement limite le nombre de capteurs qu'il est possible d'introduire. Il faut être

¹ La maintenance préventive consiste à réaliser des contrôles à intervalles prédéterminés, ou selon des critères prescrits, ayant pour but de réduire la probabilité de défaillance ou de dégradation du fonctionnement d'une structure.

² La maintenance conditionnelle consiste à réaliser des tâches de maintenance à la suite de relevés, de mesures ou de contrôles indiquant un état de dégradation de la structure.

³ La maintenance prédictive est un cas particulier de maintenance conditionnelle. Elle repose sur une bonne connaissance de l'évolution des endommagements pour que des tâches de maintenances ne soient réalisées que lorsqu'un seuil d'endommagement critique prédéfini est franchi.

en mesure d'établir un diagnostic fiable avec peu de sources d'informations en équipant la structure de capteurs résistants (il faut que leur durée de vie soit supérieure à celle de la structure étudiée pour en garantir l'observation) et disposés intelligemment pour maximiser l'observation d'éventuels endommagements tout en minimisant le nombre de capteurs.

L'industrie aéronautique a connu un véritable essor grâce au développement des matériaux composites. Ces matériaux constitués de différentes couches de fibres solidarisées par une matrice époxyde ont permis de créer des structures très résistantes avec des géométries complexes, bien plus légères que leurs équivalents métalliques. Cette réduction de masse a notamment rendu possible l'exploit technologique que représente l'Airbus A380. Parmi les endommagements que peuvent subir ces matériaux, les délaminages sont à surveiller de près : cette séparation de deux plis au sein du matériau n'est pas détectable par des inspections visuelles classiques (en maintenance traditionnelle). Leur détection s'effectue par l'intermédiaire d'ondes ultrasonores (par exemple, par ondes guidées). En CND, ces ondes sont émises et reçues par des scanners adaptés. En SHM, la génération et la mesure de ces ondes peuvent être réalisées par des transducteurs piézoélectriques. Les méthodes de détection « classiques » consistent à comparer des signaux mesurés⁴ à l'état courant avec des signaux issus d'une *baseline*, c'est-à-dire une base de données correspondant à la structure dans son état sain. L'influence des paramètres environnementaux - et particulièrement la température - sur les ondes qui se propagent est identifiée comme l'une des contraintes les plus fortes qui freinent le développement de ces méthodes dans des cas d'industrialisation réels. La prise en compte de ce paramètre dans l'analyse des mesures issues des méthodes de détection classiques nécessite la création de bases de données de références à différentes températures ou d'un modèle prédisant l'évolution de la baseline avec la température et, par conséquent, l'ajout de capteurs de température. Au moment du diagnostic, la baseline qui a été réalisée à la température qui se rapproche le plus de celle constatée est sélectionnée (OBS pour Optimal Baseline Selection), et/ou les signaux de référence sont modifiés par un modèle prédictif pour correspondre au mieux aux signaux de l'état courant (BSS pour Baseline Signal Stretch). L'ajout de capteurs de température et du câblage associé contribuent à l'alourdissement des structures inspectées, ce qui n'est pas favorable dans un contexte aéronautique où l'allégement des matériaux est un facteur de progrès. Afin d'éviter l'ajout de capteurs de température pour la compensation de son influence dans des démarches avec baseline, deux méthodes d'estimation du champ de température à partir de mesures effectuées par les transducteurs piézoélectriques sont proposées dans ce document. La première méthode est basée sur l'étude du décalage fréquentiel des modes propres de la structure. Cette observation réalisée sur la fonction de transfert obtenue pour une paire de transducteurs se montre efficace pour l'estimation de la température lorsqu'une plaque de composite

⁴ Le signal mesuré correspond ici aux vibrations du transducteur piézoélectrique qui sont converties en signal électrique.

est soumise à un champ de température homogène. Les expériences menées à haute température et pour des champs de température hétérogènes montrent cependant que ces résultats ne sont pas applicables dans ces situations. La seconde méthode repose sur l'évolution de la capacité statique des transducteurs. Cette mesure évolue linéairement avec la température, permettant d'estimer efficacement la température pour chaque transducteur monté sur une structure instrumentée. Les résultats obtenus sur une structure aéronautique soumise à un champ de température hétérogène ont montré que cette approche pourrait remplacer l'ajout de capteurs de température pour la compensation des signaux. Dans un premier temps, l'estimation du champ de température permet de savoir lorsque ce champ est homogène, et donc comparable à la configuration correspondant à l'état de référence. Dans un second temps, cette estimation de température permet de choisir la *baseline* la plus appropriée pour étudier la présence d'endommagement (OBS) ou bien d'alimenter le modèle d'évolution des signaux avec la température (BSS).

L'estimation de la température avec les transducteurs piézoélectriques permet de diminuer l'encombrement du système SHM développé mais ne règle pas les contraintes liées à l'utilisation d'une *baseline*. La *baseline* doit être acquise, stockée et transmise à la structure pour chaque interrogation, et le fait d'avoir recours à cet état supposé sain est altéré par un manque de robustesse aux changements de conditions environnementales, la difficulté de transfert de baseline entre deux structures identiques, et l'éventuelle présence de défaut lors de la création de la baseline. Pour s'affranchir de ces limites, des méthodes de détection baseline free (sans base de données correspondant aux signaux mesurés à un état sain) sont proposées dans la littérature. Les méthodes étudiées reposent principalement sur une analyse des modes de Lamb fondamentaux symétriques (S_0) et antisymétriques (A_0) , qui résultent de la propagation des ondes acoustiques dans des structures minces. Les propagations de ces deux modes et leurs interactions avec un éventuel endommagement diffèrent. Dans les travaux menés dans cette thèse, la décomposition de ces modes est effectuée grâce à des dual PZTs (transducteurs piézoélectriques en Titano-Zirconate de Plomb composées de deux électrodes concentriques - un anneau et un disque - sur leur face supérieure). Cette méthode de décomposition est issue des travaux de (Yeum et al., 2011a) et rendue plus robuste pour prendre en compte l'anisotropie⁵ des matériaux considérés et la présence de superposition de modes dans les signaux traités. Un procédé en trois étapes pour le dimensionnement d'un réseau de dual PZTs est présenté afin de permettre le déploiement de méthodes baseline free basées sur la comparaison des modes sur de grandes structures composites. Premièrement, les dimensions des électrodes des dual PZTs sont choisies pour garantir une sensibilité des PZTs aux modes de Lamb en

⁵ Un matériau anisotrope est un matériau dont les propriétés mécaniques ne sont pas homogènes dans toutes les directions. Dans les matériaux composites, cela impacte la propagation des ondes de Lamb dont la vitesse et l'atténuation dépendent de l'orientation des plis.

fonction de la taille d'endommagement à détecter par l'intermédiaire des courbes de dispersion. Ensuite, un modèle éléments finis local représentatif de la structure à instrumenter permet d'étudier en détail la propagation des modes S_0 et A_0 et la capacité des dual PZTs à décomposer leurs contributions en fonction de la fréquence d'excitation et du placement (orientation, espacement) des dual PZTs. Un algorithme de placement des PZTs permet enfin de proposer un réseau de transducteurs à déployer à partir du maillage 3D de la structure à instrumenter et des paramètres optimaux issus des étapes de dimensionnement précédentes. Ce procédé générique est appliqué au dimensionnement d'un réseau de dual PZTs pour l'application de méthodes *baseline free* sur un *fan cowl* d'Airbus A380.

Une analyse comparative de diverses méthodes *baseline free* est ensuite menée. Des simulations numériques sur une plaque de composite anisotrope équipée de dual PZTs sont réalisées et comparées à des mesures expérimentales traitant différents cas d'endommagement (aimants, délaminage). Cette analyse permet d'évaluer de façon exhaustive la capacité des différentes méthodes et approches à détecter un endommagement sans avoir recours à la *baseline* correspondant à un état sain. Pour les différentes approches adoptées (analyse par chemin, par PZT, par pixel ou par cluster) et les différentes méthodes adoptées (rupture de réciprocité, variation d'amplitude, analyse des modes, et *baseline* instantanée), la détection est testée pour plusieurs fonctions de calcul d'indice d'endommagement (DI pour *Damage Index*) en faisant varier le mode analysé et la fréquence d'excitation.

Pour ces détections *baseline free*, un seuil de détection est appliqué en se basant sur la distribution des indicateurs d'endommagements calculés sur les mesures instantanées (et non à partir de la *baseline* saine). Cela permet de garantir l'indépendance des résultats vis-à-vis d'une structure saine. Ces analyses montrent qu'il est bien possible de détecter voire localiser les endommagements de façon *baseline free* sur des matériaux fortement anisotropes à différentes températures. Les tendances observées indiquent que l'étude de l'un des modes isolé est plus efficace que l'analyse de la réponse non-décomposée. La décomposition des modes permet également de valider une nouvelle méthode basée sur la comparaison des amplitudes des deux modes S_0 et A_0 . Il est constaté que les méthodes permettant la détection d'endommagement avec le mode S_0 sont plus généralisables aux différents cas d'endommagement à détecter.

En somme, les travaux présentés dans ce manuscrit présentent des méthodes de détection d'endommagement par ondes ultrasonores sur de grandes surfaces, en adressant principalement les contraintes liées aux variations de température et à la dépendance à une *baseline* qui empêchent la mise en pratique de telles méthodes de détection sur des structures réelles, hors du laboratoire.

Le premier chapitre décrit en détail les systèmes SHM et les contraintes liées à leur développement dans un contexte aéronautique. Un état de l'art sur les différents cas d'endommagement propres aux matériaux composites, les méthodes de détection pratiquées, et les verrous identifiés dans la littérature (température et *baseline*) sont

développés pour situer les contributions de ce manuscrit dans le développement du SHM par ondes guidées.

Le deuxième chapitre présente des développements théoriques relatifs à l'utilisation des transducteurs piézoélectriques et la propagation des ondes de Lamb. Ces outils sont utilisés dans les chapitres suivants pour l'étude des vitesses de propagation des modes de Lamb (à partir des courbes de dispersion issues de équations de Lamb), la capacité statique des transducteurs (à partir d'un modèle de condensateur plan équivalent) et l'amplitude des ondes de Lamb générées par un transducteur piézoélectrique collé à une plaque composite (modèle *Pin-Force*).

Le troisième chapitre développe les deux méthodes d'estimation de la température à partir des mesures des transducteurs piézoélectriques. Ces méthodes sont testées sur une plaque composite et une structure aéronautique à échelle d'un *fan cowl* d'airbus A380 (5 m d'envergure) pour un champ de température homogène puis hétérogène.

Le quatrième chapitre est dédié à la décomposition des modes de Lamb. Après un état de l'art succinct des différentes méthodes de décomposition, la méthode des dual PZTs est détaillée avec des améliorations permettant d'augmenter la robustesse de cette méthode. Enfin, le processus de dimensionnement de réseau de dual PZTs (décrit plus tôt dans cette introduction) en vue de leur déploiement sur une grande structure est présenté.

Le cinquième chapitre présente les différentes méthodes et approches testées dans le cadre de l'analyse comparative des méthodes *baseline free* avec des dual PZTs. Un état de l'art sur quelques méthodes *baseline free* est suivi d'une description de la structure composite étudiée (cas simulé et deux plaques réelles endommagées par des aimants ou par choc laser) et du traitement du signal effectué. Les différentes équations pour le calcul des indicateurs d'endommagement sont données, ainsi que la description du seuil de détection appliqué et les différents niveaux de diagnostic considérés.

Le sixième et dernier chapitre est une analyse approfondie des résultats de détection obtenus avec les différents paramètres décrits dans le chapitre 5. Une analyse globale sur la capacité des approches proposées à détecter les endommagements est proposée en comparant les diagnostics issus des trois cas d'endommagements traités, ainsi qu'un cas traité à différentes températures (délaminage par choc laser). Une analyse plus particulière des cas simulés et expérimentaux permet d'observer des tendances par rapport aux paramètres les plus appropriés pour la détection d'endommagement. Enfin, quelques cas de détection localisée sont présentés suivis des conclusions relatives à l'efficacité et au déploiement des méthodes *baseline free* proposées.

Ces contributions ont été valorisées par trois communications dans des conférences international phares du domaine et par une publication dans la revue Smart Materials and Structures :

- "Combination of frequency shift and impedance-based method for robust temperature sensing using piezoceramic devices for SHM", EWSHM, 2016

- "Estimation of the temperature field on a composite *fan cowl* using the static capacity of surface-mounted piezoceramic transducers", IFAC World Congress, 2017
- "Numerical and Experimental Study of First Symmetric and Antisymmetric Lamb Wave Modes Generated and Received by Dual-PZTs in a Composite Plate", IWSHM, 2017
- "Dual PZT sizing for mode decomposition on an anisotropic composite plate", EWSHM, 2018
- "Optimal dual-PZT sizing and network design for baseline-free SHM of complex anisotropic composite structures", Smart Materials and Structures, 2018

Chapitre 1 Contrôle santé des structures (SHM) par ondes de Lamb

Ce chapitre décrit le contexte de cette thèse en présentant le domaine du Contrôle Santé des Structures (ou SHM⁶, pour Structural Health Monitoring), d'abord de façon générale, puis plus particulièrement son application au domaine aéronautique. La description des matériaux composites, du type d'endommagement qu'ils subissent et des moyens mis en œuvre pour les détecter dans un contexte SHM permet de bien appréhender les problématiques traitées dans ce manuscrit, qui sont détaillées en dernière partie de ce chapitre.

Contenu du présent chapitre :

1.1. S	HM	8
1.1.1.	Contrôle non destructif (CND) et SHM	8
1.1.2.	Intérêts d'un système SHM	10
1.1.3.	Axiomes fondamentaux du SHM	11
1.2. S	HM pour le domaine aéronautique	11
1.2.1.	Matériau composite	12
1.2.2.	Application à l'aéronautique	12
1.2.3.	Dommages dans les matériaux composites	15
1.3. D	vétection d'endommagement dans les matériaux composites	17
1.3.1.	De la mesure au diagnostic	18
1.3.2.	Méthodes de détection	19
1.3.3.	Activation et mesure des ondes de Lamb	25
1.4. V	errous adressés dans cette thèse	27
1.4.1.	Influence de la temperature	28
1.4.2.	Compensation des variations de température et intérêt de la démarche	
propos	ée	29
1.4.3.	Intérêt des méthodes baseline free	33

⁶ L'abréviation SHM est utilisée dans l'ensemble du document pour désigner le contrôle santé intégré des structures.

1.1. SHM

Le contrôle de santé intégré des structures (SHM) est une science multidisciplinaire dont l'objectif est de détecter et prédire d'éventuelles défaillances dans des structures afin d'en assurer leur intégrité (maintien voire prolongation de la durée de vie), en remplacement (ou complément) des techniques de contrôle non destructif (CND) habituelles. Tous les secteurs industriels sont concernés par cette approche innovante dès lors que la sécurité ou la sûreté des biens et des personnes est en jeu. Les principaux domaines d'application identifiés actuellement sont le génie civil, le ferroviaire, l'énergie et l'aéronautique. Si le SHM est clairement considéré comme une filière à part entière dans certains pays (États-Unis, Royaume Uni, Chine), son développement français est beaucoup plus timide⁷ : cette filière très proche du domaine du CND est en cours de structuration, si bien que le vocabulaire de référence concernant ce domaine peut diverger en fonction des industries ou des entreprises⁸. Le terme SHM peut ainsi faire référence à de la maintenance préventive, ou du contrôle à distance (On-Line Monitoring), ou encore le contrôle de l'état de santé des structures.

1.1.1. Contrôle non destructif (CND) et SHM

Le CND est un ensemble de méthodes qui permettent de caractériser l'état d'intégrité de structures ou de matériaux sans les dégrader au cours de la production, de l'utilisation, ou dans le cadre de maintenance. Une des façons les plus simples de décrire un système SHM est de considérer qu'il correspond à une version embarquée (montée de façon permanente) et automatisée (l'évaluation du contrôle santé est réalisée sans opérateur) d'un système CND. En effet, les systèmes SHM déployés correspondent souvent à des versions simplifiées d'appareils de mesure plus sophistiqués utilisés en CND (Staszewski et al., 2004). Leur intégration est rendue possible grâce aux avancées technologiques impressionnantes de ces trente dernières années (informatique, électronique et matériaux) qui permettent de miniaturiser les moyens de mesure tout en baissant leur coût de fabrication. Le CND et le SHM sont donc très proches lorsque l'on se place au niveau du capteur et de la méthode physique d'investigation, mais ils ont chacun des problématiques qui leur sont propres.

L'application des méthodes CND repose sur des opérations de maintenance coûteuses car elles mobilisent des opérateurs humains et nécessitent souvent l'immobilisation des structures inspectées (perte d'exploitation). Dans un contexte aéronautique, ces opérations de maintenance sont effectuées de façon régulière, mais la périodicité des contrôles ne permet pas toujours d'établir un diagnostic fiable quant à l'évolution de l'état de santé des structures (Guan et Yong, 2003; Hood, 2013; NTSB, 1988).

⁷ Observations faites lors de la première journée nationale SHM-France du 15 mars 2018

⁸ https://www.precend.fr/definitions/

Le terme SHM désigne la science du contrôle santé intégré, résultant de travaux sur l'automatisation de certaines tâches de CND (Giurgiutiu et al., 2002; Mel Siegel et al., 1998; Sohn et al., 2003) en vue d'une amélioration de la fiabilité des systèmes impliqués et d'une réduction de coûts de maintenance dans différentes industries. Cette amélioration est généralement accompagnée d'une connaissance en temps réel de l'état des systèmes étudiés. Pour (Adams, 2007), le SHM est un processus qui consiste en l'implémentation d'une stratégie automatisée de détection, localisation, évaluation et caractérisation d'endommagements qui peuvent conduire à la dégradation d'une structure. Cela implique l'utilisation de structures dites "intelligentes" : des matériaux équipés de capteurs et actionneurs (pour extraire les informations utiles) ainsi qu'un système de transmission de données et de calcul au sein de la structure étudiée (**Figure 1.1**). On parle donc plus volontiers de processus ou de système SHM, évoquant toute la chaîne d'actions partant du capteur pour aller jusqu'à l'information utile qu'est la durée de vie résiduelle de la structure inspectée.



Figure 1.1 : a) Schéma présentant un système SHM. b) Illustration du concept de structure dite "intelligente".

Un système SHM peut être séquencé en cinq niveaux d'information (Rytter, 1993) :

- Niveau 1 détection : indication qualitative sur la présence éventuelle d'un endommagement
- Niveau 2 localisation : indication de la position probable de l'endommagement détecté
- Niveau 3 classification : détermination du type d'endommagement détecté
- Niveau 4 sévérité : évaluation de la géométrie de l'endommagement
- Niveau 5 pronostic : estimation de la durée de vie résiduelle de la structure

Le SHM répond à quelques problématiques du CND : il permet de réduire les coûts des opérations de maintenance tout en garantissant un suivi en continu de la structure instrumentée. Il fait cependant intervenir d'autres compétences telles que le transfert, le

stockage et l'interprétation d'une large quantité d'informations (Internet des objets, big data) en temps réel et sur des technologies embarquées, ainsi que l'établissement de pronostic et des prises de décisions. Comme pour tous les systèmes qui tendent à être automatisés, les méthodes SHM déportent l'intelligence humaine vers la prise de décision (faut-il continuer à faire voler cet avion ?) et l'éloigne de la manutention (CND). Le SHM apporte une vraie innovation dans le domaine de la maintenance mais le CND ne devient pas obsolète pour autant. L'intégration nécessaire au système SHM ne permet pas toujours d'établir un diagnostic aussi poussé que le résultat issu du CND, et le système déployé ne peut pas remplacer tous les contrôles réalisés. Ces deux domaines sont complémentaires : le SHM peut par exemple servir pour un prédiagnostic global qui peut déclencher un CND local ciblé, donc plus efficace et moins coûteux.

1.1.2. Intérêts d'un système SHM

Un système SHM présente de nombreux intérêts :

- Il fournit des informations en « temps réel »⁹ sur l'état de santé d'une structure instrumentée. Cela contribue à réduire les temps d'immobilisation des structures et de diminuer le nombre d'incident en améliorant la sécurité des installations.
- Il permet de repenser la conception des structures. Des géométries plus complexes peuvent être envisagées car un système SHM permet d'établir un diagnostic sur des parties difficile d'accès avec des méthodes de CND et donc un gain de temps et de coût. Un contrôle continu permet aussi d'éviter le surdimensionnement de certaines parties ce qui peut représenter un avantage majeur lorsque l'on souhaite optimiser la masse des composants utilisés.
- Il fournit des informations capitales pour envisager la maintenance prévisionnelle. L'écoute en continu de l'état de santé d'une structure permet d'anticiper les éventuelles défaillances et les moyens pour les affronter efficacement (personnel qualifié, commande de pièces de remplacement). Dans une configuration optimale, un système SHM permet de se baser sur une maintenance conditionnelle (ou CBM pour *Condition-based maintenance*) à l'inverse des maintenances programmées actuellement utilisées.

Un dispositif de contrôle santé intégré est une alternative séduisante aux méthodes de contrôle non destructif classiques. L'objectif principal est de disposer de méthodes efficaces et robustes pour l'analyse structurale et la surveillance d'intégrité dans des domaines variés : génie civil, transport d'énergie, transports ferroviaire, naval et aéronautique. Si l'on considère le domaine de l'industrie aéronautique, les motivations

⁹ L'aspect temps-réel du SHM est rarement assimilé à la contrainte temps réel d'un système électronique. Dans un système SHM, le temps réel fait plutôt référence à un contrôle continu à fréquence élevée : ce peut être un diagnostic par heure ou un diagnostic entre deux vols.

pour l'utilisation des systèmes SHM sont nombreuses, notamment à cause de la complexité des structures concernées et des contraintes d'embarquement d'instrumentation. Actuellement, les principales motivations sont d'ordre économique par le biais de la réduction du coût des temps d'immobilisation, de travail ou de réparation. Le SHM s'inscrit donc dans une stratégie à la fois économique, commerciale et sécuritaire. Il permet d'éviter une maintenance systématique et d'adopter une maintenance conditionnelle en surveillant en continu des mesures issues de ces structures.

1.1.3. Axiomes fondamentaux du SHM

Dans leur livre, (Farrar et Worden, 2013) définissent des axiomes fondamentaux qui servent de base pour tout déploiement d'un système SHM. Ils sont cités ci-dessous :

- (i) Tout matériau possède des défauts et endommagements intrinsèques.
- (ii) Un diagnostic d'endommagement requiert une comparaison entre deux systèmes.
- (iii) La détection et la localisation d'un endommagement peuvent être réalisées avec un apprentissage non-supervisé, mais l'identification du type d'endommagement et sa sévérité nécessitent généralement un apprentissage supervisé.
- (iv) a. Les capteurs ne mesurent pas d'endommagements. Il est nécessaire d'extraire des informations en se basant sur des algorithmes de traitement du signal et/ou des méthodes de classification statistiques pour convertir une donnée mesurée par un capteur en information d'endommagement.

b. En l'absence d'extraction intelligente de caractéristiques dans les données mesurées, si la sensibilité d'une mesure à un endommagement augmente, sa sensibilité aux variations opérationnelles et environnementales augmente.

- (v) La taille et l'échelle temporelle associée à l'apparition et l'évolution d'un endommagement dictent les exigences du système d'acquisition SHM
- (vi) Il y a un compromis entre la sensibilité d'un algorithme à la présence d'un endommagement et sa capacité à rejeter le bruit
- (vii) La taille de l'endommagement qui peut être détectée à partir des variations dynamiques d'un système est inversement proportionnelle à la plage de fréquence d'excitation considérée.
- (viii) Un endommagement augmente la complexité d'une structure.

Ces axiomes introduisent l'intérêt des algorithmes (traitement du signal) et de l'établissement d'indicateurs ou seuil dans la démarche d'intégration d'un système SHM. Ils donnent une série d'observations suffisamment objectives pour être généralisables à tout système SHM.

1.2. SHM pour le domaine aéronautique

Le SHM représente un enjeu considérable pour l'industrie aéronautique, notamment depuis l'émergence des matériaux composites. Les composites intéressent les ingénieurs qui voient dans ce matériau un moyen de concevoir des pièces avec de très

bonnes propriétés mécaniques et plus légères que les métaux précédemment utilisés (Giurgiutiu, 2015).

1.2.1. Matériau composite

Un matériau composite est un matériau hétérogène composé d'au moins deux composants non miscibles. Cet assemblage offre de nouvelles propriétés au matériau généré que chaque composant seul ne possède pas. Il est composé d'une matrice et d'un renfort (**Figure 1.2**) auxquels sont éventuellement ajoutés des additifs et/ou des charges pour améliorer certaines propriétés chimiques ou mécaniques (Vasiliev et Morozov, 2001). Un matériau composite peut donc aussi bien désigner du béton armé (matrice = béton, renfort = acier) qu'un os (matrice = collagène, renfort = hydroxyapatite) ou encore du bois (matrice = hémicellulose, renfort = fibre de cellulose).



Figure 1.2 : Composition d'un matériau composite.

1.2.2. Application à l'aéronautique

Dans le domaine aéronautique, et notamment pour le fuselage, les matériaux composites majoritairement utilisés sont les polymères à renfort fibre de carbone (CFRP pour *« Carbon Fiber Reinforced Composite »* également appelé PRFC en français, mais moins utilisé) avec une matrice en résine époxyde (Giurgiutiu, 2015). Pour certaines parties bien spécifiques, l'on peut également trouver des matériaux composites à matrice métallique, céramique ou carbone (**Figure 1.3**) qui ne sont pas abordés dans cette thèse. Les matériaux composites sont apparus pour la première fois dans l'industrie aéronautique en 1944, sur le fuselage du Vultee BT-15 (Baker, 2004). Depuis, leur utilisation s'est fortement développée (**Figure 1.5**) et est devenue un véritable enjeu pour les avionneurs. Ainsi, l'exploit technologique que représente l'Airbus A380 (**Figure 1.3**) est possible grâce aux matériaux composites qui constituent plus de 40 % de l'avion¹⁰.

¹⁰ <u>http://www.airbus.com/technology-and-innovation/</u>



Figure 1.3 : Différents matériaux constituant le fuselage de l'Airbus A380¹¹.

Ces CFRP sont constitués de fibres longues, continues, et sont fabriqués par superposition de plusieurs couches très fines de ces fibres (de l'ordre du dixième de millimètre) pour constituer de larges pièces de faible épaisseur. Les fibres de carbone contribuent à la grande résistance mécanique du matériau et la matrice permet de répartir la charge tout en permettant une résistance aux intempéries et à la corrosion. Ce type de matériau est caractérisé par son nombre de couches et l'orientation des plis de chaque couche de fibres. Ces deux critères sont adaptés en fonction des différentes contraintes auxquelles sont soumises les pièces créées, car les propriétés mécaniques du matériau varient en fonction de l'orientation considérée : on parle alors de matériaux anisotropes.





¹¹ https://www.compositesworld.com/blog/post/the-resurgence-of-glare
Les matériaux composites ont été inventés, car il n'existe pas un seul matériau homogène qui possède tous les attributs nécessaires pour répondre aux contraintes imposées à certaines pièces.

Avant l'arrivée des composites, l'aluminium était très largement utilisé. Ce matériau rigide et résistant offrait de bonnes performances avec des pièces légères. Cependant, la corrosion et la fatigue de ces matériaux occasionnaient d'importants problèmes difficiles à corriger et des coûts de maintenance élevés.

En comparaison, les matériaux composites permettent (Giurgiutiu, 2015) :

- De construire des structures plus légères et plus rigides
- Une bonne résistance aux chocs et au feu
- Une meilleure isolation thermique, phonique et électrique
- Un fonctionnement sur une large plage de températures
- De tolérer une plus grande capacité de charge
- Une liberté de forme et d'optimisation

Dans certains cas, ces matériaux sont nécessaires, notamment pour le fuselage d'avions furtifs. Tous les avantages des matériaux composites évoqués ci-dessus permettent de comprendre le saut technologique qu'a subi le domaine aéronautique ces trente dernières années (**Figure 1.5**). Cela a permis de construire des avions de plus en plus légers (ou plus larges), permettant une baisse considérable de la consommation de carburant, synonyme de baisse de dépense et de pollution.



Figure 1.5 : Proportion de matériaux composites dans les avions Airbus de 1970 à nos jours¹².

¹² http://m.20-bal.com/law/10497/index.html

La structure de ces matériaux rend difficile la détection d'endommagements qui peuvent se manifester entre des couches de stratifiés. Les ruptures de fibres, le délaminage et les fissures à l'intérieur des plis (**Figure 1.6**) sont autant de failles qui nécessitent une maintenance coûteuse par des procédés de contrôle non-destructif (car invisible à l'œil nu). Actuellement, ces méthodes de contrôle sont réalisées par une maintenance planifiée mais le SHM vise à réduire l'intervention humaine en détectant des endommagements de façon autonome, pour solliciter des techniciens seulement lorsqu'une réparation s'impose.

1.2.3. Dommages dans les matériaux composites

(Farrar et Worden, 2007) définissent un endommagement comme « **un changement introduit dans un système qui dégrade ses performances actuelles ou futures** ». Les importantes évolutions apportées par les matériaux composites ne viennent pas sans inconvénient. En effet, leurs endommagements complexes (Schwab et al., 2016) et les défaillances morphologiques inter ou intra laminaires (Liu et al., 2012) constituent un frein à leur déploiement. Ce paragraphe décrit les différents endommagements qui sont propres aux matériaux composites utilisés dans l'aéronautique. Ils sont abordés de façon détaillée dans le livre de (Giurgiutiu, 2015, chap. 5).



Figure 1.6 : Différents types d'endommagements dans les matériaux composites à fibres de carbone.

1.2.3.1. Fissuration

La fissuration de la matrice est l'endommagement qui se produit le plus fréquemment dans les stratifiés composites (Nairn et Hu, 1994, pp. 187–243). Elle se caractérise par des fissures qui se développent entre deux ou plusieurs couches parallèles aux fibres du pli et qui s'étendent à travers l'épaisseur du pli (Nairn, 2000, pp. 1–34) (**Figure 1.6**). Ce type d'endommagement ne constitue pas à lui seul un danger pour l'intégrité de la structure étudiée. Cependant, une fissuration peut engendrer d'autres types d'endommagements lorsque la structure subit des variations de température, des impacts ou encore l'application de charges (Gayathri et al., 2010; Hu et al., 2010; Jen et Lee, 1998; Tong et al., 1997).

1.2.3.2. Rupture de fibre

La rupture des fibres correspond à la section locale des fibres (**Figure 1.6**). Ce type d'endommagement affecte principalement la résistance du matériau et a peu d'influence sur sa raideur (Craven et al., 2009). Une rupture intervient souvent sur plusieurs fibres simultanément, créant parfois du « *kink band* » lorsque cette rupture est générée par une contrainte en compression (phénomène de flambage sur chaque fibre).



Figure 1.7 : Micrographie montrant des fibres rompues en compression avec formation de « *kink bands* » (Feld et al., 2011) (gauche) et phénomène de « *micro-buckling* » (droite).

1.2.3.3. Décohésion

Une décohésion se manifeste par une perte d'adhésion de la matrice époxyde sur la fibre carbone (**Figure 1.6**). Cela se produit généralement dans des zones à forte concentration de contraintes interfaciales (Neto et al., 2016) liées à la présence de fissures. Une décohésion peut être déclenchée par des variations de contraintes thermiques (et plus globalement, les conditions environnementales) (Dhieb et al., 2016), des fissurations, le vieillissement de la structure, un impact à faible vitesse ou une mauvaise conception. La décohésion n'est pas la principale cause de défaillance des matériaux composites, mais elle compromet localement la résistance du matériau. Elle peut facilement se répercuter sur les fibres environnantes menant éventuellement à une rupture en cas de surcharge (Gamstedt, 2000).

1.2.3.4. Délaminage

Un délaminage correspond à la séparation de deux couches constituant le matériau composite. Ce type d'endommagement résulte souvent de l'aggravation de l'un des endommagements précédemment évoqués, ou de l'impact généré par un corps étranger. La criticité de cet endommagement en fait l'un des principaux objets de la littérature concernant l'inspection d'endommagements dans les composites (Giurgiutiu, 2015; Lammering et al., 2018). Le délaminage est l'un des endommagements les plus importants à considérer car la résistance du matériau composite est fortement impactée par son développement (Latifi et al., 2015; Pardoen, 1989) : la cohésion entre les couches du composite diminue lorsque le taux de délaminage augmente. Il est donc nécessaire de détecter l'émergence de ce type d'endommagement avant que sa taille devienne critique (détection des prémices d'un endommagement ou une défaillance, notion clé en maintenance des systèmes et des structures). Dans un contexte

aéronautique, l'on parle de BVID¹³ (EASA, 2010): ces endommagements dont les dimensions caractéristiques¹⁴ sont inférieures à 20 mm ne peuvent pas être détectés lors des inspections de routines d'avant vol (visuelles), contrairement aux endommagements de même taille dans les matériaux métalliques.

1.2.3.5. Autres endommagements

Le retrait de fibre (**Figure 1.6**) correspond à un glissement de toute une fibre dans sa matrice (**Figure 1.6**). Ce type d'endommagement apparait principalement à cause d'un défaut de fabrication et leur comportement est proche de celui des décohésions évoquées précédemment. On peut aussi rencontrer le « micro-buckling » qui correspond à une déformation de l'ensemble des fibres sans rupture (**Figure 1.7**).

Il est très rare qu'un seul type d'endommagement soit présent dans un matériau endommagé (**Figure 1.8**) et l'étude de l'évolution d'une structure endommagée ne peut pas se restreindre à l'étude d'un seul type d'endommagement. Le paragraphe suivant décrit différentes méthodes utilisées pour détecter les endommagements dans les matériaux composites.



Figure 1.8 : Endommagements générés par un impact dans un matériau composite (Maier et al., 2014).

1.3. Détection d'endommagement dans les matériaux composites

De nombreuses techniques ont été mises au point pour détecter les endommagements à un stade précoce dans les matériaux composites. Cependant, il n'existe pas une seule technique universelle : la méthode utilisée dépend de la composition du matériau, de

¹³ BVID : *Barely Visible Impact Damage*. Cela désigne des dommages à peine visibles qui peuvent être à l'origine d'une dégradation significative des propriétés structurelles.

¹⁴ Dimension caractéristique d'un dommage : Cela désigne par exemple le diamètre d'un disque ou la longueur d'un rectangle. Plus généralement, cela correspond à la distance maximale constatée sur un dommage éventuel.

son cas d'utilisation (contraintes mécaniques, environnement), et du type d'endommagement que l'on souhaite détecter. Chaque technique a ses avantages et ses limites. L'application d'une technique peut aussi dépendre de la criticité de l'équipement inspecté, des ressources à disposition et l'accès au personnel qualifié pour l'appliquer. Un état de l'art récent développant toutes les méthodes de détection d'endommagements dans les composites a été réalisé par (Amafabia et al., 2018), et une présentation détaillée de chaque méthode pour la détection des différents types d'endommagements est présentée dans (Giurgiutiu, 2015).

1.3.1. De la mesure au diagnostic

Comme le précise l'axiome (iv) proposé par (Farrar et Worden, 2013), les capteurs ne mesurent pas d'endommagements (paragraphe 1.1.3). Il est nécessaire d'extraire des informations en se basant sur des algorithmes de traitement du signal et/ou des méthodes de classification ou statistiques pour convertir une donnée mesurée par un capteur en information d'endommagement. La détection d'endommagement peut ainsi être découpée en 4 étapes décrites dans la **Figure 1.9**.



Figure 1.9 : De la mesure au diagnostic. $T_d V$ et A_{max} désignent respectivement le temps de vol et l'amplitude maximale de l'onde mesurée.

Chacune de ces étapes fait appel à des compétences différentes. La première étape (structure) concerne toute la science du matériau et le choix des composants en fonction de la méthode de détection à appliquer. La seconde (mesure) concerne la connaissance des capteurs et le choix de paramètres adaptés à l'étude effectuée. La phase d'extraction d'indicateurs a pour but de déterminer des informations relatives à l'endommagement et comprend toutes les étapes de traitement du signal permettant cela. La dernière étape fait intervenir des études statistiques pour mettre en évidence l'éventuelle présence d'un endommagement. Cette dernière étape va d'ailleurs dans le sens de l'axiome (ii) (paragraphe 1.1.3) car il est nécessaire d'établir un seuil de détection qui nous permet de considérer une structure comme endommagée. Ce seuil dépend de l'application considérée et est défini de manière à éviter les faux positifs (dommage diagnostiqué alors que la structure est saine) (Raghavan, 2007). Les méthodes de traitement du signal et indicateurs d'endommagement utilisés dans cette thèse sont développées dans le Chapitre 5.

1.3.2. Méthodes de détection

Ce paragraphe présente quelques méthodes de détection permettant la mise en évidence de délaminage dans les composites dans un contexte SHM. Un état de l'art plus exhaustif est dressé dans (Amafabia et al., 2018) et (Giurgiutiu, 2015).

1.3.2.1. Analyse modale

Les premières applications SHM à avoir vu le jour étaient basées sur l'analyse des propriétés dynamiques de la structure (masse, raideur, amortissement) qui peuvent être liées à la présence d'endommagements : cela constitue l'analyse modale. Il est nécessaire d'avoir une connaissance préalable des réponses vibratoires de la structure non endommagée pour pouvoir élaborer des indicateurs d'endommagements. Cette méthode est l'une des approches les plus populaires, et a commencé avec l'étude de l'évolution des fréquences propres du système (Cawley et Adams, 1979). L'analyse modale porte sur l'étude de la forme des modes, de l'amortissement (Keye et al., 2001; Montalvão et al., 2009), de la courbure (ou énergie) modale (Ooijevaar et al., 2010; Stubbs et Kim, 1996), ou de la fonction de transfert (Sampaio et al., 1999). Ces méthodes simples à mettre en place et peu coûteuses (Su et Ye, 2009) ont montré leur efficacité dans le domaine aéronautique (Hickman et al., 1991; Manson et al., 2003) et sont particulièrement adaptées pour la détection d'endommagements importants dans de grandes infrastructures. Cependant, leur utilisation à des fréquences relativement basses les rendent peu sensibles aux petits endommagements, leur mise en place peut nécessiter de nombreux points de mesures (selon les modes inspectés) et ces méthodes sont très sensibles aux conditions limites et environnementales imposées à la structure.

1.3.2.2. Ondes élastiques

Les ondes élastiques se propagent dans les solides selon deux modes : le mode longitudinal correspond à des ondes de compression et dilatation lorsque la vibration du milieu est parallèle au sens de la déformation ; le mode transversal correspond à des ondes de cisaillement lorsque la vibration du milieu est perpendiculaire au sens de propagation.



Figure 1.10 : Ondes longitudinales et transversales (Lammering et al., 2018, para. 3.2.3).

Les méthodes de détection d'endommagement par ondes élastiques se basent sur l'hypothèse qu'un éventuel endommagement dans une structure interfère avec la propagation de ces ondes (réflexion, atténuation, conversion de modes) ce qui rend leur détection possible. Ces techniques sont efficaces, répétables et rapidement exécutées. Elles permettent d'étudier de larges structures, nécessitent peu d'énergie et sont en mesure de détecter de petits endommagements à la surface comme à l'intérieur des structures (Su et Ye, 2009, para. 1.2). Cependant, elle nécessite un traitement du signal conséquent pour l'étude de signaux qui peuvent s'avérer complexes (plusieurs modes de propagation, influence des réflexions des ondes...), la simulation de leur comportement s'avère compliquée, et leur bonne application repose généralement sur la connaissance de signaux issue d'une structure saine.

Ondes de Lamb

On appelle ondes de Lamb des ondes guidées qui se propagent dans des structures minces¹⁵ planaires. Elles résultent de la superposition d'ondes transversales, longitudinales et de cisaillement et se manifestent sous forme de modes symétriques et antisymétriques (**Figure 1.11**). Leurs caractéristiques dépendent principalement de la géométrie et des propriétés mécaniques de la structure (Rose, 2004). Ces ondes sont dispersives, c'est-à-dire que leur vitesse de propagation dépend de leur fréquence d'excitation. Elles peuvent se propager sur de longues distances avec une faible atténuation. Ces ondes sont très utilisées dans la détection d'endommagement car leur propagation est très sensible aux discontinuités du matériau étudié (Worlton, 1961). La théorie et la description mathématique de ces ondes sont développées dans de nombreux ouvrages (Giurgiutiu, 2015; Lamb, 1917; Lammering et al., 2018; Rose, 2004; Su et Ye, 2009) et abordées plus en détail dans la suite de cette thèse (voir Chapitre 2).



Mode symétrique

Mode antisymétrique

Figure 1.11 : Modes symétriques et antisymétriques fondamentaux (S_0 et A_0) des ondes de Lamb.

Les méthodes de détection d'endommagements par ondes de Lamb peuvent être passives ou actives. Dans le cas des méthodes passives, le transducteur piézoélectrique est seulement utilisé comme capteur. Une méthode passive peut être apparentée aux méthodes par émissions acoustiques (présentées en paragraphe 1.3.2.3), avec des

¹⁵ Structure mince : structure dont l'épaisseur est négligeable par rapport à sa longueur et sa largeur.

traitements adaptés pour isoler les ondes de Lamb. Le principal inconvénient de cette méthode est qu'elle requiert un réseau de capteurs assez dense et une écoute en continu pour détecter l'émergence d'un évènement impromptu.



Figure 1.12 : Méthode passive (gauche), pulse-écho (milieu) et pitch-catch (droite). Les disques jaunes représentent les transducteurs et l'endommagement est représenté en rouge.

Les méthodes actives utilisent les transducteurs¹⁶ aussi bien comme actionneurs que capteurs. On peut donc soumettre la structure à une excitation prédéfinie et répétable, permettant de détecter un endommagement rapidement, sans nécessité d'écoute continue et en exploitant des réseaux de transducteurs moins denses. Un endommagement éventuel réfléchit et atténue les ondes de Lamb qui l'atteignent, rendant sa détection possible (en général, en comparant avec une base de données correspondant à l'état sain de la structure). Deux méthodes actives sont possibles : « pulse-écho » pour laquelle le transducteur utilisé pour émettre l'excitation sert également de capteur, et « pitch-catch » pour laquelle les transducteurs fonctionnent par paire (un actionneur, un capteur). Le signal couramment utilisé pour l'étude des ondes de Lamb est un « *Tone Burst* » (**Figure 1.13**) : une sinusoïde à une fréquence d'excitation principale f_0 , dotée d'un certain nombre de cycles N_c et d'amplitude A multiplié par une fenêtre de Hann dont l'expression mathématique est la suivante :

$$x(t) = \frac{A}{2} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi f_0}{N_c} t\right) \right] \sin(2\pi f_0 t)$$
(1.1)

Ce signal permet d'avoir une excitation avec un support temporel très court (le support fréquentiel étant à bande très étroite) tout en réduisant l'étalement du paquet d'ondes lors de la propagation pour minimiser l'influence de la nature dispersive des ondes de Lamb (la vitesse de phase et de groupe dépend de la fréquence d'excitation) et des réflexions (Su et Ye, 2009).

¹⁶ Transducteur : dispositif permettant de convertir un signal physique en un autre (par exemple, électrique)



Figure 1.13 : « *Tone Burst* » utilisé pour la détection d'endommagement par ondes de Lamb. Signal obtenu pour $f_0 = 50$ kHz, $N_c = 5$ et A = 10 V dans le domaine temporel (gauche) et fréquentiel (droite).

La majorité des applications des méthodes par ondes de Lamb sont basées sur l'utilisation de PZTs (pour Titano-Zirconate de Plomb, voir paragraphe 1.3.3.1), mais les récents progrès technologiques réalisés avec les réseaux de Bragg dans les fibres optiques (Giurgiutiu, 2015, chap. 7) ouvrent la voie à de nouveaux développements, notamment en remplaçant plusieurs capteurs par une seule fibre optique qui peut contenir plusieurs réseaux de Bragg (détail en paragraphe 1.3.3.2). Ces fibres sont toutefois limitées à la fonction de capteur et donc aux méthodes passives, à moins qu'elles ne forment un système hybride augmenté d'actionneurs.

1.3.2.3. Acoustique et vibration

Émission acoustique (EA)

Cette méthode consiste à étudier l'émergence d'ondes acoustiques provoquées par un éventuel impact ou par un endommagement qui s'étend (Carpinteri et al., 2013). On peut comparer cela aux méthodes utilisées en séismologies. C'est une adaptation d'un moyen de contrôle développé pour le CND qui est particulièrement intéressante lorsque la structure étudiée est soumise à une charge et des vibrations naturelles (**Figure 1.14**). Les EA sont très sensibles au développement d'endommagement dans les composites, mais nécessitent d'avoir une bonne connaissance des vitesses de propagation et de l'atténuation des ondes pour être efficace (Mechraoui et al., 2012; Selman et al., 2015).



Figure 1.14 : Émissions Acoustiques (EA) générées en présence d'une fissure dans une structure soumise à une charge.

Vibrations et approches non-linéaires

La présence d'un endommagement peut induire des non-linéarités dans la réponse dynamique de la structure étudiée (Farrar et Worden, 2013, para. 8.2.1). Ce phénomène peut être observé en étudiant la distorsion harmonique ou la modulation de fréquence. La distorsion harmonique est créée par l'interaction entre les ondes qui se propagent et l'endommagement qui entre en vibration. La dissipation d'énergie qui en résulte peut être mise en évidence en analysant les harmoniques paires et impaires (Krohn et al., 2002) de la réponse en fréquence mesurée. Sa mise en pratique dans un cadre SHM peut être réalisée à partir d'un couple de PZTs avec l'utilisation d'un signal large bande (Rébillat et al., 2014) comme l'illustre la **Figure 1.15a**.



Figure 1.15 : Détection de fissure dans une structure : a) méthodes non-linéaires par distorsion harmonique ; b) modulation de fréquence.

Dans l'approche par modulation de fréquence – ou modulation vibro-acoustique -(Figure 1.15b), la structure étudiée est excitée par deux fréquences distinctes f_h et f_b (Zaitsev et al., 2006). L'analyse du spectre de la réponse mesurée permet de mettre en évidence la présence d'un endommagement : si la structure est linéaire, une seule ligne correspondant à la fréquence d'excitation haute f_h est observée ; l'émergence de nonlinéarité se manifeste par l'apparition de bandes aux fréquences $f_h + f_h$. La basse fréquence est souvent générée par un pot vibrant en conditions de laboratoire ou un actionneur plus puissant qu'un patch PZT mais peut également être provoquée par les vibrations ambiantes ou des impacts. Cette méthode a beaucoup été utilisée pour la détection de fissures dans les métaux (Dutta et al., 2009; H. J. Lim et al., 2016; Lim et al., 2014; Wu et al., 2015), mais son application sur les matériaux composites reste limitée (Aymerich et Staszewski, 2010). Ces méthodes sont très prometteuses car elles permettent de détecter de plus petits endommagements que les méthodes « linéaires » usuelles, mais leur efficacité en conditions réelles est fortement dépendante des nonlinéarités propres à la structure (matériau composite, présence de rivets, contacts entre des pièces,...) et celles du système d'acquisition (Farrar et Worden, 2013).

1.3.2.4. Electromécanique

Électrique

Le SHM électrique de matériaux composites se base sur l'utilisation de la structure comme capteur (Giurgiutiu, 2015, chap. 5). En effet, malgré l'isolation électrique apportée par la matrice époxyde, les CFRP sont conducteurs grâce à l'importante densité de fibre de carbones qui sont conductrices et ont de nombreux contacts dans le matériau. Un endommagement (fissuration ou délaminage) devrait changer la conductivité électrique du matériau, permettant sa détection. Cette approche est considérée comme « *self-sensing* » car elle repose uniquement sur la mesure des propriétés électriques du matériau. Seules des électrodes sont nécessaires à son application, pas besoin de transducteurs. Les méthodes de SHM électrique vont de la simple mesure de résistance à l'étude de champs électriques, de mesures diélectriques ou de l'impédance électrochimique (Giurgiutiu, 2015, chap. 8).



Figure 1.16 : Exemple d'application de la méthode par résistance électrique pour la détection d'endommagement dans un composite : le champ électrique est modifié par l'émergence d'une fissure et un délaminage. (Giurgiutiu, 2015, fig. 46).

Impédance électromécanique

Ces méthodes EMIS (pour *Electro-Mechanical Impedance Signature*) sont basées sur le fait que le couplage capteur/structure contribue dans une certaine mesure à l'impédance totale du système étudié. La présence d'un endommagement modifie cette signature dans les hautes fréquences (supérieures à 30 kHz), comme l'illustre la **Figure 1.17**. L'impédance électromécanique est définie par la fonction de transfert entre la tension appliquée au PZT et le courant électrique mesuré et permet de quantifier la réponse mécanique transmise à la structure en fonction d'un signal électrique fourni au PZT.



Figure 1.17 : Illustration de la méthode de détection par signature de l'impédance électromécanique (EMIS) avec un PZT monté sur une structure composite pour la détection d'un délaminage.

Dans un contexte SHM, les méthodes EMIS sont en général appliquées en excitant la structure avec un signal large bande (typiquement, un *« sweep »*, qui désigne un signal sinusoïdal dont la fréquence varie avec le temps) permettant d'exciter localement quelques modes de la structure. La partie réelle de l'impédance reflète le comportement mécanique de la structure, et varie donc en fonction du spectre dynamique et des fréquences de résonances de cette dernière (Giurgiutiu, 2014). Cette méthode permet de détecter des délaminages dans les composites (Bois et Hochard, 2004) et de suivre le vieillissement d'un composite lors de tests de fatigue (Gresil et al., 2012; Pollock et al., 2011). Cette méthode peu coûteuse et simple à mettre en place est toutefois limitée à la détection d'endommagements proches du capteur utilisé et n'est précise que pour la détection de larges endommagements (Su et Ye, 2009).

1.3.3. Activation et mesure des ondes de Lamb

1.3.3.1. Transducteurs piézoélectriques

La méthode la plus courante pour le déploiement de systèmes SHM par ondes ultrasonores sur des structures aéronautiques consiste à utiliser des transducteurs piézoélectriques, et plus particulièrement les céramiques en Titano-Zirconate de Plomb (PZT). Ces dispositifs peuvent être facilement intégrés sur des surfaces à étudier et présentent l'avantage intéressant de pouvoir servir aussi bien en tant qu'actionneur que capteur (**Figure 1.18**). En tant qu'actionneur, un PZT convertit un signal électrique en signal physique (effet piézoélectrique direct) permettant de générer des ultrasons. En tant que capteur, le PZT convertit le signal physique (les ondes de Lamb qui se sont propagées dans la structure) en signal électrique (effet piézoélectrique inverse). Ces phénomènes sont décrits plus précisément en paragraphe 2.2).



Figure 1.18 : Effet piézoélectrique direct (gauche) et inverse (droite).

Ces transducteurs peuvent prendre différentes formes (**Figure 1.19**) et doivent être choisis avec précaution en fonction de l'application souhaitée. Par exemple, leur tenue en température (température de Curie) est un critère essentiel pour une application aéronautique lorsque les PZT sont soumis à des températures élevées. Leurs dimensions peuvent aussi impacter la plage de fréquence possible pour l'excitation d'onde de Lamb ou encore restreindre l'énergie à communiquer à la structure à étudier. Une étude

particulière de ces critères dans le cas d'utilisation de « dual-PZTs » (transducteurs composés de deux électrodes concentriques - un disque et un anneau - sur la surface supérieure d'un même matériau piézoélectrique) est développée dans cette thèse (voir Chapitre 4).



Figure 1.19 : Différentes formes de transducteurs piézoélectriques proposés par PI ceramic¹⁷.

Parmi les principaux fabricants, on peut citer NOLIAC, Meggitt et PI ceramic GmbH qui ont des catalogues bien fournis et suggèrent des céramiques en fonction des montages à effectuer.

Des matériaux innovant à base de piézocéramique ont été développés pour améliorer leur intégration. On peut parler, notamment, des peintures piézoélectriques (Egusa et Iwasawa, 1998) ou encore les nappes en macro fibres composites (MFC, fibres piézocéramiques noyées dans de l'époxy, **Figure 1.20**)



Figure 1.20 : Nappe MFC développée par SMART MATERIAL¹⁸.

¹⁷ www.piceramic.com

¹⁸ https://www.smart-material.com/MFC-product-main.html

1.3.3.2. Fibre optique et réseau de Bragg

Les réseaux de Bragg sur fibres optiques (FBG pour Fiber Bragg Grating) peuvent seulement être utilisés comme récepteurs. Ils sont donc principalement utilisés pour des méthodes passives ou couplés à d'autres éléments actifs (tels que les PZTs). Les progrès de ces dix dernières années pour la miniaturisation des systèmes de mesures et la possibilité d'obtenir un nombre accru de points de mesure sur une même fibre ont contribué à faire de cette technologie l'une des plus novatrices dans les récents travaux en SHM (Giurgiutiu, 2015, chap. 7). Un FBG est réalisé en gravant une variation périodique d'indice optique au sein du cœur de la fibre sur une distance de quelques millimètres. Le FBG est construit en effectuant des gravures avec une période constante propre à une longueur d'onde optique spécifique λ_{Bragg} . Lorsque la lumière se propage dans la fibre, ce réseau de gravure réfléchi la « couleur » (longueur d'onde optique) correspondante et laisse passer le reste du spectre (Figure 1.21). Lorsque la fibre est soumise à une déformation, l'écartement entre les gravures varie, ce qui modifie la longueur d'onde absorbée par le réseau. En analysant ce spectre à haute cadence, il devient possible d'estimer localement la déformation occasionnée par des ondes de Lamb se propageant dans le matériau équipé. Plusieurs points de mesures sont réalisés en utilisant différentes longueurs d'onde optiques sur une même fibre.



Figure 1.21 : Schéma de principe d'un FBG (Druet, 2017).

1.4. Verrous adressés dans cette thèse

Dans cette thèse, nous nous sommes particulièrement intéressés aux méthodes actives de détection d'endommagements par ondes de Lamb présentées dans le paragraphe 1.3.2.2. en équipant des matériaux composites de transducteurs piézoélectriques (paragraphe 1.3.3.1). La littérature actuelle identifie deux verrous qui constituent un frein au développement de ces méthodes : l'influence de la température sur la

propagation des ondes de Lamb et la nécessité de faire appel à une base de données constituée à partir de la structure saine qui sont détaillées dans les paragraphes suivants.

1.4.1. Influence de la temperature

soumises Les structures aéronautiques sont à d'importantes variations environnementales au cours de leur exploitation. Ces variations sont à l'origine de changements dans la structure, les propriétés des transducteurs et les propriétés de couplage (Haynes, 2014, p. 9). La structure est par exemple soumise à des variations du profil de charge, des conditions aux limites ou encore de l'environnement vibratoire. Les transducteurs sont plutôt sensibles aux variations de charges et aux champs électromagnétiques et le couplage du transducteur sur la structure varie avec la température et l'humidité (paramètres qui ont une influence sur l'époxy qui compose la colle).

Ces variations doivent être prises en compte dans le processus SHM mis en place car elles ont une grande importance sur le diagnostic de la structure et peuvent provoquer la détection de « faux positif » (indication de la présence d'un endommagement alors que la structure est saine). La bonne appréhension de l'influence de ces paramètres sur l'évolution des mesures considérées permet de dissocier la contribution d'un endommagement par rapport à une variation environnementale.

La température est le paramètre le plus étudié car il est considéré comme celui qui a le plus d'influence sur les résultats observés (Su et Ye, 2009, para. 2.6). Dans les démarches SHM proposées dans cette thèse, les mesures ont pour but d'être réalisées lorsque l'avion est au sol en utilisant des méthodes dites « actives » (voir paragraphe 1.3.2.2). En moyenne, un avion est immobilisé 45 minutes entre deux vols. Cela laisse un temps conséquent pour que des mesures soient effectuées dans un cadre où les conditions de mesures (autres que la température et l'humidité) varient très peu d'une série de mesure à l'autre. A priori, les matériaux composites CFRP sont moins sensibles aux variations d'humidité (pas de corrosion) que les matériaux métalliques (c'est d'ailleurs l'un des critères qui a favorisé leur expansion). L'influence de ce paramètre sur la propagation des ondes de Lamb a peu été étudiée (Schubert et al., 2014) par rapport à la température (Atitallah et al., 2016; Dan et Kudela, 2017; Konstantinidis et al., 2006; Lu et Michaels, 2005; Moll et Fritzen, 2012; Qiu et al., 2013; Roy et al., 2014, 2013; Salamone et al., 2009; Scheerer et Lager, 2014; Schubert et al., 2012; Sohn et al., 2002; Wang et al., 2013; Yinghui Lu et Michaels, 2009). La température a une influence sur le couplage du transducteur à la structure et sur la propagation des ondes de Lamb (amplitude, vitesse de groupe et de phase (Le Duff et al., 2014; Lu et Michaels, 2005), Figure 1.22). Ces variations sont également observables sur des signaux en présence d'endommagement (Figure 1.23). D'après (Konstantinidis et al., 2007), les ondes de Lamb sont influencées par deux phénomènes : (i) la dilatation thermique modifie les propriétés de la structure (Barker et Vangerko, 1983) (dimensions, épaisseur, densité) et la vitesse de propagation des ondes de Lamb est altéré par les variations du module d'Young avec la température ; (ii) les propriétés du transducteur et de la colle sont impactées de telle sorte que l'amplitude des signaux mesurés diminue lorsque la température augmente (**Figure 1.22**).



Figure 1.22 : Signaux mesurés sur une plaque de composite CFRP saine à 0°C, 50°C et 100°C montrant l'influence de la température sur l'amplitude et la vitesse de propagation des ondes de Lamb mesurées.



Figure 1.23 : Signaux mesurés sur une plaque de composite CFRP saine puis endommagée à même température montrant l'influence de l'endommagement sur l'amplitude et la vitesse de propagation des ondes de Lamb mesurées.

Plusieurs solutions peuvent être envisagées pour prendre en compte les variations de température : la compensation des signaux mesurés ou l'utilisation d'indicateurs d'endommagements qui ne sont pas sensibles aux variations de température. La première solution correspond au cas d'application classique reposant sur l'utilisation d'une base de données et est discutée dans le paragraphe qui suit. La seconde solution correspond en général plutôt à des méthodes « *baseline*¹⁹ *free* » qui sont décrites dans le Chapitre 5.

1.4.2. Compensation des variations de température et intérêt de la démarche proposée

La démarche SHM par ondes de Lamb « classique » consiste à comparer des signaux issus de l'étude de la structure instrumentée à l'état sain avec les signaux de cette même structure au moment de son diagnostic sur son état de santé (à un état « quelconque »).

La **Figure 1.24** illustre les étapes menant au diagnostic sur l'état d'endommagement en l'absence de prise en compte de la température.



Figure 1.24 : Processus de détection d'endommagement par ondes de Lamb « classique », c'est-à-dire en utilisant une *baseline*¹⁹.

La comparaison entre les signaux permet d'extraire la signature d'un éventuel endommagement et de s'affranchir des réflexions sur les bords de la structure. L'application de cette approche nécessite que les configurations expérimentales soient les mêmes dans les deux cas (moyens d'excitation et de mesure, positionnement du réseau de transducteurs, conditions aux limites, température, ...). Si la température diffère entre la *baseline*¹⁹ et le cas étudié, la soustraction des signaux donne une signature de la variation de température couplée à la signature d'un éventuel endommagement, auquel cas il devient impossible d'établir un diagnostic fiable sur la présence d'un endommagement (Konstantinidis et al., 2007).

Deux principales méthodes ont été proposées pour compenser l'influence de la température sur la propagation des ondes de Lamb :

La sélection de baseline optimale (Optimal Baseline Selection – OBS) : dans cette approche largement utilisée (Croxford et al., 2010, 2007; Konstantinidis et al., 2006; Lu et Michaels, 2005), la baseline est enregistrée à plusieurs températures (par exemple, tous les 2°C sur un intervalle de -10°C à 150°C). En connaissant la température lorsque la mesure à un état quelconque est réalisée, la soustraction des signaux peut alors être effectuée avec la baseline à la température la plus proche. Cette méthode est simple mais nécessite une base de

¹⁹ **Baseline** : base de données de référence contenant les signaux enregistrés sur une structure saine ou dans un état connu.

données conséquente pour être efficace, ainsi qu'une bonne résolution en température sur la structure étudiée.

L'étirement du signal de référence (Baseline Signal Stretch - BSS) (Fendzi, 2015; Harley et Moura, 2012; Michaels et Michaels, 2005; Roy et al., 2014; Wang et al., 2014, 2013) : dans cette approche, un modèle est construit pour décrire l'effet des variations de température sur la propagation des ondes. Ces modèles sont en général construits grâce à des algorithmes d'apprentissage qui utilisent des signaux de référence mesurés à différentes températures. En connaissant la température lors des mesures sur la structure à un état quelconque, il devient possible d'étirer les signaux de la base de données (réalisée à une température de référence) selon le modèle développé. L'avantage de cette méthode est qu'elle nécessite une seule baseline à une température donnée, ce qui réduit considérablement la base de données de référence (en comparaison avec l'OBS). Le principal inconvénient est que le modèle développé est valable sur une plage de température qui peut être limitée.

Ces deux méthodes ont leurs avantages et inconvénients, et en pratique il convient de trouver un compromis entre les deux lorsque la structure étudiée est soumise à de grandes variations de température. Des approches hybrides OBS + BSS (**Figure 1.25**) ont ainsi été proposées (Clarke et al., 2010; Dworakowski et al., 2016; G. Liu et al., 2016). Par exemple, une *baseline* peut être réalisée tous les 10°C sur une plage de -10 à 150 °C. Si la température constatée lors de l'étude de l'état de santé de la structure est de 54°C, la *baseline* sélectionnée (OBS) sera celle à 50°C, et les signaux la constituant seront compensés en amplitude et phase pour construire la *baseline* à 54°C (BSS).

Ces méthodes de compensation ont deux inconvénients notables en vue de leur déploiement sur des structures aéronautiques :

- (i) Les structures aéronautiques sont soumises à des champs de température qui sont rarement homogènes lorsque les mesures sont réalisées. Or les *baseline* réalisées en conditions de laboratoire ne peuvent pas prendre en compte tous les cas de champs de température hétérogènes, surtout lorsqu'il s'agit de structures de grandes dimensions.
- (ii) La température de la structure doit être évaluée pour permettre la reconstruction des signaux. Cela nécessite l'ajout de capteurs de température pouvant alourdir la structure instrumentée (surtout lorsque des champs de température hétérogènes sont considérés). Cela n'est pas favorable dans un contexte aéronautique où l'allégement des structures est un véritable facteur d'innovation.



Figure 1.25 : Processus de détection d'endommagement par ondes de Lamb « classique » avec prise en compte des variations de température.

La première remarque justifie la mise en place de méthode *baseline free* dont l'intérêt est développé dans le paragraphe suivant. La seconde remarque peut être reformulée de la façon suivante : **Comment estimer le champ de température subi par la structure instrumentée sans ajouter de capteur de température ?**

Dans cette thèse, j'ai proposé une démarche originale qui se base sur des mesures effectuées par les transducteurs piézoélectriques pour estimer le champ de température. Je suis parti d'un constat simple : la température a une influence sur les propriétés du couplage électromécanique des transducteurs, et un réseau de capteurs conséquent est déjà monté sur la structure afin de réaliser le contrôle de l'état de santé, alors pourquoi ajouter un réseau de capteur de température ? Le Chapitre 3 présente la méthode d'estimation de la température obtenue à partir des mesures d'impédance décrites en paragraphe 1.3.2.4., répondant à la problématique évoquée.

1.4.3. Intérêt des méthodes baseline free

1.4.3.1. Définition du terme baseline free

Quelle que soit la méthode de détection envisagée, et comme le précise l'axiome (ii) proposé par (Farrar et Worden, 2013), « Un diagnostic d'endommagement requiert une comparaison entre deux systèmes ». Cette expression s'oppose frontalement au concept de méthode « *baseline free* » qui s'est installé dans le jargon utilisé dans la littérature. Ce terme est contesté, car pour n'importe quel système SHM déployé, il est toujours nécessaire de se référer à un état de référence. Cela peut être la structure à l'état sain, un modèle plus ou moins complexe, ou une connaissance très fine de l'influence des endommagements sur la structure instrumentée. Dans tous les cas (et même dans le cas d'applications reposant sur le moins d'information issue d'un état sain), il convient de déterminer des seuils pour lesquels une structure peut être considérée comme endommagée, qui reposent sur des résultats issus d'une référence, ou une vérification sur des mesures effectuées sur des structures saines. Le terme *baseline* fait référence à la base de données de signaux mesurée sur une structure à l'état sain. Le terme « *baseline free* » fait donc référence aux méthodes où la détection d'endommagement ne nécessite pas une comparaison avec cette *baseline*.

Un état de l'art sur les différentes méthodes *baseline free* appliquées à la détection d'endommagement dans les composites est présenté dans le Chapitre 5 de cette thèse.

1.4.3.2. Intérêt des méthodes baseline free

Les méthodes *baseline free* sont une réponse aux limitations des méthodes avec *baseline* qui sont les suivantes :

- Influence de la température : comme précisé dans le paragraphe précédent, les variations des paramètres environnementaux auxquels est soumis une structure SHM peut rendre obsolète la détection d'endommagement lorsque la *baseline* est trop éloignée du cas d'étude à un instant quelconque. Malgré les méthodes de compensation développées, il est impossible de créer une *baseline* pour toutes les configurations dans lesquelles les mesures seront réalisées (surtout dans un contexte aéronautique).
- Présence d'endommagement lors de la création de la *baseline* : en général, la *baseline* est enregistrée en début de vie du matériau instrumenté et l'on considère que cela correspond à « l'état sain ». Cependant, si un endommagement est déjà présent lors de la création de la *baseline*, ce dernier ne peut pas être détecté par la suite puisque sa signature est déjà présente dans la base de données de référence.
- Absence de *baseline* : Dans certaines applications où un système SHM est monté sur une structure qui a déjà vécu (et qui est potentiellement unique, comme un pont), il peut être impossible d'avoir une *baseline* correspondant à l'état sain de la structure.

Si ces méthodes permettent de s'affranchir de contraintes connues des méthodes avec *baseline*, elles soulèvent d'autres problématiques (Dutta, 2010) :

- Quelle est la signature de l'endommagement dans le signal mesuré ?
- À partir de cette observation, quel traitement du signal faut-il mettre en place et quel indicateur d'endommagement peut-on utiliser ?
- Comment créer un seuil de détection d'endommagement sans *baseline* et sans provoquer de fausses alarmes ?

Dans cette thèse, nous avons décidé de nous concentrer sur la détection des conversions et atténuation des modes fondamentaux symétriques et antisymétriques des ondes de Lamb pour la détection de délaminage dans des composites. Cette approche a nécessité l'utilisation de dual PZT décrit dans le Chapitre 4, et une étude détaillée du placement des transducteurs pour optimiser l'interaction des ondes avec un endommagement et s'assurer qu'il soit bien mesuré par les transducteurs choisis. Différentes méthodes *baseline free* et différents indicateurs d'endommagement ont été sélectionnés afin de comparer leur capacité à détecter le délaminage (Chapitre 5 et Chapitre 6).

Chapitre 2

Outils théoriques pour le contrôle santé avec des éléments piézoélectriques

Ce chapitre présente quelques aspects théoriques concernant l'utilisation des transducteurs piézoélectriques dans le cadre du déploiement d'un système SHM. Dans un premier temps, la théorie des ondes de Lamb est présentée : elle permet de calculer les courbes de dispersion des modes symétriques et antisymétriques qui se propagent dans des structures minces. Ensuite, l'impédance électromécanique des transducteurs piézoélectriques est déterminée à travers un modèle de condensateur plan dans le cas où ce dernier est libre puis couplé à une structure. Enfin, un modèle basé sur la théorie des plaques minces (également appelée théorie de Kirchhoff-Love) étendue à des matériaux stratifiés est décrit. Ce modèle est utilisé pour déterminer les déplacements transversaux et longitudinaux induits par un transducteur piézoélectrique couplé à une plaque de composite.

Contenu du présent chapitre :

2.1. T	'héorie sur les ondes de Lamb	36
2.1.1.	Propagation dans un milieu isotrope	36
2.1.2.	Propagation dans les composites stratifiés	40
2.2. I	mpédance d'un transducteur piézoélectrique couplé à une structure	41
2.2.1.	Cas d'un PZT libre	41
2.2.2.	Cas d'un PZT couplé à une structure	42
2.2.3.	Impédance électrique et capacité d'un PZT	44
2.3. Modèle <i>Pin-Force</i> pour le couplage PZT-plaque		44
2.4. C	Conclusion	48

2.1. Théorie sur les ondes de Lamb

Les ondes de Lamb (Lamb, 1917) désignent des ondes guidées qui se propagent dans des structures minces²⁰ (les surfaces libres de la structure mince créent un guide d'onde). Ces ondes ultrasonores²¹ se propagent sous deux formes de base : symétriques et antisymétriques. Ces deux types d'ondes ont plusieurs modes possibles correspondant aux solutions des équations de Rayleigh-Lamb qui seront présentées ciaprès. Les modes symétriques et antisymétriques correspondant au i -ème mode sont respectivement notés S_i et A_i . Il ne faut pas confondre ces modes d'ondes de Lamb avec les modes propres en flexion de la structure, qui correspondent aux fréquences de résonances de sa réponse. Dans la plupart des applications SHM, seuls les modes fondamentaux S_0 et A_0 sont considérés (Giurgiutiu, 2014). Le mode S_0 est assimilable aux ondes transversales (son déplacement est principalement dans le plan médian de la plaque) alors que le mode A_0 est comparable aux ondes de flexion (son déplacement est principalement perpendiculaire au plan médian de la plaque) (Giurgiutiu, 2014, para. 6.4), comme l'illustrent la Figure 1.10 et la Figure 1.11. Cette analogie est souvent utilisée, on parle alors de modes quasi- S_0 et quasi- A_0 (Lammering et al., 2018, chap. 18). Les ondes de Lamb sont dispersives, c'est-à-dire que les différentes fréquences constituant l'onde ne se propagent pas à la même vitesse : on parle de vitesse de phase²² (vitesse du front d'onde) et vitesse de groupe²² (vitesse du paquet d'ondes, et donc de l'énergie). Ces propriétés dépendent du produit entre l'épaisseur de la plaque et la fréquence d'excitation.

2.1.1. Propagation dans un milieu isotrope

Soit une plaque solide infinie, homogène et isotrope, d'épaisseur *e*, dont les surfaces sont libres (**Figure 2.1**).



Figure 2.1 : Plaque mince d'épaisseur *e*, supposée infinie dans les directions *x* et *y*.

²⁰ Le terme « structure mince » désigne ici une structure pour laquelle l'épaisseur est négligeable devant les autres dimensions.

²¹ Une onde ultrasonore a une fréquence d'excitation hors du spectre de l'audible, c'est-à-dire supérieure à 20 kHz.

²² Lien vers une animation permettant de bien comprendre la différence entre vitesse de groupe et de phase : http://wcours.gel.ulaval.ca/2014/a/GEL3002/default/8fichiers/littlewavepackets.gif

On est dans notre cas dans un problème de mécanique des milieux continus. Soient $\vec{u}(x, y, z, t)$ le champ de déplacement, les relations de Navier en absence de forces volumiques appliquées donnent :

$$\rho \frac{\partial^2 \vec{u}}{\partial t^2} = (\Lambda + \mu) \overline{\text{grad}} (\text{div}(\vec{u})) + \mu \Delta \vec{u}$$
(2.1)

où Λ et μ sont les coefficients de Lamé du solide et ρ sa masse volumique. Les constantes de Lamé peuvent également être exprimées en fonction du module d'Young Y et du coefficient de Poisson ν avec les relations suivantes :

$$\Lambda = \frac{\nu Y}{(1+\nu)(1-2\nu)}, \mu = \frac{Y}{2(1+\nu)}$$
(2.2)

Le système d'équation de Navier (2.1) est couplé en termes des composantes du champ de déplacement \vec{u} . Le découplage de ces équations est effectué par l'intermédiaire du théorème d'Helmholtz qui suppose qu'un champ vecteur (\vec{u} dans notre cas) peut être considéré comme la combinaison d'un potentiel scalaire ϕ et d'un potentiel vectoriel $\vec{\psi}$ (Giurgiutiu, 2014) tels que :

$$\vec{u} = \overline{\text{grad}}(\phi) + \overline{\text{rot}}(\vec{\psi})$$
 (2.3)

en admettant la condition de jauge de Coulomb qui donne div $(\vec{\psi}) = 0$. En considérant le théorème de Schwarz ($\overline{\text{grad}}(\vec{\Delta}(\phi)) = \vec{\Delta}(\overline{\text{grad}}(\phi))$, avec $\vec{\Delta}$ l'opérateur laplacien vectoriel) et sachant que div ($\overline{\text{rot}}(\vec{\psi})$) = 0, les équations (2.1) et (2.3) donnent :

$$(\Lambda + 2\mu)\vec{\Delta}\left(\overrightarrow{\operatorname{grad}}(\phi)\right) - \rho\left(\overrightarrow{\operatorname{grad}}\left(\frac{\partial^{2}\phi}{\partial t^{2}}\right)\right) + \mu\vec{\Delta}\left(\overrightarrow{\operatorname{rot}}(\vec{\psi})\right) - \rho\left(\overrightarrow{\operatorname{rot}}\left(\frac{\partial^{2}(\vec{\psi})}{\partial t^{2}}\right)\right) = \vec{0}$$

$$(2.4)$$

Deux équations pour les potentiels ϕ et $\vec{\psi}$ peuvent alors être posées :

$$\Delta(\phi) = \frac{1}{c_L^2} \frac{\partial^2 \phi}{\partial t^2}$$
(2.5)

$$\Delta(\vec{\psi}) = \frac{1}{c_T^2} \frac{\partial^2 \vec{\psi}}{\partial t^2}$$
(2.6)

avec :

$$c_L = \sqrt{\frac{\Lambda + 2\mu}{\rho}}, c_T = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}}$$
(2.7)

 c_L et c_T désignent les vitesses de phase des ondes longitudinales (représentées par ϕ) et transversales (représentée par $\vec{\psi}$). L'illustration de la propagation de ces ondes est donnée en **Figure 1.10**.

La décomposition d'Helmholtz (équation (2.3)) donne :

$$\begin{pmatrix} u \\ v \\ w \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\partial \Phi}{\partial x} \\ \frac{\partial \Phi}{\partial y} \\ \frac{\partial \Phi}{\partial z} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \frac{\partial \psi_z}{\partial y} - \frac{\partial \psi_y}{\partial z} \\ \frac{\partial \psi_x}{\partial z} - \frac{\partial \psi_z}{\partial x} \\ \frac{\partial \psi_y}{\partial x} - \frac{\partial \psi_x}{\partial y} \end{pmatrix}$$
(2.8)

Dans le cas particulier d'une couche mince, les réflexions et interférences causées par les surfaces de la plaque génèrent les ondes de Lamb. On considère des ondes planes (Giurgiutiu, 2014, para. 5.9) se propageant dans la direction x avec une invariance par translation dans la direction $y \iff \frac{\partial \Phi}{\partial y} = \frac{\partial \Psi_z}{\partial y} = \frac{\partial \Psi_x}{\partial y} = 0$) et on considère les mouvements dans le plan (xz). L'invariance selon y implique $v = \frac{\partial \Psi_x}{\partial z} - \frac{\partial \Psi_z}{\partial x}$, et montre que le déplacement dans cette direction dérive seulement des potentiels transversaux Ψ_x et Ψ_z , et est donc découplé des déplacements u et w (qui eux dérivent des potentiels transversaux et longitudinaux). Le déplacement selon v correspond aux ondes de cisaillement horizontales (communément appelées « *SH waves »*). Ces ondes sont découplées des ondes de Lamb, car les différents modes de propagation des ondes de Lamb résultent des interactions entre des ondes longitudinales (« *P waves »*) et de cisaillement vertical (« *SV waves »*), représenté par le couplage des déplacements u et w dans le système d'équations (2.8). Dans la suite du texte, $\Psi_y \equiv \Psi$. En prenant en compte les considérations évoquées, on peut réduire le système d'équations (2.8) à :

$$u = \frac{\partial \Phi}{\partial x} - \frac{\partial \psi}{\partial z} , w = \frac{\partial \Phi}{\partial z} + \frac{\partial \psi}{\partial x}$$
(2.9)

Les équations découplées (2.5) et (2.6) deviennent alors :

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Phi}{\partial z^2} = \frac{1}{c_l^2} \frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2}$$
(2.10)

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \psi}{\partial z^2} = \frac{1}{c_T^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2}$$
(2.11)

En gardant l'hypothèse d'ondes planes se propageant suivant l'axe x, les solutions aux équations (2.10) et (2.11) peuvent être écrites sous la forme (Giurgiutiu, 2014, p. 310):

$$\Phi = f(z)e^{i(kx-\omega t)}, \psi = ih(z)e^{i(kx-\omega t)}$$
(2.12)

avec ω la pulsation, k le nombre d'onde et i = $\sqrt{-1}$. Ces solutions représentent des ondes planes se propageant selon x et stationnaires selon z. Le potentiel transversal ψ est choisi en quadrature avec le potentiel longitudinal φ via le facteur i. En remplaçant les potentiels par leurs expressions de l'équation (2.12) dans les équations (2.10) et (2.11) on obtient :

$$\frac{\partial^2 f(z)}{\partial z^2} + p^2 f(z) = 0$$
(2.13)

2.1 Théorie sur les ondes de Lamb

$$\frac{\partial^2 h(z)}{\partial z^2} + q^2 h(z) = 0$$

avec :

$$p^{2} = \frac{\omega^{2}}{c_{L}^{2}} - k^{2}, q^{2} = \frac{\omega^{2}}{c_{T}^{2}} - k^{2}$$
(2.14)

p et *q* désignent les nombres d'ondes longitudinales et transversales.

Les solutions propagatrices des équations (2.13) sont de la forme :

$$f(z) = F_1 \sin(pz) + F_2 \cos(pz)$$

$$h(z) = H_1 \sin(qz) + H_2 \cos(qz)$$
(2.15)

avec F_1 , F_2 , H_1 , et H_2 des constantes réelles. On peut alors exprimer les potentiels ϕ et ψ d'après l'équation (2.12), et les déplacements dans le plan u et hors plan w donnés en équation (2.9) comme suit :

$$\phi(x, z, t) = [F_1 \sin(pz) + F_2 \cos(pz)]e^{i(kx - \omega t)}$$
(2.16)

$$\psi(x, z, t) = i[H_1 \sin(qz) + H_2 \cos(qz)]e^{i(kx - \omega t)}$$
(2.17)

$$u(x, z, t) = i[k(F_1 \sin(pz) + F_2 \cos(pz)) - q(H_1 \cos(qz) - H_2 \sin(qz))]e^{i(kx - \omega t)}$$
(2.18)

$$w(x, z, t) = [p(F_1 \cos(pz) - F_2 \sin(pz)) - k(H_1 \sin(qz) + H_2 \cos(qz))]e^{i(kx - \omega t)}$$
(2.19)

Les conditions limites associées au cas d'une plaque mince imposent que les contraintes mécaniques σ_{yz} , σ_{zx} et σ_{zz} sont nulles sur les surfaces libres ($z = \pm e/2$). Ces contraintes sont définies (Lammering et al., 2018, para. 3.2.3.1) par :

$$\sigma_{zx} = \mu(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}) \tag{2.20}$$

$$\sigma_{zz} = \Lambda \frac{\partial u}{\partial x} + (\Lambda + 2\mu) \frac{\partial w}{\partial z}$$
(2.21)

En remplaçant les valeurs de u et w dans les équations (2.20) et (2.21) par leurs expressions des équations (2.18) et (2.19), et en se plaçant sur les surfaces libres ($\sigma_{zx} = \sigma_{zz} = 0$), on obtient deux systèmes d'équations :

$$\begin{bmatrix} (k^2 - q^2)\cos(pe/2) & 2kq\cos(qe/2) \\ -2kp\sin(pe/2) & (k^2 - q^2)\sin(qe/2) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_2 \\ H_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$
(2.22)

$$\begin{bmatrix} (k^2 - q^2)\sin(pe/2) & -2kq\sin(qe/2) \\ 2kp\cos(pe/2) & (k^2 - q^2)\cos(qe/2) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_1 \\ H_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$
(2.23)

Les solutions de ces systèmes d'équations sont obtenues pour des déterminants égaux à 0. On obtient alors pour les équations (2.22) et (2.23) les solutions respectives :

$$\frac{\tan(qe/2)}{\tan(pe/2)} = -\frac{4k^2pq}{(k^2 - q^2)^2}$$
(2.24)

$$\frac{\tan(qe/2)}{\tan(pe/2)} = -\frac{(k^2 - q^2)^2}{4k^2pq}$$
(2.25)

Les équations (2.24) et (2.25) donnent les relations de dispersion (relation entre le nombre d'onde et la fréquence d'excitation) de Rayleigh-Lamb, pour les modes symétriques (équation (2.24)) et antisymétriques (équation (2.25)). Les solutions de ces équations ne sont pas triviales puisque p et q dépendent de k. Elles n'ont pas de solutions analytiques mais peuvent être résolues numériquement. Les solutions sont des valeurs propres des nombres d'ondes pour les modes symétriques k_i^S et antisymétriques k_i^A (*i* désignant l'indice d'une valeur propre). La méthode numérique pour trouver les valeurs propres des nombres d'onde est explicitée dans (Giurgiutiu, 2014, p. 314) : cette méthode consiste à faire des itérations sur le nombre d'onde k et à déterminer les valeurs propres obtenues, on peut alors calculer :

• Les vitesses de phases c_p des modes symétriques et antisymétriques :

$$c_p = \frac{\omega}{k} \tag{2.26}$$

• Les longueurs d'onde λ correspondante :

$$\lambda = \frac{2\pi}{k} \tag{2.27}$$

Les vitesses de groupe c_g qui dérivent de la vitesse de phase (Giurgiutiu, 2014, p. 324):

$$c_g = \frac{\partial \omega}{\partial k} = \frac{c_p^2}{c_p - \omega \frac{\partial c_p}{\partial \omega}}$$
(2.28)

Ces paramètres sont obtenus avec comme seules données : le module d'Young Y, le coefficient de poisson ν et la masse volumique ρ de la structure étudiée.

Les courbes de dispersion obtenues par ce biais sont présentées dans le Chapitre 4.

2.1.2. Propagation dans les composites stratifiés

La propagation des ondes dans les matériaux stratifiés est plus complexe car ils comportent plusieurs couches. Les équations d'ondes de Lamb concernent des milieux isotropes homogènes. Le terme d'ondes de Lamb pour les matériaux composites n'est donc pas vraiment approprié mais il est largement utilisé dans la littérature, et donc repris dans ce manuscrit.

Les interférences des ondes sur ces différentes couches peuvent avoir un effet sur la propagation des ondes. Trois méthodes semi-analytiques peuvent être considérées pour obtenir les courbes de dispersion dans des milieux stratifiés anisotropes : la méthode

par matrice de transfert, par matrice globale, et par matrice de rigidité. Ces trois méthodes, extensions du cas isotrope, sont détaillées dans (Lammering et al., 2018, para. 3.2). Des méthodes numériques (Agostini et al., 2003; Alterman et Karal, 1968; Moser et al., 1999; Peng et al., 2009; Zhao et Rose, 2003) peuvent également être utilisées pour le calcul des courbes de dispersion. Le logiciel GUIGUW développé par (Marzani et Bocchini) permet également de calculer les courbes de dispersion pour différents types de matériaux.

Dans cette thèse, les courbes de dispersion pour les matériaux composites étudiés sont obtenus sur MATLAB en considérant une homogénéisation du matériau dans une direction donnée, ramenant son étude au cas isotrope (Kessler et al., 2002b), et les courbes obtenues sont présentées dans le Chapitre 4. L'étude plus précise de la propagation des ondes de Lamb dans les matériaux composites est ensuite effectuée par l'intermédiaire du logiciel SDTools²³ en utilisant les éléments finis. Une description de la méthode d'obtention des courbes de dispersion par éléments finis avec le logiciel SDTools est documentée dans (Fendzi, 2015, para. 2.6.3).

2.2. Impédance d'un transducteur piézoélectrique couplé à une structure

L'impédance d'un PZT est utilisée dans de nombreuses applications SHM pour la détection d'endommagement (paragraphe 1.3.2.4). Dans le cadre de cette thèse, on utilise la mesure d'impédance pour évaluer la température d'une structure équipée de PZTs (paragraphe 3.3). L'approche théorique présentée ci-après permet d'introduire la différence d'impédance due au collage du PZT sur une structure et d'identifier les différents paramètres électromécaniques concernés. Le détail sur les variations de l'impédance avec la température est présenté dans le paragraphe 3.3.1. Dans cette partie, l'on se base sur un modèle linéaire (cas d'un condensateur plan idéal) pour l'étude du comportement électromécanique du PZT.

2.2.1. Cas d'un PZT libre

La description globale de l'effet piézoélectrique direct et inverse est donnée dans le paragraphe 1.3.3.1. Ce paragraphe parcourt plus en détail la théorie concernant le modèle électromécanique d'un PZT afin d'introduire la notion de capacité équivalente utilisée dans le Chapitre 3.

D'un point de vue électrique, un PZT peut être assimilé à un condensateur plan (Ducarne, 2009, para. 2.3.3) formé de deux électrodes séparées par la céramique (**Figure 2.2**).

²³ www.sdtools.com



Figure 2.2 : Schéma électrique équivalent d'un PZT sous forme de condensateur plan.

La céramique est un matériau **diélectrique**, c'est-à-dire qu'il ne conduit pas le courant électrique. C'est un isolant électrique qui n'est pas inerte électriquement : un **champ électrique** externe \vec{E} appliqué au matériau a pour effet de polariser les dipôles électrostatiques (à l'échelle microscopique) ce qui donne une propriété de **susceptance** électrique²⁴ au matériau à l'échelle macroscopique. Ce champ électrique est généré par une **différence de potentiel** *V* appliquée aux bornes du condensateur. Cela induit un champ de **déplacement électrique** \vec{D} qui dépend de la **permittivité** ϵ qui caractérise le matériau diélectrique. Dans le cas où l'espacement entre les électrodes e_{PZT} est négligeable devant la surface des électrodes *A*, on a (Ducarne, 2009, para. 2.3.3):

$$E = \frac{-V}{e_{PZT}} \tag{2.29}$$

$$D = \epsilon E \tag{2.30}$$

$$Q^+ = -AD \ et Q^- = AD \tag{2.31}$$

où Q^+ désigne la charge de l'électrode supérieure du PZT et Q^- la charge de l'électrode inférieure (**Figure 2.2**).

La capacité du condensateur libre équivalent, définissant la susceptance du PZT, est alors définie par :

$$C_l = \frac{Q}{V} = \frac{-AD}{V} = \frac{-A\epsilon E}{V} = \frac{A\epsilon}{e_{PZT}}$$
(2.32)

2.2.2. Cas d'un PZT couplé à une structure

Le comportement électromécanique d'un PZT dépend du champ électrique \vec{E} , du champ de déplacement électrique \vec{D} décrit précédemment, ainsi que du champ de contrainte $\vec{\sigma}$

²⁴ Susceptance électrique : grandeur caractérisant la polarisation créée par le champ électrique produit par la matière.

et du champ de déformation $\vec{\varepsilon}$. Ces grandeurs gouvernent la loi de comportement d'un PZT via les relations suivantes :

$$\begin{cases} \vec{\varepsilon} = s^E \vec{\sigma} + d^\top \vec{E} \\ \vec{D} = d\vec{\sigma} + \epsilon^{\sigma} \vec{E} \end{cases}$$
(2.33)

où s^E désigne la matrice des constantes de compliance électrique à champ électrique constant, d est la matrice des constantes de l'effet piézoélectrique inverse, et ϵ^{σ} les constantes diélectriques à déformation nulle.



Figure 2.3 : PZT circulaire collé sur une plaque.

Dans le modèle proposé, on considère un PZT idéalement collé sur une structure rigide (**Figure 2.3**) dont on néglige les déformations dans le plan. Cela implique que les composantes ε_1 et ε_2 du champ de déformation sont nulles. On considère que le PZT n'est pas contraint dans la direction hors plan, ce qui implique que le champ de contrainte dans cette direction, σ_3 , est nul. Le champ de déplacement électrique est uniquement selon l'axe 3 (perpendiculaire à la surface de l'électrode). Il est donc défini par la relation :

$$D_3 = d_{31}(\sigma_1 + \sigma_2) + \epsilon_3^{\sigma} E_3 \tag{2.34}$$

avec :

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{-1}{s_{11}^E - s_{12}^E} d_{31} E_3 \tag{2.35}$$

et (voir équation (2.29)) :

$$E_3 = \frac{-V}{e_{PZT}} \tag{2.36}$$

La capacité du PZT collé à la structure est alors obtenue avec la relation :

$$C_{c} = \frac{Q}{V} = \frac{-AD_{3}}{V} = \frac{-A}{V}E_{3}\left(\epsilon_{3}^{\sigma} - \frac{2d_{31}^{2}}{s_{11}^{E} - s_{12}^{E}}\right) = \frac{A}{e_{PZT}}\left(\epsilon_{3}^{\sigma} - \frac{2d_{31}^{2}}{s_{11}^{E} - s_{12}^{E}}\right)$$
(2.37)

Cette expression permet de quantifier la variation de capacité due au collage du PZT K_c . En considérant les équations (2.32) et (2.37) on a :

$$C_c = C_l + K_c \ avec K_c = \frac{-2Ad_{31}^2}{e_{PZT}(s_{11}^E - s_{12}^E)}$$
(2.38)

2.2.3. Impédance électrique et capacité d'un PZT

L'impédance d'un PZT est définie par la fonction de transfert entre la tension V appliquée aux bornes du PZT et le courant électrique résiduel I (**Figure 2.2**) et dépend de la fréquence d'excitation f_0 :

$$Z(f_0) = \frac{V(f_0)}{I(f_0)}$$
(2.39)

L'impédance d'un condensateur idéal de capacité C pour une pulsation $\omega = 2\pi f_0$ donnée est définie par la relation :

$$Z_c(\omega) = \frac{1}{i\omega C} \tag{2.40}$$

L'inverse de l'impédance est appelé admittance et noté Υ^{25} . La susceptance *B* et la conductance *G* représentent respectivement les parties imaginaire et réelle de l'admittance :

$$\Upsilon(f_0) = \frac{1}{Z(f_0)} = G(f_0) + iB(f_0)$$
(2.41)

La capacité C du PZT correspond donc à la susceptance, ce qui donne :

$$C(f_0) = \frac{B(f_0)}{2\pi f_0}$$
(2.42)

2.3. Modèle *Pin-Force* pour le couplage PZT-plaque

Les courbes de dispersion donnent une bonne estimation des propriétés de propagation des modes d'ondes de Lamb dans une plaque. En revanche, la résolution des équations de Lamb ne donne aucune information sur l'amplitude des ondes qui se propagent. Or, l'amplitude de chaque mode dépend fortement de la fréquence d'excitation, f_0 , pour un PZT et une structure donnée. Dans certaines applications SHM (détaillées dans le paragraphe 4.1), il convient d'utiliser principalement un mode de propagation, et la fréquence d'excitation peut alors être sélectionnée en conséquence. Il existe plusieurs modèles plus ou moins complexes pour estimer l'amplitude des modes en fonction de la fréquence d'excitation (Giurgiutiu, 2014, chap. 8). Le modèle *Pin-Force* est surement le plus simple dans la mesure où le PZT est considéré comme parfaitement collé à sa structure hôte et forme un modèle $2D^{26}$ dont la résolution est basée sur la théorie des plaques minces (également appelée théorie de Kirchhoff-Love) étendue à des matériaux stratifiés (Ducarne, 2009). Un PZT fin et parfaitement collé génère une force radiale ponctuelle à son extrémité au

²⁵ La notation usuelle pour l'admittance est Y, mais la notation Υ est utilisée dans ce manuscrit pour ne pas confondre l'admittance avec le module d'Young, représenté par la lettre Y.

²⁶ 2D : deux dimensions, au sens géométrique.

point de contact avec la structure hôte. Cela génère une force de compression et un moment en flexion dans le feuillet moyen de la structure, ce qui active les ondes de compressions (longitudinales) et de flexion (transversales). Ces ondes ne correspondent pas exactement aux modes de Lamb A_0 et S_0 , mais il est généralement admis que le mode A_0 correspond principalement aux déplacements hors plan (donc des ondes transversales) tandis que le mode S_0 correspond aux déplacements dans le plan (donc des ondes longitudinales).



Figure 2.4 : modèle *Pin-Force* pour un couplage PZT-plaque.

Ce modèle repose sur les hypothèses suivantes :

- (i) La plaque est mince (l'épaisseur est négligeable par rapport aux autres dimensions).
- (ii) Les effets de bord sont négligés.
- (iii) Les différentes couches constituant la structure sont parfaitement collées entre elles.
- (iv) Les propriétés élastiques des différents matériaux ont des ordres de grandeur comparables.
- (v) Le cisaillement transversal est négligé (modèle de Kirchhoff).
- (vi) Les déformations dans la direction *y* ne sont pas considérées (les symétries du modèle permettent de rapporter ce problème plan en problème poutre).

Le déplacement *U* à une position P(x, z) s'écrit:

$$\vec{U}(x,z,t) = \left(u(x,t) - z\frac{\partial w}{\partial x}(x,t)\right)\vec{x} + w(x,t)\vec{z}$$
(2.43)

avec u et w les déplacements longitudinaux et transversaux dans le feuillet moyen dans la direction x.

On considère que les contraintes sont prédominantes dans la direction x et que le champ électrique E_3 du PZT varie linéairement avec z. On peut alors écrire

$$E_3 = -z \frac{\partial \psi_e}{\partial z} \tag{2.44}$$

 ψ_e désignant le potentiel électrique.

D'après ces hypothèses, (Ducarne, 2009) montre que l'on peut exprimer le déplacement électrique dans la direction z, D_3 , et la contrainte normale suivant l'axe x, σ_1 , de la k-ième couche de PZT comme suit :

$$\begin{cases} \sigma_1 = c_k \varepsilon_1 - e_k E_3\\ D_3 = e_k \varepsilon_1 + \epsilon_k E_3 \end{cases} \text{ with } \varepsilon_1 = \frac{\partial u}{\partial x} - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \tag{2.45}$$

 ε_1 est la composante normale des déformations suivant l'axe x. σ_1 , D_3 , E_3 et ε_1 dépendent de la position (x, z) et du temps t. c_k , e_k et ε_k sont respectivement la constante de raideur à champ électrique constant, la constante piézoélectrique, et la constante diélectrique de la $k - i \grave{e}me$ couche.

La force de traction N et le moment de flexion M de la plaque sont définis comme suit :

$$\begin{cases} N = \int_{S} \sigma_1 dS = b \int_{z_0}^{z_P} \sigma_1(x, z, t) dz \\ M = \int_{S} z \sigma_1 dS = b \int_{z_0}^{z_P} z \sigma_1(x, z, t) dz \end{cases}$$
(2.46)

où $S = [-b/2; b/2] \times [z_0; z_P]$ désigne la section totale de la poutre en abscisse x. M correspond à un moment autour d'un axe (P, y) où P est un point de l'axe (0, x) d'abscisse x (voir Figure 2.4).

La tension aux bornes de la k - ième couche piézoélectrique est :

$$V_k = -\int_{z_{k-1}}^{z_k} E_3 dz \tag{2.47}$$

En considérant les *K* couches de la structure, et en remplaçant les relations des équations (2.43),(2.44),(2.45) et (2.47) dans le système d'équations (2.46), on peut alors écrire :

$$\begin{cases} N = A \frac{\partial u}{\partial x} - B \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \sum_{k \in [1..K]} \Xi_k V_k \\ M = B \frac{\partial u}{\partial x} - D \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \sum_{k \in [1..K]} \Theta_k V_k \end{cases}$$
(2.48)

avec :

$$A = \sum_{k=1}^{K} bh_{k}c_{k}, B = \sum_{k=1}^{K} I_{1k}c_{k}, D = \sum_{k=1}^{K} I_{2k}c_{k},$$

$$\Xi_{k} = be_{k}, \Theta_{k} = \frac{I_{1k}}{h_{k}}e_{k} = b\frac{z_{k} + z_{k-1}}{2}e_{k}$$
(2.49)

où h_k , I_{1k} , et I_{2k} sont respectivement l'épaisseur, le moment linéaire et le moment quadratique de la k - ième couche :

$$h_{k} = z_{k} - z_{k-1}, \ I_{1k} = \int_{S} zdS = b \frac{z_{k}^{2} - z_{k-1}^{2}}{2}, \ I_{2k} = \int_{S} z^{2}dS = b \frac{z_{k}^{3} - z_{k-1}^{3}}{3} \quad (2.50)$$

En négligeant l'inertie de rotation de la poutre, et si aucune force extérieure n'est appliquée à la poutre, les équations d'équilibre donnent :

$$\begin{cases} -\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} + m \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0\\ -\frac{\partial N}{\partial x} + m \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = 0 \end{cases} \text{ avec } m(x) = b \sum_{k=1}^{K} \rho_k h_k \tag{2.51}$$

où *m* désigne la masse linéique de la k - ième couche.

En remplaçant les expressions de M et N données en équation (2.48) dans l'équation (2.51), on obtient pour chaque tronçon $i \in \{1,2,3\}$ de la poutre (voir **Figure 2.4**) :

$$\begin{cases} -B_i \frac{\partial^3 u_i}{\partial x^3} + D_i \frac{\partial^4 w_i}{\partial x^4} + m_i \frac{\partial^2 w_i}{\partial t^2} = 0\\ -A_i \frac{\partial^2 u_i}{\partial^2 x} + D_i \frac{\partial^3 w_i}{\partial x^3} + m_i \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} = 0 \end{cases}$$
(2.52)

Ces équations admettent des solutions évanescentes et progressives pour les ondes transversales (de flexion) w et des solutions progressives pour les ondes longitudinales (de compression) u.

En considérant les trois tronçons de notre cas d'application, les solutions pour chaque portion sont les suivantes :

$$w_{1}(x) = T_{P1}^{-}e^{ik_{1}x} + T_{E1}^{-}e^{k_{1}x}$$

$$w_{2}(x) = T_{P2}^{-}e^{ik_{2}x} + T_{E2}^{-}e^{k_{2}x} + T_{P2}^{+}e^{-ik_{2}x} + T_{E2}^{+}e^{-k_{2}x}$$

$$w_{3}(x) = T_{P3}^{+}e^{-ik_{3}x} + T_{E3}^{+}e^{-k_{3}x}$$

$$u_{1}(x) = L_{P1}^{-}e^{iq_{1}x}$$

$$u_{2}(x) = L_{P2}^{-}e^{iq_{2}x} + L_{P2}^{+}e^{-iq_{2}x}$$

$$u_{3}(x) = L_{P3}^{+}e^{-iq_{3}x}$$
(2.53)

 T_P et T_E désignent les amplitudes complexes des ondes progressives et évanescentes transversales. L_P correspond à l'amplitude complexe de l'onde progressive longitudinale. Les exposants .⁺ et .⁻ évoquent le sens de propagation de l'onde (positif ou négatif) selon l'axe (O, x).

Les nombres d'ondes k_i et q_i sont liés à la pulsation ω par les relations :

$$\omega = \sqrt{\frac{D_i}{m_i}} k_i^2 = \sqrt{\frac{A_i}{m_i}} q_i \tag{2.54}$$

Le moment en flexion et la force de compression dépendent des propriétés et dimensions du PZT et de la structure hôte. Ils sont proportionnels à la tension V appliquée aux bornes du PZT :

$$M = \Theta_p V, N = \Xi_p V \tag{2.55}$$

Les solutions données en équation (2.53) contiennent 12 inconnues qui peuvent être déterminées à partir des conditions aux limites. R représente le rayon du PZT, et l'origine du repère (O, x) est fixée au milieu du PZT. Les continuités de déplacement et de vitesse à la jonction entre le PZT et la poutre $(x = \pm R)$, ainsi que la continuité du moment en flexion et de la force de compression donnent 12 équations nécessaires à la résolution du problème :

$$\begin{cases} w_{1}(-R) = w_{2}(-R) \\ u_{1}(-R) = u_{2}(-R) \\ w_{1}'(-R) = w_{2}'(-R) \\ -D_{1}w_{1}''(-R) = -D_{2}w_{2}''(-R) \dots \\ + B_{2}u_{2}'(-R) + \Theta_{p}V \\ A_{1}u_{1}'(-R) = A_{2}u_{2}'(-R) \dots \\ + B_{2}w_{2}''(-R) + \Xi_{p}V \\ D_{1}w_{1}'''(-R) = D_{2}w_{2}'''(-R) \end{cases} \begin{pmatrix} w_{2}(R) = w_{3}(R) \\ u_{2}(R) = u_{3}(R) \\ w_{2}'(R) = w_{3}'(R) \\ -D_{2}w_{2}''(R) = -D_{3}w_{3}''(R) \dots \\ + B_{3}u_{3}'(R) - \Theta_{p}V \\ A_{2}u_{2}'(R) = A_{3}u_{3}'(R) \dots \\ + B_{3}w_{3}''(R) - \Xi_{p}V \\ D_{2}w_{2}'''(R) = D_{3}w_{3}'''(R) \end{cases}$$
(2.56)

Dans cette thèse, cette approche est appliquée à une plaque CFRP $[0^{\circ}, 90^{\circ}]_{16}$. Ce matériau est composé de 16 couches dont les propriétés mécaniques varient en fonction de l'orientation des plis. Les résultats sont considérés pour le cas où l'axe (0, x) correspond à l'axe 0° du premier pli. Les résultats obtenus sont montrés dans le paragraphe 4.3.1.

Certaines hypothèses admises au début de ce paragraphe sont compliquées à respecter dans un cadre d'application réel. Le modèle *Pin-Force* proposé correspond à un cas de collage idéal des transducteurs - hypothèse (iii) - ce qui peut être difficile à réaliser en pratique. Le modèle *Effective Pin-Force*, présenté dans (Giurgiutiu, 2014, para. 8.2.4), prend en compte le cas de collages non-idéaux. Des modèles plus complexes ne prenant pas en compte les hypothèses (v) et (vi) ont également été développés pour l'analyse théorique de la propagation des ondes en considérant les trois dimensions de l'espace (Giurgiutiu, 2014, para. 8.5).

2.4. Conclusion

Les aspects théoriques présentés dans ce chapitre constituent des outils qui sont utilisés dans ce manuscrit pour le déploiement d'un système SHM. Les courbes de dispersion calculées par l'intermédiaire de la théorie des ondes de Lamb sont exploitées pour déterminer les vitesses de propagation dans le paragraphe 4.3.3.1, et pour l'étude des longueurs d'onde des modes A_0 et S_0 dans le paragraphe 4.4.3.

La formulation de la capacité statique proposée en paragraphe 2.2 permet d'évaluer la variation théorique de cette mesure à partir des connaissances de l'évolution des caractéristiques physiques des transducteurs piézoélectriques avec la température. Cela

est utilisé dans le Chapitre 3 pour justifier la variation linéaire de la capacité statique avec la température.

Enfin, le modèle *Pin-Force* basé sur la théorie des plaques minces permet d'estimer le déplacement des modes A_0 et S_0 en fonction de la fréquence d'excitation imposée au transducteur couplé à une plaque. Cet outil est utilisé pour décrire les fréquences d'excitation optimales dans le cadre de l'utilisation de la méthode d'accord piézoélectrique dans le paragraphe 4.2.1.
Chapitre 3 Estimation de la température à l'aide d'éléments piézoélectriques

Ce chapitre présente deux méthodes d'estimation de la température en se basant sur des mesures réalisées par des PZTs. Cette démarche a pour but de s'affranchir de l'ajout de capteurs de température dans le cadre du déploiement de systèmes SHM, tout en garantissant la compensation de l'influence de la température pour la détection d'endommagement. La première méthode consiste en l'analyse des variations des modes propres de la structure dans la fonction de transfert calculée entre deux transducteurs. La seconde méthode repose sur la variation de la capacité statique des éléments piézoélectriques avec la température. Ces deux méthodes sont testées pour des champs de température homogènes et hétérogènes sur une plaque composite, puis une structure plus large (partie fan cowl d'un Airbus A380).

Contenu du présent chapitre :

3.1.	Introduction	52
3.2.	Estimation de la température par mesure de fonction de transfert	52
3.2.1	. Description	52
3.2.2	. Études expérimentales	55
3.2.3	. Discussion et analyses des résultats	58
3.3.	Estimation de la température par mesure d'impédance	60
3.3.1	. Théorie	61
3.3.2	. Études expérimentales	63
3.3.3	. Estimation de la température avec un dual PZT	71
3.3.4	Discussion et analyse des résultats	72
3.4.	Conclusions	73

3.1. Introduction

Comme cela a été précisé au Chapitre 1, la température a une influence non négligeable sur les propriétés des matériaux, les propriétés électromécaniques des transducteurs et leur couplage avec la structure étudiée. Ce constat affecte la propagation des ondes de Lamb mais a aussi une forte influence sur d'autres mesures réalisables en vue du contrôle de l'état de santé avec des PZT. C'est notamment le cas des mesures d'impédance électromécanique EMIS (*« Electro Mechanical Impedance Signature »*), ou encore des mesures de fonctions de transfert pour une paire de transducteurs. L'étude de l'influence de la température sur ces deux approches SHM a fait l'objet de nombreuses études mais la démarche inverse - déterminer la température à partir des variations dans les mesures observées - n'a jamais été mise en place. Cela constitue une approche originale qui permet de s'affranchir de l'ajout de capteurs de température en exploitant le réseau de PZTs déjà monté sur la structure étudiée pour la détection d'endommagements. L'application de ces deux méthodes pour l'estimation de la température a été étudiée pour des champs de température homogènes puis hétérogènes sur une plaque simple puis une structure issue de la nacelle d'un Airbus A380.

3.2. Estimation de la température par mesure de fonction de transfert

3.2.1. Description

3.2.1.1. Utilisation de la fonction de transfert en SHM

La fonction de transfert entre deux PZTs correspond à l'application d'une méthode acousto-ultrasonique (voir **Figure 1.14**). Cette méthode a suscité un grand intérêt dans les premières applications SHM basées sur l'analyse modale des structures instrumentées (Farrar et Worden, 2013, para. 7.8; Giurgiutiu, 2015, para. 9.4.4). En utilisant des fréquences d'excitation relativement basse (< 20 kHz) et un placement intelligent des transducteurs, les premiers modes propres de la structure peuvent être excités. La présence d'un endommagement modifie les propriétés mécaniques de la structure, réduisant l'amortissement de certains modes et décalant éventuellement certaines fréquences de résonance. Cela permet de détecter des délaminages dans des matériaux composites (Diaz Valdes et Soutis, 1999; Pardoen, 1989; Park et al., 2005; Sampaio et al., 1999) dont l'influence sur les modes propres est bien décrite, notamment grâce à des modèles numériques (Kessler et al., 2002a). L'étude précise de ces modes pour la détection d'endommagement et leur comparaison avec des modèles éléments finis sont toutefois limitées à des basses fréquences (< 20 kHz) à cause de la superposition des modes qui se manifeste à haute fréquence.

Plus récemment, l'utilisation d'excitation sur un large spectre de fréquences (allant jusqu'au MHz) est étudiée pour la mise en évidence de non-linéarités dans les structures (Novak et al., 2010; Rébillat et al., 2014). Quelques méthodes de détection basées sur l'analyse des non-linéarités sont décrites en Annexe C.

3.2.1.2. Influence de la température sur la fonction de transfert

Dans le cadre des travaux présentés ici, le même signal que celui utilisé en détection d'endommagements par analyse des modes est utilisé (*sweep* large-bande, voir **Figure 3.1**), mais pour estimer la température. La variation de température et l'émergence d'un endommagement sont deux phénomènes qui altèrent les propriétés mécaniques de la structure. Cela a une incidence directe sur les caractéristiques des modes observés dans la fonction de transfert mesurée. Cependant, il a été montré dans (Deraemaeker et Preumont, 2006) que l'influence de la température sur le décalage des fréquences de résonance des modes propres de la structure peut être dissociée de l'influence d'un endommagement. En effet, cette étude montre qu'un endommagement dans la structure est à l'origine d'une variation localisée de ses propriétés mécaniques, et les modes propres ne sont pas tous impactés de manière similaire par ces modifications. En revanche, une variation de température a pour effet de modifier les propriétés mécaniques de façon globale et toutes les fréquences des modes propres sont décalées en suivant une même tendance pour chaque mode.

3.2.1.3. Estimation de la température à partir du décalage de la fréquence propre des modes

Par rapport aux autres signaux large-bande (multisinus, balayage linéaire), le balayage exponentiel sinusoïdal est plus robuste aux non-linéarités et moins sensible au bruit distribué (Rébillat et al., 2011). La fonction de transfert est obtenue pour deux PZTs : l'un est utilisé comme émetteur, et émet le signal précédemment décrit, et l'autre est utilisé comme récepteur (**Figure 3.1**). La Densité Spectrale de Puissance (DSP) de deux signaux correspond à la transformée de Fourier de la corrélation entre ces deux signaux. La fonction de transfert $H(\omega)$ est la DSP du signal émis corrélé avec le signal reçu divisé par la DSP du signal émis (autocorrélé). Cela est équivalent à l'équation suivante :

$$H(\omega) = \frac{V(\omega) \times U(\omega)}{|U(\omega)|^2}$$
(3.1)

avec $V(\omega)$ et $U(\omega)$ les transformées de Fourier respectives du signal reçu v(t) et du signal émis u(t).



Figure 3.1 : Signal émis u(t) (balayage (« *sweep* ») exponentiel sinusoïdal), signal reçu v(t), et fonction de transfert calculée $H(\omega)$ à partir de ces deux signaux.

Les modes r font référence aux pics que l'on peut observer dans la fonction de transfert. Il faut noter que ce terme est un peu abusif au vu des fréquences considérées : plusieurs modes sont superposées pour un même pic. Ces modes sont caractérisés par leur fréquence de résonance à la température $\theta : \omega_r(\theta)$, en Hertz.

La variation de fréquence des modes avec la température est estimée grâce à la relation :

$$\Delta\omega_r(\theta) = \omega_r(\theta) - \omega_r^0 \tag{3.2}$$

avec ω_r^0 la pulsation du mode *r* à 0°C.



Figure 3.2 : Variation de fréquence d'un mode de la fonction de transfert avec la température

On suppose dans cette approche que le coefficient de variation thermique α_r pour un mode donné *r* satisfait la relation

$$\Delta\omega_r(\theta) = \alpha_r \times \theta \tag{3.3}$$

 α_r et ω_r^0 sont déterminés de façon expérimentale en étudiant le décalage des modes dans la fonction de transfert calculée pour deux PZTs à différentes températures maitrisées.

La fiabilité du coefficient de variation thermique, α_r , calculé pour un mode est estimée par l'intermédiaire du coefficient de détermination R^2 . Cet indicateur mesure l'adéquation entre les données observées (les *n* valeurs mesurées $\{x_1, ..., x_n\}$) et le modèle (les *n* valeurs $\{y_1, ..., y_n\}$ obtenues en appliquant la régression linéaire). Il permet ainsi de mesurer la qualité de prédiction d'une régression linéaire en utilisant la relation suivante :

$$R^{2} = \frac{\left[\sum_{i=1}^{n} (x_{i} - \bar{x})(y_{i} - \bar{y})\right]^{2}}{\left[\sum_{i=1}^{n} (x_{i} - \bar{x})^{2}\right] \times \left[\sum_{i=1}^{n} (y_{i} - \bar{y})^{2}\right]}$$
(3.4)

où $\bar{x} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i$ et $\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} y_i$ sont respectivement les moyennes des données observées et des données obtenues par régression.

Le coefficient de détermination varie entre 0 (la régression est erronée et ne décrit absolument pas la distribution des points) et 1 (la régression linéaire décrit parfaitement la distribution des valeurs obtenues).

En utilisant cette régression linéaire, il devient alors possible d'estimer la température à partir du décalage en fréquence des modes constituant la fonction de transfert (**Figure 3.2**). Pour un mode donné r, et en considérant son décalage fréquentiel mesuré $\Delta \omega_{r,mes}$ on peut écrire :

$$\hat{\theta}_{r,estim} = \frac{\Delta\omega_{r,mes}}{\alpha_r} \tag{3.5}$$

L'utilisation d'un signal large bande nous permet de considérer plusieurs modes (**Figure 3.1**). Cela permet de s'affranchir de l'influence d'un éventuel endommagement (qui aurait un impact sur quelques modes seulement) et de donner une estimation plus robuste de la température. En considérant *N* modes, la moyenne de la température estimée, $\bar{\theta}_{estim}$, est calculée en minimisant l'écart type σ de façon itérative, et la valeur $\hat{\theta}_{estim}$ finale correspond à la dernière moyenne calculée.

<u>Algorithme 1</u>: Estimation de la température pour *N* modes.

Calcul:
$$\hat{\theta}_{estim} = \bar{\theta}_{estim} = \frac{\sum_{r=1}^{r=N} \theta_{r,estim}}{N}$$
 et $\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{r=1}^{r=N} [\theta_{estim}(r) - \theta_{estim}]}{N}}$
tant que $\exists \hat{\theta}_{r,estim} \notin [\bar{\theta}_{estim} \mp \sigma]$
Faire pour chaque *r*, supprimer *r* si $\hat{\theta}_{r,estim} \notin [\bar{\theta}_{estim} \mp \sigma]$
calcul *N*, $\bar{\theta}_{estim}$ et σ avec les *r* restants
fin tant que
 $\hat{\theta}_{estim} = \bar{\theta}_{estim}$

L'erreur d'estimation ε_{θ} est la différence entre θ_{mes} , la température mesurée par un thermocouple servant de référence, et $\hat{\theta}_{estim}$, la température estimée par décalage des modes, *i.e.* :

$$\varepsilon_{\theta} = \theta_{mes} - \hat{\theta}_{estim} \tag{3.6}$$

3.2.2. Études expérimentales

3.2.2.1. Installation expérimentale

L'estimation de la température par l'étude du décalage des modes de la fonction de transfert a été appliquée sur une plaque de composite CFRP de 400 mm \times 300 mm avec 4 plis [0/-45/45/0], chaque pli ayant une épaisseur de 0.28 mm. Cette structure est instrumentée par 5 PZTs Noliac NCE51 avec un diamètre de 25 mm, une épaisseur

de 0.5 mm et une température de Curie de 360°C (**Figure 3.3**). Les PZTs sont collés avec une colle Redux 322 qui peut être utilisée pour des températures allant de -55 à 200°C.



Figure 3.3 : Plaque composite utilisée pour l'expérimentation (à gauche) et détail du PZT monté sur la structure (à droite).

La plaque est placée dans une étuve WEISS WKL100 qui peut être contrôlée entre -60°C et 120°C. Un thermocouple de *type K* est placé sur la structure, interfacé avec une carte d'acquisition NI 9213. Un multiplexeur AGILENT L4421 est utilisé pour intervertir les rôles des PZTs (émetteur/récepteur). Le signal utilisé pour la fonction de transfert est un balayage exponentiel sinusoïdal de 10 ms de 10 à 250 kHz avec une fréquence d'échantillonnage de 1 MHz généré par un générateur d'onde Agilent 33500 et un amplificateur de tension (**Figure 3.4**). Le signal reçu est enregistré avec une carte Genesis GEN7t pendant 15 ms à une fréquence d'échantillonnage de 1 MHz et moyenné 100 fois pour minimiser le rapport signal/bruit. Tous ces instruments sont pilotés de façon automatisée par Matlab, et la fonction de transfert est calculée avec la fonction *tfestimate.m* de Matlab.



Figure 3.4 : Installation expérimentale pour la mesure des fonctions de transfert sur la plaque CFRP.

3.2.2.2. Estimation des coefficients de régression

Les coefficients α_r et ω_r^0 qui permettent de connaître la variation du décalage des modes avec la température sont déterminés à partir de signaux mesurés sur une plage de températures allant de 10 à 60°C par pas de 2°C. Les modes sont détectés en utilisant la fonction *findpeaks.m* de MATLAB. Un algorithme a été développé pour suivre les pics d'un signal à l'autre lorsque la température change. Cela permet de construire une base de données constituée des paramètres de la régression linéaire décrite en équations (3.3) et (3.5) : le coefficient de variation thermique α_r , et la fréquence du mode à 0°C, ω_r^0 , pour chaque mode r de chaque chemin considéré.



Figure 3.5 : a) Décalage fréquentiel du mode à 136,9 kHz. Les triangles représentent les positions successives du pic lorsque la température évolue; b) Régression linéaire appliquée à la variation de fréquence du mode à 136,9 kHz ($\alpha_r = -37 \text{ Hz/}^{\circ}\text{C}$; $\omega_r^0 = 136,9 \text{ kHz}$); c) fonction de transfert pour le chemin PZT1 - PZT 2 pour des températures variant de 10 à 60°C (partie supérieure) et le coefficient de variation thermique pour 80 modes détectés (partie basse)

Pour chaque mode, le coefficient de détermination R^2 défini en équation (3.4) est calculé. Pour les 80 modes détectés, ce coefficient varie de 0.4 à 1 avec une moyenne de 0.94. Cela confirme qu'une régression linéaire est un bon modèle pour prédire la variation de fréquence des modes avec la température. La **Figure 3.5c** montre que le coefficient de variation thermique semble proportionnel à l'inverse de la fréquence. Cette observation n'est pas utilisée dans la suite de ces travaux mais confirme l'analyse réalisée par (Deraemaeker et Preumont, 2006) qui ont observé la même tendance sur leur modèle simplifié.

3.2.2.3. Estimation de la température

Dans cette étude, seuls les 20 modes ayant les meilleurs coefficients de détermination ont été considérés dans le processus d'estimation de la température.

Pour vérifier que la température peut être estimée en utilisant cette méthode, des tests ont été réalisés sur 12 acquisitions choisies aléatoirement à des températures entre 0 et 30° C et en se basant sur l'équation (3.5) et l'algorithme présenté.

La **Figure 3.6** montre l'erreur d'évaluation de la température (équation (3.6)) obtenue en considérant le chemin PZT1 \rightarrow PZT2 sur la plaque considérée.



Figure 3.6 : Erreur d'estimation de la température en utilisant le décalage de fréquence de 20 modes pour 12 échantillons.

3.2.3. Discussion et analyses des résultats

Cette méthode n'a pas été retenue (contrairement à la méthode par mesure d'impédance qui sera présentée par la suite) pour les raisons expliquées dans ce paragraphe.

3.2.3.1. Superposition des modes et variation avec la température

La **Figure 3.7a** correspond au tracé des fonctions de transfert pour le chemin PZT1 \rightarrow PZT2 et une température allant de 0 à 100°C. Les numéros ajoutés à cette courbe désignent les 40 pics détectés et utilisés pour l'estimation de la température (soit *N* dans l'algorithme 1). La **Figure 3.7b** illustre une des limites du choix des pics : bien que les pics 21 et 22 aient des décalages de leurs fréquences propres bien linéaires avec la température, leur décalage mène à une superposition de leurs contributions à des températures différentes. Ainsi, si l'on considère un signal qui aurait un pic à 112 kHz, il est difficile de savoir si cela correspond au pic 21 à 25°C ou au pic 22 à 75°C. Le fait de considérer plusieurs pics (40 dans ce cas) permet de contourner ce problème lorsqu'il se cantonne à une erreur sur un seul pic, mais ce phénomène contribue à affaiblir la prédiction de température.

Comme évoqué précédemment, le terme de "mode" pour désigner les pics observés dans la fonction de transfert est un peu abusif. Plusieurs modes sont en effet superposés pour un même pic, ce qui peut éloigner assez significativement le décalage fréquentiel d'un pic avec la température d'une variation linéaire. La **Figure 3.7c** illustre ce phénomène : lorsque la température augmente jusqu'à 60°C, la relation de linéarité entre le décalage fréquentiel du mode et la température semble respectée. Au-delà de 60°C, l'on remarque

qu'un deuxième pic émerge à gauche du précédent (entre les pics 28 et 29), et que le pic 29 change significativement de forme (courbure, amplitude). Cela constitue aussi un facteur d'erreur et rend difficile la détection d'un pic dans la réponse mesurée à une température quelconque sans avoir l'historique de ces décalages successifs avec la température.



Figure 3.7 : a) Évolution de la fonction de transfert avec la température entre les PZT 1 et 2 de la plaque étudiée. b) et c) Détails sur l'évolution de quelques pics observés dans la fonction de transfert en a). d) Erreur d'estimation de la température en fonction de la température appliquée à la plaque pour le couple de transducteurs PZT1 \rightarrow PZT2.

Ces limites détériorent l'estimation de la température avec la méthode proposée. Cela est illustré dans la **Figure 3.7d** qui montre l'erreur d'estimation de la température en fonction de la température constatée. On remarque que la précision de $\pm 2^{\circ}$ C obtenue dans les travaux présentés en **Figure 3.6** n'est plus valable au-delà de 57°C, malgré la prise en compte de plusieurs pics.

3.2.3.2. Prise en compte de températures hétérogènes

L'excitation large bande sollicite de nombreux modes et sur un temps relativement long. Les signaux mesurés et les fonctions de transfert calculées prennent donc en compte des ondes qui se sont propagées dans toute la structure. Un champ de température hétérogène appliqué à la structure n'est pas détectable dans ce cas-là, et les tentatives effectuées sur la plaque présentée en **Figure 3.3** en ce sens ont mené à l'estimation d'une température moyenne sur toute la structure. Cette remarque concorde d'ailleurs avec les résultats de (Deraemaeker et Preumont, 2006) pour l'application d'un champ de température hétérogène.

3.2.3.3. Déploiement sur une grande structure

L'application à une plus grande structure (*fan cowl* d'A380 décrite en paragraphe suivant) n'a pas abouti à des résultats probants car les dimensions de la structure (5 m d'envergure pour 3 m de hauteur) n'ont pas permis une bonne estimation des coefficients de régression linéaire utilisés pour le décalage des fréquences propres. Cela provient principalement de la difficulté à créer une base de données sans grande variation des températures (la grande structure ne pouvant pas être contenue dans une étuve).

3.3. Estimation de la température par mesure d'impédance

Les méthodes de détection basées sur l'impédance électro-mécanique des transducteurs PZT couplés à la structure (EMIS dans la littérature) sont largement utilisées dans la communauté SHM (Park et al. 2003; Park et al. 2006; Annamdas et Soh 2010). Ces méthodes sont basées sur le fait que la composition du système étudié contribue dans une certaine mesure à l'impédance électromécanique totale du système qui peut être altérée par la présence d'endommagements dans une gamme de hautes fréquences, normalement supérieure à 30 kHz (Su et Ye, 2009, para. 1.2). Si cette approche à l'avantage d'être peu coûteuse et facile à mettre en place, elle est cependant peu adaptée pour la détection d'endommagements éloignés des transducteurs et s'avère efficace seulement pour la détection d'endommagements conséquents (Kessler et al., 2002a). Des bons résultats en condition de laboratoire ont permis de transférer ces méthodes en condition réelles (Giurgiutiu et al., 2002; Park et al., 1999). Cette méthode est également utilisée pour évaluer la qualité d'un couplage PZT/Structure ou l'état de santé d'un transducteur (<u>Ai et al., 2016; Bhalla, 2004; Park et al., 2006, 2008; Mulligan et al., 2013</u>).

Dans le contexte aéronautique, l'influence de la température sur les mesures d'impédance n'est pas négligeable, et a été étudiée par de nombreuses équipes de recherche. Des études expérimentales (Baptista et al., 2014; Lin et al., 2010; Qing et al., 2008; Yang et Miao, 2008) et numériques (Sepehry et al., 2011; Yang et Miao, 2008) ont permis de montrer que, lorsque la température augmente, la capacité statique d'un PZT décroit et les fréquences des modes diminuent (Balmes et al., 2014; Bilgunde et Bond, 2017; Grisso et Inman, 2010; Overly et al., 2009). Ces observations sont à l'origine de méthodes de compensation de la température. Des études complémentaires ont été réalisées pour distinguer les variations d'impédance dues aux endommagements et celles provoquées par un changement de température (Grisso et Inman, 2010; Koo et al., 2008; Malinowski et al., 2016; Overly et al., 2009; Zhou et al., 2009).

Toutes ces études ont efficacement prouvé la dépendance entre la signature électrique des PZTs et la température, mais très peu de travaux ont été réalisés dans la perspective d'utiliser les PZTs comme capteurs de température. (Ilg et al., 2013) ont démontré qu'il

est possible d'utiliser des transducteurs à couplage par air pour estimer la température avec une précision de +/-4.5°C en utilisant la capacité statique des PZTs à 1 kHz. Cependant, aucune tentative de transfert de cette méthode vers la mesure de températures avec des PZTs collés sur des structures composites n'a été réalisée à notre connaissance.

3.3.1. Théorie

La théorie concernant l'impédance des PZTs et le modèle de condensateur équivalent est détaillée dans le paragraphe 2.2 et l'expression de la capacité d'un PZT en fonction de ses propriétés électromécaniques est donnée en équation (2.38). Les PZTs utilisés dans cette étude sont des piézocéramiques molles de type 5A. La capacité statique d'un PZT libre dépend seulement de la géométrie du PZT (surface *A* et épaisseur e_{PZT}) et de la permittivité ϵ de la céramique. La variation de ce dernier paramètre avec la température θ est donnée par les constructeurs. Dans le cas du matériau NCE51 de NOLIAC qui compose les PZTs utilisés dans cette étude, la courbe de variation de la permittivité avec la température est donnée par le fabricant en **Figure 3.4**.



Figure 3.8 : Variation relative de la permittivité de la céramique NCE51 qui compose les PZTs utilisés. Courbe extraite du site de NOLIAC²⁷

Cette courbe montre clairement que cette variation est linéaire. Le coefficient de variation relative de la permittivité avec la température est $\alpha_{\epsilon} = 4.10^{-3} \text{ K}^{-1}$, également mentionné dans la documentation technique disponible sur le site du fabricant²⁷. La permittivité du PZT à une température donnée est alors exprimée comme suit :

$$\epsilon(\theta) = \epsilon^{ref} \times [1 + \alpha_{\epsilon}(\theta - \theta_{ref})]$$
(3.7)

²⁷ http://www.noliac.com/products/materials/nce51/

 ϵ^{ref} désigne la permittivité du matériau à la température de référence θ_{ref} donnée par le constructeur.

En se basant sur l'équation (2.38) du chapitre 2 et l'équation (3.7), la capacité statique C_s du PZT en fonction de la température θ peut donc être définie par :

$$C_s(\theta) = C_s^{ref} + \alpha_c(\theta - \theta_{ref})$$
(3.8)

avec :

$$\alpha_C = \frac{A}{e_{PZT}} \alpha_{\epsilon} \tag{3.9}$$

 α_c désigne le coefficient de variation de la capacité avec la température et C_s^{ref} la capacité mesurée à la température de référence θ_{ref} .

Ce modèle a été vérifié avec un PZT disque NOLIAC avec les propriétés suivantes :

Dimensions du PZT			I	Propriétés		Valeurs calculées par le			
			élect	romécanio	ques	modèle			
diamètre [mm]	e _{PZT} [mm]	θ _{ref} [°C]	$\begin{array}{ c c c c c c c c c c c c c c c c c c c$		$lpha_{\epsilon}$ [K ⁻¹]	C ^{ref} [nF]	α_C [nF. K ⁻¹]		
25	0.5	23	1.68 × 10 ⁻⁸	1.7 × 10 ⁻¹²	-5.36×10^{-12}	4×10^{-3}	15.0	6.0×10^{-11}	

Tableau 3.1 : Propriétés du PZT utilisé pour vérifier le modèle.

On a pu confronter les valeurs présentées dans le **Tableau 3.1** avec des mesures réalisées sur ce PZT dans une étuve et en faisant varier la température de -60 à 120° C par pas de 20° C (**Figure 3.9**). Les valeurs théoriques obtenues sont très proches des valeurs mesurées.



Figure 3.9 : Variation de la capacité d'un PZT libre avec la température. Comparaison de la régression linéaire appliquée à des mesures expérimentales (en rouge) et la variation théorique obtenue avec le modèle de condensateur plan (en bleu).

Lorsqu'une structure est équipée de plusieurs PZTs, le système de mesure doit être agrémenté de câbles et d'un multiplexeur pour permettre d'interroger à distance et à tour de rôle chacun des PZTs (**Figure 3.4**). Les mesures réalisées prennent donc en compte l'impédance du câblage et du système de mesure. Les mesures de susceptance ne sont plus fiables car la mesure de phase est bruitée par l'ajout de ces impédances. Dans les études réalisées et publiées lors de cette thèse (Lizé et al., 2017; Lizé et al., 2016), la capacité équivalente n'a donc pas été calculée à partir de la mesure de susceptance (au sens de la description fournie en paragraphe 2.2) mais comme la valeur absolue de l'admittance :

$$C(f_0) = \left| \frac{\Upsilon(f_0)}{2\pi f_0} \right| \tag{3.10}$$

C'est plus particulièrement la capacité statique, correspondant à la moyenne de la capacité sur un intervalle de fréquences $[f_a, f_b]$ donné, qui a été utilisée :

$$C_s = \frac{1}{f_b - f_a} \int_{f_a}^{f_b} C(f_0) df_0$$
(3.11)

Les mesures réalisées ont montré que cette quantité évolue de façon linéaire avec la température, mais les coefficients de variation théoriques obtenus pour un condensateur idéal ne tiennent plus (il ne s'agit plus ici de la susceptance seule du PZT). L'équation (3.8) est donc toujours valable dans l'approche proposée, et la température peut être déterminée à partir d'une capacité mesurée expérimentalement $C_{s.exp}$ avec la relation :

$$\theta_{estim} = \frac{C_{s,exp} - C_s^{ref}}{\alpha_c} + \theta_{ref}$$
(3.12)

Les coefficients, α_c , de variation de la capacité avec la température et les valeurs de référence C_s^{ref} sont propres à chaque PZT car elles dépendent de leur condition de couplage à la structure. Ces paramètres ne sont donc pas déterminés de façon théorique, mais par un apprentissage sur des cycles de température imposés à la structure étudiée. Dans la suite des travaux présentés, C_s^{ref} désigne la capacité estimée pour la température de référence $\theta_{ref} = 0^{\circ}C$ (en utilisant la régression linéaire constatée).

3.3.2. Études expérimentales

L'approche développée dans la partie précédente a été appliquée sur la même plaque de composite décrite en 3.2.2.1. Les mesures d'impédance sont réalisées avec un impédance-mètre HIOKI IM3570 pour 800 points entre 20 et 60 kHz (voir **Figure 3.10**). Ces mesures sont ensuite moyennées dans le domaine fréquentiel afin d'augmenter le rapport signal/bruit.



Figure 3.10 : Installation expérimentale pour la mesure d'impédance

3.3.2.1. Estimation de la température pour une plaque soumise à un champ de température homogène.

Pour estimer les paramètres expérimentaux de la régression linéaire (C_s^{ref} et α_c) pour chaque PZT de la structure, la capacité statique a été mesurée pour des températures variant de 10 à 60°C par pas de 2°C. La **Figure 3.11** montre la variation de capacité équivalente et de capacité statique pour le PZT 1 (voir **Figure 3.6**) de la structure lorsque la température varie.



Figure 3.11 : a) Variation de la capacité équivalente décrite dans l'équation (3.10) pour le PZT 1 lorsque la température varie de 10 à 60°C, pour des fréquences de 20 à 60 kHz. b) Variation de la capacité statique pour le PZT 1 sur un cycle de températures de 10 à 60°C utilisé pour calculer les paramètres de régression linéaire C_s^{ref} et α_c .

Le **Tableau 3.2** présente les paramètres de régression linéaire obtenus pour les 5 PZTs de la plaque considérée, ainsi que le coefficient de détermination R^2 , décrit en équation (3.4), qualifiant la pertinence de cette régression.

	PZT 1	PZT 2	PZT 3	PZT 4	PZT 5
$\alpha_{C} [\times 10^{-11} \text{F/°C}]$	1.60	1.56	1.81	1.54	1.57
$C_s^{ref}[\mathrm{nF}]$	6.67	6.60	7.13	6.65	6.88
R^2	0.99	0.95	0.94	0.99	0.99

Tableau 3.2 : Paramètres des régressions linéaires et coefficients de déterminations pour les variations de capacité statique des 5 PZTs de la plaque de composite Epoxy6A.

Les coefficients de détermination sont proches de 1 ce qui permet de valider l'approche linéaire.

Les coefficients de régression mesurés sont différents pour chaque PZT malgré le fait qu'ils soient tous faits du même matériau et collés dans les mêmes conditions. Cela peut provenir de leur usure (fatigue et vieillissement) qui n'est pas forcément la même pour chaque capteur (Giurgiutiu, 2015, para. 9.4.5), et aussi du système de mesure qui entre en jeu dans la mesure d'impédance (impédance des câbles qui n'ont pas tous les mêmes dimensions par exemple).

Pour vérifier que la température peut être estimée en utilisant ces coefficients, un autre ensemble de mesures a été utilisé, avec des acquisitions réalisées entre 0 et 80°C. L'erreur d'estimation ε_{θ} est la différence entre la température mesurée par un thermocouple servant de référence et la température estimée (voir équation (3.4)).

La **Figure 3.12** montre l'erreur d'estimation mesurée sur l'ensemble des acquisitions de test pour le PZT1. On constate qu'une précision de $\pm 2^{\circ}$ C est obtenue, ce qui est largement suffisant pour le choix de la *baseline* optimale (OBS) dans le cadre de la compensation de la température pour les applications SHM par ondes de Lamb (G. Liu et al., 2016).



Figure 3.12 : Erreur d'estimation de la température pour 50 échantillons pour le PZT 1

L'erreur d'estimation peut être due au petit effet d'hystérésis que l'on constate sur la **Figure 3.11b** et également à une différence entre la température mesurée à la position du thermocouple et la température effective du PZT.

3.3.2.2. Estimation de la température sur une plaque soumise à un champ de température hétérogène

Le paragraphe précédent montre que la mesure de capacité statique permet d'estimer la température pour un PZT collé sur une plaque lorsque le champ de température appliqué est homogène. Il convient maintenant de montrer que cette estimation peut également être réalisée sur une plaque soumise à un champ de température hétérogène.

Contrairement à la méthode par étude des décalages fréquentiels des modes proposée en paragraphe 3.2, la mesure de susceptance des PZTs ne dépend théoriquement pas des variations que subissent les paramètres mécaniques de la structure lorsque la température varie (voir Chapitre 2). L'estimation de la température par ce biais permet donc d'avoir une information sur la température locale (au niveau du PZT) de la structure, en considérant bien sûr que le PZT et la structure sont à la même température.

Une plaque composite identique à celle traitée dans la partie précédente, et équipée des mêmes PZTs, a été utilisée. Comme on a montré que la capacité statique des PZTs varie linéairement avec la température, cette fois les coefficients de régression ont été calculés à partir de mesures à trois températures différentes seulement : 22, 35 et 42°C. Les paramètres résultants sont présentés dans le **Tableau 3.3**.

	PZT1	PZT 2	PZT 3	PZT 4	PZT 5
$\alpha_{c} [\times 10^{-11} \text{F/°C}]$	1,32	1,30	1,40	1,34	1,37
$C_s^{ref}[\mathrm{nF}]$	7,38	7,38	7,22	7,22	7,39
R^2	0,98	0,99	0,99	1	1

Tableau 3.3 : Paramètres des régressions linéaires et coefficients de déterminations pour les variations de capacité statique des 5 PZTs montés sur la plaque de composite Epoxy6B.

Comme pour le **Tableau 3.2**, on peut remarquer (dans le **Tableau 3.3**) que les coefficients de variation diffèrent d'un PZT à l'autre malgré la similitude des méthodes de collage et du matériel utilisé. Le calcul du coefficient de détermination montre que les régressions linéaires sont correctes, mais ce paramètre est discutable lorsque seulement 3 points sont pris en compte pour effectuer la régression.

Le champ de température hétérogène a été appliqué grâce à une lampe infrarouge de 300 W placée à 1 mètre de la structure. L'évaluation du champ de température hétérogène de référence est établie par l'intermédiaire d'une caméra thermique FLIR. La **Figure 3.13** et le **Tableau 3.4** montrent un exemple d'estimation de champ de température hétérogène appliqué à la plaque de composite. L'image thermique reconstruite à partir des estimations par capacité statique (**Figure 3.13**) est réalisée à partir des valeurs aux positions de chaque PZT et d'une triangulation de Delaunay.



Figure 3.13 : Image thermique obtenue avec la caméra thermique FLIR (gauche) et champ de température reconstruit à partir des estimations par capacité statique (droite)

Tableau 3.4 : Température mesurée par la caméra thermique (θ_{mes}) et estimée par la capacité statique (θ_{estim}) pour les PZT montés sur la plaque et le champ de température de la **Figure 3.13**

	PZT 1	PZT 2	PZT 3	PZT 4	PZT 5
θ_{mes} [°C]	40,5	32,4	27,6	50,4	32,4
θ_{estim} [°C]	43,4	32,8	28	55,4	32,2

Ces résultats (**Tableau 3.4**) montrent bien que l'on est en mesure d'estimer le champ de température appliqué à la structure lorsque ce dernier est hétérogène. On remarque cependant que la précision de $\pm 2^{\circ}$ C obtenue pour les cas précédents n'est plus respectée, avec un écart de 5°C constaté sur le PZT 4 entre l'estimation et la mesure par caméra thermique.

3.3.2.3. Estimation de la température sur une structure aéronautique soumise à un champ de température hétérogène

Dans les travaux en SHM, de nombreux cas d'étude restent à l'échelle du laboratoire et sur des modèles réduits tels que les plaques utilisées dans les paragraphes précédents. Dans le but d'une validation sur des structures représentatives des structures en service, la méthode d'estimation de la température par capacité statique a été testée sur une structure plus importante : le *fan cowl* d'une nacelle d'A380 (**Figure 3.14**). En pratique, cette structure peut être soumise à des champs de température hétérogènes pouvant varier de -40 à 150° C (Fendzi, 2015) lors des manipulations d'inspection d'endommagement. Elle est composée du même matériau que la plaque utilisée précédemment et équipée de 30 PZTs NOLIAC NCE51 identiques à ceux montés sur les plaques composites et collés avec la même colle époxyde Redux 322.

Pour cette étude, seule une partie de la structure a été considérée (la « *test zone* » désignée sur la **Figure 3.15a**) équipée de 9 PZTs comme le montre la **Figure 3.15b**.



Figure 3.14 : Vue éclatée d'une nacelle d'Airbus A380²⁸.





Figure 3.15 : a) Dimensions du *fan cowl* et mise en évidence de la partie testée. b) Zone testée et position des PZTs utilisés.

²⁸ <u>https://www.safran-nacelles.com/fr/innovation-0</u>

À cause de ses dimensions (**Figure 3.15**), il est compliqué de trouver une étuve suffisamment grande pour estimer les coefficients de régressions de chaque PZT avec une température contrôlée. Ces paramètres, présentés dans le **Tableau 3.5**, ont donc été définis en réalisant 245 mesures de capacité statique avec des variations de température ambiante de 15 à 21°C. Le PZT 5 n'a pas été pris en compte dans la démarche car il n'est pas fonctionnel.

Tableau 3.5 : Paramètres des régressions linéaires et coefficients de déterminations pour les variations de capacité statique des 8 PZTs montés sur la zone de test du *fan cowl*.

	PZT 1	PZT 2	PZT 3	PZT 4	PZT 6	PZT 7	PZT 8	PZT 9
$\alpha_{C} [\times 10^{-11} \text{ F/°C}]$	1,84	1,77	1,16	2,35	1,55	1,16	1,66	2,74
$C_s^{ref}[\mathrm{nF}]$	11,3	11,6	11,7	11,5	11,5	10,6	10,4	10,3
R ²	1	1	1	1	0,96	1	1	1

Comme pour le cas de la plaque de composite, le champ de température hétérogène est imposé par une lampe infrarouge de 300 W placée à 1 m de la structure (**Figure 3.16**) pendant 20 minutes avant d'effectuer les mesures.



Figure 3.16 : Zone de test du *fan cowl* chauffée par la lampe infrarouge.

Plusieurs configurations ont été testées, et trois résultats sont illustrés en **Figure 3.17** avec les détails des valeurs estimées en **Tableau 3.6**.



Figure 3.17 : 3 cas d'application d'un champ de température hétérogène sur la zone présentée en **Figure 3.15**. Comparaison entre l'image de la caméra thermique (gauche) et l'estimation par mesure de capacité statique (droite).

Les images comparées dans la **Figure 3.17** montrent que la méthode par capacité statique ne permet pas de reconstituer le champ de température hétérogène précisément. Cela s'explique par le fait que beaucoup moins de points de mesures sont considérés (8 points correspondant aux positions des PZTs contre des milliers de pixels pour la caméra thermique), et aucun point de mesure (*i.e.* aucun PZT) n'est positionné à l'endroit où la température est maximale. Cela est évident dans les illustrations proposées, mais en pratique un champ de température hétérogène sur ce type de structure ne devrait pas être aussi localisé, et donc l'image reconstruite devrait être plus proche de la réalité.

Tableau 3.6 : Température mesurée par la caméra thermique (θ_{mes}) et estimée par la capacité statique (θ_{estim}) pour les PZT montés sur le *fan cowl* et les champs de température de la **Figure 3.17**.

		PZT 1	PZT 2	PZT 3	PZT 4	PZT 6	PZT 7	PZT 8	PZT 9
#1	θ_{meas} [°C]	24	37	22	20,3	22,3	17,6	26,6	24
	θ_{estim} [°C]	24,2	41,2	25,2	20,2	22,9	16,7	28,2	23,5
#2	θ_{meas} [°C]	32	17,9	20	28,7	18,5	17,8	20,7	42
	θ_{estim} [°C]	38,5	18,7	22,4	28,1	18,2	16,1	20,6	41,7
#3	θ_{meas} [°C]	22	20,5	32	19,5	21,5	35,6	18	22
	θ_{estim} [°C]	21,9	22,2	46,9	19,6	22,1	43,9	17,7	22,2

Le comportement hystérétique observé en **Figure 3.11b** a également été constaté sur les mesures réalisées pour déterminer les coefficients de variations présentés dans le **Tableau 3.3** : pendant les 3 jours durant lesquels la structure était soumise à la température ambiante, la capacité statique variait bien linéairement avec la température (qui oscillait entre 15° C et 21° C en fonction du jour ou de la nuit), mais avec une

pente légèrement différente en fonction de la montée ou descente en température. Dans les travaux présentés sur la plaque de composite, une précision de ± 2 °C était constatée quand cette plaque était soumise à des températures homogènes (**Figure 3.6**), mais les mesures utilisées pour établir ce résultat avaient lieu juste après l'estimation des paramètres de régression.

Pour les mesures réalisées sur le *fan cowl*, on obtient une bonne précision dans les basses températures : le **Tableau 3.6** montre qu'une précision de ± 2 °C) est constatée pour des températures inférieures à 30°C. En revanche, la précision d'estimation est amoindrie pour des températures plus élevées, comme le montre le PZT 2 dans le cas #1, le PZT 1 dans le cas #2 et les PZT 3 et 7 dans le cas #3. Ces résultats montrent que l'estimation de la température avec un champ de température hétérogène ne donne pas une donnée fiable dans ce contexte si l'on regarde l'erreur maximale obtenue pour le PZT 3 dans le cas #3 qui est de 14.2°C. Ce constat est toutefois à nuancer pour deux raisons. Premièrement, ce manque de précision peut être dû à la faible amplitude des variations de température utilisée pour estimer les coefficients de variation (7°C), et dans une plage de températures (15° C à 21° C) ne comprenant pas la température qui doit être estimée (42° C). Deuxièmement, la valeur absolue de l'admittance est considérée, et pas seulement la susceptance.

3.3.3. Estimation de la température avec un dual PZT

La plupart des travaux présentés dans la suite de ce manuscrit reposent sur l'utilisation des « dual PZTs » qui possèdent deux électrodes sur leur surface supérieure. Ces transducteurs présentent de nombreux avantages (détaillés dans le Chapitre 4), et notamment la possibilité d'effectuer des mesures d'impédance en se basant seulement sur le rapport de la tension d'entrée appliquée à une électrode et la tension de sortie mesurée sur l'autre électrode. Cela représente un avantage par rapport à la méthode classique, car cela permet de simplifier le système de mesure en se passant de l'instrumentation dédiée à la mesure d'impédance.

Les aspects théoriques concernant cette approche sont expliqués dans (Song et al., 2013), où des résultats de mesures d'impédance par dual PZT (tension d'entrée via le *ring* et tension de sortie via le *disk*) sont comparées avec des mesures d'impédance « classique ». Les observations qui ressortent de cette étude sont les suivantes :

- i. Les mesures d'impédance par dual PZT permettent bien d'obtenir les modes propres du système instrumenté.
- L'impédance obtenue ne contient pas la composante imaginaire de l'admittance (la susceptance) : l'amplitude mesurée ne dépend donc pas de la température (Song et al., 2013, fig. 10). La température a seulement une influence sur les fréquences propres des modes.

La première observation valide la capacité des dual PZT à remplacer un système classique de mesure d'impédance dans le cadre de détection d'endommagement basé sur la variation des modes propres de la structure étudiée (également observable dans (Wang et al., 2016)). La seconde observation exclut la possibilité d'utiliser cette mesure

d'impédance pour appliquer la méthode d'estimation de température proposée dans ce chapitre. Il est toutefois possible d'utiliser la mesure d'impédance d'une des deux électrodes pour observer la variation de température en appliquant la même démarche qu'avec un PZT disque simple.

3.3.4. Discussion et analyse des résultats

Comme cela a été précisé en introduction, la mesure d'impédance d'un PZT est une mesure qui permet, entre autres, de caractériser la qualité du collage d'un PZT et de suivre son vieillissement (Overly et al., 2009). Puisque la méthode proposée repose sur l'étude de cette variation, il est nécessaire pour son bon fonctionnement que les PZTs soient en bonne santé. Lorsque le collage se détériore, la capacité du PZT aura tendance à se rapprocher de la capacité d'un PZT libre (non collé) (Giurgiutiu, 2015, para. 9.4.5). C'est ce phénomène qui est à l'origine des différences constatées dans les coefficients de variations α_c pour des PZT similaires collés aux structures. Les différences de capacité statique de référence C_s^{ref} sont quant à elles probablement dues à la différence des câblages (dimension des câbles) réalisés pour chaque PZT.

D'un point de vue théorique, cette approche est idéale puisque des PZT identiques et collés parfaitement devraient observer une variation de susceptance similaire avec la température (**Figure 3.9**). Dans ce cas théorique, les coefficients de variation de référence seraient obtenus à partir de 2 mesures de capacité obtenues à 2 températures différentes pour un seul PZT puis étendus aux autres PZTs, et seraient donc très faciles à implémenter. En pratique, les conditions expérimentales et les différences de couplage ont une influence non négligeable sur cette méthode. Cette approche permet bien de mettre en évidence un champ de température hétérogène, mais sa précision n'est pas forcément adaptée pour déterminer la température exacte en tout point de la structure étudiée.

La précision obtenue permet toutefois d'envisager de remplacer des thermocouples pour une approche hybride OBS + BSS (décrite en paragraphe 1.4.2) : si une *baseline* est réalisée tous les 10° C (scénario envisageable d'après (G. Liu et al., 2016)), l'estimation de température par capacité statique permet de choisir la *baseline* à sélectionner (OBS), c'est-à-dire la *baseline* réalisée pour la température la plus proche de la température estimée. Les signaux issus de cette *baseline* optimale peuvent ensuite être adaptés pour correspondre au mieux aux signaux qui doivent être comparés en appliquant la méthode BSS.

Le déploiement de cette méthode avec l'utilisation de dual PZTs ne peut pas être effectué en se basant sur la méthode de mesure d'impédance basée sur les tensions des deux électrodes qui le constituent. Cela aurait permis de simplifier l'électronique développée pour l'acquisition des mesures d'impédance. Une approche classique peut toutefois être envisagée en utilisant une des électrodes du dual PZT.

3.4. Conclusions

Ce chapitre présente deux méthodes pour l'estimation de la température sur des structures équipées de PZTs.

La première méthode, basée sur l'analyse des décalages fréquentiels des modes propres de la structure, s'est montrée efficace pour l'estimation de température lorsque la température appliquée est homogène sur la surface considérée. Cependant, les limites présentées en paragraphe 3.2.3 ne permettent pas de conclure favorablement quant au déploiement de cette approche pour le cas de champs de température hétérogènes, ou lorsque les températures sont trop élevées. Contrairement à la méthode par capacité statique qui nécessite une mesure simultanée de la tension et du courant, cette approche repose seulement sur des mesures de tensions, ce qui a l'avantage de simplifier l'électronique de contrôle.

La seconde méthode basée sur l'étude de variation de capacité statique des PZTs est plus adaptée aux cas de températures hétérogènes, avec certaines limites discutées en paragraphe 3.3.4. En donnant une estimation du champ de température hétérogène, cette approche permet localement de savoir s'il est possible de réaliser un diagnostic fiable (qui doit être effectué lorsque le champ de température correspond à celui de l'état de référence, enregistré pour un champ de température homogène). La précision obtenue (± 2° C en moyenne, 14,2° C dans le cas le plus défavorable) permet d'envisager le remplacement des thermocouples pour l'application des méthodes de compensations de températures actuellement utilisées dans la littérature. Elle permet de choisir la *baseline* optimale parmi des mesures de références réalisées tous les 10° C (OBS), qui sont ensuite étirées pour se rapprocher au mieux des résultats à comparer (BSS). L'application de cette méthode avec des dual PZTs aurait permis de simplifier l'électronique de contrôle (approche basée sur des mesures de tensions seulement, voir paragraphe 3.3.3), mais les mesures d'impédance équivalentes réalisables par ce biais ne prennent pas en compte les composantes sensibles à la température.

Ce travail, comme ceux décrits dans le chapitre suivant, s'inscrit dans le cadre de recherches qui tentent de lever les obstacles qui entravent le déploiement industriel des systèmes SHM. En effet, les méthodes proposées ici participent à la diminution des éléments physiques à monter sur la structure (capteurs, connectiques et l'électronique associée) et à la fiabilisation des approches SHM basées sur les ondes de Lamb en donnant, en temps réel, des indications sur le gradient de température qui peuvent être utilisées pour recaler les indicateurs d'endommagement.

Chapitre 4 Réseaux de dual PZTs pour la décomposition des modes A_0 et S_0

Ce chapitre présente quelques méthodes utilisées dans la littérature pour la décomposition des modes fondamentaux des ondes de Lamb : A_0 (antisymétrique) et S_0 (symétrique), en portant un intérêt particulier sur la méthode des dual PZTs. Les algorithmes utilisés dans cette dernière méthode sont améliorés et une approche est proposée pour le dimensionnent d'un réseau de dual PZTs en vue de l'application de méthodes baseline free sur des structures composites.

Contenu du présent chapitre :

4.1.	Iı	ntroduction	76
4.2.	N	léthodes classiques de décomposition des modes	77
4.2	2.1.	Effet d'accord des ondes de Lamb	78
4.2	2.2.	PZT co-localisés	79
4.2	2.3.	Transducteurs interdigitaux et peignes	80
4.2	2.4.	Méthodes semi-analytiques	81
4.3.	D	ual PZT	81
4.3	8.1.	Dual PZTs pour l'excitation des fréquences « sweet spot »	82
4.3	8.2.	Dual PZTs pour la décomposition des modes	82
4.3	3.3.	Détermination expérimentale de S	84
4.3	8.4.	Conclusion sur les méthodes de décomposition des modes avec les dual	
PZ	Ts		92
4.4.	D	vimensionnement d'un réseau de dual PZTs	92
4.4	l.1.	Présentation du processus de dimensionnement	92
4.4	1.2.	Matériaux et structure étudiés	94
4.4	1.3.	Choix des dimensions des transducteurs à partir des courbes de dispersio	n 95
4.4	1.4.	Etude de la propagation des ondes dans le matériau considéré : modèle	
élé	mer	nt fini local	101
4.4	1.5.	Algorithme pour le placement des transducteurs	113
4.4	1.6.	Application	115
4.4	1.7.	Discussions	118
4.5.	C	Conclusions	120

4.1. Introduction

Comme expliqué dans le Chapitre 2, les ondes de Lamb se propagent selon plusieurs modes simultanément. En général, aux fréquences d'excitation utilisées dans les applications SHM, on se limite aux premiers modes antisymétriques et symétriques, notés respectivement A_0 et S_0 . Le caractère dispersif de ces ondes, leur superposition et leurs interactions avec les discontinuités dans la structure étudiée génèrent des propagations complexes et les signaux mesurés peuvent être compliqués à exploiter. Le mode A_0 a plutôt tendance à générer des déformations hors plan alors que le mode S_0 se propage majoritairement dans le plan. Ces deux modes n'ont donc pas du tout la même interaction avec un éventuel endommagement, et peuvent fournir des informations complémentaires lorsqu'il s'agit d'identifier l'endommagement (Lammering et al., 2018, chap. 19.4; Su et Ye, 2009). Les premières études basées sur l'étude des modes pour la détection de délaminage favorisaient le mode symétrique au prétexte qu'il est plus sensible aux variations dans l'épaisseur du matériau (Su et Ye, 2009, para. 3.3). Ce mode est d'ailleurs plus avantageux pour l'étude de grandes structures composites puisqu'il s'atténue moins rapidement que le mode A₀ avec la distance, permettant de considérer un réseau de PZTs plus éparse. Cependant, les travaux plus récents tendent à favoriser le mode A_0 , notamment car ce mode permet une interaction avec un délaminage pour des fréquences d'excitation moindre (Gangadharan et al., 2011; Hu et al., 2010; Huang et al., 2018; Yeum et al., 2011b). En pratique, les deux modes peuvent être utilisés dès lors que la longueur d'onde des modes qui se propagent permet une interaction avec un éventuel endommagement (Lammering et al., 2018, para. 19.5.2.2). La décomposition des modes a donc des intérêts multiples :

- Dans un cadre de détection classique (avec *baseline*), l'isolation du mode permet de simplifier le signal mesuré.
- Dans un cadre *baseline free*, on peut étudier la conversion²⁹ ou l'atténuation des modes qui se manifeste lors de l'interaction des ondes avec un endommagement (**Figure 4.1**).





²⁹ La conversion de mode désigne une transformation d'un mode de Lamb vers un autre mode. Par exemple, le mode S_0 peut être partiellement « converti » en mode A_0 en traversant un dommage.

Dans le cadre particulier de l'analyse de matériaux composites, (Lammering et al., 2018, para. 19.5) montre bien l'influence de l'interaction des modes de Lamb avec des inhomogénéités du matériau considéré, en se basant sur des mesures expérimentales. Il est intéressant de noter que des inhomogénéités symétriques ont pour seul effet de réfléchir les modes qui se propagent, et n'engendrent pas de conversion de mode. C'est notamment le cas des extrémités d'une plaque (qui peuvent être assimilées à un large endommagement symétrique), d'un trou débouchant, ou encore d'une fissure traversante perpendiculaire au plan médian de la structure. Pour qu'il y ait une conversion de mode, il faut donc un endommagement asymétrique. Le cas le plus simple à mettre en place expérimentalement est un trou borgne : cela réduit localement la rigidité du matériau tout en réduisant l'épaisseur du matériau, ce qui impacte directement les vitesses de propagation des modes de Lamb (A_0 ralentit, S_0 accélère). De facon plus réaliste, les délaminages sont typiquement une catégorie d'endommagement que l'on peut considérer comme asymétrique. Une partie de l'énergie des modes qui interagissent avec l'endommagement peut être réfléchie par les contours de l'endommagement à condition que la longueur d'onde des modes de Lamb soit inférieure à la taille de l'endommagement (cet aspect est développé de façon plus détaillée en paragraphe 4.4.3). Pour les endommagements asymétriques, on peut toutefois s'attendre à constater des conversions de modes même lorsque les ondes de Lamb ont des longueurs d'onde supérieures à la taille de l'endommagement (Lammering et al., 2018, para. 19.5.2.1). Les endommagements ne sont pas les seuls éléments à provoquer des conversions de modes : un PZT collé à une structure change localement les propriétés de l'assemblage, ce qui peut être comparé à une inhomogénéité asymétrique (voir Figure 4.21); un raidisseur (élément ajouté sur une structure pour améliorer localement les propriétés mécaniques) ou des extrémités de structures qui ne sont pas franches peuvent également engendrer de la conversion de mode. Plus récemment (Lammering et al., 2018, para. 19.5.2.4) ont également montré le phénomène de conversion de mode continu qui apparait lorsque la longueur d'onde du mode S_0 est proche de l'épaisseur du *roving*³⁰ des fibres qui composent le matériau composite considéré.

4.2. Méthodes classiques de décomposition des modes

Il existe plusieurs méthodes pour dissocier l'étude des modes A_0 et S_0 . Cela peut être fait au moment de l'émission (on parle alors de génération sélective des modes (Su et Ye, 2004)) ou à la réception. Dans le premier cas, on fait en sorte de n'émettre qu'un seul des deux modes, dans le second, les deux modes se propagent mais leurs contributions sont isolées dans la réponse mesurée.

 $^{^{30}}$ Le *roving* d'un matériau composite désigne le tissage des fibres utilisé pour les plis constituant le stratifié. Les tissages les plus fréquents sont tissage plein, sergé, satin, ou triaxial (Vasiliev and Morozov, 2001, fig. 4.81). L'épaisseur du *roving* désigne l'épaisseur des *n* fibres assemblées constituant une maille du tissage réalisé.

4.2.1. Effet d'accord des ondes de Lamb

Une propriété remarquable des PZTs est leur capacité à s'accorder avec les différents modes d'ondes de Lamb qui se propagent dans la structure hôte (on parle de "*Lamb wave tuning*" dans la littérature). Cet accord dépend des dimensions du PZT, de l'épaisseur de la structure et de la couche de colle, et de la fréquence d'excitation du signal d'entrée. Cet effet d'accord diffère pour chaque mode, et un choix judicieux d'un de ces critères (en pratique, on joue sur les dimensions du PZT ou la fréquence d'excitation) permet de communiquer principalement (voire exclusivement) un des deux modes à la structure. Ce phénomène est très bien décrit et justifié dans (Giurgiutiu, 2014, chap. 11) et appliqué par exemple dans (Hai-Yan et Jian-Bo, 2011).

Le principal avantage de cette méthode est qu'elle repose sur un choix de paramètres optimaux pour permettre la propagation d'un seul mode. Une fois ces paramètres bien sélectionnés, aucun traitement du signal n'est nécessaire car un seul mode est présent dans la réponse mesurée. Les inconvénients sont les suivants :

- Cette méthode limite l'étude de propagation d'ondes à certaines fréquences d'excitation (les « *sweet spot frequencies* ») qui ne sont pas forcément optimales du point de vue de la taille de l'endommagement à détecter.
- En fonction du matériau étudié, il peut être assez difficile de trouver des fréquences d'excitation pour lesquelles les deux modes A_0 et S_0 ne se propagent pas simultanément.

Dans ce manuscrit, l'étude de la variation d'amplitude des modes A_0 et S_0 en fonction de la fréquence d'excitation a été étudiée à travers le modèle *Pin-force* décrit en paragraphe 2.3. La **Figure 4.2** montre un exemple d'application de cette méthode pour un PZT de 30 mm de diamètre collé sur une plaque de composite dont les propriétés sont données en paragraphe 4.4.2. Le graphique montre l'évolution de l'amplitude des déplacements des modes A_0 (hors plan) et S_0 (dans le plan) en fonction de la fréquence d'excitation du PZT. Cela permet de déterminer les *sweet spot* pour chaque mode : à 168 kHz, le mode S_0 est très faible par rapport au mode A_0 , cela constitue donc un *sweet spot* pour A_0 . La même analyse est effectuée pour les *sweet spot* de S_0 à 28, 108 et 240 kHz. Les déplacements obtenus pour les *sweet spot* à 108 et 168 kHz sont tracés pour illustrer l'absence de déplacement de l'un des modes dans les deux cas.



Figure 4.2 : Illustration des fréquences d'excitation *sweet spot* obtenues pour un PZT de 30 mm de diamètre et 0,5 mm d'épaisseur collé sur une plaque de stratifié composite $[0^{\circ} 90^{\circ}]_{16}$ de 2 mm d'épaisseur. Le graphique représente les déplacements maximaux constatés en dehors du PZT en fonction de la fréquence d'excitation. 108 kHz et 168 kHz correspondent à des *sweet spot* respectivement pour les modes S_0 et A_0 car dans ces deux cas, un mode se propage de façon préférentielle.

4.2.2. PZT co-localisés

Dans cette approche, une paire de PZTs identiques est collée de part et d'autre de la structure de façon concentrique (**Figure 4.3**).



Figure 4.3 : PZT co-localisés pour émettre le mode S_0 (a) ou A_0 (b). Les flèches blanches représentent le signe de la tension d'alimentation du PZT, les flèches jaunes représentent les mouvements des PZTs.

Avec cette méthode, il est possible de ne générer qu'un seul mode dans la structure hôte (Kim et al., 2007; Su et Ye, 2004) :

• Lorsque les PZT *A* et *B* sont alimentés en phase, les déformations des PZTs sont symétriques et génèrent principalement les modes symétriques (**Figure 4.3a**)

- Lorsque les PZT *A* et *B* sont alimentés en opposition de phase, les déformations des PZTs sont antisymétriques et génèrent principalement les modes antisymétriques (**Figure 4.3b**).
- Lorsqu'un seul des deux PZT (A ou B) est activé, tous les modes sont générés.

Il est également possible d'isoler la contribution de chaque mode dans les réponses mesurées en utilisant la démarche inverse : la somme des signaux mesurés sur les PZT A et B donne la contribution de mode S_0 (multipliée par 2), alors que la soustraction de ces deux signaux donne la contribution du mode A_0 (multipliée par 2).

- Le principal avantage de cette méthode est que la génération sélective d'un mode ou son isolation dans la réponse mesurée repose sur un câblage très simple (quelques commutateurs) et ne nécessite pas de traitement du signal supplémentaire. Les inconvénients sont les suivants :
- Cette méthode repose sur le fait que les PZTs sont parfaitement co-localisés. En pratique, il peut être compliqué de coller deux PZTs de façon parfaitement symétrique sur une structure, surtout dans un contexte de laboratoire où cette manœuvre est effectuée à la main.
- Cette méthode repose sur un collage parfaitement identique des PZTs car le couplage du PZT à la structure a une influence sur l'énergie qu'il transmet où qu'il mesure. Si les deux PZTs co-localisés n'ont pas les mêmes amplitudes, la démarche devient caduque.
- Cette application nécessite d'avoir accès aux deux surfaces libres de la structure étudiée, ce qui n'est pas toujours possible lorsque l'on sort de l'échelle des expérimentations en laboratoire.

4.2.3. Transducteurs interdigitaux et peignes

Cette approche est totalement dépendante de la longueur d'onde qui doit être mesurée ou transmise (Lammering et al., 2018, para. 17.1). Les transducteurs interdigitaux sont constitués de deux électrodes en forme de peigne sur chaque surface du diélectrique dont les polarités sont opposées (**Figure 4.4a**). L'espacement entre les branches des électrodes correspond à la moitié de la longueur d'onde que l'on souhaite générer, que l'on obtiendra à une fréquence bien définie. Le transducteur peigne (**Figure 4.4b**) est une autre architecture possible avec un fonctionnement équivalent. Il est cependant moins efficace (à dimensions égales) puisqu'il possède deux fois moins de branches pour activer le mode souhaité.



Figure 4.4 : a) Transducteur interdigital et b) Transducteur peigne (Lammering et al., 2018, fig. 17.3)

Ces transducteurs permettent la propagation du mode désiré dans la direction perpendiculaire aux branches des peignes. Une version circulaire a également été pensée (Glushkov et al., 2010) pour permettre une propagation dans toutes les directions, mais nécessite de prendre en compte des amplitudes d'excitations adaptées pour chaque couronne constituant le peigne, car leurs surfaces augmentent lorsque l'on s'éloigne du centre du transducteur. Comme pour la méthode par accord du PZT décrite en 4.2.1, cette méthode nécessite un bon dimensionnement du transducteur pour une application précise et est limitée à l'utilisation de longueurs d'onde (et donc de fréquences d'excitation) bien précises. Elle présente donc les mêmes inconvénients.

4.2.4. Méthodes semi-analytiques

Les courbes de dispersion permettent de connaître la vitesse de propagation des ondes de Lamb dans les matériaux étudiés (théorie développée dans le Chapitre 2). Le mode S_0 se propage plus rapidement que le mode A_0 . Il est donc possible de penser le réseau de transducteurs développé de telle sorte que les contributions de chaque mode soient bien distinctes dans la réponse mesurée, et de considérer les fenêtres temporelles correspondantes à chaque mode en fonction de la distance entre les PZTs. Cette méthode est soumise à la condition que les réflexions éventuelles du mode S_0 aux limites de la structure étudiée ne soient pas superposées avec la première contribution du mode A_0 (si l'on souhaite étudier les deux modes) ou S_0 (si seul le mode S_0 est à l'étude). L'application la plus drastique de cette méthode consiste à ne considérer que la première contribution du mode S_0 (le premier paquet d'ondes constaté dans la réponse) et d'annuler le reste du signal pour ne prendre en compte que les variations de cette contribution (Fendzi, 2015).

4.3. Dual PZT

Un dual PZT désigne un transducteur piézoélectrique dont l'électrode supérieure est composée de deux parties : le *ring* (anneau) et le *disk* (disque), comme le montre la **Figure 4.5**. Ces transducteurs sont vendus par Metis Design Corporation³¹, mais

³¹ http://www.metisdesign.com/

peuvent aussi être fabriqués sur mesure en s'adressant à des fabricants (dans les travaux présentés dans cette thèse, les dual PZTs sont des NCE51 de chez NOLIAC) ou manufacturés à partir de PZT disques classiques, plus faciles à obtenir (par sablage ou gravure laser).



Figure 4.5 : Schéma d'un dual PZT et dimensions le caractérisant.

Le signal envoyé ou reçu par chacune des électrodes peut être traité de façon simultanée ou indépendante. Cet avantage permet notamment de les utiliser en mode pulse-écho (voir **Figure 1.12**) avec un câblage très simple (Kessler et Shim, 2005), ce qui n'est pas forcément aisé avec les transducteurs classiques (nécessité de pouvoir passer très rapidement d'un mode d'émission à un mode de réception). Les différentes méthodes de détection d'endommagements en utilisant les dual PZTs sont plus particulièrement développées dans le Chapitre 5.

4.3.1. Dual PZTs pour l'excitation des fréquences « sweet spot »

L'approche d'accord des ondes de Lamb présentée en paragraphe 4.2.1 a été envisagée avec les dual PZTs. En effet, les *sweet spots* dépendent de la taille du PZT utilisé, et un avantage du dual PZT est qu'il possède deux électrodes de différentes dimensions. Le fait de pouvoir utiliser le *disk*, le *ring*, ou les deux électrodes en émission, permet donc théoriquement d'augmenter le nombre de *sweet spot*, rendant moins contraignant la limite mentionnée (méthode limitée à quelques fréquences d'excitation). Les résultats présentés dans (Lizé et al., 2017) montrent que cette remarque est valable d'un point de vue théorique, mais qu'en pratique, les mêmes *sweet spot* sont constatés quel que soit la partie du dual PZT utilisé pour l'actionnement.

Cette approche n'a donc pas été retenue, au profit de la méthode de décomposition des modes présentée ci-après.

4.3.2. Dual PZTs pour la décomposition des modes

Ce paragraphe présente la capacité des dual PZTs à décomposer les modes A_0 et S_0 .

Si l'on considère une paire de dual PZT, on peut mesurer 9 signaux correspondant aux différentes combinaisons émetteur/récepteur possibles (**Figure 4.6**).



Figure 4.6 : Représentation des 9 combinaisons possibles pour une paire de dual PZT considérée. $V_{[X][Y]}$ est la tension mesurée par la partie [Y] du dual PZT récepteur lorsque la partie [X] du dual PZT émet.

Une combinaison maitrisée de ces signaux permet d'isoler les contributions de chaque mode dans la réponse mesurée. D'après (Yeum et al., 2011a), cela est possible car :

- Les ondes de Lamb mesurées sur la couronne ou le disque ont les mêmes temps de vol
- L'amplitude des modes A₀ et S₀ varient différemment en fonction du couple d'électrodes utilisé

Ces dual PZT sont une alternative sérieuse aux méthodes présentées précédemment puisqu'ils sont peu encombrants (ils ne nécessitent pas d'avoir accès aux deux surfaces de la structure), et la séparation des modes n'est pas restreinte à une fréquence d'excitation. Le principal inconvénient de cette approche est qu'elle requiert un traitement du signal poussé pour pouvoir extraire chaque contribution.

La théorie permettant de justifier la décomposition des modes avec les dual PZTs est développée dans (Yeum et al., 2011a). Cette méthode se base sur le fait que la tension mesurée entre une électrode émettrice a (pour *actuator*) et une électrode de mesure s (pour *sensor*) à une fréquence d'excitation donnée peut s'écrire :

$$V_{as}(t,r) = C^{A_0}(t,r) \times S^{A_0}_{as} + C^{S_0}(t,r) \times S^{S_0}_{as}$$
(4.1)

où C^{A_0} et C^{S_0} sont des variables qui ne dépendent que du temps et de la distance r entre les PZTs (et des nombres d'onde des modes A_0 et S_0) alors que $S_{as}^{A_0}$ et $S_{as}^{S_0}$ sont des constantes qui dépendent seulement des dimensions des électrodes (et des nombres d'onde des modes A_0 et S_0).

Les valeurs de ces variables peuvent être déterminées analytiquement mais elles ne permettent pas de distinguer les contributions de chacun des modes dans un signal mesuré expérimentalement. Cependant, en étudiant plusieurs réponses V_{as} obtenues pour des tailles de PZTs différentes, on peut déterminer les paramètres qui ne dépendent pas de ces dimensions, à savoir les contributions « génériques » C^{A_0} et C^{S_0} . Cela implique néanmoins d'avoir des PZTs qui respectent toujours la même distance r. Les dual PZTs ont été pensés pour cela : ils permettent d'avoir des électrodes de différentes tailles en un même point de mesure. Pour les 9 combinaisons évoquées en **Figure 4.6**, déterminer C^{A_0} et C^{S_0} revient à résoudre le système d'équations :

$$\mathbf{V} = \mathbf{SC} \tag{4.2}$$

avec :

$$\mathbf{V} = \begin{bmatrix} V_{ee} \\ V_{er} \\ V_{ed} \\ V_{re} \\ V_{rr} \\ V_{rd} \\ V_{de} \\ V_{dr} \\ V_{dd} \end{bmatrix}, \mathbf{S} = \begin{bmatrix} S_{ee}^{S_0} & S_{ee}^{A_0} \\ S_{er}^{S_0} & S_{er}^{A_0} \\ S_{ed}^{S_0} & S_{re}^{A_0} \\ S_{rr}^{S_0} & S_{rr}^{A_0} \\ S_{rd}^{S_0} & S_{rd}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{ee}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{ee}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{ee}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{ee}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{dr}^{A_0} \\ S_{de}^{S_0} & S_{dr}^{A_0} \\ S_{dd}^{S_0} & S_{dd}^{A_0} \end{bmatrix}$$
(4.3)

La démarche pour décomposer les contributions de chaque mode se fait en 4 étapes :

- V est obtenue en réalisant les mesures pour les 9 combinaisons possibles.
- **S** est déterminée analytiquement ou expérimentalement, en prenant par exemple les maximums constatés aux instants d'arrivée de chaque mode (cette étape est discutée dans le paragraphe 4.3.3).
- **C** est obtenue en calculant la matrice pseudo inverse de **S** multipliée par **V** (l'équation (4.2) donne $\mathbf{C} = \mathbf{S}^{-1}\mathbf{V}$). Comme cela constitue un système hyperstatique, on prend en pratique les valeurs de **C** qui minimisent l'erreur quadratique pour la reconstruction des signaux.
- V, S et C étant connus, on peut désormais déterminer la contribution de chaque mode dans les réponses de chaque combinaison.

4.3.3. Détermination expérimentale de S

Comme expliqué dans le paragraphe précédent (4.3.2), la méthode de décomposition des modes avec les dual PZTs nécessite l'évaluation de la matrice **S** composée des amplitudes de chaque mode dans la réponse mesurée. Cela requiert de connaître les temps d'arrivée ToA^{S_0} et ToA^{A_0} (ToA pour *Time of Arrival*, voir **Figure 4.8**) de chaque mode dans la réponse. Ce paragraphe présente plusieurs méthodes utilisées pour déterminer ces valeurs. Tous ces exemples sont illustrés sur des mesures obtenues par

simulation numérique sur une plaque de composite de 910×650 mm² dont les propriétés sont données en paragraphe 4.4.2.

4.3.3.1. Approches utilisées dans la littérature

Méthode #1 : Courbes de dispersion

Comme cela est expliqué en Chapitre 2, les courbes de dispersion permettent de connaître les vitesses de propagation de chaque mode dans un matériau donné (**Figure 4.7**).



Figure 4.7 : Courbes de dispersion montrant les vitesses de phase c_p et de groupe c_g pour les modes symétriques et antisymétriques sur la plaque de composite $[0^\circ 90^\circ]_{16}$ considérée, homogénéisée dans la direction 0° des plis de la première couche.

En connaissant ces vitesses et la distance entre les transducteurs, il est possible de déterminer les *ToA* théoriques. Pour prendre en compte la variabilité entre les vitesses théoriques et expérimentales, l'amplitude du mode dans la réponse mesurée est considérée comme le maximum de l'enveloppe sur un intervalle de temps Δt à proximité des *ToA* théoriques (**Figure 4.8**). En pratique, Δt est choisi comme la durée du signal d'émission.


Figure 4.8 : Exemple de décomposition des modes en utilisant la méthode basée sur les courbes de dispersion (méthode #1). Décomposition réalisée pour deux dual PZTs séparés de 150 mm à une fréquence d'excitation de 80 kHz.

Dans le cas de la plaque de composite homogénéisée dans la direction 0°, les courbes de dispersion nous donnent $c_{S_0} = 5\,354$ m/s et $c_{A_0} = 1\,913$ m/s (**Figure 4.7**). En appliquant cette approche à des signaux *Tone Burst* (décrit en paragraphe 1.3.2.2) de 5 cycles à 80 kHz, et une distance interPZT r = 150 mm, on obtient $ToA^{S_0} = 5,8.10^{-5}$ s, $ToA^{A_0} = 1,1.10^{-4}$ s et $\Delta t = 6,1.10^{-5}$ s (**Figure 4.8**).

Cette approche présente deux limites :

- (i) Il faut connaître les courbes de dispersion de la structure considérée
- (ii) Les modes ne doivent pas se superposer dans la réponse mesurée pour pouvoir évaluer la matrice S

La méthode proposée dans (Yeum et al., 2011a) consiste à calculer la matrice **S** sur un chemin suffisamment long et éloigné des bords, et en supposant que les coefficients de **S** ne dépendent pas de la distance, appliquer ces derniers sur les autres chemins pour lesquels les modes se superposent. Cela a été appliqué sur de l'aluminium. Pour pallier ces deux problèmes, (Yeum et al., 2011b) ont proposé une amélioration décrite ci-après.

Méthode #2 : Traitement du signal

Dans cette approche, seuls les coefficients S^{S_0} de la matrice **S** sont définis. Ils sont déterminés en cherchant le maximum du premier paquet d'ondes qui arrive pour un chemin considéré. Les coefficients S^{A_0} sont tous fixés à 1. Par rapport à la méthode

précédente, il n'est pas nécessaire de connaître les vitesses de propagation des ondes dans le matériau (le maximum du premier paquet d'ondes est déterminé par traitement du signal), et la décomposition est possible même si la contribution du mode A_0 est superposée avec des réflexions du mode S_0 (voir **Figure 4.9**).



Figure 4.9 : Exemple de décomposition des modes en utilisant la méthode basée sur le premier maximum (méthode #2). Décomposition réalisée pour deux dual PZTs séparés de 300 mm à une fréquence d'excitation de 50 kHz.

Cette deuxième méthode est moins rigoureuse d'un point de vue théorique (on n'a pas les amplitudes des modes S_0 et A_0 mais l'amplitude du premier paquet d'ondes), mais permet d'être plus souple au niveau de son application. Cette approche donne moins d'entrées pour le calcul de la matrice pseudo-inverse dans l'équation (4.3), ce qui n'est pas un réel problème car la démarche de décomposition des modes est basée sur 9 équations pour déterminer seulement 2 inconnues. On peut même envisager de n'utiliser que 2 combinaisons émetteur-récepteur pour effectuer l'isolation des modes (Yeum et al., 2011b).

Une limite persiste à l'application de la méthode de détection telle qu'elle est présentée ici : comment être sûr que le premier paquet d'ondes correspond bien au mode S_0 direct ? Cela est évident dans les cas montrés en **Figure 4.8** et **Figure 4.9**, puisque les paramètres considérés (espacement entre les transducteurs, distances des bords de la plaque, fréquence d'excitation) permettent la distinction claire du premier paquet d'ondes. En pratique, la complexité du système considéré (anisotropie du matériau, bordures/raidisseurs) ne permet pas forcément d'avoir un tel confort de visualisation de ce premier paquet. C'est pour cela que j'ai proposé une légère amélioration de ces méthodes de décomposition pour permettre son application de façon systématique.

4.3.3.2. Développement d'approches plus robustes pour l'étude de matériaux anisotropes

Méthode #3 : Modèle semi-analytique

Un modèle semi-analytique/semi-empirique a été développé permettant d'avoir une représentation approximative du signal reçu pour un chemin entre deux transducteurs en fonction :

- Des vitesses de propagation de chaque mode (obtenues à partir des courbes de dispersion, et validées empiriquement)
- Des caractéristiques géométriques du montage considéré (position des transducteurs et dimensions de la plaque)
- De coefficients empiriques qui décrivent pour chaque mode :
 - La variation de vitesse avec l'orientation (prise en compte de l'anisotropie).
 - La variation d'amplitude avec la distance (prise en compte de l'atténuation).
 - La dispersion du signal mesuré par rapport au signal envoyé.

Ce modèle n'est pas plus explicité car il ne constitue pas une approche originale pour estimer les signaux mesurés, mais est plus un outil pour mieux comprendre les signaux mesurés. Cette approche permet notamment de s'assurer que la décomposition des modes est bien réalisée. Par exemple dans le cas de la Figure 4.9, une analyse naïve pourrait mener à confondre la réflexion du mode S_0 avec la première contribution du mode A_0 . La Figure 4.10 illustre l'utilité du modèle appliqué à ce cas précis. Le modèle permet d'estimer les enveloppes des signaux attendus pour chaque mode en prenant en compte les réflexions aux bordures (Figure 4.10b,c,d, les cercles représentent les arrivées théoriques des différents paquets d'ondes). Dans la Figure 4.10e, les réponses mesurées (normalisées) pour les 9 combinaisons émetteur-récepteur sont tracées. Cette figure met en évidence la différence de sensibilité de chaque combinaison aux deux modes, et notamment la différence de forme pour le paquet d'ondes correspondant au mode A_0 . Sans information sur la vitesse de propagation des ondes (et donc la prise en compte de l'anisotropie du matériau dans le cas de structures composites), il peut s'avérer compliqué de discriminer le paquet d'ondes correspondant au mode A_0 par rapport aux premières réflexions du mode S_0 dans un signal mesuré. On peut facilement arriver à des erreurs, par exemple en considérant un temps d'écoute trop court et en confondant le deuxième paquet d'ondes comme le mode A_0 .



Figure 4.10 : Décomposition réalisée pour deux dual PZTs séparés de 300 mm à une fréquence d'excitation de 50 kHz. a) Enveloppe du signal émis (*input*) ; b) et c) Enveloppes des modes S_0 et A_0 estimées via le modèle semi-analytique développé ; d) Superposition des enveloppes estimées des modes et de la réponse attendue (somme des contributions de chaque mode); e) Signaux mesurés pour les 9 combinaisons émetteur-récepteur possibles normalisés par rapport au maximum du premier paquet d'onde, superposés avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire jaune) ; f) Contribution du mode S_0 isolée avec la méthode #3, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire bleue) ; g) Contribution du mode A_0 isolée avec la méthode #3, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire rouge)

Ce modèle semi-analytique, une fois calibré, permet d'appliquer la première version proposée par (Yeum et al., 2011a)(**Figure 4.8**), et constitue finalement une adaptation de cette dernière au cas de matériaux anisotropes. Les *ToA* sont déterminés par le biais de ce modèle qui prend en compte les variations de vitesse des modes avec l'orientation. De plus, plutôt que de prendre le maximum local sur un temps Δt autour de *ToA* (méthode #1), on choisit cette fois l'amplitude du signal mesuré à l'instant *ToA* pour éviter de subir l'influence d'une éventuelle réflexion.

Les **Figure 4.10f,g** montrent les contributions C^{S_0} et C^{A_0} (voir équation (4.3)) obtenues par cette méthode. Les superpositions avec les enveloppes estimées via le modèle proposé permettent de considérer cette décomposition comme efficace.

Méthode #4 : Traitement du signal amélioré

La méthode #3 semi-analytique présentée ci-dessus est efficace mais repose sur une connaissance précise de la structure étudiée et de la propagation des ondes dans le matériau, obtenue à partir d'analyses expérimentales exigeantes. Cette approche est acceptable dans le cadre de travaux sur une structure simple telle qu'une plaque mais peut s'avérer difficile à étendre à des cas plus complexes (présence de raidisseurs, géométries variées...). La méthode #2 semble finalement plus appropriée pour pouvoir généraliser l'algorithme de décomposition des modes.

Quelques améliorations sont toutefois à envisager pour améliorer la robustesse de la méthode #2 car elle permet de bien séparer les modes, mais nécessite que le premier paquet d'ondes soit suffisamment séparé du reste du signal. Cela ne permet pas de prendre en compte les cas où des réflexions du mode S_0 , ou la première contribution du mode A_0 (**Figure 4.11**), arrivent dans l'intervalle de temps Δt tel qu'il est présenté en **Figure 4.8**. De plus, l'évaluation de l'amplitude du signal à l'instant d'arrivée du premier paquet du mode A_0 n'est pas réalisée. Voilà donc les deux améliorations proposées dans cette nouvelle méthode #4:

Amélioration 1 : Au lieu de prendre le maximum du premier paquet d'ondes pour l'estimation de ToA^{S₀} (méthode #2), on considère que ToA^{S₀} correspond au début du signal mesuré (t_{début}) auquel on ajoute la moitié de la durée du signal utilisé en émission (ce qui équivaut à Δt/2), soit :

$$ToA^{S_0} = t_{d\acute{e}but} + \frac{\Delta t}{2} \tag{4.4}$$

Cette approximation est acceptable car le mode S_0 est très peu dispersif aux fréquences d'excitation utilisées : cela est visible sur la **Figure 4.7**, les vitesses de groupe et de phase du mode S_0 sont égales pour des fréquences d'excitation inférieures à 900 kHz. Cette approche est illustrée dans la **Figure 4.11d**, et les résultats de la superposition du mode décomposé avec le modèle semi-analytique (**Figure 4.11e**) montrent que l'estimation de ToA^{S_0} via l'équation (4.4) est plus fiable que l'estimation donnée en considérant le premier maximum (méthode #2).

• Amélioration 2 : La décomposition des modes est réalisée en trois étapes :

Étape 1 : On applique la méthode #2 avec l'amélioration 1, ce qui permet d'obtenir une première décomposition des contributions de chaque mode.

Étape 2 : On utilise le signal de la contribution de A_0 isolée pour déterminer ToA^{A_0} , qui correspond au premier maximum de ce signal.

Étape 3 : On applique la méthode #1 en utilisant ToA^{S_0} obtenu en étape 1 et ToA^{A_0} déterminé à l'étape 2.



Cette amélioration permet d'avoir une évaluation plus juste de la matrice **S.** La **Figure 4.11f** met en évidence la détermination de ToA^{A_0} dans la réponse isolée du mode A_0 .

Figure 4.11 : Décomposition réalisée pour deux dual PZTs séparés de 100 mm à une fréquence d'excitation de 50 kHz. a) Enveloppe du signal émis (*input*); b) Superposition des enveloppes estimées des modes et de la réponse attendue (somme des contributions de chaque mode) d'après le modèle semi-analytique de la méthode #3; c) Signal mesuré pour la combinaison *disk-disk*, V_{dd} , normalisée par rapport au maximum du premier paquet d'ondes, superposé avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire jaune); d) Enveloppe de V_{dd} normalisée mettant en évidence la sélection de ToA^{S_0} par la méthode #4, et l'erreur qu'aurait induit le choix du premier maximum utilisé dans la méthode #2; e) Contribution du mode S_0 isolée avec la méthode #4, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire bleue); g) Contribution du mode A_0 isolée avec la méthode #4, superposée avec l'estimation du modèle semi-analytique (aire nouge)

4.3.4. Conclusion sur les méthodes de décomposition des modes avec les dual PZTs

En conclusion, nous avons présenté ici quatre méthodes pour la décomposition des modes avec les dual PZTs. Les méthodes #1 et #2 utilisées dans la littérature ont des limites qui ne permettent pas d'étendre aisément leur application de façon générique. J'ai développé un modèle semi-analytique qui permet de déterminer les *ToA* de chaque mode sur des structures composites (méthode #3) et permet également de mieux appréhender les signaux observés en prenant en compte les réflexions des ondes et leur comportement dans un milieu anisotrope.

La **méthode #4** est la plus aboutie car elle permet d'estimer complètement la matrice **S** (contrairement à la méthode #2), en se basant simplement sur les signaux mesurés et des algorithmes de traitement du signal. Il n'est donc pas nécessaire dans ce dernier cas de recourir à un modèle où à la théorie pour déterminer les ToA de chaque mode (contrairement aux méthodes #1 et #3). C'est donc cette méthode qui est utilisée pour la suite des travaux présentés en Chapitre 5 pour les méthodes de détection d'endommagement *baseline free*.

4.4. Dimensionnement d'un réseau de dual PZTs

Ce paragraphe présente un processus visant à dimensionner un réseau de transducteurs dual PZTs. Il répond à la problématique suivante :

Soit une structure dans un matériau donné. Pour permettre l'analyse des deux modes A_0 et S_0 en vue de l'application de méthodes *baseline free*...

- (1) Quelles dimensions de dual PZT faut-il sélectionner ?
- (2) Quelle(s) fréquence(s) d'excitation peut-on utiliser ?
- (3) Comment les placer sur la structure hôte?

4.4.1. Présentation du processus de dimensionnement

L'analyse des modes S_0 et A_0 est intéressante en SHM pour la détection d'endommagements dans les matériaux composites (voir paragraphe 4.1). Dans le cadre des recherches développées dans cette thèse, les dual PZTs ont été retenus comme solution pour effectuer la décomposition des modes grâce à leur faible encombrement et la possibilité d'être utilisés à différentes fréquences d'excitation (voir paragraphe 4.3). Les méthodes de détection *baseline free* basées sur les dual PZTs reposent sur l'analyse des conversions/atténuations de chaque mode de Lamb (A_0 et S_0) qui peuvent intervenir au contact d'un éventuel endommagement. Les aspects théoriques justifiant l'utilisation des dual-PZTs pour des méthodes *baseline free* sont développés dans (Yeum et al., 2011a) et appliqués de façon expérimentale dans (Sohn et Kim, 2010) pour des structures en aluminium, et dans (Lim et al., 2013) pour des structures composites. Le détail sur les différentes approches *baseline free* utilisées sont présentées dans le Chapitre 5 de ce manuscrit. La capacité d'un système basé sur les ondes de Lamb à détecter un endommagement d'une dimension donnée est fortement dépendante de la longueur d'onde des modes de Lamb qui se propagent. Cela a une influence sur les dimensions du transducteur et la fréquence d'excitation à utiliser. Il faut également prendre en compte l'anisotropie éventuelle du matériau considéré qui a une influence sur l'atténuation des modes en fonction de l'orientation du chemin émetteur-récepteur par rapport aux fibres du matériau. Le positionnement des transducteurs doit être réalisé de façon à garantir la détection des deux modes A_0 et S_0 .

Pour répondre à la problématique du dimensionnement du réseau de transducteurs, un processus en trois étapes illustrées en **Figure 4.12** est développé :

- Les propriétés mécaniques de la structure sont utilisées pour calculer les courbes de dispersion des ondes de Lamb dans le matériau étudié. Les courbes de dispersion et la taille minimale des endommagements à détecter permettent de dimensionner les dual PZTs et de déterminer les fréquences d'excitation à utiliser dans le contexte visé.
- 2. Un modèle FEM³² local (une plaque correspondant à une petite partie de la structure surveillée équipée de deux dual PZTs) est utilisé. Ce modèle permet d'estimer l'atténuation des ondes de Lamb avec la distance r, l'orientation θ et pour différentes fréquences d'excitation f_0 . Deux indicateurs qualifiant la bonne capacité de combinaisons (f_0, r, θ) à décomposer les modes sont ensuite calculés. Cela permet d'obtenir des paramètres optimaux ($\hat{f}_0, \hat{r}, \hat{\theta}$) pour des PZTs voisins du réseau envisagé.
- 3. Le solveur de réseau optimal applique les paramètres optimaux $(\hat{f}_0, \hat{r}, \hat{\theta})$ obtenus à partir du modèle FEM local à la structure réelle pour proposer une configuration de dual PZTs optimale.

³² FEM : Acronyme issue de l'anglais *Finite Element Method*, c'est-à-dire méthode éléments finis. Cette méthode est utilisée en analyse numérique pour résoudre des équations aux dérivées partielles qui représente analytiquement le comportement dynamique d'un système physique.



Figure 4.12 : Trois étapes proposées pour le processus de dimensionnement d'un réseau de dual PZT dans le cadre d'application de méthodes *baseline free*.

Ces trois étapes sont développées dans la suite de ce chapitre. Bien que cette approche soit générique, elle est illustrée au travers d'un cas pertinent, c'est-à-dire le déploiement d'un réseau de dual PZTs sur une structure composite fortement anisotrope, avec une géométrie complexe issue d'un assemblage aéronautique.

4.4.2. Matériaux et structure étudiés

Le matériau considéré est un composite CFRP $[0^{\circ} 90^{\circ}]_{16}$. Les propriétés d'un pli de ce matériau sont données dans le **Tableau 4.1**. Dans ce tableau, *Y* désigne le module d'Young, ν le coefficient de Poisson, *G* le module de cisaillement et ρ la masse volumique.

Y ₁ [GPa]	$\begin{array}{l} Y_2 = Y_3 \\ [\text{GPa}] \end{array}$	ν_{31}	$v_{23} = v_{12}$	$G_{23} = G_{31}$ [GPa]	G ₁₂ [GPa]	ρ [kg. m ⁻³]
121	8,6	0,06	0,31	4,3	5,9	1 520

Tableau 4.1 : Propriété d'un pli du stratifié composite.

Le principe d'homogénéisation consiste à attribuer des propriétés mécaniques globales à un matériau composite dont chaque couche (fibres de carbone et matrices époxydes) a des propriétés qui lui sont propres. Dans le cas de matériaux fortement anisotropes, comme c'est le cas du stratifié composite considéré ici, l'orientation est à prendre en compte dans le principe d'homogénéisation, car le module d'Young de l'assemblage dépend fortement de l'orientation des plis (Glushkov et al., 2010, fig. 4.82). Les propriétés du matériau homogénéisé en considérant l'orientation 0° des fibres sont données dans le **Tableau 4.2**. Dans ce tableau, *e* désigne l'épaisseur du matériau.

Tableau 4.2 : Propriétés mécaniques du stratifié composite CFRP $[0^{\circ} 90^{\circ}]_{16}$. homogénéisé dans la direction 0° .

Y [GPa]	ν	ρ [kg. m ⁻³]	e [mm]
45,5	0,09	1 600	2

Les propriétés électromécaniques des transducteurs utilisés sont données dans le **Tableau 3.1**.

Le processus de dimensionnement du réseau de transducteurs est appliqué à une souspartie de la nacelle d'un Airbus A380 (**Figure 4.13**).



Figure 4.13 : Vue éclatée de la nacelle d'un Airbus A380 (gauche), vue détaillée du *fan cowl* et maillage de la sous-partie considérée (droite).

4.4.3. Choix des dimensions des transducteurs à partir des courbes de dispersion

Dans cette première étape du processus (voir **Figure 4.12**), les dimensions du dual PZT à utiliser comme actionneur et capteur et les fréquences d'excitation sont déterminées en fonction des propriétés du matériau et de la taille minimale des endommagements à détecter. Cette approche est développée pour répondre à trois objectifs principaux (voir **Figure 4.14**) :

- (i) Seuls les premiers modes symétrique et antisymétrique S_0 et A_0 doivent être générés,
- (ii) Le dual PZT utilisé comme actionneur et les fréquences d'excitation appliquées doivent garantir l'excitation des modes S_0 et/ou A_0 avec une longueur d'onde suffisamment petite pour interagir avec la taille d'endommagement minimal visée,
- (iii)Le dual PZT utilisé comme capteur doit être sensible aux modes S_0 et A_0 sur la plage de fréquences d'excitation sélectionnée.



Figure 4.14 : Mise en schéma des contraintes qui régissent le choix des fréquences d'excitation à utiliser et des dimensions du dual PZT.

Le détail sur l'obtention des courbes de dispersion est donné dans le paragraphe 2.1. L'homogénéisation a été réalisée dans l'orientation 0° car c'est dans cette direction que les longueurs d'onde sont les plus grandes. Cela signifie qu'à une fréquence d'excitation donnée, si la longueur d'onde du mode généré est en mesure d'interagir avec la taille d'endommagement visée dans l'orientation 0°, cela sera également possible dans toutes les autres orientations.



Figure 4.15 : Courbes de dispersion montrant l'évolution de la longueur d'onde λ en fonction de la fréquence d'excitation f_0 pour les modes symétriques et antisymétriques sur la plaque de composite $[0^\circ 90^\circ]_{16}$ considérée, homogénéisée dans la direction 0° des plis de la première couche

4.4.3.1. Fréquence d'excitation maximale

Dans notre cas d'application, nous nous intéressons seulement aux premiers modes S_0 et A_0 . Il ne faut donc pas dépasser la fréquence f^{max} , correspondante à l'apparition de modes supérieurs. Sur la **Figure 4.15**, on constate que cette valeur est définie par l'apparition du mode A_1 .

4.4.3.2. Fréquence d'excitation minimale

Cela correspond à l'étape (ii) de la démarche proposée (**Figure 4.14**) : il faut qu'au moins l'un des deux modes qui se propagent interagisse avec la taille d'endommagement souhaitée.

En théorie (Rose, 2004), il faut que la moitié de la longueur d'onde λ utilisée soit inférieure ou égale à la taille de l'endommagement à détecter \emptyset_d :

$$\frac{\lambda}{2} \le \phi_d \tag{4.5}$$

Cela impacte la fréquence minimale à considérer : pour que l'équation (4.5) soit vérifiée, il faut que la fréquence d'excitation utilisée génère des ondes dont la longueur d'onde n'excède pas $\lambda_d = 2 \times \emptyset_d$. Cela définit les fréquences $f_{A_0}^{min} = f(\lambda_{A_0} = \lambda_d)$ et $f_{S_0}^{min} = f(\lambda_{S_0} = \lambda_d)$ qui correspondent aux fréquences d'excitation minimales garantissant une interaction avec l'endommagement (voir **Figure 4.16**).

4.4.3.3. Dimensions des électrodes

Dès lors que l'on connait les fréquences d'excitation efficaces compte tenu de la taille d'endommagement à détecter, il convient de s'assurer que les dimensions des électrodes permettent l'excitation et la mesure des ondes qui se propagent.

D'après la théorie (Raghavan et Cesnik, 2005), le choix optimal des dimensions des électrodes est obtenu en respectant les critères suivants :

• En tant qu'actionneur, le diamètre optimal du PZT ϕ_{PZT} est obtenu pour :

En tant que récepteur, la sensibilité du PZT augmente lorsque sa taille diminue.
 Pour être sensible à une onde se propageant avec une longueur d'onde λ, il faut idéalement respecter :

$$\phi_{PZT} \le \frac{\lambda}{2} \tag{4.7}$$

Quand un PZT disque classique est utilisé, il est intéressant de noter que le diamètre optimal est obtenu pour $\emptyset_{PZT} = \emptyset_d$ en considérant les équations (4.5), (4.6) et (4.7). Cela restreint toutefois la détection d'endommagement à quelques fréquences d'excitation.

L'un des avantages du dual PZT est que chacune de ses électrodes peut être activée de façon indépendante. On peut donc choisir les dimensions du *ring* pour en faire un actionneur optimal et les dimensions du *disk* comme un capteur idéal, en veillant à ce qu'il puisse également servir d'actionneur.

Dimensions du disk

La sensibilité souhaitée pour le *disk* dépend de la plage de fréquences à laquelle on veut travailler. Dans notre cas, il est intéressant de pouvoir garantir une sensibilité du dual PZT jusqu'à $f_{S_0}^{min}$ car cela représente la fréquence minimale pour laquelle le mode S_0 devrait interagir avec la taille d'endommagement visée. Pour garantir la sensibilité du PZT au mode A_0 à cette fréquence d'excitation, il faut que le diamètre du *disk* $\emptyset_{PZT-disk}$ permette la détection de $\lambda_{min} = \lambda_{A_0} (f_{S_0}^{min})$ (voir **Figure 4.16**). En se basant sur l'équation (4.7), on obtient la relation :

$$\phi_{PZT-disk} = \lambda_{A_0} (f_{S_0}^{min})/2$$
(4.8)

Dimensions du ring

D'après (Raghavan et Cesnik, 2005), le diamètre équivalent du *ring*, $\phi_{PZT-ring}$, peut être considéré comme le diamètre extérieur du *ring* $\phi_{PZT-ring}^{extérieur}$ auquel on retranche le diamètre intérieur du *ring* $\phi_{PZT-ring}^{intérieur}$. En choisissant n = 0 dans l'équation (4.6), on peut donc définir le diamètre optimal du *ring* via la relation :

$$\phi_{PZT-ring} = \phi_{PZT-ring}^{extérieur} - \phi_{PZT-ring}^{intérieur} = \phi_d$$
(4.9)

Une solution possible pour lier le diamètre du *disk* et le diamètre du *ring* est donnée par l'intervalle minimum réalisable entre les deux électrodes. D'après NOLIAC³³, il n'est pas possible d'effectuer une gravure inférieure à 0,5 mm. Cela donne alors la condition:

$$\phi_{PZT-ring}^{interieur} \ge \phi_{PZT-disk} + 1 \text{ mm}$$
(4.10)

4.4.3.4. Valeurs obtenues pour le matériau considéré

On applique ici le processus de dimensionnement proposé dans le paragraphe précédent au stratifié composite dont les propriétés sont données dans la partie 4.4.2. La taille d'endommagement visée $Ø_d$ est fixée à 20 mm, correspondant aux dimensions d'un BVID (Barely Visible Impact Damage) suggéré dans les applications aéronautiques (Fendzi, 2015). La **Figure 4.16** correspond aux courbes de dispersion représentant la longueur d'onde des modes A_0 et S_0 en fonction de la fréquence d'excitation. Ces courbes permettent d'apprécier la démarche générique proposée pour déterminer les dimensions du dual PZT.



Figure 4.16 : Courbes de dispersion montrant l'évolution de la longueur d'onde λ en fonction de la fréquence d'excitation f_0 pour A_0 et S_0 sur le matériau composite $[0^\circ 90^\circ]_{16}$ considéré. Cette figure illustre la détermination des paramètres $f_{A_0}^{min}$, $f_{S_0}^{min}$ qui garantissent une interaction des ondes de Lamb avec une taille d'endommagement visée \emptyset_d . Ces paramètres ont une influence directe sur le dimensionnement des électrodes à travers les relations disposées sur la droite de cette figure.

Cette figure permet de distinguer 4 zones :

• $0 < f_0 < f_{A_0}^{min}$: le dual PZT excite le mode A_0 mais ce dernier n'interagit pas avec l'endommagement.

³³ Cette valeur (0,5 mm) corrige la valeur utilisée dans (Lizé et al., 2018a) qui était de 1 mm.

- $f_{A_0}^{min} < f_0 < f_{S_0}^{min}$: Le dual PZT excite les modes A_0 et S_0 mais seul le mode A_0 interagit avec l'endommagement. Les deux modes peuvent être mesurés de façon fiable par la partie centrale du dual PZT (*disk*), mais le *ring* n'est en théorie que sensible au mode S_0 .
- $f_{S_0}^{min} < f_0 < f_{S_0}^{max}$: le dual PZT excite les modes A_0 et S_0 et les deux modes interagissent avec l'endommagement, mais seul S_0 peut être mesuré de façon fiable par la partie *disk* du dual PZT. Le *ring* est théoriquement insensible aux deux modes.
- $f_0 > f_{S_0}^{max}$: Le dual PZT excite les modes A_0 et S_0 et les deux modes interagissent avec l'endommagement, mais les électrodes du dual PZT ne peuvent pas mesurer ces modes de façon fiable.

La deuxième zone présentée ($f_{A_0}^{min} < f_0 < f_{S_0}^{min}$) est particulièrement bien illustré à partir de résultats expérimentaux dans (Lammering et al., 2018, fig. 19.15), où à une faible fréquence (75 kHz), seul le mode A_0 interagit avec l'endommagement étudié, ce qui n'est plus le cas à une fréquence plus élevée (200 kHz) où le mode S_0 interagit également avec l'endommagement.



Figure 4.17 : Figure extraite de (Lammering et al., 2018, para. 19.5.2) mettant en évidence l'importance du choix de la fréquence pour qu'il y est une interaction entre les modes de Lamb et l'endommagement étudié.

Le **Tableau 4.3** donne les valeurs obtenues dans le cas de l'exemple utilisé pour illustrer la méthode proposée. On propose ici un dimensionnement possible qui respecte les critères imposés par les équations (4.8), (4.9) et (4.10).

ϕ_d	f ^{max}	$f_{A_0}^{min}$	$f_{S_0}^{min}$	λ_d	ϕ_{PZT} -	λ_{min}	Ø _{PZT-dis}	Ø ^{intérieur} PZT-ring	$\phi_{PZT-ring}^{ext \acute{e}rieur}$
[mm]	[kHz]	[kHz]	[kHz]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
20	906	12	134	40	20	11	5.5	7,5	27,5

Tableau 4.3 : Valeurs programmées et obtenues pour le dimensionnement des dual PZTs en vue de l'instrumentation du matériau composite étudié.

4.4.4. Etude de la propagation des ondes dans le matériau considéré : modèle élément fini local

Les courbes de dispersion donnent des informations intéressantes concernant les vitesses de propagation (**Figure 4.7**) et les longueurs d'onde des modes qui se propagent dans la structure (**Figure 4.15** et **Figure 4.16**). Elles ne permettent cependant pas d'estimer l'atténuation des modes et la capacité d'un transducteur à convertir les déformations engendrées par les modes de Lamb en signal électrique.



Figure 4.18 : Mise en schéma montrant les paramètres d'entrées du modèle FEM local et des contraintes qui régissent le choix des paramètres optimaux (fréquences d'excitation, espacement, orientation) à utiliser pour le placement des dual PZTs (étape 2 de la **Figure 4.12**).

Dans le cas de structures anisotropes, l'atténuation dépend fortement de la distance et de l'orientation considérée, et ces variations sont très différentes pour chaque mode. Cet aspect est important car il a un impact non négligeable sur le placement relatif de deux transducteurs voisins dont on veut exploiter les mesures. Pour pouvoir apprécier ces variations, on peut se baser sur des expériences avec des coupons réels, mais les difficultés liées aux conditions expérimentales, la disponibilité d'échantillons (dont le prix n'est pas négligeable) et le temps de mesure limitent le nombre de tests possibles. On choisit donc de se diriger vers un modèle éléments finis. Ce modèle permet de modéliser le comportement de la structure équipée de transducteurs, avec pour seule limite le temps de calcul. Pour réduire ce temps de calcul on considère un modèle local, c'est-à-dire un modèle représentant la structure étudiée, mais dans des proportions qui permettent de diminuer le temps de calcul tout en permettant l'étude des variations qui nous intéressent. La **Figure 4.18** montre les différents critères à respecter pour estimer les paramètres optimaux dans le choix du positionnement des transducteurs, que l'on obtient à partir du modèle FEM local.

4.4.4.1. Modèle FEM Local représentatif de la structure étudiée

Le modèle développé est local dans le sens où il représente seulement une plaque rectangulaire avec les mêmes propriétés que celles de la structure étudiée. Cette approche permet de réduire le nombre de nœuds de la simulation, rendant envisageable le déploiement d'études transitoires³⁴ paramétriques³⁵.

Le modèle FEM local est réalisé sur SDTools® (Balmes et al., 2009) qui a démontré sa capacité à modéliser de façon fiable des PZTs couplés à des structures dans de précédents travaux (Balmès et al., 2016; Fendzi et al., 2016). Des éléments quadratiques de 2×2 mm² sont utilisés pour le maillage de la plaque. Ces dimensions sont compatibles avec les longueurs d'onde des modes A_0 et S_0 qui ne dépassent pas 11 mm sur la plage de fréquences investiguée (et ont été confirmées à travers un test de convergence). Le signal d'excitation utilisé est le cosinus modulé par un fenêtrage de Hann décrit en paragraphe 1.3.2.2 avec 5 cycles, une amplitude de 10 V et une fréquence d'excitation f_0 variant de 10 à 140 kHz par pas de 10 kHz (ce qui correspond à la zone optimale $f_{A_0}^{min} < f_0 < f_{S_0}^{min}$ de la **Figure 4.16**). Pour chaque pas de fréquence, la simulation est menée pour chaque potentiel émetteur (*entire, ring* ou *disk*, voir **Figure 4.6**), ce qui donne un total de 42 simulations. L'intervalle de temps pour l'étude transitoire est fixé à 0,36 µs, correspondant à une fréquence d'échantillonnage f_{ech} de 2,8 MHz (largement supérieur au critère de Shannon³⁶). L'atténuation du modèle

³⁴ Une étude transitoire correspond à une simulation pour laquelle on étudie l'influence du temps sur les déplacements des nœuds contenus dans le modèle (contrairement aux analyses vibratoires).

³⁵ Une étude paramétrique est une étude pour laquelle on fait varier des paramètres de façon indépendante. En général, ces études sont optimisées en termes de temps de calcul. Dans le cadre de simulation FEM, par exemple, le maillage du modèle peut être réalisé une seule fois pour l'étude de plusieurs fréquences d'excitation.

³⁶ Le critère de Shannon, ou théorème de l'échantillonnage, énonce qu'il faut que le nombre d'échantillons par unité de temps soit supérieur au double de l'écart entre les fréquences minimales et maximales qu'il contient. Cela équivaut ici à respecter $f_{ech} > 2 \times f_0$. Dans le cadre de simulations

transitoire est basée sur la méthode de Newmark en prenant un coefficient de 5.10^{-8} pour l'amortissement de la matrice de rigidité et aucun amortissement pour la matrice de masse (coefficients inspirés de (Gresil et Giurgiutiu, 2015) et validés à partir de résultats expérimentaux). La plaque utilisée est un composite stratifié $[0^{\circ} 90^{\circ}]_{16}$ dont les propriétés sont décrites en paragraphe 4.4.2. Elle est simulée via un modèle orthotropique 3D homogénéisé en se basant sur la théorie de Mindlin pour les plaques stratifiées. Les éléments piézoélectriques sont composés du matériau NOLIAC NCE51 (voir **Tableau 3.1**) et simulés en tant qu'éléments coque.

Les dual PZTs sont espacés de 400 mm, et des capteurs de déplacement virtuels³⁷ sont placés tous les 2 mm sur la trajectoire inter PZT, ainsi que sur un quart-de-cercle à 150 mm de l'émetteur (**Figure 4.19**) pour étudier les déplacements causés par la propagation des modes de Lamb.



Figure 4.19 : Modèle FEM local : plaque de stratifié composite équipé de 2 dual PZTs. Les lignes noires désignent les placements des capteurs de déplacements virtuels pour l'étude de la propagation des modes A_0 et S_0 (gauche). L'image de droite montre le détail du maillage réalisé pour le dual PZT avec les dimensions proposées dans le **Tableau 4.3**.

4.4.4.2. Atténuation des ondes de Lamb et efficacité électromécanique des dual PZTs.

Comme cela a été précisé dans le paragraphe 4.3, le signal électrique mesuré par l'électrode d'un dual PZT V_{as} pour un chemin actionneur-capteur donné s'exprime en fonction d'une composante correspondant à chaque mode et de l'efficacité de l'électrode à convertir cette déformation en signal électrique. Si l'on adapte l'équation (4.1) au cas d'étude actuel qui prend en compte l'anisotropie du matériau et la fréquence d'excitation utilisée, il vient :

numériques, la fréquence d'échantillonnage est souvent surdimensionnée (pour une meilleure précision) en prenant $f_{ech} = 20 \times f_0$.

³⁷ Dans ce contexte, un capteur virtuel désigne un nœud du maillage dont on sauvegarde les déplacements et contraintes dans toutes les directions.

$$V_{as}(r,\theta,f_0,t) = V_{as}^{A_0}(r,\theta,f_0,t) + V_{as}^{S_0}(r,\theta,f_0,t)$$
(4.11)

$$V_{as}^{[X]_0}(r,\theta,f_0,t) = C^{[X]_0}(r,\theta,f_0,t) \times S_{as}^{[X]_0}(f_0)$$
(4.12)

où t est le temps, r la distance entre les PZTs, θ l'angle entre le chemin actionneurcapteur et l'orientation 0° du premier pli de la plaque. $V_{as}^{A_0}$ et $V_{as}^{S_0}$ font référence aux contributions des modes A_0 et S_0 dans le signal mesuré lorsque l'actionneur a et le récepteur s sont considérés. [X] représente A ou S selon le mode considéré. $C^{[X]_0}$ est indépendant de la taille de l'actionneur ou du capteur (Yeum et al., 2011a), et correspond au déplacement attribuable au mode $[X]_0$ à l'emplacement du capteur. $S_{as}^{[X]_0}$ correspond à l'efficacité électromécanique de la partie du PZT considérée pour le mode $[X]_0$.

Dans notre approche, on considère que le mode antisymétrique correspond principalement au déplacement hors plan tandis que le mode symétrique correspond au déplacement dans le plan. Cette simplification est acceptée pour les fréquences considérées et souvent utilisées dans la littérature (Druet, 2017; Gresil et Giurgiutiu, 2015; Lammering et al., 2018) (on parle parfois de modes quasi- A_0 et quasi- S_0).

Comme $S_{as}^{[X]_0}$ ne dépend que de la fréquence d'excitation, ce paramètre peut être déterminé à partir des mesures de déplacements obtenus au centre du capteur (croix blanche sur la **Figure 4.19**) et du signal électrique mesuré. Avec les équations (4.11) et (4.12), et en utilisant $C^{[X]_0}(r, \theta, f_0, t)$ obtenu à partir de la simulation, $S_{as}^{A_0}(f_0)$ et $S_{as}^{S_0}(f_0)$ sont calculés à l'aide d'un algorithme itératif. Le but de ce dernier est de minimiser l'erreur quadratique entre l'enveloppe du signal mesuré $V_{as}(r, \theta, f_0, t)$ et la somme des enveloppes des contributions électriques de chaque mode $C^{A_0}(r, \theta, f_0, t) \times S_{a\to s}^{A_0}(f_0)$ et $C^{S_0}(r, \theta, f_0, t) \times S_{a\to s}^{S_0}(f_0)$. L'itération est effectuée sur les coefficients $S_{as}^{A_0}(f_0)$ et $S_{as}^{S_0}(f_0)$. La **Figure 4.20** illustre la superposition obtenue par ce biais, on constate bien que l'enveloppe du signal reçu peut être définie comme la somme des déplacements de chaque mode multiplié par le coefficient d'efficacité électromécanique.



Figure 4.20 : Superposition des enveloppes des signaux correspondant à chaque mode avec le signal mesuré par la partie *disk* du dual PZT capteur. Signaux obtenus pour $f_0 = 80$ kHz, r = 150 mm et $\theta = 0^{\circ}$

La **Figure 4.20** montre une légère différence entre l'amplitude de la contribution du mode S_0 , $V_{dd}^{S_0}$, et l'amplitude du signal mesuré, V_{dd} , à l'instant d'arrivée du mode S_0 . Cela est dû à un phénomène de conversion de mode (de S_0 vers A_0) qui intervient lorsque ce mode atteint le dual PZT (voir **Figure 4.21**). Ce phénomène est également analysé expérimentalement dans (Lammering et al., 2018, para. 19.5.2)



Figure 4.21 : Mise en évidence de l'influence de l'anisotropie sur la propagation des ondes de Lamb et de la conversion de mode de S_0 vers A_0 lors de l'arrivée du mode S_0 (ToA^{S_0}) au niveau du PZT utilisé comme capteur (encadré rouge). Cette illustration est obtenue pour $f_0 = 100$ kHz, r = 175 mm et $\theta = 0^\circ$ sur une plaque de 300×175 mm² utilisée dans (Lizé et al., 2018b)

La Figure 4.22 montre les variations d'efficacité électromécanique du *ring* et du *disk* du dual PZT en tant que capteur pour les modes A_0 et S_0 en fonction de la fréquence d'excitation f_0 . Il apparait que la partie *disk* est beaucoup plus sensible au mode A_0 que la partie *ring* quelle que soit la fréquence (courbes rouges) alors que les deux parties ont une sensibilité comparable au mode S_0 (courbes bleues). Ce constat va dans le même sens que les observations faites sous la Figure 4.16. Ces résultats montrent également la capacité des dual PZTs à décomposer les modes puisque leur sensibilité à chaque mode dépend de l'électrode considérée. Ce phénomène est d'ailleurs illustré en Figure 4.22b.



Figure 4.22 : (a) Variation de l'efficacité électromécanique du *ring* et du *disk* pour les modes A_0 et S_0 en fonction de la fréquence d'excitation f_0 . (b) Réponse mesurée par le *ring* et le *disk* pour r = 150 mm, $\theta = 0^\circ$, et $f_0 = 80$ kHz.

La **Figure 4.23a** montre que les modes A_0 et S_0 ont des amplitudes différentes en fonction de la fréquence d'excitation. Le mode A_0 se propage avec une amplitude beaucoup plus importante que le mode S_0 pour les basses fréquences (inférieures à 35 kHz) alors que le mode S_0 est plus important dans les hautes fréquences (supérieures à 90 kHz). La **Figure 4.23b** montre que le mode A_0 s'atténue plus rapidement avec la distance que le mode S_0 à une fréquence d'excitation donnée.



Figure 4.23 : Amplitude maximale du déplacement hors plan ($\sim C^{A_0}$) et dans le plan ($\sim C^{S_0}$). (a) En fonction de la fréquence d'excitation f_0 pour r = 150 mm et $\theta = 0^\circ$; (b) en fonction de la distance r pour $f_0 = 80$ kHz et $\theta = 0^\circ$.

La **Figure 4.24a** nous montre que le mode S_0 est beaucoup plus influencé par l'orientation que le mode A_0 . Le mode S_0 se propage très bien dans la direction des

fibres (0° et 90°), mais son amplitude peut atteindre jusqu'à 10 % de sa valeur maximale en dehors de ces directions (pour des orientations de 17° et 73°). Le mode A_0 se propage également avec plus d'amplitude dans les directions des fibres, mais n'est réduit que de 50 % dans le pire des cas (pour un angle de 45°). Cette figure met en évidence le fait que deux modes peuvent avoir les mêmes amplitudes dans une direction (0° et 90° dans ce cas), mais que cela n'est pas du tout valable dans toutes les orientations. On peut noter ce phénomène dans la **Figure 4.24b** où le mode S_0 est quasiment absent de la réponse à 45° alors qu'il a une amplitude comparable à A_0 dans la réponse à 0°, tous autres paramètres conservés. Ces observations sont également notables dans la **Figure 4.21**.



Figure 4.24 : (a) Amplitude maximale du déplacement hors plan ($\sim C^{A_0}$) et dans le plan ($\sim C^{S_0}$) en fonction de l'orientation θ pour r = 150 mm et $f_0 = 80$ kHz ; (b) Réponse mesurée par le *disk* pour $\theta = 0^\circ$ et $\theta = 45^\circ$, à r = 150 mm, et $f_0 = 80$ kHz.

4.4.4.3. Sélection des fréquences optimales pour l'étude des conversions de modes

Dans le cadre d'application de méthodes *baseline free*, on s'intéresse à la conversion et à l'atténuation de mode qui peut intervenir en présence d'endommagement (Kim et al., 2007; Su et Ye, 2004; Yeum et al., 2012, 2011b, 2011a). La distance et l'orientation entre les PZTs ainsi que la fréquence d'excitation doivent être choisis de sorte que :

- (i) Les deux modes se propagent avec des amplitudes comparables
- (ii) Le premier paquet du mode A_0 ne soit pas trop superposé avec le mode S_0 .

Pour évaluer le respect de ces deux paramètres, deux critères sont proposés :

• Critère d'amplitude $\tilde{V}_{as}^{A_0/S_0}$

$$\tilde{V}_{as}^{A_0/S_0}(r,\theta,f_0) = \frac{\max\left[\exp\left(V_{as}^{A_0}(r,\theta,f_0,t)\right)\right]}{\max\left[\exp\left(V_{as}^{S_0}(r,\theta,f_0,t)\right)\right]}$$
(4.13)

où env(.) représente l'enveloppe du signal (transformée de Hilbert). $\tilde{V}_{as}^{A_0/S_0}$ représente le rapport d'amplitude du mode A_0 et du mode S_0 dans la réponse mesurée. Le respect de ce critère est garanti par l'intermédiaire du seuil $\varepsilon_{\tilde{V}}$. Ce critère permet de garantir le point (i) évoqué ci-dessus.

• Critère de superposition τ_{as}

$$\tau_{as}(r,\theta,f_0) = \frac{\int_{t_0}^{t_1} \operatorname{env}\left(V_{as}^{A_0}(r,\theta,f_0,t)\right) + \int_{t_1}^{t_2} \operatorname{env}\left(V_{as}^{S_0}(r,\theta,f_0,t)\right)}{\int_{t_0}^{t_3} \operatorname{env}\left(V_{as}^{A_0}(r,\theta,f_0,t)\right)}$$
(4.14)

où env(.) représente l'enveloppe du signal, $[t_0, t_3]$ est l'intervalle de temps correspondant à l'arrivée du premier paquet d'onde du mode A_0 , t_1 est l'instant où $V_{as}^{A_0}$ devient supérieur à $V_{as}^{S_0}$, et t_2 la fin du premier paquet d'ondes du mode S_0 (voir **Figure 4.25**). τ_{as} caractérise donc le taux de superposition des premiers paquets d'ondes de chaque mode. Le respect de ce critère est garanti par l'intermédiaire du seuil $\varepsilon_{\tilde{\tau}}$.



Figure 4.25 : Représentation du calcul du critère de taux de superposition τ_{as} pour un signal V_{as} donné.

Ces deux critères ($\tilde{V}_{as}^{A_0/S_0}$ et τ_{as}) dépendent de r, θ , et f_0 . Le choix de la partie du dual PZT utilisée en tant qu'émetteur a très peu d'influence sur ces paramètres puisque cela impacte l'amplitude des deux modes identiquement. On choisit donc arbitrairement le *disk* comme actionneur dans la suite des études. Comme le *disk* est la seule partie sensible aux deux modes sur l'intervalle de fréquence considéré (le *ring* est théoriquement seulement sensible au mode S_0), on se base sur les signaux reçus par cette partie pour la suite des analyses.

Les seuils $\varepsilon_{\tilde{V}}$ et $\varepsilon_{\tilde{\tau}}$ sont des paramètres qui permettent de calibrer le choix des valeurs optimales dans le processus proposé. Ils peuvent être choisis plus ou moins sévèrement en fonction de la fiabilité que l'on souhaite pour le montage envisagé. Pour cet exemple, nous fixons le seuil $\varepsilon_{\tilde{V}}$ à 1/3, de telle sorte que le mode A_0 ne soit pas plus de trois fois supérieur au mode S_0 dans la réponse mesurée, et vice versa. La **Figure 4.26** montre les maximums d'amplitude des contributions électriques de chaque mode (équation (4.12)) obtenues pour une distance de 150 mm entre les PZTs, en prenant en considération la sensibilité du *disk* $S_{dd}^{[X]_0}$. La partie hachurée en bleu représente les fréquences pour lesquelles le critère d'amplitude n'est pas respecté ($\tilde{V}_{a\to s}^{A_0/S_0} > 1/\varepsilon_{\tilde{V}}$). D'après cette figure, on peut donc constater que les fréquences les plus adaptées pour l'observation des deux modes sont entre 40 et 140 kHz. Cet intervalle est valable pour l'orientation $\theta = 0^\circ$ et est discuté plus bas pour d'autres configurations.

Ces courbes permettent également d'observer les fréquences *sweet spot* décrites en paragraphe 4.2.1, c'est-à-dire les fréquences optimales pour étudier le mode A_0 seul (autour de 30 kHz) ou S_0 seul (autour de 120 kHz).



Figure 4.26 : Amplitudes maximales des contributions des modes A_0 et S_0 dans la réponse électrique mesurée par la partie *disk* du dual PZT à r = 150 mm et $\theta = 0^\circ$ (axe des ordonnées correspondant à gauche) en fonction de la fréquence d'excitation f_0 . Superposition avec le tracé du critère d'amplitude définit en équation (4.13) et le seuil $\varepsilon_{\tilde{V}}$ (axe des ordonnées correspondant à droite). La zone hachurée bleue correspond aux fréquences pour lesquels le critère d'amplitude n'est pas respecté.

4.4.4.4. Distance et orientation optimale entre deux dual PZTs

La distance minimale entre deux dual PZTs doit être sélectionnée afin que le critère de superposition τ_{as} défini en équation (4.14) et illustré en **Figure 4.25** soit respectée. En fixant le seuil $\varepsilon_{\tilde{\tau}}$ à 5 %, la **Figure 4.27** montre la distance minimale r_{min} à considérer pour que le critère de superposition soit respecté sur toute la plage de fréquence considérée. On obtient $r_{min} = 150$ mm.



Figure 4.27 : Superposition des modes (τ_{dd}) dans la réponse mesurée par le *disk* en fonction de la fréquence d'excitation et de la distance pour $\theta = 0^{\circ}$.

En plus de ce critère de superposition, il convient de vérifier que le critère d'amplitude $\tilde{V}_{as}^{A_0/S_0}$ est également respecté en fonction de l'orientation et la distance choisie. On peut remarquer sur la **Figure 4.24** que la variation d'amplitude des modes avec l'orientation est symétrique par rapport à l'angle 45°. La variation tracée est d'ailleurs répétable tous les 90° (comme le montre la **Figure 4.21**). La **Figure 4.24a** montre également qu'il faut éviter les orientations $17^{\circ} [\pi/2]$ et $73^{\circ} [\pi/2]$ car le mode S_0 se propage avec une très faible amplitude dans ces directions.

La **Figure 4.28** montre le tracé du rapport d'amplitude des modes $\tilde{V}_{dd}^{A_0/S_0}$ décrit en équation (4.13) en fonction de l'orientation θ et de la fréquence d'excitation f_0 . On constate que pour une distance $r = r_{min} = 150$ mm le critère d'amplitude n'est plus respecté pour des fréquences d'excitation inférieures à 100 kHz et des orientations supérieures à 10°. Exception faite de la fréquence d'excitation de 40 kHz, cela n'est plus le cas pour une distance r = 300 mm. Cela est dû au fait que le mode A_0 s'atténue plus rapidement que le mode S_0 (**Figure 4.23b**, **Figure 4.24**). En écartant la fréquence d'excitation visée, on peut garantir le respect du critère d'amplitude pour $r_{min} = 230$ mm jusqu'à $r_{max} = 270$ mm. Pour de plus faibles distances, le mode S_0 est trop faible sur certaines orientations, et pour de plus grandes distances, le mode A_0 est trop faible.



Figure 4.28 : Rapport d'amplitude $\tilde{V}_{dd}^{A_0/S_0}$ en fonction de l'orientation θ et de la fréquence d'excitation f_0 pour des distances entre PZTs de 150 mm et 300 mm.

La **Figure 4.28** montre que le critère d'amplitude est le paramètre limitant pour la distance maximale entre deux PZTs. Il faut faire un compromis entre la distance maximale que l'on veut considérer et l'intervalle de fréquence que l'on veut interroger. Si l'on réduit le nombre de fréquences d'excitation sélectionnées vers les plus faibles fréquences, on peut s'accorder de plus grandes distances interPZTs, ce qui signifie un réseau de transducteur moins dense. Cela se fait au dépend de la robustesse de la détection d'endommagement qui peut être accrue en comparant les résultats à différentes fréquences d'excitation (fusion de données). Cela revient donc à faire un compromis entre l'optimisation du nombre de PZTs et la robustesse de la détection.

4.4.4.5. Application de la décomposition des modes

Le paragraphe précédent présente quelques observations élémentaires concernant la propagation des ondes de Lamb dans les matériaux composites qui permettent de proposer quelques recommandations quant au placement optimal des dual PZTs pour l'étude des modes S_0 et A_0 . Ce paragraphe présente des résultats de simulation numérique pour l'application de la décomposition des modes avec les dual PZTs. Cette approche est appliquée à une plaque composite de 910 × 650 mm² composée du matériau décrit en paragraphe 4.4.2. Deux dual PZTs avec les dimensions proposées dans le **Tableau 4.3** sont placés au centre de la plaque (comme dans la **Figure 4.19**).

Le **Tableau 4.4** présente quatre cas d'application pour des positionnements différents. ToA^{S_0} et ToA^{A_0} ont été déterminés à partir des paquets d'ondes observés dans l'étude des déplacements du nœud au centre du PZT capteur de la simulation (déplacement hors plan pour A_0 et dans le plan pour S_0).



Tableau 4.4 : Quatre cas d'application de la décomposition des modes en variant le positionnement des dual PZTs utilisés ($f_0 = 80$ kHz).

Les quatre cas présentés permettent de montrer la capacité des dual PZTs à décomposer les modes. Dans chaque situation, on peut observer le phénomène de conversion de mode aux bordures du dual PZT évoqué en paragraphe 4.4.4.2 (conversion de S_0 vers A_0 à ToA^{S_0}). On peut également remarquer la différence entre les signaux obtenus lorsque le *disk* ou le *ring* est utilisé comme capteur : dans chaque configuration, la contribution du mode A_0 dans la réponse mesurée est plus importante dans le signal mesuré par le *disk*, ce qui confirme à nouveau les observations concernant la sensibilité des différentes électrodes (zone $f_{A_0}^{min} < f_0 < f_{S_0}^{min}$ de la **Figure 4.16** et **Figure 4.22**).

Les cas #1 et #3 correspondent à des situations où les critères d'amplitude et de superposition sont respectés. Dans le cas #1, on remarque que les deux modes sont bien décomposés malgré la superposition du mode A_0 avec une réflexion du mode S_0 , et que les deux modes ont des amplitudes comparables. Dans le cas #3, on constate que la décomposition est effective malgré l'arrivée de réflexions du mode S_0 avant l'arrivée du premier paquet d'ondes du mode A_0 . Le cas #2 correspond à un cas où l'on ne respecte pas le critère de superposition (voir **Figure 4.27**), mais cela n'influence que très peu la décomposition des modes. Ce constat est discuté plus en détail dans le paragraphe 4.4.7. Le cas #4 montre les signaux obtenus dans une orientation défavorable (voir paragraphe 4.4.4.4), la décomposition des modes fonctionne mais le signal obtenu pour le mode S_0 ne permet pas d'identifier clairement des paquets d'ondes, ce qui complique son interprétation (des réflexions du mode sur certaines)

extrémités de la plaque arrivent en même temps que la contribution directe, et parfois avec plus d'amplitude).

Ces observations permettent de mettre en avant l'influence du placement des PZTs sur la décomposition des modes et l'interprétation que l'on peut en faire. Les seuils fixés pour les critères d'amplitude et de superposition paraissent sévères compte tenu de l'efficacité constatée de la décomposition obtenue ici. Cependant, il faut en réalité être assez conservateur au niveau de leur détermination pour s'assurer que l'étude de résultats expérimentaux puisse être réalisée de façon fiable en présence de bruits liés aux instruments de mesure ou à l'environnement de test.

4.4.5. Algorithme pour le placement des transducteurs.

Les articles sur les méthodes baseline free se concentrent sur la description d'indicateurs d'endommagement mais s'intéressent rarement à l'optimisation du placement des transducteurs lorsqu'il s'agit d'équiper de grandes structures. Le réseau à développer (taille, nombre de PZTs, distance entre les PZTs, orientations entre les PZTs, fréquence d'excitation) dépend fortement de la méthode de détection considérée, des conditions environnementales, et de la géométrie de la structure. Cette étape n'est donc pas à négliger dans le cadre du déploiement d'une solution SHM. Des études sur le placement optimal de réseaux de transducteurs ont été réalisées pour des méthodes de détection « classiques » (i.e. avec baseline). Cela concerne des algorithmes OSP pour Optimal Sensor Placement (Dogancay et Hmam, 2009; Eric B. Flynn et Michael D. Todd, 2010; Fendzi et al., 2014; Flynn et Todd, 2010; Gao et Rose, 2006; Worden et Burrows, 2001), avec un intérêt plus récent pour les structures composites (Fendzi et al., 2014; Salmanpour et al., 2017b; Thiene et al., 2016). Ces études montrent que les paramètres les plus importants pour le dimensionnement du réseau de PZTs sont la distance entre les PZTs et la présence de géométries complexes (Thiene et al., 2016) (grands trous, raidisseurs, ...).

Dans notre contexte, il convient de respecter les contraintes de distances (r_{min} et r_{max}) et orientation pour les deux modes sollicités : $\hat{\theta}$ désigne l'ensemble des orientations que l'on peut considérer pour le placement de deux PZTs voisins. La démarche de positionnement développée consiste en un processus en 3 étapes basé sur les observations obtenues via le modèle local présenté précédemment, et prend également le maillage de la structure à équiper comme paramètre d'entrée. Chaque nœud du maillage correspond à un placement potentiel pour un PZT dans la démarche proposée dans l'algorithme suivant :

<u>Al</u>	orithme 2: Placement des PZTs Étape 1: Position du premier PZT
	- Un nœud du maillage est sélectionné de façon aléatoire et validé en tant que position du premier PZT.
	fin
	<i>Étape 2</i> : Position des autres PZTs
	- Un PZT dont la position est validée est choisi comme nœud de référence.
	- Les nœuds éligibles pour le positionnement du prochain PZT sont déterminés. Ces nœuds doivent respecter les critères suivant :
	(i) Respecter une distance supérieure à r_{min} avec tous les PZTs dont la position a été validée.
	(ii) Respecter une distance inférieure à r_{max} avec le nœud de référence.
	(iii)Respecter une orientation contenue dans les angles optimaux $\hat{\theta}$ par rapport au nœud de référence.
	 Un nœud est aléatoirement sélectionné parmi les nœuds éligibles. Les nœuds éligibles communs à plusieurs PZTs dont la position a été validée et les nœuds les plus distants sont favorisés.
	fin
	<i>Étape 3</i> : Fin de l'algorithme
	 Les distances entre chaque nœud du maillage et les positions validées des PZTs sont calculées.
	- Si chaque nœud du maillage est à une distance inférieure à r_{max} d'un PZT dont la position a été validée, l'algorithme est terminé. Sinon, il retourne en étape 2.
	fin

Cette approche est plutôt élémentaire par rapport à ce qui se fait dans la littérature évoquée au début de ce paragraphe, mais permet une transition simple du modèle local à une large structure. En plus des critères spécifiés dans l'algorithme, on impose une distance des PZTs aux bords de la structure pour éviter la superposition de réflexions dans les signaux mesurés.

La **Figure 4.29** illustre les deux premières étapes du processus proposé avec le placement des trois premiers PZTs sur une plaque, en respectant r_{min} , r_{max} et $\hat{\theta}$. Les orientations non souhaitées font référence aux angles $17^{\circ}[\pi/2]$ et $73^{\circ}[\pi/2]$ qui correspondent à des angles qui ne sont pas contenus dans $\hat{\theta}$. Comme cela a été expliqué précédemment, dans le cas particulier des matériaux fortement anisotropes, ces orientations correspondent à des cas pour lesquels la décomposition des modes peut être dégradée à cause de la faible amplitude du mode S_0 . Cela n'a pas d'influence sur la

capacité du réseau développé à détecter un endommagement qui apparaitrait dans cette zone car le mode A_0 se propage bien dans cette direction, et l'interaction de ce mode avec un éventuel endommagement est garantie par le positionnement envisagé.



Figure 4.29 : Illustration de l'algorithme de placement des transducteurs.

4.4.6. Application

La méthode de placement des PZTs proposée est testée sur quatre structures différentes. La description de ces structures et les résultats de réseaux obtenus sont présentés dans le **Tableau 4.5**. L'étude de ces cas permet de montrer l'influence de l'anisotropie sur le dimensionnement du réseau, ainsi que l'implémentation de la méthode sur des maillages 2D et 3D.

Deux géométries sont étudiées. La première géométrie « plaque » (structure #1, #2 et #3) est une grande plaque de 2 000 × 500 × 2 mm³, et la seconde géométrie « *fan cowl* » (structure #4) correspond à la sous-partie décrite en paragraphe 4.4.2. Trois matériaux sont étudiés : le premier (structure #1 et #4) est le matériau composite fortement anisotrope CFRP $[0^{\circ}/90^{\circ}]_{16}$ utilisé comme exemple dans toutes les étapes précédentes, et dont les propriétés mécaniques sont données dans le paragraphe 4.4.2. Le deuxième matériau (structure #2) est un matériau isotrope auquel on attribue les propriétés homogénéisées du matériau composite données dans le **Tableau 4.2**, et le troisième matériau (structure #3) est un stratifié composite constitué des mêmes plis que le premier matériau (propriétés mécaniques au **Tableau 4.1**), mais avec l'assemblage $[0^{\circ}/90^{\circ}/45^{\circ}/-45^{\circ}]_{16}$ qui lui confère un comportement que l'on considère « quasi-isotrope », c'est-à-dire que l'anisotropie du matériau influence très peu la propagation des ondes de Lamb (rapprochant ce cas d'étude à un matériau isotrope).



Figure 4.30 : Atténuation des modes en fonction de l'orientation pour les trois matériaux étudiés pour $f_0 = 100$ kHz et r = 150 mm, lorsque le *disk* est émetteur.

La **Figure 4.30** montre la variation d'amplitude des modes avec l'orientation pour les différents matériaux considérés. Cela met en avant l'influence de l'anisotropie du matériau et le peu de variation constaté dans le cas d'un matériau quasi-isotrope.

Le **Tableau 4.5** résume les résultats obtenus en suivant le processus décrit en **Figure 4.12**. Pour chaque structure considérée, les sorties (paramètres conseillés) de chaque étape du processus sont données.

Pour chacune des structures, les mêmes dimensions de dual PZT sont conseillées comme sortie de l'étape 1. En réalité, les variations des propriétés mécaniques du matériau influencent plus la gamme de fréquences utilisables que les dimensions du dual PZT. Les dimensions du dual PZT sont plus impactées par la taille d'endommagement visée (les dimensions conseillées diminuent avec la taille de l'endommagement). Pour les matériaux composites étudiés, il y a très peu de variation des propriétés mécaniques, donc la gamme de fréquences d'excitation obtenue avec les courbes de dispersion (étape 1) varie très peu d'un matériau à l'autre. La gamme de fréquences serait plus affectée par une modification de l'épaisseur du matériau : pour un matériau donné, si l'épaisseur est divisée par n, la gamme de fréquences obtenues en sortie de l'étape 1 est divisée par n.

La comparaison des résultats obtenus pour les structures #1 et #2 du **Tableau 4.5** montre l'influence de l'anisotropie de la structure sur le réseau de PZT. Pour le matériau isotrope, il n'y a pas de variations d'amplitude des modes avec l'orientation (voir **Figure 4.30**), et une plus grande distance entre les transducteurs r_{max} peut être envisagée par rapport aux critères de superposition et d'amplitude définit en étape 2. Cette plus grande distance et le fait qu'il n'y a pas de contraintes d'orientation pour la structure #2 conduit à un réseau PZT moins dense de seulement 12 dual PZT, comparé aux 16 obtenus sur le cas anisotrope de la structure #1. La distance minimale ($r_{min} = 150$ mm) de la structure #2 est imposée par les critères de superposition en opposition à la structure #1 où la distance minimale ($r_{min} = 230$ mm) est imposée par le critère d'amplitude.

		structure #1	structure #2	structure #3	structure #4
Géométrie		Plaque	Plaque	Plaque	fan cowl
Matériau		[0°/ 90°] ₁₆	isotrope	[0°/ 90°/45° /-45°] ₁₆	[0°/ 90°] ₁₆
PE 1	Ø _{PZT-disk} [mm]	5,5	5,5	5,5	5,5
	Ø ^{intérieur} PZT–ring [mm]	7,5	7,5	7,5	7,5
ÉTA	Ø ^{extérieur} PZT–ring [mm]	27,5	27,5	27,5	27,5
	f_0 [kHz]	$12 \cdots 134$	$12 \cdots 134$	13…138	$14 \cdots 134$
	<i>r_{min}</i> [mm]	230	150	150	230
1	r_{max} [mm]	270	350	360	270
TAPI	$ heta_{non\ souhait\acute{e}s}\ [[\pi/2]^\circ]$	17;73	-	-	17;73
Ч	f_0 [kHz]	50 … 140	$50 \cdots 140$	$50 \cdots 140$	$50 \cdots 140$
ÉTAPE 3	Réseau de PZT				
	Nombre de PZT	16	12	11	14

Tableau 4.5 : Application du processus de dimensionnement de réseau de dual PZTs à 4 structures.

Les structures #2 et #3 montrent très peu de différence puisque l'atténuation des modes avec l'orientation pour ces deux matériaux est très similaire (**Figure 4.30**), et dans les deux cas, l'amplitude des modes S_0 et A_0 est constante avec l'orientation contrairement au matériau anisotrope (voir **Figure 4.30**). L'amplitude du mode S_0 dans le cas isotrope est plus grande que dans le cas quasi-isotrope, ce qui conduit à une distance maximale plus petite entre les transducteurs ($r_{max} = 350$ mm pour la structure #2 et $r_{max} = 360$ mm pour la structure #3).

La comparaison des résultats obtenus pour les structures #1 et #4 du **Tableau 4.5** montre la capacité du solveur à traiter des maillages 3D et à fournir un réseau de PZTs qui respecte les contraintes de placement imposées. L'introduction d'une cavité dans la structure n'est pas vraiment prise en compte par le solveur. D'une certaine manière, Il est considéré puisqu'aucun PZT ne peut être placé dans le trou (il ne contient pas de nœud), la contrainte supplémentaire sur les conditions aux limites est appliquée aux bords du trou, et la présence de ce trou est prise en compte dans le calcul des distances entre les nœuds.

4.4.7. Discussions

La méthode proposée pour le dimensionnement des transducteurs et leur placement sur la structure à instrumenter soulève quelques points de discussion :

- La méthode de dimensionnement décrite dans la première étape du processus est théorique. Les mesures expérimentales donnent souvent des résultats exploitables même si les dimensions des PZTs utilisés ne respectent pas les contraintes imposées par les longueurs d'onde des modes de Lamb. Cependant, cette approche théorique est la première approche réalisée dans le but de choisir (ou justifier) les dimensions des électrodes des dual PZT utilisés, et ces dimensions sont cohérentes avec les propriétés mécaniques de la structure et la propagation des ondes de Lamb.
- Il n'y a pas un seul bon dimensionnement. L'approche proposée donne des repères pour le choix des dual PZTs, ce qui est très peu discuté dans les autres études utilisant des dual PZTs (Lim et al., 2013; Sohn et Kim, 2010; Yeum et al., 2012, 2012, 2011a). La gamme de fréquences choisie ne tient pas compte du phénomène de conversion de mode continu bien décrit dans (Lammering et al., 2018, pt. IV) et évoqué en paragraphe 4.1. Cependant, en ciblant une taille d'endommagement minimale $\emptyset_d > 7$ mm (largeur maximale possible du *roving*), les longueurs d'onde des deux modes obtenus sur la gamme de fréquences sélectionnée sont plus grandes que le *roving* éventuel, ce qui limite l'émergence de ce phénomène. Dans des conditions expérimentales, l'apparition de ce phénomène se manifesterait par des mesures de contribution du mode A_0 arrivant avant le paquet d'onde principal.
- Le choix des seuils pour les critères de superposition $\varepsilon_{\tilde{\tau}}$ et d'amplitude $\varepsilon_{\tilde{V}}$ sont arbitraires. Ils peuvent être adoucis si l'objectif est de placer moins de transducteurs sur la structure ou durcis si l'objectif est d'obtenir les meilleurs

résultats de décomposition de mode. La méthodologie proposée est assez conceptuelle et certains paramètres sont flexibles. Mais comme cela a été précisé en conclusion du paragraphe 4.4.4.5, il faut veiller à respecter ces critères pour s'assurer de la bonne décomposition des modes dans des conditions expérimentales où du bruit peut réduire l'efficacité de la méthode de décomposition.

- Le critère de superposition τ_{as} illustré dans la **Figure 4.25** avait été pensé initialement dans le cas de l'application de la méthode #2 du paragraphe 4.3.3.1, mais s'avère désormais obsolète pour deux raisons :
 - Dans le cadre des choix de distances optimales présentées ici (paragraphe 4.4.4.4), la distance minimale renvoyée par ce critère de superposition (150 mm) est inférieure à celle que l'on obtient par le critère d'amplitude (230 mm).
 - Les travaux menés dans le cadre de l'amélioration de la méthode de décomposition des modes ont abouti à la méthode #4 dans le paragraphe 4.3.3.2, et cette méthode fonctionne même lorsque les deux modes sont superposés.

Comme ce critère avait été pensé avant le développement de la méthode #4, il a été conservé pour présenter les limites des méthodes précédentes et l'influence qu'elle aurait pu avoir sur le placement des transducteurs. Au-delà de l'amélioration de l'algorithme de détection, la méthode #4 de décomposition des modes permet donc de s'affranchir de la contrainte de distance minimale r_{min} au sens du critère de superposition (il faut tout de même veiller à toujours respecter le critère d'amplitude pour permettre l'analyse des deux modes).

- La grande structure présentée en cas d'étude (Figure 4.13) n'est pas très complexe (un seul trou, pas de raidisseur) par rapport à d'autres applications SHM, et le solveur d'optimisation proposé ne serait pas très robuste pour des structures très complexes. Néanmoins, l'approche FEM locale pourrait être améliorée en intégrant des raidisseurs, des trous et/ou des géométries locales complexes, ce qui éviterait de réaliser des simulations sur le modèle complet de la structure étudiée.
- Les hypothèses faites sur le modèle FEM local ne sont pas très fortes et permettent d'avoir une bonne appréciation des critères limitatifs pour les méthodes *baseline free* actuelles. Le modèle a été correctement calibré pour s'adapter au matériau réel, et les résultats d'application des méthodes *baseline free* sont présentés dans le chapitre suivant sur des analyses numériques et expérimentales.
- Les résultats obtenus pour différentes structures dans le paragraphe 4.4.6 montrent qu'une structure quasi-isotrope se comporte de façon assez similaire à une structure isotrope en ce qui concerne l'atténuation des modes de Lamb avec l'orientation. Cette observation montre que pour une structure aussi peu

anisotrope, l'orientation entre les transducteurs n'a aucune influence sur le réseau de PZTs conçu, et des distances plus grandes peuvent être considérées puisque le rapport d'amplitude entre les modes A_0 et S_0 est presque constant dans toutes les directions. Dans le cas de la structure hautement anisotrope, l'amplitude des deux modes dépend fortement de l'orientation de propagation et a un grand impact sur la distance et l'orientation entre les transducteurs.

4.5. Conclusions

Ce chapitre présente l'intérêt de la décomposition des modes dans le cadre de la détection d'endommagement en vue d'application de méthodes *baseline free*, et plus particulièrement la méthode de décomposition basée sur l'utilisation des dual PZTs. Dans ce manuscrit, nous proposons des améliorations des méthodes proposées dans la littérature afin de rendre l'approche de détection plus générique.

Nous présentons ensuite un processus permettant d'organiser le réseau de dual PZTs à déployer sur une structure que l'on souhaite équiper dans le but d'appliquer des méthodes de détection *baseline free* basées sur l'analyse des modes A_0 et S_0 . Ces travaux vont dans le sens des études visant à combler le fossé qui existe entre la recherche de laboratoire et le déploiement industriel de systèmes SHM (Cawley, 2018). En effet, cette étude adresse un des problèmes qui pourrait limiter le déploiement de méthodes *baseline free* avec les dual PZTs : comment sélectionner de façon optimale les dimensions, le nombre et le placement de ces transducteurs ?

La première contribution dans cette approche est la proposition d'une solution générique pour le dimensionnement des électrodes du dual PZT en se basant sur les courbes de dispersion des ondes de Lamb. Cette approche permet également de déterminer les fréquences d'excitation qu'il faut favoriser pour garantir une interaction entre les ondes de Lamb et un éventuel endommagement.

La seconde contribution est apportée par l'exploitation précise et rigoureuse du comportement des modes A_0 et S_0 des ondes de Lamb par le biais de simulations numériques menées sur un modèle FEM local. En particulier, nous proposons deux critères (superposition et amplitude) qui permettent de définir le placement optimal des transducteurs (distances et angles) et les fréquences d'excitation garantissant l'étude et la capacité de décomposition des modes A_0 et S_0 dans les réponses mesurées. Cette étude sur un modèle local donne les paramètres nécessaires à la troisième contribution de cette approche, qui consiste à placer les transducteurs de façon optimale sur la structure à instrumenter. L'analyse de la propagation d'ondes sur le modèle FEM local montre l'intérêt de cette approche qui permet d'avoir une meilleure compréhension des signaux qui seront exploités par la suite, au même titre que l'approche semi-analytique présentée dans la méthode #3 du paragraphe 4.3.3.2.

L'approche de dimensionnement proposée ne donne pas LA meilleure configuration de façon absolue mais propose un procédé générique pour la création d'UNE configuration efficace. Cela a été montré à travers quatre applications du procédé sur différents matériaux et différentes géométries.

Chapitre 5

Méthodes *baseline free* pour la détection de délaminage dans les matériaux composites

Ce chapitre présente un état de l'art sur les méthodes de détection baseline free appliquées à la détection d'endommagements dans des matériaux composites. Diverses méthodes et approches issues de ces recherches sont retenues pour l'étude d'endommagements sur la structure composite étudiée. La suite du chapitre présente les différents cas d'endommagement considérés en conditions expérimentales et numériques, et les paramètres qui sont testés pour la détection d'endommagement en utilisant des dual PZTs.

Contenu du présent chapitre :

5.1. É	Ctat de l'art sur les méthodes de détection <i>baseline free</i>	122
5.1.1.	Baseline instantanée	122
5.1.2.	Retournement temporel	124
5.1.3.	Principe de réciprocité	130
5.1.4.	Dual PZT	131
5.2. S	tructure étudiée	132
5.2.1.	Choix des dimensions des dual PZTs	133
5.2.2.	Placement des dual PZTs	134
5.2.3.	Différents types d'endommagement	135
5.2.4.	Système d'acquisition	138
5.2.5.	Traitement du signal	138
5.3. N	Aéthodes de détection utilisées conjointement avec les dual-PZTs	141
5.3.1.	Indice d'endommagement	141
5.3.2.	Méthodes de détection retenues	144
5.3.3.	Différentes approches pour la comparaison des DIs	148
5.3.4.	Résumé	151
5.4. I	Démarche statistique pour la détection d'endommagement	151
5.4.1.	Variables dépendantes et indépendantes	152
5.4.2.	Détection des valeurs aberrantes	153
5.5. (Conclusion	158
5.1. État de l'art sur les méthodes de détection baseline free

Après avoir introduit et discuté au paragraphe 1.4.3.2.de l'intérêt des méthodes *baseline free* dans le contexte du SHM, nous présentons ici un état de l'art des principales méthodes et approches décrites dans la littérature scientifique. Cet état de l'art n'est pas exhaustif. Il considère les méthodes pour lesquelles l'utilisation des dual PZTs présente un intérêt, soit en tirant parti du bénéfice d'avoir deux électrodes sur un même transducteur, soit en exploitant la capacité de ces transducteurs à décomposer les modes symétriques et antisymétriques dans les réponses mesurées. Cette revue de la littérature est concentrée sur les matériaux composites, objet des travaux de thèse, mais traite aussi des méthodes appliquées aux matériaux métalliques.

5.1.1. Baseline instantanée

La méthode de *baseline* instantanée (Anton et al., 2007) est dépendante du réseau de transducteurs déployé : la disposition des transducteurs doit permettre d'avoir des chemins identiques et comparables entre les PZTs (même distance, orientation, éventuels raidisseurs, voir **Figure 5.1**). A partir de l'état courant de la structure, les signaux issus des chemins identiques sont comparés entre eux, permettant de mettre en évidence un chemin qui serait endommagé, relativement aux autres chemins sains. Cette méthode est *baseline free* dans le sens où l'état d'endommagement est diagnostiqué sans recourir à la *baseline* issue de l'état sain. Cette méthode permet également de localiser l'endommagement lorsque plusieurs chemins sont impactés par un endommagement.



Figure 5.1 : Illustration de la *baseline* instantanée (Anton et al., 2009)

Le principal avantage de cette méthode est qu'elle est applicable à différents types d'endommagements et de matériaux, mais elle présente quelques inconvénients :

- Les transducteurs doivent être placés de façon rigoureuse : le moindre millimètre de décalage rend la démarche difficilement applicable.
- Les transducteurs doivent être collés à l'identique et avoir les mêmes états de santé. Sinon, un transducteur défaillant génère de fausses détections. Il est en pratique assez difficile de conserver le même état de santé pour chaque transducteur avec le temps.

- Dans l'idéal, il faut que les chemins comparés soient à la même température. Selon la fonction choisie pour calculer les DIs, l'influence de la température sur un chemin donné peut générer une fausse détection.
- La définition d'un seuil de détection peut nécessiter des tests sur une structure saine, ou repose sur le postulat que la majorité des chemins ne sont pas endommagés.

Les premières implémentations de cette méthode ont été réalisées pour la détection de fissures dans des structures en aluminium (Alem et al., 2016; An et Sohn, 2010; Anton et al., 2009, 2007; Bagheri et al., 2013). Ces applications sont plus largement présentées en Annexe C, et les cas développés ci-après ne considèrent que les matériaux composites (Lee et al., 2011; Salmanpour et al., 2017a; Yeum et al., 2012, 2011b)

(Lee et al., 2011) parlent de *baseline* « relative » et applique cette méthode sur une plaque de composite quasi-isotrope et une plaque d'aluminium. Ils reproduisent les résultats présentés dans (Anton et al., 2009) (décrits en Annexe C) et montrent qu'il est possible de détecter et localiser deux endommagements simultanément en se basant sur l'étude du mode S_0 (fréquence d'excitation de 300 kHz pour le composite, 200 kHz pour l'aluminium) a différentes températures.

Dans (Yeum et al., 2011b) une application de la méthode de *baseline* instantanée en utilisant des dual PZTs sur une plaque de composite est décrite. Cette étude montre que le mode A_0 est beaucoup plus sensible au délaminage que le mode S_0 (le mode A_0 est ralenti et atténué par un délaminage). Les dual PZTs permettent d'extraire la contribution du mode A_0 par rapport à celle du mode S_0 dans la réponse. Un traitement du signal rigoureux permet d'isoler la contribution du mode A_0 correspondant à l'onde incidente directe par rapport à la partie du signal correspondant à une éventuelle réflexion de ce mode dans le délaminage. Des tests sont réalisés à différentes températures (-10; 10 et 50°C) et montrent de bons résultats pour la détection d'un délaminage de 10 mm (généré par des impacts répétés) avec un DI calculé par une corrélation croisée.

(Yeum et al., 2012) est une mise en pratique de (Yeum et al., 2011b) sur une structure plus complexe en composite avec des raidisseurs. Les résultats sont concluants et les endommagements sont détectés dans chaque cas.

(Yeum et al., 2013) est une méthode alternative de (Yeum et al., 2011b) où un dual PZT est utilisé en émission et un PZT disque classique en réception. Le mode A_0 est isolé et permet de mettre en avant la présence d'un délaminage (tests réalisés sur une plaque composite quasi-isotrope avec ces deux transducteurs à différentes températures et une fréquence d'excitation de 80 kHz). Cette étude ne constitue pas une méthode *baseline free* en soi, mais permet de montrer le potentiel de cette approche dans un contexte de *baseline* instantanée.

(Salmanpour et al., 2017a) appliquent la méthode de *baseline* instantanée sur une plaque composite simple puis une structure aéronautique (panneau de fuselage contenant des raidisseurs) à différentes températures (toujours homogènes). Les PZTs sont excités à

des fréquences entre 50 et 300 kHz. Un DI calculé à partir de l'enveloppe des signaux mesurés permet de localiser l'endommagement (impact généré par un impacteur de 20 mm de diamètre).

5.1.2. Retournement temporel

Le procédé de **retournement temporel** désigne le fait d'inverser le temps d'une action. Dans le cadre de la détection d'endommagement par ondes ultrasonores, ce procédé est utilisé pour une paire de PZTs selon les étapes présentées en **Figure 5.2**.



Figure 5.2 : Illustration du concept de retournement temporel appliqué à 2 transducteurs piézoélectriques montés sur une structure en utilisant un signal *tone burst* (signaux issus de (Jeong et al., 2011b))

Cette méthode s'applique sur des structures que l'on peut considérer comme linéaires. Si tel est le cas, en théorie, le signal reçu en étape 4 (**Figure 5.2**) doit être identique à celui émis en étape 1 en absence d'endommagement. Un endommagement modifie les ondes de Lamb se propageant dans la structure et le signal reçu diffère du signal original (par exemple, une intrusion d'une non-linéarité ou une conversion de mode). Cette méthode est également appliquée sur des matériaux qui présentent des non-linéarités (typiquement, les matériaux composites). Dans ces cas d'études, un endommagement peut être détecté soit par la conversion des modes, soit par une étude précise des nonlinéarité apportées par l'endommagement, à condition qu'elles soient dissociables des non-linéarités propres au matériau.

En général, les méthodes utilisant le retournement temporel sont *baseline free* pour la détection d'endommagement, mais difficilement qualifiable de *baseline free* pour la localisation de ces derniers.

Les trois paramètres principaux qui jouent un rôle dans la qualité de la mise en œuvre de cette méthode (et qui sont généralisables à la plupart des implémentation de réseaux de PZTs) sont (Park et al., 2009):

- L'excitabilité : rapport entre l'amplitude d'un mode se propageant et l'amplitude du signal fourni au PZT (permet de caractériser le rayonnement du PZT en fonction de la fréquence d'excitation).
- La détectabilité : rapport entre l'amplitude du signal mesuré par le PZT et l'amplitude de l'onde qui se propage (pour un mode donné).
- L'atténuation : diminution de l'amplitude de l'onde avec la distance.

Les avantages de cette méthode sont les suivants :

- Elle ne dépend pas de la température (pour la détection).
- Elle permet également de localiser un endommagement.
- Elle est applicable sur des matériaux composites pour la détection de délaminage, malgré le caractère non-linéaire de ces matériaux.

Les contraintes qui incombent à l'utilisation de cette méthode sont les suivantes :

- Les modes A_0 et S_0 ne se propagent pas à la même vitesse (voir Chapitre 4). Cela pose problème lorsque le signal est retourné temporellement. Il faut choisir avec soin le mode qui est le plus sensible au type d'endommagement visé.
- Dans le signal reçu, il est difficile d'isoler la contribution d'un éventuel endommagement vis-à-vis des réflexions dues aux géométries de la structure. L'endommagement à détecter doit provoquer de la conversion de mode et/ou ajouter des non-linéarités dissociable des non-linéarités propres au matériau.
- Définir un seuil de détection d'endommagement peut nécessiter des tests sur une structure saine.
- La vitesse de propagation des ondes dans la structure est souvent une information utilisée dans les analyses.

L'application de la méthode de retournement temporel sur des structures dans le cadre de la mise en place de procédés SHM est bien décrite dans (Park et al., 2009). Cet article montre bien l'influence de la fréquence d'excitation, et de la dispersion intra-mode et inter-mode sur la méthode de retournement temporel. On peut notamment constater que la dispersion inter-mode et la géométrie de la structure (réflexions aux limites) peuvent être à l'origine de l'apparition d'éventuelles bandes latérales (voir dernière étape de la **Figure 5.2**) dans la réponse mesurée, qui peuvent être confondues avec l'influence d'un endommagement. Ces analyses sont développées d'un point de vue théorique et appuyées par des simulations numériques. Elles permettent notamment de justifier le

choix d'un signal *tone burst* (plutôt que large bande) et permettent de mieux comprendre les signaux mesurés. Cette étude pointe aussi le fait que les conditions de collage et le choix de PZTs identiques sont déterminants pour l'application de cette méthode.

Cette méthode a été appliquée dans le cadre de la détection de délaminage dans les stratifiés composites (Park et al., 2007; Sohn, 2007; Sohn et al., 2006) en se basant sur l'étude du mode A_0 . Dans cette approche, une décomposition en ondelettes est utilisée pour extraire la composante du mode A_0 dans l'étape 3 du processus (voir **Figure 5.2**). Les DIs sont calculés par la corrélation des signaux dans le domaine temporel, et le seuil de détection obtenu à partir de données d'entrainement sur une structure saine.

(Gangadharan et al., 2011) proposent une approche expérimentale sur des stratifiés composites (CFRP unidirectionnel et quasi-isotrope) pour l'étude du retournement temporel en utilisant les modes A_0 et S_0 séparément et conjointement. Ces expériences montrent que le mode A₀ permet une plus grande corrélation entre le signal émis et le signal reconstruit (étape 4 de la Figure 5.2) alors que pour le mode S_0 cette corrélation dépend fortement du nombre de cycles du signal tone burst utilisé (la corrélation augmente avec le nombre de cycles). Les résultats montrent que des bandes latérales apparaissent (bandes latérales) lorsque les deux modes A_0 et S_0 sont générés simultanément, ce qui pose problème (d'après les auteurs) pour l'utilisation du retournement temporel. Des études avec un délaminage (insertion d'un film de téflon de 30×40 mm entre 2 plis du composite) montrent que la présence du délaminage réduit la corrélation entre signal émis et signal reconstruit (étape 4 de la Figure 5.2). Une étude est également menée sur une pièce plus complexe, à savoir un T en CFRP avec un signal tone burst à 50 kHz (pour A_0) et 230 kHz (pour S_0) et montre que l'utilisation de mode A_0 permet d'obtenir de bien meilleurs résultats pour détecter l'endommagement.

(Poddar et al., 2012) montrent qu'un ajout de masse ou une cavité de surface n'engendrent pas de non-linéarité (contrairement à un délaminage) : ils influencent le retournement temporel à cause des conversions de modes. A travers une comparaison de résultats numériques et expérimentaux, cette étude montre l'importance du choix de la fréquence d'excitation sur l'atténuation des modes. Les auteurs prônent le choix d'une fréquence pour lesquels S_0 et A_0 ont une atténuation équivalente (88 kHz dans leur cas). Seule l'étude du mode principal (correspondant à la partie centrale du signal reçu en dernière étape du processus, sans les bandes latérales) est réalisée pour statuer sur la présence d'endommagement. Les trois cas d'endommagement (délaminage, un ajout de masse ou une cavité surfacique) sont détectables de façon *baseline free* bien que les ondes n'aient pas la même interaction avec chacun d'eux. Les DIs utilisés sont basés sur la corrélation des signaux dans le domaine temporel et la différence quadratique des enveloppes des signaux (RMSD pour *Root Mean Square Difference*).

(Mustapha et al., 2012) appliquent la méthode de retournement temporel sur une plaque composite sandwich. Cet article compare l'efficacité des modes A_0 et S_0 en générant des signaux *tone burst* à différentes fréquences et différents nombres de cycles. La décomposition des modes dans la réponse mesurée est garantie en choisissant une

distance entre les PZTs 12 fois supérieure à la longueur d'onde du signal utilisé (constat expérimental qui permet de s'assurer que les paquets d'ondes correspondants à chaque mode sont bien distincts). L'endommagement à détecter est un décollement de la surface composite par rapport à l'âme en nid d'abeille. Une étude approfondie avec différentes positions et tailles d'endommagement permet d'estimer que le mode S_0 est plus adapté à la détection de ce type d'endommagement.

(Watkins et Jha, 2012) proposent une méthode de retournement temporel modifiée où les transducteurs sont utilisés comme capteur ou actionneur (et non les deux) : au lieu que le signal en étape 3 soit réémis par le PZT B, il est réémis par le PZT A (voir **Figure 5.2**). Cette méthode a aussi été réalisée avec une mesure au vibromètre laser au lieu du PZT B. L'avantage est de pouvoir choisir des PZTs particulièrement adaptés à l'envoi ou la réception d'ondes de Lamb (et ne pas faire de compromis pour utiliser des transducteurs polyvalents). Cette méthode appliquée sur une plaque composite avec 4 PZTs n'est pas développée en mode *baseline free* car les DIs de la structure endommagée (toujours calculés à partir de la corrélation entre signal émis en étape 1 et reçu en étape 4) sont comparés à des résultats obtenus sur une structure saine.

Dans (Z. Liu et al., 2016), le retournement temporel est utilisé sur une plaque composite et le processus de localisation réalisé à l'aide de l'algorithme RAPID³⁸. Cet article détaille bien la troncature réalisée dans le signal reçu en étape 2 (voir **Figure 5.2**) pour isoler la partie du signal correspondante à la trajectoire directe de l'onde (et rejeter les réflexions dues aux géométries de la structure). Contrairement à tous les autres articles décrits dans ce paragraphe, le mode S_0 est utilisé pour détecter un délaminage (au lieu du mode A_0). Cette particularité vise à simplifier l'isolation de ce mode (qui se propage plus rapidement que A_0) dans la réponse mesurée en étape 2.

(Zeng et al., 2017) proposent une amélioration du processus de retournement temporel pour prendre en compte l'influence de la fréquence d'excitation et des non-linéarités inhérentes au matériau composite. Cette amélioration est basée sur la connaissance de la fonction de transfert entre deux PZTs : le signal *tone burst* émis en entrée (étape 1) est modulé par la fonction de transfert (au carré) à la fréquence d'émission choisie avant d'être comparé au signal final (étape 4). Cette méthode est appliquée sur un composite CFRP de 16 plis avec le mode S_0 (les modes sont décomposés par l'application d'une transformée de Fourier –à fenêtre glissante). Seul le mode principal dans la réponse en étape 4 est considéré (pas de bandes latérales). Les résultats montrent que cette modification améliore grandement la méthode de retournement temporel mais elle repose sur des connaissances importantes de la structure à l'état sain (pour le calcul de la fonction de transfert entre les deux PZTs) et n'est pas qualifiée de *baseline free*.

³⁸ RAPID, de l'anglais *Reconstruction Algorithm for Probabilistic Inspection of Damage* : méthode de localisation de dommage basée sur la distribution de probabilité de présence d'endommagement sur les trajets émetteur-récepteur (méthode avec baseline). Description détaillée dans (Zhao et al., 2007)

La méthode de retournement temporel a également été appliquée sur des structures en aluminium (Agrahari et Kapuria, 2018; Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016; J. K. Agrahari et Kapuria, 2016; Bijudas et al., 2013; Gangadharan et al., 2009; Jeong et al., 2011b, 2011b; Jun et Lee, 2012; Poddar et al., 2011; Xu et Giurgiutiu, 2007). Ces applications sont plus largement décrites en Annexe C.

En conclusion, la méthode par retournement temporel a été appliquée sur des matériaux composites pour la détection de délaminage (Park et al., 2007; Sohn, 2007; Sohn et al., 2006) en étudiant principalement le mode A_0 - qui présente une meilleure sensibilité à l'endommagement (Gangadharan et al., 2011) - et le mode S_0 - utilisé dans certaines études car il est plus facile à isoler dans la réponse mesurée (Z. Liu et al., 2016). Cette méthode a aussi été appliquée sur des structures en aluminium. Dans certains cas, des études ont montré les limites de cette méthode lorsque l'endommagement inspecté ne génère pas de non-linéarités (Gangadharan et al., 2009), mais cette observation n'est pas partagée par toutes les études puisque l'ajout d'une masse ou la réalisation d'un trou (qui ne sont pas des endommagements qui génèrent des non-linéarités, à priori) provoquent des conversions et atténuations de modes qui sont détectés par la méthode de retournement temporel (Poddar et al., 2012).

L'ensemble des études citées ci-dessus se concentrent sur l'analyse du mode principal de la réponse mesurée pour un mode donné (A_0 ou S_0). Cependant, des travaux plus récents (Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016) montrent que l'isolation d'un mode particulier n'est pas forcément favorable à la bonne mise en pratique de cette méthode : certaines fréquences d'excitation sont plus adaptées, et des DIs calculés à partir de l'étude des bandes latérales de la réponse mesurée permettent de livrer de meilleurs diagnostics (Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016; Jeong et al., 2011a, 2011b; Jun et Lee, 2012; Watkins et Jha, 2012; Xu et Giurgiutiu, 2007).

En résumé, l'étude du mode principal est judicieuse dans le cas de l'étude d'un endommagement non-linéaire, mais en général la contribution des bandes latérales causée par les conversions/atténuations des modes au contact d'un endommagement sont plus importantes et permettent la détection de tout type d'endommagement.

Le **Tableau 5.1** présente un comparatif chronologique des méthodes de retournement temporel abordées dans ce paragraphe selon quelques critères sélectionnés.

Tous ces résultats ne semblent pas permettre d'établir un diagnostic de façon robuste via la méthode de retournement temporel. Dans le cas de matériaux complexes comme les stratifiés composites, la réponse mesurée en dernière étape du processus (voir **Figure 5.2**) peut être très éloignée du signal émis. Cela peut être corrigé avec un traitement du signal poussé (Zeng et al., 2017), et peut expliquer le peu de mise en application de cette approche sur des cas d'études réels (**Tableau 5.1**).

	Théorie	Matériau		as réel ³⁹	Partie du signal considérée		Mode		
Référence		Aluminium	Composite	Application sur c	Mode principal	Bandes latérales	^{0}V	S ₀	$A_0 + S_0$
(Park et al., 2007; Sohn, 2007; Sohn et al., 2006)	oui	-	oui	-	oui	-	oui	-	-
(Xu et Giurgiutiu, 2007)	oui	oui	-	-	oui	oui	oui	oui	-
(Gangadharan et al., 2009)	oui	oui	-	-	-	-	oui	oui	-
(Park et al., 2009)	oui	oui	-	-	oui	-	oui	oui	-
(Gangadharan et al., 2011)	-	-	oui	oui	oui	-	oui	oui	oui
(Jeong et al., 2011a, 2011b)	oui	-	-	-	oui	oui	oui		
(Poddar et al., 2011)	oui	oui	-	-	oui	-	oui	oui	oui
(Poddar et al., 2012)	oui	-	oui	-	oui	-	-	-	oui
(Jun et Lee, 2012)	oui	oui	-	-	oui	oui	oui	-	
(Mustapha et al., 2012)	-	-	oui	-	oui	-	oui	oui	-
(Watkins et Jha, 2012)	-	-	oui	-	oui	oui	oui	-	-
(Z. Liu et al., 2016)	oui	-	oui	-	oui	-	-	oui	-
(Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016)	oui	oui	-	-	oui	oui	oui	oui	oui
(Bijudas et al., 2013)	-	-	oui	raidisseur	oui	-	oui		
(Zeng et al., 2017)	oui	-	oui	oui	oui	-	-	oui	-
(Blanloeuil et al., 2018)	oui	oui	-	-	oui	-	déplacement longitudinal		
(Agrahari et Kapuria, 2018)	oui	oui	-	-	oui	oui	oui	oui	oui

Tableau 5.1 : comparaison de quelques caractéristiques pour des articles appliquant le processus de retournement temporel.

³⁹ Les applications sur cas réels sont des cas qui ne se limitent pas à une plaque simple, mais qui représentent des situations *in-situ* (présence de raidisseurs, pièces aux géométries complexes...) traitées en condition de laboratoire.

La technique de retournement temporel avait été envisagée en améliorant le principe existant par l'utilisation des dual PZTs pour décomposer les modes dans les réponses mesurées. Cependant, l'absence de convergence de la littérature sur le véritable intérêt de favoriser un mode n'a pas motivé de recherches plus poussées, au profit de la méthode de rupture de réciprocité présentée par la suite.

5.1.3. Principe de réciprocité

Cette méthode est très proche de celle du retournement temporel. Elle se base sur le même constat théorique (Achenbach, 2006), à savoir que l'apparition d'un endommagement doit engendrer des non-linéarités dans la structure étudiée, et est également efficace pour des endommagements ne présentant pas de caractère non-linéarite *via* la conversion de modes. En revanche, cette méthode repose sur la comparaison des signaux obtenus dans les deux sens de propagation possibles d'un chemin PZTA-PZTB (**Figure 5.3**). En l'absence d'endommagement, les signaux sont identiques (avec toutefois des différences liées au conditions de montage des PZT qui ne sont jamais parfaitement similaires), alors qu'en présence d'un endommagement, la corrélation entre les signaux diminue.



Figure 5.3 : Illustration du principe de réciprocité appliqué à la détection d'endommagement sur un chemin entre deux PZTs : les signaux obtenus dans les deux sens possibles du chemin sont comparés.

Les DIs développés dans ce contexte sont basés sur la comparaison des énergies du premier paquet d'ondes et la différence de temps d'arrivée de ce dernier (Huang et al., 2018). Les avantages de cette méthode sont les suivants :

- Cette méthode *baseline free* ne nécessite pas d'avoir des chemins identiques entre les PZTs pour statuer sur la présence d'un endommagement.
- Contrairement à la méthode par retournement temporel, cette méthode repose sur des acquisitions simples (pas de traitement du signal intermédiaire).

Et les contraintes liées à son application sont :

- Il faut isoler la contribution du mode étudié (pour être sûr que le paquet d'ondes inspecté correspond bien à une contribution directe).
- Les PZTs utilisés doivent être collés de façon identique pour garantir que la réponse obtenue sur la structure à l'état sain dans les deux sens est identique.

Cet aspect est important pour les DIs calculés par comparaison d'amplitude et d'énergie, mais pas nécessairement pour ceux basés sur l'instant d'arrivée du paquet d'ondes.

- Un endommagement situé au centre du chemin n'est pas détectable en observant le principe de réciprocité car les ondes se propageant dans les deux sens sont modifiées de façon identique. Il faut toutefois noter qu'il est en pratique très peu probable qu'un endommagement ait une forme parfaitement symétrique et soit placé exactement au centre d'un chemin entre deux transducteurs.
- Un endommagement situé en dehors de la trajectoire directe entre les PZTs peut être difficile à détecter et peut nécessiter un réseau de PZTs assez dense.

Cette approche a été appliquée sur des structures en béton (Scalerandi et al., 2012) dans le domaine du bâtiment, mais également sur des structures en aluminium (Kim et Sohn, 2008; Sohn et Kim, 2010; An et Sohn, 2010) et composite (Huang et al., 2018).

Plus particulièrement, (Kim et Sohn, 2008) et (Sohn et Kim, 2010) ont testé l'approche sur des plaques d'aluminium avec des dual PZTs (le ring est émetteur et le disk est récepteur). Ces études montrent le potentiel de la méthode en technique baseline free en mettant en évidence le phénomène de conversion de mode lorsque les ondes interagissent avec l'endommagement. Dans (Huang et al., 2018) les auteurs ont proposé une application de cette méthode à une structure composite de type CFRP 16 plis [45/-45/0/90]. Le DI utilisé est calculé en se basant sur la corrélation (domaine temporel) du premier paquet d'ondes des réponses obtenues dans les deux sens de propagation. Cet article présente en premier lieu le choix de la fréquence optimale d'excitation et le nombre de cycles pour lesquels le DI est le plus sensible (50 kHz et 5 cycles dans ce cas). L'efficacité du DI en fonction de la position de l'endommagement par rapport au chemin entre les PZTs est aussi étudiée (un endommagement au milieu n'est pas détectable, plus on se rapproche de l'un des PZTs et plus le DI est sensible à l'endommagement). Cette étude montre ensuite différents réseaux de capteurs permettant la détection d'un endommagement (ajout de masse) en se basant sur l'analyse du mode A_0 .

5.1.4. Dual PZT

Les deux électrodes qui composent le dual PZT (décrit en paragraphe 4.3) offrent de nombreuses possibilités pour l'excitation et la réception d'ondes de Lamb, et notamment l'avantage de pouvoir isoler la contribution des modes A_0 et S_0 (voir paragraphe 4.3.2). Il est également possible d'émettre et recevoir en un même point en mode *pulse-écho* (voir **Figure 1.12**), chose qui peut s'avérer difficile en utilisant un PZT classique (rapidité nécessaire au système d'acquisition pour passer de l'émission à la réception).

Le principal inconvénient de ces transducteurs est que leur utilisation requiert parfois un traitement du signal poussé pour extraire la partie du signal à étudier.

Ce paragraphe présente quelques études dans lesquelles les dual PZTs ont été utilisés dans le cadre de méthodes *baseline free*.

Les travaux de (Kim et Sohn, 2008) représentent une des premières utilisations du dual PZT pour la détection de fissure sur une plaque d'aluminium, à travers un modèle numérique puis une application expérimentale. Cette approche, également reprise dans (Sohn et Kim, 2010), repose sur la rupture de réciprocité présentée en paragraphe 5.1.3.

Dans (An et Sohn, 2010; Yeum et al., 2013, 2012, 2011b) les auteurs présentent des applications avec la méthode *baseline* instantanée où la capacité des dual PZTs à isoler les modes A_0 et S_0 est exploitée pour étudier l'influence d'un endommagement sur les modes qui se propagent dans la structure (ces études sont détaillées dans le paragraphe 5.1.1). Ces travaux ont d'ailleurs mené au dépôt d'un brevet aux États-Unis (Sohn et al., 2015).

(Lim et al., 2013) proposent une étude du mode A_0 (isolé grâce aux dual PZTs) sur une plaque de composite endommagée. Les dual PZTs sont utilisés en mode *pitch-catch*, la taille de l'endommagement est évaluée en étudiant la longueur d'onde du mode A_0 , et sa position est déterminée à partir du temps de vol de l'onde réfléchie dans l'endommagement. Des résultats obtenus sur une analyse numérique et des mesures expérimentales réalisées à différentes températures (0; 20; 50°C) permettent d'appliquer efficacement la méthode pour détecter des endommagements de type impacts et ceux provoqués par l'insertion d'un téflon entre 2 couches du stratifié.

(H. Lim et al., 2016) présentent une méthode de mesure d'impédance en utilisant un dual PZT pour l'inspection d'un pont. Ce n'est pas une méthode *baseline free* en soi, mais donne une idée d'une utilisation possible de ces transducteurs dans le cadre de l'instrumentation de grands ouvrages.

Dans (H. J. Lim et al., 2016; Lim et al., 2014) on peut trouver des cas d'application de la méthode *non-linear acoustic modulation* (présentée en Annexe C) où l'une des parties du dual PZT excite une basse fréquence alors que l'autre excite une haute fréquence.

Les méthodes *baseline free* retenues pour les travaux de cette thèse sont présentées en paragraphe 5.3. Les dual PZTs sont utilisés pour décomposer les modes dans le cadre de l'application des méthodes *baseline* instantanée et principe de réciprocité. Deux nouvelles méthodes sont introduites, basées sur la comparaison des modes A_0 et S_0 ou la comparaison des signaux issus des différentes électrodes du dual PZT récepteur.

5.2. Structure étudiée

La structure étudiée est une plaque de stratifié composite CFRP $[0^{\circ} 90^{\circ}]_{16}$ dont les propriétés sont décrites en **Tableau 4.1**, et les dimensions spécifiées en **Figure 5.4a** Ce matériau fortement anisotrope correspond à celui utilisé pour l'étude de dimensionnement proposée dans le Chapitre 4. Cette plaque est équipée de 7 dual PZTs fabriqués par NOLIAC dont les propriétés (matériau NCE51) sont données dans le **Tableau 3.1**. Les dual PZTs sont collés avec une colle Redux 322 en suivant un procédé garantissant un collage identique pour chaque transducteur (collage simultané dans une poche à vide et cuisson pour la fixation de la colle).

Des simulations numériques et des mesures expérimentales ont été menées pour différents cas d'endommagement (voir paragraphe 5.2.3).



Figure 5.4 : a) Dimensions de la plaque de stratifié composite CFRP $[0^{\circ}90^{\circ}]_{16}$ et positionnement des dual PZTs. b) Dimensions des dual PZTs utilisés.

5.2.1. Choix des dimensions des dual PZTs

Les études menées dans le Chapitre 4 pour le dimensionnement des PZTs ont montré qu'il est particulièrement intéressant d'étudier l'intervalle de fréquence allant de 50 à 140 kHz pour le matériau considéré (voir résultats proposés à l'issue de l'étape 2 dans le Tableau 4.5). Nous avons donc choisi des dimensions de dual PZTs permettant l'émission et la réception de façon optimale sur cet intervalle. La Figure 5.5 est une version adaptée des courbes de dispersion (Figure 4.16) en reportant les dimensions choisies pour les parties disk et ring des dual PZTs (Figure 5.4b). Cette figure montre que ces dimensions sont bien choisies pour l'intervalle visé : $f_0 = 12$ kHz et $f_0 = 134$ kHz correspondent aux fréquences $f_{A_0}^{min}$ et $f_{S_0}^{min}$, c'est-à-dire les fréquences d'excitation minimales à utiliser pour garantir une interaction des ondes qui se propagent avec les modes A_0 et S_0 respectivement. Les dimensions du ring en termes de diamètres ($\phi_{PZT-ring} = \phi_{PZT-ring}^{extérieur} - \phi_{PZT-ring}^{intérieur} = 10 mm$) ne respectent pas le critère idéal du point de vue de la taille de l'endommagement à détecter (voir équation (4.9)) à savoir un endommagement de $\phi_d = 20 \ mm$ (cas de rajout de masse avec un aimant), mais permettent d'exciter de façon optimale le mode A_0 à $f_0 = 45$ kHz. Le diamètre du disk ($\phi_{PZT-disk} = 5 mm$) permet quant à lui de garantir une sensibilité au mode A_0 sur l'intervalle de fréquence voulu, à savoir de 50 à 140 kHz. Cette Figure 5.5 montre également que le mode S_0 est excité de façon optimale par le ring à $f_0 =$ 270 kHz et mesuré de façon fiable par le *disk* jusqu'à $f_0 = 525$ kHz. Ces valeurs sont hors de l'intervalle de fréquence visé, ce qui n'empêche pas la propagation de ce mode et une interaction de ce dernier avec l'endommagement à partir de $f_0 = 134 \ kHz$.



Figure 5.5 : Courbes de dispersion montrant l'évolution de la longueur d'onde λ en fonction de la fréquence d'excitation f_0 pour A_0 et S_0 sur le matériau composite $[0^\circ 90^\circ]_{16}$ considéré. Cette figure illustre les fréquences d'excitation clés pour les dimensions d'électrodes choisies pour les dual PZTs utilisés ($\emptyset_{PZT-disk} = 5 mm$ et $\emptyset_{PZT-ring} = 10 mm$) en vue de la détection d'un endommagement de $\emptyset_d = 20 mm$.

5.2.2. Placement des dual PZTs

Contrairement au paragraphe 4.4 sur le dimensionnement d'un réseau de dual PZTs sur une grande structure, le but ici est de montrer l'efficacité des méthodes *baseline free* en les appliquant à une structure de taille réduite (**Figure 5.4**). La méthode de placement s'appuie sur l'approche décrite au paragraphe 4.4 mais en intégrant les contraintes introduites par une méthode SHM *baseline* instantanée. Ainsi, les résultats obtenus en sortie de l'étape 2 du processus proposé (voir **Figure 4.12** et **Tableau 4.5**) sont pris en compte pour les orientations entre les transducteurs (les orientations 0° et 45° sont favorisées).

Les distances entre les transducteurs sont choisies afin de permettre un réseau suffisamment dense pour l'application des méthodes *baseline free* : comme ces méthodes ne reposent pas sur la comparaison des signaux avec une *baseline*, plusieurs dual PZTs doivent être utilisés pour permettre une comparaison basée sur des analyses statistiques. De plus, les améliorations dans la décomposition des modes proposées en méthode #4 (voir paragraphe 4.3.3.2) autorisent plus de souplesse pour les critères d'atténuation et de superposition détaillés en paragraphe 4.4.4.3, ce qui nous permet de considérer des distances entre transducteurs inférieures à celle conseillées dans le **Tableau 4.5** pour le matériau étudié.

Dans cette proposition de placement de transducteurs, le solveur de réseau optimal qui correspond à l'étape 3 du processus (**Figure 4.12**) n'est pas utilisé car les contraintes de placement ont également été pensées pour l'utilisation de méthodes de *baseline*

instantanée (voir paragraphe 5.1.1), ce qui nécessite d'avoir des chemins de même longueur et de même orientation par rapport aux fibres des plis du stratifié composite.

5.2.3. Différents types d'endommagement

Les différents types d'endommagement pouvant se produire dans les matériaux composites sont décrits en paragraphe 1.2.3. Les méthodes de détection d'endommagement par ondes de Lamb sont particulièrement intéressantes dans le cas d'inspection de délaminages car ils se manifestent dans la structure et sont invisibles à la surface (voir paragraphe 1.2.3.4). Dans la littérature, les différents endommagements sur des matériaux composites étudiés en condition de laboratoire sont des trous (Poddar et al., 2012), l'ajout d'une masse (aimant) (Fendzi, 2015; Huang et al., 2018; Poddar et al., 2012), ou des délaminages créés par insertion de téflon (Gangadharan et al., 2011; Yeum et al., 2011b) ou par impacts calibrés (Salmanpour et al., 2017a). Dans le cadre des travaux présentés dans cette thèse, les endommagements étudiés sont un aimant et un délaminage provoqué par choc laser.

5.2.3.1. Aimant

L'ajout d'un aimant (des deux côtés dans le cas des structures composites) permet d'exercer une concentration de contrainte locale, à l'image d'un endommagement. Il offre la possibilité de placer le « endommagement » à différentes positions. Cette technique est particulièrement intéressante dans le cadre de l'application de méthodes de détection avec *baseline* car cela permet de créer la référence sur la structure sans aimant et de générer l'endommagement par la suite en appliquant l'aimant à la position souhaitée sans pour autant créer d'endommagements irréversibles. Cela est particulièrement avantageux sur les structures complexes (par leur géométrie ou par la nature des matériaux qui les composent) dont la production est coûteuse. La position de l'endommagement (**Figure 5.6**) a été choisie en veillant à ce qu'il soit relativement proche de plusieurs transducteurs.



Figure 5.6 : Illustration de la localisation de l'endommagement qui consiste en l'ajout de deux aimants identiques de diamètre $\phi_d = 20 mm$ (AM20) placés symétriquement de part et d'autre de la plaque.

5.2.3.2. Délaminage par choc laser

Il est très compliqué de maitriser parfaitement la position et la dimension d'un délaminage. Les techniques usuelles pour générer un délaminage consistent à insérer un téflon entre deux plis du composite ou à endommager la plaque avec un impacteur. Dans le premier cas, l'endommagement généré ne correspond pas nécessairement à un délaminage puisque de la matière est présente là ou un délaminage devrait être constitué de vide. Dans le second cas, l'impact ne génère pas seulement un délaminage, mais également des ruptures de fibres et des endommagements de surface, comme le montre la Figure 1.8. Dans le cas d'étude présenté dans ce manuscrit, le délaminage est créé par un choc laser. Cette méthode d'endommagement originale a été développée dans le cadre des travaux de (Ghrib et al., 2016) et est issue d'une méthode d'endommagement utilisée dans le cadre de test de collages. La technique du choc laser repose sur une irradiation laser brève et très intense d'une surface cible. Focalisée sur un matériau, elle sublime la surface en un plasma intense. Ce plasma se détend, produisant par réaction une onde de choc dans le matériau. La propagation de cette onde de choc dans le matériau impacté permet de créer une sollicitation en traction, locale et intense. Si elle est suffisamment élevée, cette sollicitation peut endommager le matériau, et plus particulièrement une interface. En utilisant une configuration du choc laser dite "symétrique" où les deux faces de la structure sont à la fois irradiées, la dimension et le positionnement de l'endommagement peuvent être maitrisés.



Figure 5.7 : C-scan de la plaque endommagée par choc laser. *a*. C-scan global, vue du dessus de la plaque. *b*. C-scan de la zone endommagée, vue du dessus. Les cercles désignent les zones d'impact successives utilisées pour générer l'endommagement. *c*. B-scan de la zone endommagée montrant la profondeur de l'endommagement.

Dans notre cas, un endommagement d'un diamètre $\emptyset_d \sim 20$ mm a été créé en accumulant les endommagements par plusieurs impacts laser contigus. Ainsi, 9 chocs de 8 mm de diamètre décalés sur un cercle de diamètre extérieur de 12 mm et focalisés au centre de l'épaisseur du matériau (voir **Figure 5.7b**). Le délaminage est situé au même endroit (**Figure 5.7a**) que pour le cas de l'aimant (**Figure 5.6**) afin d'obtenir des résultats comparables qui ne dépendent pas de l'emplacement des endommagements, mais seulement de leurs natures. Le contrôle du délaminage a été effectué par un *C-scan*. Les résultats de ce contrôle permettent de constater que la plaque est bien endommagée à l'endroit souhaité uniquement (voir **Figure 5.7a** le dégradé de couleur (en haut à gauche) vient du fait que la structure n'est pas parfaitement plane). On constate également que la forme obtenue correspond à peu près au diamètre souhaité (**Figure 5.7b**). Contrairement à ce qui était initialement prévu, le délaminage n'est cependant pas entièrement localisé au centre de la plaque (**Figure 5.7c**). En effet, la succession de chocs qui se superposent (**Figure 5.7b**) a créé un délaminage au centre (entre le 8^{ème} et le 9^{ème} pli), puis des délaminages dans les couches supérieures (entre les 4^{ème} et 6^{ème} plis) et des ruptures de fibres sur les interfaces de superposition. Cela ne représente pas un problème en soi, car il est de toute façon assez rare de n'avoir qu'un type d'endommagée.

5.2.3.3. Simulation

La structure étudiée équipée des dual PZTs présentée en **Figure 5.4** a été modélisée sous SDTools avec les paramètres décrits en paragraphe 4.4.4.1 (voir **Figure 5.9**).

Simuler un délaminage dans un modèle éléments finis est un problème très complexe qui n'a toujours pas de solution dans la littérature pour diverses raisons :

- Un délaminage ajoute des non-linéarités qui sont difficiles à simuler de façon fiable.
- Contrairement à un trou ou une fissure, un délaminage est compliqué à produire expérimentalement (voir paragraphe précédent). Il est donc difficile d'avoir des données de référence auxquelles comparer les résultats issus d'une simulation.

Actuellement, le modèle considéré comme le plus réaliste consiste à séparer les nœuds qui constituent le maillage de façon locale (à l'emplacement du délaminage) en ajoutant ou non une loi de comportement entre les nouveaux nœuds obtenus (**Figure 5.8**). Dans une étude récente (Leckey et al., 2018) les auteurs ont comparé les différentes méthodes pour l'application de cette approche en comparant les temps d'exécutions et la cohérence avec le cas expérimental d'un délaminage provoqué par un insert de téflon.



Figure 5.8 : Résultats de simulation montrant les déformations provoquées au niveau d'un délaminage par les modes A_0 et S_0 (Shen, 2017).

Pour les travaux présentés dans cette thèse, l'endommagement est simulé par une augmentation locale du module d'Young (qui est multiplié par deux). Cela ne correspond pas à un délaminage, mais cela permet de tester les méthodes proposées pour la détection d'endommagement. L'endommagement de $Ø_d = 20$ mm est placé à la même position que les deux endommagements expérimentaux, et le maillage est adapté localement (**Figure 5.9**).



Figure 5.9 : Modèle de plaque endommagée utilisé pour la simulation éléments finis.

5.2.4. Système d'acquisition

Le système d'acquisition utilisé expérimentalement est le même que celui décrit à la **Figure 3.4**. Il est constitué d'un générateur de signaux Agilent 33500 couplé à un amplificateur de tension et d'un multiplexeur AGILENT L4421 utilisé pour intervertir les rôles des PZTs (émetteur/récepteur). Les signaux reçus sont enregistrés avec une carte Genesis GEN7t à une fréquence d'échantillonnage de 1 MHz.

5.2.5. Traitement du signal

La détection d'endommagement avec les ondes de Lamb nécessite l'utilisation de fréquences d'excitation relativement élevées (de 50 à 150 kHz). Dans le cas d'une simulation numérique, aucun traitement de signal n'est appliqué, car les simulations sont développées sans bruit de mesure et les paramètres d'exécution sont choisis pour garantir une bonne analyse des réponses mesurées (paragraphe 4.4.4.1).

Dans le cas de mesures expérimentales, plusieurs biais peuvent être infligés aux mesures effectuées, à savoir :

- Le bruit causé par le système de mesure
- Le bruit causé par l'environnement de test
- Les petits décalages temporels dus aux imprécisions du système de mesure

Il convient d'utiliser un traitement de signal adapté pour s'affranchir de l'influence de ces biais et s'assurer que les réponses mesurées correspondent bien à l'information que l'on souhaite capter. Pour les analyses réalisées, le traitement appliqué pour les mesures obtenues sur un chemin entre deux PZTs à une fréquence d'excitation f_0 donnée est

effectué en trois étapes. La **Figure 5.10** illustre ces étapes en les appliquant aux signaux bruts obtenus entre les dual PZTs 6 et 7 (voir **Figure 5.4**). Les traitements 1 et 2 sont appliqués de façon individuelle à chaque signal brut (la **Figure 5.10** montre l'application de ces traitements sur un signal brut quelconque).

• Traitement 1 : Application d'un filtre passe-bande et soustraction de la moyenne.

Le filtre passe-bande consiste à appliquer une transformée de Fourier au signal mesuré (décomposition du signal temporel en une combinaison de sinusoïdes à différentes fréquences), et ne conserver qu'une « bande » de fréquence correspondant aux fréquences que l'on souhaite étudier, puis effectuer une transformée inverse pour obtenir le signal filtré dans le domaine temporel. Le filtre passe-bande est appliqué ici en conservant une bande de fréquence autour de la fréquence d'excitation utilisée. Cela permet de supprimer une quantité non négligeable de bruit qui ne correspond pas à des composantes sinusoïdales ou est hors du spectre souhaité (observation illustrée en **Figure 5.10** en comparant le signal brut sélectionné et le traitement 1). La soustraction de la moyenne est un traitement nécessaire pour compenser les défauts de mise à la masse qui ont pour conséquence d'ajouter un offset aux mesures réalisées (on remarque par exemple sur la **Figure 5.10** que le signal brut sélectionné n'est pas centré sur zéro mais sur une valeur proche de 0,005 V).

• Traitement 2 : Sur-échantillonnage et alignement temporel des mesures obtenues.

sur-échantillonnage Le permet d'augmenter artificiellement la fréquence d'échantillonnage du signal reçu en se basant sur une interpolation (par le biais d'une transformée de Fourier). Les signaux sont sur-échantillonnés d'un facteur 20, ce qui permet de passer d'un signal mesuré à une fréquence d'échantillonnage de 1 MHz à un signal échantillonné à 20 MHz. On remarque par exemple sur la Figure 5.10c que cela permet de lisser le signal. Ce traitement est d'autant plus important lorsque la fréquence d'excitation augmente. L'alignement temporel consiste à supprimer la partie du signal précédent l'envoi du signal d'excitation. On peut observer cela sur la Figure 5.10c en comparant les signaux correspondant aux traitements 1 et 2. Ce traitement est également appliqué lors de la comparaison de deux signaux (voir paragraphe 5.3.2) pour s'assurer de la synchronisation de leurs émissions.

• Traitement 3 : Moyenne sur **30** mesures

Ce dernier traitement permet de s'affranchir des quelques bruits qui n'auraient pas été filtrés précédemment par le traitement 1. On peut voir notamment l'importance de ce traitement sur le début du signal, **Figure 5.10b**, et on observe une légère différence entre le signal issu du traitement 2 et du traitement 3 sur la **Figure 5.10c**.



Figure 5.10 : Trois étapes de traitement du signal appliquées aux mesures réalisées entre les dual PZTs 6 et 7 (tension mesurée lorsque le *ring* du 6 émet et le *disk* du 7 reçoit) pour une fréquence d'excitation $f_0 = 50$ kHz.

La **Figure 5.11** met en avant l'importance de ce traitement du signal dans le cadre de la comparaison de deux signaux pour l'application de la méthode de réciprocité (décrite en paragraphe 5.1.3). Cette figure montre que les signaux traités permettent d'avoir un signal exploitable, contrairement aux signaux bruts qui donnent un signal résiduel très bruité.



Figure 5.11 : Comparaison des mesures réalisées sur la plaque délaminée (**Figure 5.7**) dans les deux sens du chemin 6 - 7 (tension mesurée lorsque le *ring* émet et le *disk* reçoit) pour une fréquence d'excitation $f_0 = 50$ kHz. a) Signaux bruts mesurés. b) Signaux traités. c) Soustraction des signaux bruts et traités obtenus dans les deux sens.

Dans la littérature, des traitements plus complexes sont souvent appliqués, notamment la décomposition du signal par l'intermédiaire d'une transformée en ondelettes (méthode bien appropriée car on connait bien le signal utilisé en émission). Ce traitement n'a pas été considéré dans ce travail, car il ajoute un temps de calcul non négligeable pour un résultat sur les signaux générés comparable à celui obtenu avec les traitements proposés.

5.3. Méthodes de détection utilisées conjointement avec les dual-PZTs

À partir de l'état de l'art présenté en paragraphe 5.1, quatre méthodes sont investiguées avec l'utilisation des dual PZTs dans le cadre de la détection d'un délaminage dans un matériau composite. Ce paragraphe présente les indices d'endommagements (DI) développés pour pouvoir appliquer ces méthodes *baseline free* en présence de dual-PZTs.

5.3.1. Indice d'endommagement

5.3.1.1. Définition

Pour un chemin donné *ij* entre les PZTs *i* et *j*, un indice d'endommagement *DI* est une valeur déterminée à partir de la comparaison de deux variables x_1, x_2 issues de l'application d'une fonction *f* donnée :

$$DI_f(ij) = f(x_1, x_2)$$
 (5.1)

L'échelle de valeurs de cet indice dépend des applications. Dans ce manuscrit, sa valeur évolue entre 0 (aucune différence entre x_1 et x_2) et 1 (x_1 et x_2 diffèrent) pour la plupart des fonctions utilisées. Dans le cas où un indice d'endommagement décrit bien l'endommagement de la structure étudiée, on espère donc que $DI \approx 0$ représente un état sain et $DI \gg 0$ représente un état endommagé.

Des DIs peuvent être déterminés à partir de signaux obtenus dans le domaine temporel ou fréquentiel. Dans le cas d'application de méthodes de détection avec *baseline*, les variables d'entrées x_1 et x_2 correspondent respectivement à des mesures obtenues à l'état sain et endommagé. Dans le cadre de méthodes *baseline free*, les mesures comparées sont obtenues à partir d'un état donné (pouvant être endommagé) et dépendent de la méthode considérée.

5.3.1.2. Fonctions utilisées

Le **Tableau 5.2** présente les fonctions utilisées pour calculer les DIs, correspondant à f dans l'équation (5.1). Ces fonctions reposent principalement sur l'étude de quatre caractéristiques des signaux comparés, à savoir :

- La corrélation croisée (fonctions n°1 à 6)
- L'amplitude d'un maximum local (fonctions n°7 à 12)
- L'énergie et la forme des signaux (fonctions n°13 à 21)
- L'argument d'un maximum local (fonctions n°22 et 23)

Quelques fonctions basées sur des transformations dans le domaine fréquentiel sont également considérées (fonctions $n^{\circ}24$ à 26).

Dans les expressions de ces fonctions, pour un signal x donné, env{x} désigne l'enveloppe, φ_x la phase instantanée, max(x) et argmax(x) l'amplitude et l'argument du maximum, et argmax1(x) l'argument du maximum du premier paquet d'ondes. L'énergie de ce signal est notée $E_S(x)$. FFT(x) désigne la transformée de Fourier rapide du signal x et IFFT(X) est la transformée de Fourier rapide inverse. PSD(x) est la densité spectrale de puissance, et DWT(x) la transformée en ondelettes discrète. Pour deux signaux x_1 et x_2 , $\hat{R}{x_1, x_2}$ représente la corrélation croisée et $\rho{x_1, x_2}$ les coefficients de corrélation de Pearson. Les équations correspondantes à ces valeurs sont présentées en Annexe A.

N°	Fonction	Acronyme	Expression
1	Corrélation croisée basée sur la transformée de Fourier	CC	$1 - \max\left(\frac{\mathrm{IFFT}[\mathrm{FFT}\{x_1\} \times \mathrm{FFT}\{x_2\}^*]}{\sqrt{(E_s(x_1) \times E_s(x_2))}}\right)$
2	zero lag de la Corrélation croisée	CC0	$1 - \hat{R}\{x_1, x_2\}(0)$
3	Amplitude max de la corrélation croisée	CCA	$1 - \max(\hat{R}\{x_1, x_2\})$

Tableau 5.2 : Fonctions utilisées pour calculer les indices d'endommagement.

	Pourcentage de différence entre					
	les maximum des corrélation		$\left \max\left(\hat{R}\{r_{i}, r_{i}\}\right) - \max\left(\hat{R}\{r_{i}, r_{i}\}\right)\right $			
4	croisées	CCMPD	$1 - \frac{ \max(n_1, n_1) }{(n_1, n_2) }$			
	(Cross-Correlation Maximum		$\max(R\{x_1, x_1\})$			
	Percentage Difference)					
	Pourcentage de différence entre					
	les temps de vol des maximums					
5	des corrélations croisées		$\left \operatorname{argmax}(\hat{R}\{x_1, x_1\}) - \operatorname{argmax}(\hat{R}\{x_1, x_2\}) \right $			
	(Cross-Correlation-based Time	CCTOF	$1 - \frac{1}{\operatorname{argmax}(\hat{R}\{r_{1}, r_{2}\})}$			
	Of Flight percentage of					
	difference					
	Coefficients de la corrélation					
6	croisée	CRC	$1 - \rho\{x_1, x_2\}$			
	$\mathbf{P}_{annort} \operatorname{des amplitudes} \hat{\mathbf{a}} \mathbf{f} \operatorname{de} \mathbf{a}$					
	transformás de fourrier de la		$FFT\{r_1 - r_2\}(f_1)$			
7	différence des signous sur la	FFT	$\frac{\operatorname{Fr}(x_1 - x_2)(f_0)}{\operatorname{EET}(x_1 - x_2)(f_0)}$			
	difference des signaux sur la		$rr_1\{x_1 + x_2\}(f_0)$			
	Somme des signaux					
8	Maximum de la différence entre	2.4				
	les signaux	MA	$\max(x_1 - x_2)$			
	(Maximum Amplitude)					
9	Maximum relatif de la différence	MAD	$\max(x_1 - x_2)$			
	entre les signaux	MAR	$\max(x_1)$			
	(Maximum Amplitude Ratio)					
	Différence relative entre les		5 ())) ())) ())) ()))) ())) ())))) ())))) ()			
10	amplitudes maximales	SAHM	$\left \frac{\max(\operatorname{env}\{x_2\}) - \max(\operatorname{env}\{x_1\})}{(x_1, y_2, y_2, y_3, y_4, y_4, y_4, y_4, y_4, y_4, y_4, y_4$			
	(Signal Amplitude Hilbert		$\max(\text{env}\{x_1\})$			
	transform Maximum)					
11	Rapport des maximums (Signal	SAPR	$1 - \frac{\max(x_2)}{ x_2 }$			
11	Amplitude Peak Ratio)	5/11 K	$\left \frac{1}{\max(x_1)} \right $			
	Carré du pourcentage de					
12	difference entre les maximum	SADS	$\left[\max(x_2) - \max(x_1)\right]^2$			
12	(Signal Amplitude Peak Squared	SAIS	$\max(x_1)$			
	percentage difference)					
	Rapport entre l'énergie de la					
12	différence des enveloppe des	ENIV	$E_S(\operatorname{env}\{x_2 - x_1\})$			
15	signaux et l'énergie de	EINV	$E_{S}(\text{env}\{x_{1}\})$			
	l'enveloppe d'un des signaux		V St CIM			
1.4	Energie résiduelle normalisée	NDE	$E_S(x_1 - x_2)$			
14	(Normalized Residual Energy)	NKE	$\overline{2 \times [E_S(x_1) + E_S(x_2)]}$			
1.7	Différence relative des énergies	DED	$E_S(x_1) - E_S(x_2)$			
15	(Relative Energy Difference)	KED	$\overline{\max(E_S(x_1),E_S(x_2))}$			
16	Rapport des énergies	ΓD	$\min(E_S(x_1), E_S(x_2))$			
	(Energy Ratio)	EK	$1 - \frac{1}{\max(E_S(x_1), E_S(x_2))}$			
	Energie commune		$F_{c}(\mathbf{x}, \mathbf{x}, \mathbf{x}_{c})$			
17	(Shared Enerov)	SE	$\frac{I_{S}(x_{1} \land x_{2})}{F_{c}(x_{1}) \times F_{c}(x_{1})}$			
	(Shureu Energy)		$\sqrt{\frac{L_S(\lambda_1)}{L_S(\lambda_2)}}$			

18	Energie de la différence des signaux normalisés (Normalized Shared Energy Difference)	NSED	$\frac{E_S\left(\frac{x_1}{\max(x_1)} - \frac{x_2}{\max(x_2)}\right)}{2 \times \left(E_S\left(\frac{x_1}{\max(x_1)}\right) + E_S\left(\frac{x_2}{\max(x_2)}\right)\right)}$
19	Energie commune normalisée (Normalized Shared Energy)	NSE	$(1 - \text{NSED}) \times \frac{\min(E_S(x_1), E_S(x_2))}{\max(E_S(x_1), E_S(x_2))}$
20	Energie de la différence de phase	PHI	$\sqrt{\frac{E_{\mathcal{S}}(\varphi_{x_2-x_1})}{E_{\mathcal{S}}(\varphi_{x_1})}}$
21	Energie relative de la différence (Signal Sum of Squared difference)	SSSD	$\frac{E_S(x_1-x_2)}{E_S(x_1)}$
22	Différence de temps d'arrivée du premier paquet d'onde (<i>Time Delay 1</i>)	TD1	$\frac{ \operatorname{argmax1[env}(x_2)] - \operatorname{argmax1[env}(x_1)] }{\operatorname{argmax1}(x_1)}.$
23	Différence de temps d'arrivée du maximum (<i>Time Delay Max</i>)	TDM	$\frac{ \operatorname{argmax}[\operatorname{env}(x_2)] - \operatorname{argmax}[\operatorname{env}(x_1)] }{\operatorname{argmax}(x_1).}$
24	Densité spectrale de puissance par la méthode de Welch (Welch-based Power Spectral Density)	WPSD	$1 - \frac{\int_{0}^{2f_{0}} \text{PSD}\{x_{2}\}df - \int_{0}^{2f_{0}} \text{PSD}\{x_{1}\}df}{\int_{0}^{2f_{0}} \text{PSD}\{x_{1}\}df}$
25	Fonction de transfert par la méthode de Welch (Welch-based Transfer Function)	WTF	$1 - \frac{\int_0^{2f_0} \text{FFT}\{x_2\} df - \int_0^{2f_0} \text{FFT}\{x_1\} df}{\int_0^{2f_0} \text{FFT}\{x_1\} df}$
26	Coefficients d'approximation de la transformée en ondelettes discrète (Discrete Wavelet Transform approximation Coefficients)	DWTC	$1 - \frac{E_{\mathcal{S}}(DWT\{x_1\} - DWT\{x_2\})}{E_{\mathcal{S}}(DWT\{x_1\})}$

5.3.2. Méthodes de détection retenues

5.3.2.1. La Rupture de Réciprocité (méthode **RR**)

Cette méthode est présentée en paragraphe 5.1.3. Elle a été implémentée par (Kim et Sohn, 2008) et (Sohn et Kim, 2010) avec des dual PZTs pour la détection de fissure dans des structures en aluminium, et avec des PZTs disques classique sur une structure composite dans (Huang et al., 2018). L'extension au cas de structures composites avec des dual PZTs permet d'étudier plus particulièrement l'influence du délaminage sur chaque mode et sur les DIs utilisés.

Dans ce cas d'application, les variables x_1 et x_2 de l'équation (5.1) correspondent aux réponses V_{as-AB} et V_{as-BA} (l'indice *as* désigne le couple d'électrodes émetteur-récepteur des dual PZTs, voir **Figure 4.6**, et l'indice *AB* fait référence au couple de dual PZTs émetteur-récepteur) comme illustrées dans la **Figure 5.3**.

Cette méthode est également applicable en utilisant l'isolation des modes A_0 et S_0 dans ces réponses, auxquels cas les variables x_1 et x_2 correspondent à $V_{as-AB}^{A_0}$ et $V_{as-BA}^{A_0}$ ou $V_{as-AB}^{S_0}$ et $V_{as-BA}^{S_0}$ (**Figure 5.3**). La **Figure 5.12** montre un exemple de signaux pouvant être utilisés pour appliquer la méthode RR. La soustraction des signaux dans les cas sain et endommagé est donnée à titre indicatif, mais n'est pas un critère spécialement utilisé pour la détection d'endommagement. Cela permet de montrer qu'un endommagement à une influence sur la comparaison des signaux mesurés.



Figure 5.12 : Comparaison des signaux obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant l'endommagement (27⁴⁰) pour une fréquence d'excitation $f_0 = 80$ kHz.

5.3.2.2. La Variation d'Amplitude (méthode VA)

Cette méthode constitue une adaptation de l'approche proposée dans (Tabatabaeipour et al., 2017) (voir Annexe C). Au lieu de comparer les signaux émis et reçus avec différentes amplitudes, on compare des signaux émis avec différentes parties du dual PZT. Cela constitue une adaptation de la méthode d'amplitude car les électrodes du dual PZTs soumises à un même signal génèrent des ondes de différentes amplitudes (voir Chapitre 4). Dans ce cas d'application, les variables x_1 et x_2 de l'équation (5.1)

⁴⁰ 27 représente le chemine du dual PZT 2 vers le dual PZT 7.

correspondent aux réponses V_{rd} et V_{dd} comme illustrées dans la **Figure 5.13** pour le chemin endommagé. La soustraction des signaux dans les cas sain et endommagé (**Figure 5.13**, droite) est donnée à titre indicatif, mais n'est pas un critère spécialement utilisé pour la détection d'endommagement. Cela permet de montrer qu'un endommagement à une influence sur la comparaison des signaux.



Figure 5.13 : Comparaison des signaux V_{rd-27} et V_{dd-27} obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant l'endommagement (27) pour une fréquence d'excitation $f_0 = 70$ kHz.

5.3.2.3. L'Analyse des Modes (méthode AM)

Un endommagement provoque l'atténuation, la réflexion et/ou la conversion des modes A_0 et S_0 (voir paragraphe 4.1). En analysant la contribution de chaque mode, il est donc possible d'établir un diagnostic sur l'éventuelle présence d'un endommagement, comme le montrent (An et Sohn, 2010; Lim et al., 2013; Yeum et al., 2013, 2012, 2011b). Dans ce cas d'application, les variables x_1 et x_2 de l'équation (5.1) correspondent aux réponses $V_{as}^{A_0}$ et $V_{as}^{S_0}$ comme illustrées dans la **Figure 5.14**. La soustraction des signaux dans les cas sain et endommagé (**Figure 5.14**, droite) est donnée à titre indicatif, mais n'est pas un critère spécialement utilisé pour la détection d'endommagement. Cela permet de montrer qu'un endommagement à une influence sur la comparaison des signaux.



Figure 5.14 : Comparaison des signaux $V_{dd-27}^{A_0}$ et $V_{dd-27}^{S_0}$ obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin traversant l'endommagement (27) pour une fréquence d'excitation $f_0 = 70$ kHz.

5.3.2.4. La baseline Instantanée (méthode BI)

Cette méthode est présentée en paragraphe 5.1.1. Elle constitue actuellement l'approche la plus utilisée et la plus mature dans les méthodes *baseline free*. L'isolation des modes A_0 et S_0 doit permettre d'améliorer la détection d'endommagement dans certaines situations, d'où l'intérêt des dual PZTs pour le déploiement de cette méthode (Lee et al., 2011; Salmanpour et al., 2017a; Yeum et al., 2012, 2011b).

Pour cette méthode, la variables x_1 de l'équation (5.1) correspond à la moyenne des réponses obtenues sur des chemins identiques (contenant le chemin inspecté), \hat{V}_{chemin} , et la variable x_2 correspond à la mesure obtenue sur le chemin que l'on souhaite inspecter V_{as} (Figure 5.16). Les différents chemins comparables sur la structure étudiée sont illustrés sur la Figure 5.15.



Figure 5.15 : 8 chemins comparables dans le cadre de l'application de la méthode *baseline* Instantanée (BI)

La **Figure 5.16** montre les différents signaux obtenus sur un même chemin (chemin 4) comparés avec la moyenne correspondant à ce chemin ($\hat{V}_{rd-chemin 4}$) en présence de l'endommagement. La soustraction des signaux obtenus avec le signal moyen permet de mettre en évidence la présence d'un endommagement (**Figure 5.16**, droite), et l'on remarque que le signal correspondant au chemin contenant l'endommagement est plus distant de la moyenne que les autres (signal rouge sur la **Figure 5.16**).

Cette méthode est également applicable en utilisant l'isolation des modes A_0 et S_0 dans ces réponses, auxquels cas les variables x_1 et x_2 correspondent à $\hat{V}_{chemin}^{A_0}$ et $V_{as}^{A_0}$ ou $\hat{V}_{chemin}^{S_0}$ et $V_{as}^{S_0}$.



Figure 5.16 : Comparaison des signaux $\hat{V}_{rd-chemin\,4}$ et V_{rd} obtenus sur les résultats de simulation pour le chemin 4 pour une fréquence d'excitation $f_0 = 70 \ kHz$.

5.3.3. Différentes approches pour la comparaison des DIs.

L'approche la plus évidente dans l'analyse d'une structure consiste à comparer les DIs obtenus à partir des signaux mesurés pour toutes les paires de dual PZT de la plaque. C'est d'ailleurs l'approche utilisée de façon systématique dans la littérature. Dans le cadre des analyses présentées ici, les quatre approches illustrées en **Figure 5.17** ont été pensées à savoir CHEMIN, PZT, PIXEL et CLUSTER. Ces dernières conduisent à l'élaboration de nouveaux DIs, plus globaux, définis à l'échelle de la structure étudiée.



Figure 5.17 : Quatre approches adoptées pour la comparaison de DIs.

5.3.3.1. Approche par CHEMIN

Cette approche repose sur la comparaison des chemins de la structure (**Figure 5.17**). Le DI relatif à cette approche est noté DI_{f}^{CHEMIN} . Pour un chemin *ij* (c'est-à-dire du PZT *i* vers le PZT *j*), ce DI est défini par la relation :

$$DI_{f}^{\text{CHEMIN}}(ij) = f(x_{1_{ij}}, x_{2_{ij}})$$
(5.2)

où $x_{1_{ij}}$ et $x_{2_{ij}}$ représentent les deux signaux propres à la *méthode* considérée (voir paragraphe 5.3.2) pour le chemin *ij*.

Pour la structure étudiée, contenant 7 dual PZT, on peut calculer 42 DI_{f}^{CHEMIN} , correspondants à tous les chemins possibles.

5.3.3.2. Approche par PZT

Cette approche repose sur la création d'un DI calculé en considérant la moyenne des méthode

 DI_f^{CHEMIN} issues d'un PZT donné (Figure 5.17). Le DI équivalent relatif à cette

approche est nommé DI_f^{PZT} . Pour les chemins issus d'un dual PZT *i*, ce DI est défini par la relation :

$$DI_{f}^{\substack{\text{méthode}\\PZT}}(i) = \frac{\sum_{j=1}^{N_{PZT}} f(x_{1ij}, x_{2ij})}{N_{PZT} - 1}$$
(5.3)

où N_{PZT} est le nombre de dual PZT.

Pour la structure étudiée, contenant 7 dual PZTs, on peut calculer 7 *DIf méthodePZT*, qui représentent l'état d'endommagement dans la région contenant le PZT concerné. Sur la **Figure 5.17**, les régions délimitées pour chaque dual PZT sont déterminées par un pavage par partition de Voronoï.

5.3.3.3. Approche par PIXEL

Dans cette approche, la structure étudiée est quadrillée selon des dimensions arbitrairement choisies par l'expérimentateur. Un pixel désigne une des sections créées par ce maillage (voir **Figure 5.17**). Un DI est créé pour chaque pixel en considérant la moyenne des DI_f^{CHEMIN} issue des chemins qui traversent le pixel considéré. Le DI équivalent relatif à cette approche est nommé DI_f^{PIXEL} . Pour le n - ième pixel, ce DI est défini par la relation :

$$DI_{f}^{\text{méthode}}(n) = \frac{\sum_{ij(n)} f(x_{1ij}, x_{2ij})}{N_{ij(n)}}$$
(5.4)

où ij(n) désigne les chemins ij (du PZT i vers le PZT j) qui traversent le $n - i \grave{e}me$ pixel, et $N_{ij(n)}$ est le nombre de chemins qui traversent le $n - i \grave{e}me$ pixel.

Pour la structure étudiée, en choisissant des pixels carrés de côté 20 mm (taille de l'endommagement que l'on veut détecter), 336 DI_f^{PIXEL} sont calculés.

5.3.3.4. Approche par CLUSTER

Un cluster désigne une région délimitée par des PZTs (voir **Figure 5.17**). Un DI est créé pour chaque cluster en considérant la moyenne des DI_f^{CHEMIN} obtenus à partir des chemins dont les PZTs sont contenus dans le cluster considéré. Le DI équivalent relatif à cette approche est nommé $DI_f^{CLUSTER}$. Pour le k - ième pixel, ce DI est défini par la relation :

$$DI_{f}^{\text{méthode}}(k) = \frac{\sum_{ij(k)} f(x_{1_{ij}}, x_{2_{ij}})}{N_{ij(k)}}$$
(5.5)

où ij(k) désigne les chemins ij (du PZT i vers le PZT j) dont les deux PZTs i et j appartiennent au k - ième cluster, et $N_{ij(k)}$ est le nombre de chemins qui sont contenus dans le k - ième cluster.

La structure étudiée a arbitrairement été segmentée en 6 clusters (voir **Figure 5.17**), ce $\frac{m \acute{e} t hode}{pui permet}$ qui permet de calculer 6 $DI_f^{CLUSTER}$.

5.3.4. Résumé

Pour résumer, un indicateur d'endommagement est calculé pour :

- une fonction donnée *f* : cette fonction admet deux signaux en entrée et donne une valeur unique en sortie. Toutes les fonctions à disposition sont répertoriées dans le **Tableau 5.2**.
- une **méthode** donnée : la méthode influence le choix des signaux comparés, admis en entrée de la fonction *f*. Les méthodes possibles sont :
 - La Rupture de Réciprocité (RR, paragraphe 5.3.2.1)
 - La Variation d'amplitude (VA, paragraphe 5.3.2.2)
 - L'Analyse des Modes (AM, paragraphe 5.3.2.3)
 - La baseline Instantanée (BI, voir paragraphe 5.3.2.4)
- une **approche** donnée : l'approche mène au calcul de DIs équivalents qui sont relatifs à différentes régions de la structure étudiée. Les approches possibles sont :
 - CHEMIN (paragraphe 5.3.3.1)
 - PZT (paragraphe5.3.3.2)
 - PIXEL (paragraphe 5.3.3.3)
 - CLUSTER (paragraphe 5.3.3.4)

méthode

La notation générique adoptée est la suivante : $DI_f^{approche}$, et par exemple, le terme RR

 $DI_{MAR}^{CLUSTER}(3)$ désigne le DI calculé en appliquant la méthode de retournement temporel (RR), en adoptant l'approche par CLUSTER, et en utilisant la fonction de Maximum d'Amplitude Relative (MAR, soit la fonction n°9 du **Tableau 5.2**) prenant comme paramètres d'entrée les signaux issus du 3^{ème} cluster (voir **Figure 5.17**).

5.4. Démarche statistique pour la détection d'endommagement

Comme cela a été précisé dans le premier paragraphe de ce chapitre (5.1), les méthodes *baseline free* ne reposent pas sur la comparaison de signaux provenant d'une *baseline* mais sur l'analyse des signaux instantanés issus de mesures dans un état d'endommagent inconnu. Dans ce contexte, il est nécessaire de se baser sur une analyse statistique des DIs obtenus à partir des signaux mesurés (paragraphe 5.3.1). Les choix des paramètres utilisés dans le cadre de ces analyses statistiques sont inspirés de (Farrar et Worden, 2013, chap. 6).

VI Valeurs possibles		Description				
	SDT_sain	Plaque simulée saine				
	SDT_dom	Plaque simulée endommagée (Figure 5.9)				
	EXP_sain	Plaque réelle saine, à température ambiante				
Structure	EXP AM20	Plaque réelle avec les aimants AM20, à				
étudiée		température ambiante (Figure 5.6)				
etudice	EXP delam	Plaque réelle délaminée par choc laser, à				
		température ambiante (Figure 5.7)				
	EXP_delam_40deg	Plaque réelle délaminée par choc laser, à 40° C				
	EXP_delam_80deg	Plaque réelle délaminée par choc laser, à 80° C				
Combinaison	ee,er,ed,	Exploitation des 9 combinaisons possibles pour				
émetteur-	re,rr,rd,	les électrodes du dual PZT (voir Figure 4.6)				
récepteur	de,dr,dd	les cicelloues du duai i Zi (voir Figure 4.0)				
Mode	V	Le signal complet est utilisé (pas de				
	V	décomposition)				
Widde	A_0	La décomposition du mode A_0 est utilisée				
	S ₀	La décomposition du mode S_0 est utilisée				
Fréquence	$f_0 = 50$ à 150 kHz	Voir Figure 5 5				
d'excitation	par pas de 10 kHz	von Figure 3.5				
Durée du	0,3 ms					
signal	1,6 ms	Etude a un temps court et a un temps long				
	RR	Rupture de Réciprocité (paragraphe 5.3.2.1)				
Méthode	VA	Variation d'amplitude (paragraphe 5.3.2.2)				
	AM	Analyse des Modes (paragraphe 5.3.2.3)				
	BI	baseline Instantanée (paragraphe 5.3.2.4)				
Approche	CHEMIN	Paragraphe 5.3.3.1				
	PZT	Paragraphe 5.3.3.2				
	PIXEL	Paragraphe 5.3.3.3				
	CLUSTER	Paragraphe 5.3.3.4				
Fonction	N°1 à 26	Voir Tableau 5.2				

Tableau 5.3 : Variables Indépendantes (VI) paramétrées dans le cadre des approches statistiques réalisées.

5.4.1. Variables dépendantes et indépendantes

Les Variables Dépendantes (**VD**) correspondent aux valeurs qui sont analysées, alors que les Variables Indépendantes (**VI**) correspondent aux paramètres maitrisés par l'expérimentateur pour déterminer leurs effets sur les VDs. Dans le cas d'étude proposé, les VDs correspondent aux DIs, et les VIs sont décrites dans le **Tableau 5.3**. A quelques exceptions près, les DIs ont été déterminés pour toutes les combinaisons de VIs possibles. Les exceptions sont les méthodes pour lesquels les VIs sont imposées, à savoir :

- Pour la méthode VA, la VI appelée « combinaison émetteur-récepteur » n'est pas prise en compte puisque cette méthode consiste à comparer les réponses obtenues pour les combinaisons *rd* et *dd* (voir paragraphe 5.3.2.2). La VI appelée « Mode » n'est également pas prise en compte pour cette méthode.
- Pour la méthode AM, la VI appelée « Mode » n'est pas prise en compte puisque cette méthode consiste à comparer le mode A₀ et le mode S₀ décomposés.

5.4.2. Détection des valeurs aberrantes

Les valeurs aberrantes désignent les VDs qui se distinguent de la distribution constatée pour l'ensemble des VDs étudiées. Dans la suite du manuscrit, DI_d fait référence au DI de l'endommagement, et DI_a au DI détecté comme valeur aberrante. Le but de l'analyse des méthodes *baseline free* développée est de déterminer les combinaisons de VIs pour lesquelles les DI_a correspondent aux DI_d .

5.4.2.1. Loi statistique décrivant la distribution

La distribution des variables dépendantes peut être présentée sous forme d'histogramme en représentant la densité des valeurs obtenues, ce qui permet d'observer la proportion des observations prenant chaque valeur (**Figure 5.18b**). Une distribution donnée peut suivre une tendance, auquel cas les observations suivent une loi statistique. Les DIs observés sont proches (en moyenne) de 0 dans le cas où l'observation n'est pas endommagée, et s'éloigne de 0 dans le cas d'un endommagement. Les valeurs adoptées par ces DIs suivent une loi stochastique, ce qui implique que l'identification de valeurs aberrantes repose sur une démarche probabiliste et non sur un modèle déterministe. Sur le nombre d'observations considérées, on peut estimer que la majorité des observations auront tendance à se rapprocher d'un cas sain alors que les observations correspondant à l'endommagement s'éloignent de la distribution de ces valeurs saines puisqu'un seul endommagement, localisé, est étudié. La loi statistique la plus souvent constatée sur les différentes configurations testées est une **loi demi-normale (Figure 5.18b**). Des lois plus complexes peuvent être utilisées mais cela ne constitue pas le point d'intérêt du travail présenté ici.



Figure 5.18 : Détection des valeurs aberrantes sur les structures EXP_delam et EXP_sain sur les signaux de la combinaison dd pour la réponse non décomposée (V) mesurée pour une fréquence d'excitation $f_0 = 70$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche CHEMIN, et la fonction CCMPD. a) DIs obtenus pour chaque chemin et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagés superposés avec une loi demi-normale pour le cas sain. C) Représentation des chemins de la plaque et superpositions avec les résultats idéaux (rouge) et obtenus (pointillés noirs).

5.4.2.2. Définition d'un seuil de détection

Le principe d'une méthode *baseline free* est qu'elle ne doit pas reposer sur les mesures issues d'une *baseline*. Ce point est particulièrement délicat lorsqu'il s'agit d'établir le seuil de détection à partir duquel un DI est considéré comme une valeur extrême, car ce seuil doit être déterminé à partir des données instantanées.

Le seuil η est choisi en évaluant :

$$\eta = \overline{DI} + 2\sigma \tag{5.6}$$

où \overline{DI} désigne la moyenne des DIs, et σ l'écart type de la distribution. Pour un nombre de DIs N_{DI} , ces deux critères sont définis par :

$$\overline{DI} = \frac{\sum_{i=1}^{N_{DI}} DI_i}{N_{DI}}$$
(5.7)

$$\sigma = \sqrt{\sum_{i=1}^{N_{DI}} \frac{(\overline{DI} - DI_i)^2}{N_{DI}}}$$
(5.8)

Ce seuil repose sur l'hypothèse que les valeurs de DI ne contenant pas d'information sur un endommagement sont proches d'une valeur commune, et qu'un DI considéré comme endommagé s'éloigne de la distribution correspondante aux valeurs saines, ce qui permet de l'identifier comme une valeur aberrante.

La **Figure 5.18a**) montre les DIs obtenus et les seuils associés. Pour les DIs correspondants à l'état sain, aucune valeur extrême n'est détectée, contrairement au cas endommagé. Il est important de noter que les seuils sont définis pour chaque distribution de façon individuelle : ce n'est pas le seuil obtenu à partir de l'état sain (en bleu sur la **Figure 5.18a**) qui est utilisé pour déterminer les valeurs extrêmes de l'état endommagé (DI_a) , mais bien le seuil établi à partir des DIs de l'état endommagé. Le seuil obtenu pour l'état sain permet de bien vérifier qu'aucune valeur extrême n'est constatée lorsqu'il n'y a pas d'endommagement.

5.4.2.3. Diagnostic : critère de bonne détection

Bien que le but de cette étude soit de détecter un endommagement (et non le localiser), les approches proposées permettent de vérifier si l'endommagement est détecté dans une région correspondant à la zone endommagée, on parle alors de **détection localisée**. Trois qualificatifs associés à la détection sont introduits et , présentées dans le **Tableau 5.4**. Elles sont évaluées pour chaque combinaison de variables indépendantes possible i_{VI} , et le diagnostic correspondant est noté $diag(i_{VI})$.

Diagnostic	Description	Condition			
D0	PAS DE DETECTION La combinaison de variables indépendantes ne permet pas de détecter la présence d'un endommagement.	La structure endommagée est caractérisée comme saine OU La structure saine est caractérisée comme endommagée			
D1	DETECTION La combinaison de variables indépendantes permet de détecter la présence d'un endommagement, mais pas nécessairement dans la région de l'endommagement.	La structure endommagée est considérée comme endommagée (détection de valeurs aberrantes DI_a) ET La structure saine est considérée comme saine (pas de valeur aberrante) MAIS Les DIs détectés comme valeurs aberrantes (DI_a) ne correspondent pas forcément aux DI de l'endommagement (DI_d) .			
D2	DETECTION LOCALISÉE La combinaison de variables indépendantes permet de détecter la présence d'un endommagement dans la région de l'endommagement.	La structure endommagée est considérée comme endommagée (détection de valeurs aberrantes DI_a) ET La structure saine est considérée comme saine (pas de valeur aberrante) ET la majorité des DIs détectés comme valeurs aberrantes (DI_a) correspondent à un ou plusieurs DI(s) de l'endommagement (DI_a).			

Tableau 5.4 : Diagnostic possible pour la détection d'un endommagement

Les DIs correspondant à l'endommagement DI_d sont propres à l'approche proposée **Figure 5.19** :

- Pour l'approche CHEMIN, DI_d est constituée des chemins traversant l'endommagement (tracés en rouge) et passant à proximité de l'endommagement (tracés en orange). Cela représente 10 DIs sur les 42 DIs possibles (paragraphe 5.3.3.1).
- Pour l'approche PZT, DI_d est constituée du PZT dont la région contient l'endommagement (zone rouge) et de deux zones proches de l'endommagement (zones en orange). Cela représente 3 DIs sur les 7 DIs possibles (paragraphe 5.3.3.2).

- Pour l'approche PIXEL, DI_d est constituée des pixels en contact avec l'endommagement (pixels rouges) et de trois pixels supplémentaires (pixels orange) qui correspondent à des pixels pour lesquels les DIs équivalents sont méthode calculés à partir des mêmes DI_f^{CHEMIN} que l'un des pixels en contact avec l'endommagement. DI_d contient 5 DIs sur les 336 DIs possible (paragraphe 5.3.3.3).
- Pour l'approche CLUSTER, *DI_d* est constituée du cluster dont la région contient l'endommagement (zone rouge). Cela représente 1 DI sur les 6 DIs possible (paragraphe 5.3.3.4).



Figure 5.19 : Mise en évidence des valeurs observées correspondantes aux DI_d pour les quatre approches proposées.

5.4.2.4. Objectifs de cette approche statistique

Le diagnostic $diag(i_{VI})$ a été évalué pour chaque combinaison de VI i_{VI} possible (mis à part les exceptions décrites en paragraphe 5.4.1). Cette démarche est totalement naïve dans le sens où toutes les combinaisons ne sont pas propices à l'établissement de DIs cohérents pouvant être utilisés pour la détection d'endommagement. Cela permet néanmoins de constater des tendances (choix des fréquences d'excitation, fonctions les plus robustes pour une approche et une méthode donnée, mode de propagation préférentiel...) qui sont en partie analysées dans la suite de ce manuscrit.
5.5. Conclusion

Dans un premier temps ce chapitre présente un état de l'art sur les méthodes de détection *baseline free* appliquées à la détection d'endommagements dans des matériaux composites. À partir de cette analyse, diverses méthodes et approches sont proposées pour l'étude d'endommagements sur une structure composite.

Dans un second temps, ce chapitre présente les différents cas d'endommagement considérés en conditions expérimentales et numériques, et tous les paramètres qui vont être testés pour la détection d'endommagement avec des dual PZTs. Ces nombreux cas d'études font l'objet d'une analyse statistique dont les résultats sont présentés et discutés dans le chapitre suivant.

Chapitre 6 Application des méthodes *baseline free*

Le chapitre précédent présente les différentes méthodes baseline free envisagées avec différents paramètres (variables indépendantes décrites dans le **Tableau 5.3**). Les différentes combinaisons de ces variables indépendantes i_{VI} sont testées afin de déterminer un diagnostic diag(i_{VI}) qui caractérise la capacité de cette combinaison à détecter l'endommagement sur la structure considérée. Les trois niveaux de diagnostics possibles (D0, D1 et D2) sont décrits dans le **Tableau 5.4**. Ce chapitre présente une analyse globale des diagnostics obtenus pour toutes les structures (simulées et expérimentales), puis parcourt en détail les paramètres les plus pertinents pour les différents cas d'endommagement.

Contenu du présent chapitre :

6.1.	Validation sur un modèle Eléments Finis	160
6.1.1	. Modèle utilisé pour la simulation	160
6.1.2	2. Influence de l'endommagement simulé sur les modes A0 et S0	160
6.1.3	3. Détection d'endommagements	164
6.2.	Analyse globale	174
6.3.	Validation expérimentale	176
6.3.1	. Influence d'un endommagement généré par aimant et du délaminage su	r les
sign	aux mesurés	176
6.3.2	2. Approches et méthodes les plus efficaces pour les cas expérimentaux	178
6.3.3	3. Etude des modes	180
6.3.4	I. Fonctions les plus appropriées, structures expérimentales	180
6.3.5	5. Fonctions les plus appropriées : expérimental et simulé	182
6.3.6	5. Combinaisons les plus fiables toutes structures confondues	183
6.4.	Discussions et conclusions	188
6.4.1	. Intérêt de la décomposition des modes	188
6.4.2	2. Représentativité du modèle numérique et limites des endommagements	
artif	iciels	190
6.4.3	3. Influence de la température	191
6.4.4	Lefficacité des méthodes et approches proposées	191
6.4.5	5. Déploiement à de plus grandes structures	192
6.4.6	5. Limite des méthodes baseline free utilisées	193

6.1. Validation sur un modèle Eléments Finis

6.1.1. Modèle utilisé pour la simulation

Toutes les informations concernant les paramètres choisis pour la simulation numérique menée sur SDTools sont données en paragraphe 4.4.4.1. La **Figure 6.1** montre un exemple de superposition de signaux obtenus numériquement et expérimentalement suite au recalage du modèle. Les informations relatives à la simulation de l'endommagement sont données dans le paragraphe 5.2.3.3.



Figure 6.1 : Structure SDT_dom : Superposition des signaux obtenus pour une fréquence d'excitation $f_0 = 80$ kHz en conditions expérimentales et en simulation sur SDTools.

6.1.2. Influence de l'endommagement simulé sur les modes A_0 et S_0

La simulation numérique permet de représenter le déplacement des ondes de Lamb dans la structure étudiée. La comparaison de simulations avec et sans endommagement est notamment un bon moyen d'appréhender l'influence de l'endommagement simulé sur la propagation de chaque mode de Lamb : la soustraction des déplacements obtenus dans un cas sain et endommagé met en évidence l'interaction de l'endommagement avec les ondes qui se propagent. La **Figure 6.2** et la **Figure 6.3** démontrent cela par l'intermédiaire d'une grande plaque constituée du même matériau et avec le même endommagement que le cas d'étude considéré.



Figure 6.2 : Déplacements provoqués par les ondes de Lamb pour une fréquence d'excitation $f_0 = 50$ kHz, à un instant t = 0,0043 ms après l'émission. a) sur une structure saine ; b) sur une structure endommagée ; c) mise en évidence de l'influence de l'endommagement par soustraction des déplacements sain et endommagé. d) Vue en détail de la zone d'endommagement pour le mode S_0



(d)

Figure 6.3 : Déplacements provoqués par les ondes de Lamb pour une fréquence d'excitation $f_0 = 50$ kHz, à un instant t = 0,15 ms après l'émission. a) sur une structure saine ; b) sur une structure endommagée ; c) mise en évidence de l'influence de l'endommagement par soustraction des déplacements sains et endommagés. d) Vue en détail de la zone d'endommagement pour le mode A_0

L'analyse particulière des déplacements dans la zone d'endommagement montre que :

- Le mode S_0 est autant réfléchi qu'atténué par l'endommagement (Figure 6.2d)
- Il n'y a pas de conversion de mode de S₀ vers A₀ lors de l'interaction avec l'endommagement (voir contribution du mode A₀ dans la Figure 6.2c)
- Le mode A_0 est largement atténué mais peu réfléchi par l'endommagement (**Figure 6.3d**).

Ces observations sont propres au cas d'endommagement simulé et ne sont pas transférables à un cas de délaminage réel, comme cela est précisé dans le paragraphe 5.2.3. Cependant, elles montrent, qu'un endommagement (changement local de propriétés) génère des modifications notables dans la propagation des modes A_0 et S_0 , ce qui justifie l'étude de ces derniers dans le cadre de la détection d'endommagement.



Figure 6.4 : Structure SDT_dom : Influence de l'endommagement sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27. a) Signal émis par le *ring* à $f_0 = 50$ kHz et mesuré par le *disk*. b) Signal émis par le *disk* à $f_0 = 130$ kHz et mesuré par le *disk*.

La **Figure 6.4** montre les signaux mesurés dans le cadre des simulations menées sur le modèle représentant le cas d'étude (**Figure 5.9**). Cela confirme les observations réalisées sur l'analyse des déplacements, et permet également de noter les remarques suivantes :

- La contribution directe du mode A₀ est retardée par l'endommagement (voir la contribution du mode A₀ dans la Figure 6.4)
- Le mode S_0 n'est pas retardé par l'endommagement, mais légèrement atténué.
- Le mode A₀ est beaucoup plus sensible à l'endommagement à 50 kHz (Figure 6.4a) que le mode S₀, ce qui se manifeste par une plus grande différence entre les signaux observés à l'état sain et endommagé.
- Le mode S₀ est beaucoup plus sensible à l'endommagement pour l'excitation à 130 kHz (Figure 6.4b) qu'à 50 kHz (Figure 6.4a).

Ces deux dernières remarques vont dans le sens de l'analyse menée sur le choix des fréquences d'excitation pour permettre une interaction avec l'endommagement (**Figure 5.5** et paragraphe 4.4.3.4). Comme le mode A_0 se propage avec une longueur d'onde plus courte que le mode S_0 et que la longueur d'onde de ces deux modes diminue lorsque la fréquence augmente, il est logique de constater que le mode A_0 est plus sensible à l'endommagement pour de plus faibles fréquences d'excitation. Il faut toutefois relativiser ces analyses car elles sont propres au type et à la taille de l'endommagement considéré dans ce modèle simulé.

6.1.3. Détection d'endommagements

Ce paragraphe analyse en détail les cas de diagnostics D2 pour la structure SDT_dom. Cela correspond à 5,3 % des combinaisons testées sur ce cas d'endommagement (voir **Figure 6.11a**). L'efficacité d'une combinaison désigne sa capacité à diagnostiquer un état D2. Une valeur possible d'une VI (voir **Tableau 5.3**) est considérée comme « plus efficace » qu'une autre lorsqu'elle aboutit à plus de diagnostics D2. Les pourcentages de D2 « relatifs » à des VIs donnés présentés par la suite sont obtenus de sorte que les résultats présentés constituent toujours 100 % des D2 propres aux VIs observées.

6.1.3.1. Approches et méthodes les plus efficaces

La **Figure 6.5** montre les pourcentages de D2 pour la structure SDT_dom obtenus pour chaque méthode et chaque approche, relativisés en considérant les pourcentages de diagnostics réalisés pour chaque méthode (**Tableau 6.1**). Dans cette figure, 100 % correspond à l'ensemble des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom. Ainsi, par exemple, 13,8 % des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom sont obtenus lorsque la méthode RR est appliquée.



Figure 6.5 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque méthode.

Cette figure (Figure 6.5) permet de constater que :

- La méthode BI est de loin la plus efficace (60,1 % des D2).
- La méthode VA ne semble pas adaptée. Elle a permis d'aboutir à un diagnostic D2 dans seulement 3, 1 % des combinaisons.
- En fonction des méthodes considérées, l'approche la plus efficace diffère :
 - Pour la méthode RR, l'approche CLUSTER est la plus appropriée (9,2 % des D2), et les approches PZT (1 % des D2) et CHEMIN (0,8 % des D2) sont moins efficaces.
 - Pour la méthode VA, l'approche CHEMIN domine (2,2 % des D2, et inférieur à 0,4 % pour les autres approches).
 - Pour la méthode AM, les approches CHEMIN (7,6 % des D2) et PIXEL (12,3 % des D2) sont les plus appropriées.
 - Pour la méthode BI, les approches CHEMIN (16,6 % des D2), PIXEL (23,4 % des D2) et CLUSTER (16,6 % des D2) sont les plus représentées.
- Toutes méthodes confondues, on remarque que :
 - Globalement, l'approche PZT est moins efficace que les autres (7,3 % des D2).
 - Les autres approches se valent : l'approche PIXEL représente 38,7 % des D2, l'approche CLUSTER 26,8 % des D2 et l'approche CHEMIN 27,1 % des D2.
- 6.1.3.2. Fréquence la plus efficace

La fréquence d'excitation a une influence sur la longueur d'onde des modes de Lamb qui se propagent dans la structure étudiée (**Figure 5.5**). L'interaction des ondes avec l'endommagement dépend de cette longueur d'onde (**Figure 6.4**), et les méthodes de détection proposées sont plus ou moins sensibles aux déformations des signaux mesurés. La **Figure 6.6** montre l'efficacité de chaque fréquence d'excitation relativement à l'approche et la méthode choisie. Dans cette figure, pour chaque case, 100 % correspond à l'ensemble des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom en considérant la méthode spécifiée en abscisse et l'approche en ordonnée. Ainsi, si l'on étudie par exemple la première case, 34,6 % des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom lorsque la méthode RR est appliquée et l'approche CHEMIN est adoptée sont obtenus pour une fréquence d'excitation de 50 kHz.

Globalement, on remarque que la détection est plus efficace pour les basses fréquences (voir le tracé pour toutes les méthodes (TOTAL) et toutes les approches (TOTAL) de la **Figure 6.6**). Cela est encore valable pour la méthode BI, mais cette observation est nuancée pour les autres méthodes :

- Pour la méthode RR, les fréquences les plus efficaces dépendent beaucoup des approches considérées : les approches CHEMIN et PIXEL sont plus efficaces à basses fréquences (50 kHz) tandis que les approches PZT et CLUSTER sont plus efficaces à moyennes (80 kHz) et hautes (120 kHz) fréquences.
- La méthode MA fonctionne mieux pour les hautes fréquences (autour de 120 kHz). Étant donné que cette méthode est basée sur la comparaison des contributions des modes A_0 et S_0 , cette observation est cohérente puisque cela correspond à des fréquences pour lesquelles les deux modes se propagent dans des proportions comparables (**Figure 4.26**) et ont une interaction avec l'endommagement (**Figure 5.5**).



Figure 6.6 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fréquence d'excitation f_0 , en kHz, relatif à chaque méthode et chaque approche.

Pour les méthodes RR et VA, il est difficile d'observer des tendances fiables de la bonne détection de l'endommagement en fonction de la fréquence d'excitation car les signaux mesurés sont fortement impactés par un changement de fréquence. En plus des interactions avec l'endommagement, les modifications des vitesses de propagation de chaque mode ajoutent ou modifient les réflexions des paquets d'ondes aux bordures de la structure.

La méthode BI consiste à comparer des signaux moyens observés sur des chemins similaires. Il est donc normal de constater que son efficacité ne dépend pas beaucoup de la fréquence d'excitation.

6.1.3.3. Fonction la plus efficace

Le choix de la fonction utilisée pour calculer le DI est l'une des variables indépendantes qui varie le plus d'une méthode à l'autre. Comme cela est détaillé dans le paragraphe 5.3.1.2, les fonctions peuvent être partagées en 4 groupes en fonction des caractéristiques des signaux comparées. L'efficacité des fonctions renseigne donc sur l'influence de l'endommagement sur ces caractéristiques. La **Figure 6.7** montre les pourcentages de D2 obtenus pour chaque fonction, relatifs à la méthode et à l'approche utilisée. Dans cette figure, pour chaque case, 100 % correspond à l'ensemble des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom en considérant la méthode spécifiée en abscisse et l'approche en ordonnée. Ainsi, si l'on étudie par exemple la première case, 21 % des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom lorsque la méthode RR est appliquée et l'approche CHEMIN est adoptée sont obtenus en calculant le DI *via* la fonction DWTC.

La Figure 6.8 représente la même analyse cumulée pour toutes les approches.



Figure 6.7 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à chaque méthode et chaque approche



Figure 6.8 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à chaque méthode (cumulé pour toutes les approches)

Pour la méthode RR :

- La fonction TDM est bien efficace en adoptant l'approche CHEMIN, ce qui est cohérent avec les études de (Kim et Sohn, 2008), (Sohn et Kim, 2010) et (Huang et al., 2018) à ce sujet (voir paragraphe 5.1.3) : l'endommagement ralentit la propagation différemment en fonction du sens parcouru sur un chemin donné. L'argument du maximum est donc décalé sur les signaux comparés issus d'un chemin endommagé. C'est aussi l'observation que l'on peut voir sur la Figure 5.12. L'endommagement est aussi détectable en observant le déphasage qui diffère dans les deux sens (fonction PHI) du chemin.
- Les comparaisons de densités spectrales (fonctions WPSD et DWTC) sont également pertinentes pour les approches CHEMIN et PIXEL.
- Pour les approches autres que CHEMIN, les fonctions les plus efficaces sont celles basées sur les comparaisons d'amplitudes maximales (fonctions SAPS, SAPR, SAHM). Cela est cohérent avec l'observation de la **Figure 6.4** : l'endommagement atténue les ondes qui se propagent, et son emplacement fait qu'il atténue différemment dans un sens et dans l'autre des chemins de propagation. Le fait de concentrer les DIs obtenus dans une région (un CLUSTER, un pzt, ou un pixel) permet de mettre en évidence l'endommagement en créant un DI équivalent qui contraste plus avec les cas sains que dans le cas de la comparaison des chemins.
- L'approche CLUSTER est celle qui permet d'établir un diagnostic D2 pour le plus de fonctions variées, et c'est d'ailleurs cette approche qui est la plus efficace pour la méthode RR (voir **Figure 6.5**).

Pour la méthode VA, les fonctions qui sont les plus efficaces (**Figure 6.8**) sont celles basées sur la corrélation croisée (CC, CCA, CCMPD et CCTOF), et principalement pour l'approche CHEMIN (la plus efficace pour cette méthode – voir **Figure 6.5**). Des

fonctions basées sur la comparaison des énergies et de la forme des signaux (PHI et NSED) sont également efficaces pour l'application des approches CLUSTER et PIXEL. Cela est cohérent car le but de cette méthode est de comparer des signaux d'amplitudes différentes, ce qui est obtenu en variant l'électrode émettrice. Les signaux mesurés sont très semblables en termes de forme, mais pas d'amplitude (voir **Figure 5.13**). Cela montre que l'endommagement a bien une influence sur l'écart des amplitudes des signaux, et rejoint les résultats décrits dans (Tabatabaeipour et al., 2017) – voir Annexe C.

Pour la méthode AM, tous les groupes de fonctions permettent d'établir un diagnostic D2. Plus particulièrement :

- La comparaison des temps de vol des modes A_0 et S_0 (fonctions TDM et TD1) et de l'amplitude des paquets d'ondes correspondants (fonctions SAPR, SAHM et SAPS) sont des bons indicateurs d'endommagement pour l'approche CHEMIN. Cela confirme que l'endommagement impacte différemment chaque mode (ralentissement et atténuation) et que cette différence est notable par rapport à des chemins non endommagés. Cela rejoint les observations faites sur le mode dans (Yeum et al., 2011b) – voir paragraphe 5.1.1.
- Les approches par PZT et CLUSTER, qui sont les moins efficaces pour cette méthode (voir **Figure 6.5**), sont plus sensibles à la variation d'énergie dans le domaine fréquentiel (fonctions WPSD, WTP et DWTC). Ces approches ne se basent pas sur les DIs émergents directement du chemin endommagé, mais sur un DI équivalent qui accumule l'influence de l'endommagement sur les chemins avoisinant la région endommagée. L'efficacité de ces fonctions pour ces approches montre que les réflexions et atténuations des ondes dans l'endommagement varient pour chaque mode, ce qui se traduit par des spectres variés.
- L'approche PIXEL, qui est la plus efficace pour cette méthode (voir **Figure 6.5**), suit la même tendance que l'approche CHEMIN. Cela est logique car le DI équivalent permettant de détecter l'endommagement qui définit cette approche est calculé à partir des chemins qui traversent l'endommagement. On remarque néanmoins que les fonctions relatives à la corrélation des contributions des modes (CC, CC0, CCA, CCMPD, CCTOF et CRC) semblent également efficaces pour cette approche : l'endommagement contribue à différencier les contributions des modes. Cela ne peut pas représenter une analyse très fiable car les contributions des deux modes ne sont pas des signaux qui sont censés être identiques, avec ou sans endommagement.

Pour la méthode BI, qui correspond à la méthode la plus efficace pour la détection localisée de l'endommagement (**Figure 6.5**), toutes les fonctions exceptées SE permettent d'établir un diagnostic D2 :

• Les approches CHEMIN et CLUSTER sont plus efficaces pour les fonctions basées sur la corrélation des signaux (en particulier CCTOF) tandis que les

approches PIXEL et CLUSTER sont plus efficaces pour les fonctions basées sur les amplitudes des maximums (MA, SAPR, SAHM) ou la comparaison des enveloppes (ENV pour l'approche PIXEL).

• Les approches PIXEL et CLUSTER suivent les mêmes tendances que pour la méthode RR. Cela est dû au fait que ces deux méthodes (RR et BI) sont assez similaires dans le sens où elles consistent à comparer des signaux supposés identiques, contrairement aux autres méthodes.

Toutes approches confondues (**Figure 6.8**), les fonctions basées sur l'énergie des signaux complets dans le domaine temporel ne sont pas efficaces (fonctions NRE, RED, ER, SE, NSED et NSE). Leurs corrélations, et leurs analyses dans le domaine fréquentiel (fonctions WPSD, WTF et DWTC) présentent toutefois un intérêt, notamment pour les méthodes RR et AM. Les fonctions basées sur l'analyse de l'amplitude et l'argument d'un maximum (local ou non) sont généralement bien plus efficaces (surtout pour les méthodes RR et AM). L'avantage de ne considérer que deux données (un maximum et un argument) plutôt qu'un signal complet échantillonné à haute fréquence peut s'avérer intéressant dans le cadre du déploiement de système SHM car cela permet de réduire la quantité d'informations à stocker dans le suivi d'une structure instrumentée.

6.1.3.4. Durée du signal

Deux durées ont été considérées pour étudier l'influence de la prise en compte des réflexions sur l'efficacité des diagnostics : une durée courte favorise l'étude des premiers paquets d'ondes tandis qu'une durée longue enregistre les échos des ondes sur les extrémités de la structure. Les résultats obtenus (détaillés en Annexe B) montrent que la durée a peu d'influence sur les diagnostics.

Le croisement des résultats d'efficacité des différentes durées avec ceux issus de l'analyse des fonctions (**Figure 6.7** et **Figure 6.8**) montre que des signaux courts sont favorables pour les fonctions basées sur la corrélation des signaux alors que des signaux longs sont préférables pour les fonctions basées sur des comparaisons dans le domaine fréquentiel.

6.1.3.5. Combinaison émetteur-capteur

Les différentes combinaisons émetteur-capteur ont été testées pour vérifier si le choix des électrodes émettrices et réceptrices a une influence sur la bonne détection d'endommagement. Ce choix peut influencer les résultats car :

- Le *ring* et le dual PZT entier génèrent une onde plus ample que le *disk* seul (les électrodes correspondantes ont une surface plus grande).
- Le *disk* est plus sensible aux faibles longueurs d'onde que le *ring* et le dual PZT entier (car son électrode est plus petite), donc notamment en mode A_0 dans les basses fréquences, mais également aux deux modes dans les hautes fréquences (voir **Figure 5.5**).

Le détail de l'efficacité des différentes combinaisons pour chaque méthode et chaque approche est présenté en Annexe B. Globalement, ces résultats montrent qu'il n'y a pas de combinaison qui favorise la détection d'endommagement.

6.1.3.6. Mode

Les méthodes RR et BI ont été testées pour les signaux non décomposés (V) et les contributions de chaque mode individuellement (A_0 et S_0). La **Figure 6.9** montre l'efficacité relative de chaque mode en fonction de la méthode et de l'approche pour la structure SDT_dom. Dans cette figure, pour chaque case, 100 % correspond à l'ensemble des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom en considérant la méthode spécifiée en abscisse et l'approche en ordonnée. Ainsi, si l'on observe par exemple la première case, 39,5 % des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure SDT_dom lorsque la méthode RR est appliquée et l'approche CHEMIN est adoptée sont obtenus en se basant sur l'étude du mode S_0 isolé.



Figure 6.9 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque mode relatif aux méthodes RR et BI et à chaque approche.

Cette figure illustre bien l'intérêt de la décomposition des modes de Lamb dans les réponses mesurées : dans toutes les combinaisons testées, l'isolation d'un des modes est plus efficace que lorsque (V) est considéré. Cela est d'autant plus marqué pour l'approche PZT adoptée pour les méthodes RR et BI, ainsi que les approches PIXEL et CLUSTER adoptées pour la méthode RR.

L'étude du mode S_0 est significativement plus efficace que le mode A_0 lorsque les approches CHEMIN et PZT sont considérées, et légèrement plus efficaces pour les approches PIXEL et CLUSTER adoptées pour la méthode RR. Le mode A_0 est quant à lui plus efficace pour les approches PIXEL et CLUSTER adoptées avec la méthode BI. Ce constat montre bien que les modes A_0 et S_0 ont des interactions différentes avec l'endommagement, et que l'étude des deux modes peut permettre de diagnostiquer la présence de l'endommagement.

La **Figure 6.10** montre de façon plus précise l'efficacité de chaque mode en fonction de la fréquence d'excitation f_0 pour chaque approche et chaque méthode.



Figure 6.10 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) des modes A_0 (en rouge) et S_0 (en bleu) en fonction de la fréquence d'excitation f_0 , en kHz, relatifs aux méthodes RR et BI et à chaque approche.

Dans un premier temps, cette figure montre qu'il n'y a pas de tendance particulière pour l'efficacité de chaque mode en fonction de la fréquence. Ils suivent globalement les tendances discutées en paragraphe 6.1.3.2. Dans un second temps, cette figure permet de nuancer l'analyse proposée dans le paragraphe 5.2.1 concernant le choix des dual PZTs et des fréquences d'excitation : on remarque que la détection d'endommagement fonctionne à toutes les fréquences pour les deux modes, c'est-à-dire même à des

fréquences d'excitation inférieures à 134 kHz (fréquence pour laquelle la longueur d'onde du mode S_0 permet théoriquement une interaction avec l'endommagement, conformément à la **Figure 4.16**). Cet aspect était basé sur la théorie, mais la **Figure 6.2** montre bien qu'une interaction du mode S_0 avec l'endommagement est constatée pour une fréquence d'excitation de 50 kHz.

6.2. Analyse globale

Comme cela est précisé au paragraphe 5.4.2.4, la démarche de test de toutes les combinaisons possibles est naïve dans le sens où une combinaison aléatoire des VIs n'est pas forcément propice au calcul d'un DI cohérent. La comparaison du pourcentage de chaque diagnostic possible pour chaque cas d'endommagement est illustrée dans la **Figure 6.11**. Dans cette figure, pour chaque structure, 100 % correspond à l'ensemble des diagnostics effectué. Ainsi, si l'on considère par exemple la structure SDT_dom, l'endommagement est détecté dans 21,2 % des cas (D1 + D2), et le diagnostic D2 est obtenu dans 5,3 % des configurations testées sur cette structure.

Ces diagnostics sont établis à partir du seuil instantané décrit en paragraphe 5.4.2.3. Pour avoir une appréciation plus approfondie du diagnostic D0, ce dernier est séparé en 3 sous-diagnostics (**Figure 6.11b**) qui sont :

- (i) $D0_0$: la structure saine est considérée comme endommagée et la structure endommagée est considérée comme endommagée.
- (ii) $D0_1$: la structure saine est considérée comme saine et la structure endommagée est considérée comme saine.
- (iii) $D0_2$: la structure saine est considérée comme endommagée et la structure endommagée est considérée comme saine

Cette Figure 6.11 appelle les commentaires suivants :

- Il est possible de détecter un endommagement de façon *baseline free* puisque les méthodes de détection proposées sont efficaces dans 18 % des cas environ (*i*_{VI} pour lesquels l'état d'endommagement D1 ou D2 est diagnostiqué).
- Environ 82 % des combinaisons i_{VI} proposées ne sont pas propices à la détection d'endommagement. Cela confirme le caractère naïf de la démarche proposée.
- L'endommagement est plus souvent détecté pour la simulation que pour les cas d'étude expérimentaux : la structure SDT_dom est diagnostiquée comme endommagée dans 21,2 % des cas, contre 18,3 % dans le meilleur des cas expérimentaux (EXP_delam_80deg).

Pour les études expérimentales, on peut noter que :

 L'endommagement correspondant aux aimants (EXP_AM20) est moins souvent détecté que l'endommagement correspondant à un délaminage (EXP_delam, EXP_delam_40deg, et EXP_delam_80deg) : l'aimant est détecté pour 14,9 % des combinaisons i_{VI} tandis que le délaminage est détecté dans 17,9 % des cas (moyenne sur les trois températures testées).

• La température a très peu d'influence sur les diagnostics : les pourcentages de chaque diagnostic pour le cas d'un délaminage à différentes températures homogènes (EXP_delam, EXP_delam_40deg, et EXP_delam_80deg) sont très proches.



Figure 6.11 : a) Pourcentage de bonne détection d'endommagement (diagnostics D1 et D2) pour les 5 structures étudiées. b) Pourcentage d'échecs de détection d'endommagement (diagnostics D0) pour les 5 structures étudiées.

Toutes les combinaisons de variables indépendantes n'ont pas été testées. Le **Tableau 6.1** rappelle le nombre de valeurs adoptées dans chacune des méthodes appliquées (VIs détaillées dans le **Tableau 5.3**).

Ces observations sont complétées par des analyses plus détaillées présentées dans ce chapitre.

	Nb de valeurs possibles par méthode				
VI	RR	VA	AM	BI	
Structure étudiée	5	5	5	5	
Combinaison émetteur- récepteur	9	1	9	9	
Mode	3	1	1	3	
Fréquence d'excitation	11	11	11	11	
Durée du signal	2	2	2	2	
Approche	4	4	4	4	
Fonction	26	26	26	26	total
Nb de combinaisons (multiplication des valeurs possibles)	308 880	11 440	102 960	308 880	732160
Pourcentage des combinaisons	42%	2%	14%	42%	100%

Tableau 6.1 : Récapitulatif des combinaisons de VIs testées. Les cases jaunes mettent en évidence les variations de VIs non traités.

6.3. Validation expérimentale

Les analyses présentées dans les paragraphes précédents montrent les tendances d'efficacités des différentes variables indépendantes testées en simulation numérique dans le cadre de la détection d'endommagement localisée. La **Figure 6.11** montre que les diagnostics réalisés sur les mesures expérimentales permettent également de détecter un endommagement. Ce paragraphe présente plus particulièrement les fonctions qui sont plus adéquates pour la détection d'un endommagement donné. Pour cela, les diagnostics obtenus sur les structures expérimentales sont comparés entre eux (pour distinguer l'influence des aimants vis-à-vis de l'influence du délaminage) et avec le cas de simulation.

6.3.1. Influence d'un endommagement généré par aimant et du délaminage sur les signaux mesurés

Les deux cas d'endommagement testés sur la structure réelle sont de nature différente. L'ajout d'aimants augmente localement la rigidité de la structure et s'applique symétriquement sur la structure (structure EXP_AM20 – voir **Figure 5.6**), tandis que le délaminage sépare les plis du matériau composite à diverses profondeurs dans l'épaisseur du matériau (structure EXP_delam – voir **Figure 5.7**). La **Figure 6.12** montre les signaux obtenus sur le chemin traversant l'endommagement. Pour le cas des aimants, l'endommagement atténue fortement la contribution directe du mode A_0 (**Figure 6.12a**). Cet effet est également constaté pour le délaminage (**Figure 6.12b**) à moindre mesure. Dans les deux cas, le mode S_0 est moins impacté : les contributions directes de ce mode dans les deux cas sont très peu atténuées, et les différences constatées dans le reste des signaux sont dues aux conversions de mode de A_0 vers S_0 aux extrémités de la structure et du dual PZT.



Figure 6.12 : Structures EXP_AM20 et EXP_delam : Influence de l'endommagement sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27 pour un signal émis par le *ring* à $f_0 = 50$ kHz et mesuré par le *disk*. a) influence des aimants (structure EXP_AM20), b) influence du délaminage (structure EXP_delam).



Figure 6.13 : Structures EXP_delam, EXP_delam_40deg et EXP_delam_80_deg : Influence de la température sur les signaux mesurés (originaux et modes décomposés) pour le chemin 27 pour un signal émis par le *ring* à $f_0 = 50$ kHz et mesuré par le *disk*. a) Signaux non décomposés. b) Premier paquet d'ondes du mode S_0 décomposé. c) Premier paquet d'ondes du mode A_0 décomposé.

Le cas de délaminage a été testé à température ambiante (structure EXP_delam, à 23 °C) et deux températures plus élevées (Structures EXP_delam_40deg à 40 °C et EXP_delam_80deg à 80 °C). La **Figure 6.13** montre l'influence de la température sur les signaux mesurés. Dans tous les cas, le délaminage à la même influence sur les signaux (atténuation du mode A_0 , très faible atténuation du mode S_0). La température a beaucoup plus de conséquences sur le mode A_0 que le mode S_0 . La **Figure 6.13b** montre le début de la contribution du mode S_0 isolé (correspondant au premier paquet d'ondes de ce mode) : les signaux obtenus à différentes températures sont très proches (pas de déphasage, très peu de différence d'amplitude). La **Figure 6.13c** montre le début du premier paquet d'ondes du mode A_0 isolé : les signaux obtenus à différentes température d'influence de la température sont déphasés et leurs amplitudes varient. Cette différence d'influence de la température en fonction de l'orientation dans le matériau.

6.3.2. Approches et méthodes les plus efficaces pour les cas expérimentaux.



Figure 6.14 : Structures EXP_AM20 et EXP_delam à différentes températures : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque méthode.

La **Figure 6.14** montre les pourcentages de D2 pour les structures EXP_AM20 et EXP_delam obtenus pour chaque méthode et chaque approche, relativisés en considérant le pourcentage de diagnostic réalisé pour chaque méthode (**Tableau 6.1**). Pour chaque histogramme de cette figure, 100 % correspond à l'ensemble des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure considérée. Ainsi, par exemple, 20,8 % des cas où D2 est diagnostiqué pour la structure EXP_AM20 sont obtenus lorsque la méthode RR est appliquée.

Cette figure (Figure 6.14) permet de constater que :

- La méthode BI est moins dominante que dans l'analyse de la structure SDT_dom (Figure 6.6). Comme les cas d'endommagement EXP_AM20 et EXP_delam sont expérimentaux, le placement des transducteurs n'est pas parfait : leurs positions peuvent être décalées de quelques millimètres par rapport aux positions idéales de la structure simulée. Ces petits écarts de placement contribuent à introduire des erreurs lorsque les signaux relatifs à des chemins censés être identiques sont créés.
- Comme pour les résultats simulés, la méthode VA ne semble pas adaptée. Elle a permis d'aboutir à un diagnostic D2 dans seulement 3,5 % et 3,4 % des combinaisons testées pour les structures EXP_AM20 et EXP_delam,.
- Les méthodes les plus efficaces varient en fonction de l'endommagement étudié : la méthode AM est plus appropriée pour l'étude de l'endommagement AM20, alors que la méthode BI est plus appropriée pour l'étude du délaminage. Au regard de la **Figure 6.12**, cela peut s'expliquer par le fait que les aimants ont plus d'influence sur la propagation du mode A_0 que le délaminage. La comparaison des décompositions des deux modes (qui définit la méthode AM) est logiquement plus efficace dans ce cas.
- Pour les différentes températures dans le cas du délaminage, les diagnostics D2 ne sont pas forcément obtenus pour les mêmes combinaisons. Cela s'explique par le fait que la température influence les signaux mesurés (**Figure 6.13**). Dans chacune des méthodes et approches proposées, cela a une influence directe sur les DIs calculés, leur distribution, et le seuil de détection instantané qui est calculé.

En fonction des méthodes considérées, l'approche la plus efficace diffère :

- Pour la méthode RR, les approches PIXEL et PZT sont les plus appropriées pour la structure EXP_AM20, auquel s'ajoute l'approche CHEMIN sur la structure EXP_delam. C'est l'opposé de la structure SDT_dom pour laquelle l'approche CLUSTER est la plus appropriée.
- Pour la méthode VA, l'approche CHEMIN domine dans tous les cas d'endommagement.

- Pour la méthode AM, l'approche PIXEL est la plus efficace pour les deux cas d'endommagement expérimentaux (excepté à 80 °C où l'approche CHEMIN domine), et l'approche PZT est peu appropriée pour la détection du délaminage.
- Pour la méthode BI, l'approche CHEMIN est la plus représentée dans les deux cas d'endommagement.

Toutes méthodes confondues, on remarque que les approches CLUSTER et PZT sont moins efficaces que les approches CHEMIN et PIXEL.

6.3.3. Etude des modes

Les méthodes RR et BI ont été testées pour les signaux non décomposés (V) et les contributions de chaque mode individuellement (A_0 et S_0). La **Figure 6.15** montre l'efficacité relative de chaque mode en fonction de la méthode et de l'approche pour les structures EXP_AM20 et EXP_delam.



Figure 6.15 : Structures EXP_AM20 et EXP_delam : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque mode relatif aux méthodes RR et BI et à chaque approche.

Cette figure, à l'instar des résultats de simulation (**Figure 6.9**), illustre bien l'intérêt de la décomposition des modes de Lamb dans les réponses mesurées. Dans la plupart des combinaisons testées, l'isolation de l'un des modes est plus efficace que lorsque le signal non décomposé V est considéré. Cette figure permet de mettre en avant le fait que les deux endommagements étudiés n'ont pas la même influence sur chaque mode. Cela se traduit par des efficacités diverses en fonction des méthodes et des approches considérées. Par exemple, l'étude du mode S_0 est significativement plus efficace que le mode A_0 lorsque l'approche CLUSTER est adoptée avec la méthode RR sur la structure EXP_delam, alors que la tendance inverse est constatée pour la structure EXP_AM20.

6.3.4. Fonctions les plus appropriées, structures expérimentales

La différence d'efficacité de chaque combinaison en fonction de l'endommagement traité peut également être étudiée à travers l'efficacité des fonctions. Comme cela est détaillé dans le paragraphe 6.1.3.3, l'efficacité de la fonction utilisée pour le calcul des

DI reflète l'influence des paramètres sur les signaux mesurés. La **Figure 6.16** permet d'illustrer la différence d'efficacité de chaque fonction en comparant les structures EXP_delam et EXP_AM20. Sur cette figure, les proportions bleues représentent, pour une fonction donnée, le pourcentage de combinaisons pour lesquelles la fonction concernée a diagnostiqué D2 pour la structure EXP_delam, et D0 pour la structure EXP_AM20. Les proportions jaunes représentent, pour une fonction donnée, le pourcentage de combinaisons pour une fonction donnée, le pourcentage de combinaisons pour lesquelles la fonction concernée à diagnostiquée D2 pour la structure EXP_delam. Par exemple, pour la structure EXP_AM20, et D0 pour la structure EXP_delam. Par exemple, pour la fonction WPSD utilisée en appliquant la méthode RR, sur toutes les combinaisons ayant permis de diagnostiquer D2 pour une seule des deux structures et D0 pour l'autre, 65,3 % des cas correspondent à un diagnostic D2 pour EXP_delam et D0 pour EXP_AM20 et 34,7 % des cas correspondent à un diagnostic D2 pour EXP_AM20 et D0 pour EXP_delam. Cela traduit le fait que cette fonction est plus appropriée pour identifier le délaminage car elle permet de diagnostiquer D2 pour plus de combinaisons pour EXP_delam que EXP_AM20.



Figure 6.16 : Comparaison des efficacités des fonctions sur les structures EXP_delam et EXP_AM20. Pour une fonction donnée et une méthode donnée, le pourcentage bleu représente la proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 à la structure EXP_delam alors que la structure EXP_AM20 est diagnostiquée D0. En jaune, proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 pour la structure EXP_AM20 alors que la structure EXP_delam est diagnostiquée D0.

Globalement, les fonctions sont plus efficaces pour la détection du délaminage : cet endommagement est plus souvent détecté que les aimants (voir pourcentage de D2 pour chaque structure dans la **Figure 6.11**). Cette figure permet de constater que la fonction SE n'est pas du tout efficace quelle que soit la combinaison étudiée. Les autres fonctions basées sur la comparaison d'énergie (ER, RED, NRE, et ENV) sont seulement efficaces pour la détection du délaminage lorsque les méthodes RR et AM sont appliquées. Les fonctions basées sur la corrélation sont plus efficaces pour détecter les aimants que le délaminage en appliquant la méthode RR. La méthode AM est plus efficace pour la structure EXP_AM20 que la structure EXP_delam (**Figure 6.14**). Par ailleurs, les fonctions basées sur l'analyse des amplitudes des modes ou de leur temps d'arrivée (SAHM, SAPR, SAPS, TD1 par exemple) sont plus efficaces sur la structure EXP_AM20. Cela est cohérent avec l'analyse des signaux (**Figure 6.12**) qui montre que les aimants ont beaucoup plus d'influence sur le mode A_0 (atténuation et ralentissement) que le délaminage (légère atténuation seulement).

La méthode BI est plus efficace pour la structure EXP_delam que EXP_AM20 (**Figure 6.14**), et cela est constaté pour la plupart des fonctions testées (**Figure 6.16**).

6.3.5. Fonctions les plus appropriées : expérimental et simulé

La **Figure 6.17** compare l'efficacité des fonctions dans les cas expérimentaux (EXP_AM20 et EXP_delam) au cas simulé (SDT_dom). Sur cette figure, pour une méthode et une fonction donnée, la proportion bleue représente le pourcentage de combinaisons pour lesquelles D2 est diagnostiqué pour l'une des structures expérimentales (EXP_AM20 ou EXP_delam), et D0 pour la structure simulée SDT_dom. La proportion jaune représente le pourcentage de combinaisons pour lesquelles D2 est diagnostiqué pour la structure simulée sur lesquelles D2 est diagnostiqué pour la structure simulée SDT_dom, et D0 pour au moins une des structures expérimentales (EXP_AM20 ou EXP_AM20 ou EXP_delam).



Figure 6.17 : Comparaison des efficacités des fonctions sur les structures expérimentales (EXP_delam et EXP_AM20) et simulé (SDT_dom). Pour une fonction donnée et une méthode donnée, le pourcentage bleu représente la proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 à une des structures expérimentales (EXP_AM20 ou EXP_delam) alors que la structure SDT_dom est diagnostiquée D0. En jaune, proportion de combinaison où la fonction a permis de diagnostiquer D2 pour la structure SDT_dom alors qu'au moins une des structures expérimentales (EXP_delam ou EXP_AM20) est diagnostiquée D0.

Cette figure reflète tout d'abord la tendance de la **Figure 6.11**, à savoir que l'endommagement sur le cas simulé est plus souvent détecté que les cas expérimentaux. À une exception près (FFT), les fonctions sont plus efficaces pour la détection de

l'endommagement simulé que les cas expérimentaux. Le fait que les résultats expérimentaux et simulés n'aboutissent pas aux mêmes résultats quelle que soit la fonction traitée montre la limite du modèle simulé. Ce modèle permet bien de tester des cas d'études d'endommagement et la sensibilité de différents paramètres, mais les résultats d'efficacité ne sont pas directement transposables au cas d'étude réel pour plusieurs raisons :

- Les mesures expérimentales sont assujetties à des bruits supplémentaires (environnement, système de mesure) qui n'ont pas été introduits dans les cas d'analyses simulés.
- L'endommagement simulé n'a pas les mêmes effets sur les ondes qui se propagent que les endommagements réels (Figure 6.1 et Figure 6.12), donc des conséquences variées sur les DIs calculés.
- Les installations expérimentales, bien qu'elles soient réalisées avec le plus grand soin, ne garantissent pas un positionnement des PZTs précis au millimètre près, et ces PZTs peuvent éventuellement avoir des collages qui varient légèrement. Ces deux limites ont une influence sur les déphasages et amplitudes lors de la comparaison des signaux. C'est notamment ce qui explique que la fonction PHI soit seulement efficace dans le cas d'analyse de simulations (SDT_dom) pour la méthode BI.

6.3.6. Combinaisons les plus fiables toutes structures confondues

Sur le nombre total de combinaisons testées pour chaque structure (SDT_dom, EXP_AM20, EXP_delam, EXP_delam_40deg et EXP_delam_80deg), seulement 32 permettent la détection localisée (diagnostic D2) indépendamment de la structure étudiée. La **Figure 6.18** illustre la répartition des méthodes et approches les plus efficaces.



Figure 6.18 Toutes structures confondues : pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque approche et chaque méthode, normalisé par le pourcentage de combinaison appliquée pour chaque méthode.

Cette figure met en avant les points suivants :

- Aucune combinaison comprenant l'approche CLUSTER ou la méthode VA n'est généralisable à l'ensemble des structures étudiées.
- La méthode BI est de loin la plus efficace, toutes méthodes confondues, et cette dernière n'est généralisable que lorsque l'approche CHEMIN est considérée.
- La méthode AM est généralisable seulement avec l'approche PIXEL, et la méthode RR pour les approches PIXEL et PZT.

La Figure 6.19 synthétise les combinaisons efficaces pour toutes les structures.



Figure 6.19 : Toutes structures confondues : pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque fonction relatif à la méthode, avec le détail de l'approche, de la fréquence d'excitation f_0 et du mode considéré.

Cette figure montre que :

- Il n'y a pas de fonction pour laquelle l'endommagement peut être détecté quelle que soit la fréquence d'excitation utilisée, ou quelle que soit la méthode ou l'approche considérée.
- Le mode S_0 est utilisé dans la plupart des combinaisons généralisables. Cela parait logique si l'on considère l'influence des endommagements étudiés sur ce mode : contrairement au mode A_0 , il apparait que le mode S_0 subit les mêmes variations (légère atténuation) quel que soit l'endommagement (voir **Figure 6.1** et **Figure 6.4**) et la température (**Figure 6.13**). Cette différence d'influence de l'endommagement est due à sa plus faible longueur d'onde (voir paragraphe 5.2.1).
- La méthode AM est généralisable pour la fonction SAHM à une fréquence de 110 kHz. Cela montre l'intérêt de choisir une fréquence d'excitation pour laquelle les deux modes se propagent (paragraphe 4.4.3.4) et avec des

amplitudes relativement proches (paragraphe 4.4.4.3), puisque cette fonction consiste à comparer les maximums d'amplitudes obtenus pour l'enveloppe de chaque mode.

Les **Figure 6.20** à **Figure 6.23** illustrent quelques résultats de détection localisée basée sur les combinaisons généralisables observées en **Figure 6.19**. Pour l'approche par PIXEL (**Figure 6.20** et **Figure 6.22**), il est normal de constater des pixels considérés comme endommagés alors qu'ils sont sains : cela rejoint la remarque du paragraphe 5.4.2.3 et l'observation de la **Figure 5.19**, à savoir que ces pixels sont traversés par les mêmes chemins que les pixels de l'endommagement (pixels 235 et 251). Pour l'approche par PZT, la représentation de l'état de l'endommagement est réalisée par le biais de la fonction *contourf* de MATLAB.



Figure 6.20 : Détection localisée sur la structure EXP_AM20 sur les signaux de la combinaison *re* et le mode S_0 mesuré pour une fréquence d'excitation $f_0 = 50$ kHz et une durée de 0,3 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche PIXEL, et la fonction FFT. a) DIs obtenus pour chaque pixel et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image du DI calculé pour chaque pixel dans le cas endommagé.



Figure 6.21 : Détection localisée sur la structure SDT_dom sur les signaux de la combinaison rd et le mode S_0 mesuré pour une fréquence d'excitation $f_0 = 80$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode RR, en adoptant l'approche PZT, et la fonction SAPS. a) DIs obtenus pour chaque pzt et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image de la répartition des valeurs des DIs obtenus pour chaque PZT dans le cas endommagé.



Figure 6.22 : Détection localisée sur la structure EXP_delam sur les signaux de la combinaison *dd* mesurés pour une fréquence d'excitation $f_0 = 110$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode MA, en adoptant l'approche PIXEL, et la fonction SAHM. a) DIs obtenus pour chaque pixel et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Image du DI calculé pour chaque pixel dans le cas endommagé.



Figure 6.23 : Détection localisée sur la structure SDT_dom sur les signaux de la combinaison rd et le mode S_0 mesuré pour une fréquence d'excitation $f_0 = 90$ kHz et une durée de 1,6 ms. Les DIs sont calculés en appliquant la méthode BI, en adoptant l'approche CHEMIN, et la fonction CCTOF. a) DIs obtenus pour chaque chemin et seuils correspondants. b) Distribution des densités pour les DIs dans les cas sain et endommagé. c) Représentation des chemins de la plaque et superpositions avec les résultats idéaux (rouge) et obtenus (pointillés noirs) dans le cas endommagé.

La détection localisée en appliquant la méthode BI et en adoptant l'approche CHEMIN (**Figure 6.23**) met en avant la limite de cette méthode avec un faible nombre de PZT : le nombre de chemins identiques étant réduit, le chemin endommagé ne peut être comparé qu'à un seul autre chemin (voir chemin 1 de la **Figure 5.15**). Le signal moyen issu de ces chemins peut donc être aussi éloigné de l'état sain que de l'état endommagé, ce qui se traduit par un DI élevé pour le chemin 61 dans ce cas (voir **Figure 6.23a**).

6.4. Discussions et conclusions

6.4.1. Intérêt de la décomposition des modes

Les résultats présentés dans ce chapitre montrent l'intérêt de la décomposition des modes pour améliorer la détection des endommagements dans un contexte *baseline free*.

Quelle que soit la structure étudiée, le fait de considérer l'un des modes décomposés donne de meilleurs résultats que le signal complet. Cela rejoint la littérature car la majorité des études sur la détection ou la localisation d'un endommagement font le choix de fréquence d'excitations qui favorisent principalement l'un des modes de Lamb (détaillé dans les paragraphe 5.1). Le mode S_0 est parfois considéré car il se propage plus rapidement et l'on trouve plus facilement des hautes fréquences pour lesquelles ce mode se propage seul. Le mode A_0 est plus utilisé pour la détection de délaminage et sa plus courte longueur d'onde permet une excitation à de plus faibles fréquences (donc moins exigeant pour le système d'acquisition) mais il est en pratique assez compliqué de garantir une propagation de ce mode seul. Les dual PZTs permettent le déploiement d'une méthode de décomposition des modes à toute fréquence d'excitation tout en garantissant une intégration aussi simple que les PZTs disques classiques, avantages qui ne sont pas partagés par les autres méthodes de décomposition (détaillées en paragraphe 4.2). La décomposition des modes permet également l'application de la méthode AM en comparant les contributions de chacun des modes, dont la mise en pratique est dépendante de la propagation simultanée des deux modes de Lamb.

L'inconvénient principal du déploiement des dual PZTs par rapport à des PZTs disques classiques réside dans la complexité du système déployé. Cela requiert trois fois plus d'acquisitions (augmentation du temps de mesure), l'application d'algorithmes pour la décomposition des modes (ajout de l'intelligence associée) et l'ajout d'un fil supplémentaire par transducteur (alourdissement de la structure et augmentation du nombre de connexions). Il faut donc veiller à ce que l'intégration de ce système sur une structure en cas d'utilisation réel respecte toujours les contraintes liées à l'embarquement et au temps de calcul à disposition dans le cadre dans lequel il évolue.

Par ailleurs, les analyses conduites dans ce chapitre montrent que le mode S_0 est celui dont l'étude est la plus généralisable. La plupart des combinaisons qui permettent la détection quelle que soit la structure endommagée sont basées sur ce mode. Le mode A_0 est beaucoup plus influencé par la nature de l'endommagement (ce qui rejoint l'état de l'art présenté en paragraphe 5.1). Ces observations amènent deux commentaires :

- Finalement, l'influence de l'endommagement sur le mode S_0 est suffisante pour garantir sa détection par le biais de méthodes *baseline free*. Les combinaisons étudiées où le mode S_0 permet de détecter l'endommagement pourraient donc être déployées avec des PZTs disques classiques en veillant à exciter ces derniers avec une fréquence garantissant la propagation de ce mode seul. On perdrait néanmoins dans ce cas l'avantage de l'électrode *disk* du dual PZT qui, par ses petites dimensions, offre une sensibilité plus fine aux faibles longueurs d'ondes. En n'étudiant seulement ce mode, les conversions de modes de A_0 vers S_0 ne seraient plus considérées ce qui constituerait une perte d'information pour la caractérisation de l'endommagement.
- En ne considérant que les combinaisons qui permettent la détection localisée des endommagements, on peut imaginer considérer le mode S₀ pour établir la détection et le mode A₀ pour identifier le type d'endommagement. Ce point est

particulièrement important et intéressant dans le cadre de la classification des endommagements qui a une influence sur les opérations de maintenance à prévoir.

Les aspects théoriques concernant l'interaction des ondes de Lamb avec un endommagement en fonction de la longueur d'onde des modes qui se propagent sont discutables (présentés en paragraphe 4.4). Les résultats obtenus dans les travaux présentés ici montrent que les deux modes ont une interaction avec l'endommagement, rendant sa détection possible, quelle que soit la fréquence d'excitation considérée dans l'intervalle proposé. C'est un paramètre que l'on a pris en compte dans le cadre de dimensionnement du réseau de transducteurs présenté en Chapitre 4 qui pourrait être assoupli au vu des résultats obtenus. Le choix des fréquences d'excitation pour garantir la propagation des deux modes de Lamb reste cependant toujours valable. La propagation simultanée de ces deux modes enrichit les signaux analysés qui mesurent les conversions et atténuations de chaque mode.

6.4.2. Représentativité du modèle numérique et limites des endommagements artificiels

La simulation numérique et l'endommagement par aimants permettent de tester les méthodes de détection sans destruction des structures considérées. Cet aspect est d'autant plus important dans le cadre de matériaux composites et pour l'étude de structures complexes (comme le *fan cowl*) qui sont particulièrement coûteuses et difficile à obtenir.

Le modèle numérique proposé simule l'endommagement par une modification locale de la rigidité du matériau. Des modèles plus pertinents existent pour se rapprocher du cas d'un délaminage (Leckey et al., 2018) mais il n'est pas certain que ces modèles plus complets soient vraiment représentatifs de la réalité (voir paragraphe 5.2.3.3). Ce manque de réalisme explique en partie les différences constatées dans les analyses comparées pour les cas expérimentaux et simulés, qui se traduisent par une grande variabilité des combinaisons idéales pour la détection localisée des endommagements. Au-delà de la représentation de l'endommagement, le placement idéal des PZTs et l'absence de bruits mécaniques et électriques dans le modèle numérique contribuent aussi à éloigner la simulation de la réalité. Cela montre la limite d'un modèle numérique : il permet de tester des approches, mais des mesures expérimentales sont toujours nécessaires pour les valider.

Le cas d'endommagement par aimants est un autre moyen d'effectuer des essais sans destruction des structures inspectées. Les analyses développées dans ce chapitre montrent que les combinaisons qui permettent la détection de ce type d'endommagement ne sont pas systématiquement les mêmes que celles qui permettent la détection du délaminage. Cela est dû à la nature des modifications structurales qui diffèrent dans les deux cas, ce qui affecte les signaux mesurés et la sensibilité des méthodes proposées. L'utilisation d'aimants est un bon moyen de tester les algorithmes de localisation (Fendzi, 2015; Huang et al., 2018; Poddar et al., 2012), mais ces résultats

montrent que la détection d'un endommagement de façon *baseline free* dépend du type d'endommagement à détecter, et que les aimants ne reproduisent pas les effets d'un délaminage.

Le cas d'endommagement par choc laser reste un endommagement artificiel. Dans la littérature, le délaminage est souvent induit par insert d'un téflon entre deux plis du matériau (Gangadharan et al., 2011; Yeum et al., 2011b) ou par impacts répétés (Salmanpour et al., 2017a). La méthode d'endommagement par choc laser se rapproche plus d'un cas de délaminage réel en séparant des plis au sein de la structure sans provoquer d'impact à sa surface (**Figure 5.7**). Le principal inconvénient de ce cas d'endommagement est qu'il est destructif et nécessite un matériel et une expertise propre au choc laser.

6.4.3. Influence de la température

La température a un effet plus marqué sur la propagation du mode A_0 que le mode S_0 (voir observations de la Figure 6.13). Le déphasage créé par la montée en température change significativement les signaux comparés sur la structure étudiée à cause des bordures qui sont très proches du réseau de PZT déployé. Cela explique la différence d'efficacité de la détection d'un même endommagement à différentes températures. D'un côté, les méthodes baseline free proposées ne dépendent pas de la température car les seuils fixés sont propres aux mesures instantanées (et non les mesures issues d'une baseline), mais d'un autre, leur efficacité est impactée par les changements subis par les signaux. Dans un cadre ou une température hétérogène serait appliquée à la structure endommagée, il pourrait être compliqué de distinguer l'influence d'un endommagement par rapport à l'influence de la température. Les méthodes proposées règlent le problème de la dépendance de la température pour la *baseline* des méthodes classiques, mais sa robustesse à des températures hétérogènes reste encore à prouver. Il est fort probable qu'une variation locale de la température soit interprétée comme un endommagement avec les méthodes baseline free proposées. Dans tous les cas, l'estimation de la température en se basant sur les variations de capacité statiques proposée en Chapitre 3 est un bon moyen de prendre en compte les variations de températures, en s'assurant par exemple que le champ des température est homogène au moment d'établir un diagnostic de la structure inspectée avec une méthode baseline free.

6.4.4. Efficacité des méthodes et approches proposées

Les méthodes BI et RR sont les plus utilisées dans la littérature (voir paragraphes 5.1.1 et 5.1.2). Les méthodes VA et AM sont quant à elle des nouvelles contributions. La méthode VA telle qu'elle est proposée ici semble assez peu pertinente, tandis que la méthode AM montre un potentiel intéressant lorsque les critères d'études sont bien choisis. Quelles que soient l'approche et la méthode considérées, la méthode BI est la plus efficace pour la détection d'endommagements. Le principal désavantage de cette méthode est qu'elle repose sur un collage parfaitement identique et un placement parfait des PZTs pour que les chemins soient comparables. Cette contrainte ne s'applique pas

aux méthodes RR et AM, ce qui permet une plus grande souplesse pour le placement des transducteurs sur une structure avec ces méthodes.

L'approche CHEMIN est la plus commune, et l'approche PIXEL existe plus ou moins sous cette forme dans les approches de localisation d'endommagement *baseline free* (voir par exemple (Lee et al., 2011) pour une application avec la méthode BI et (Huang et al., 2018) pour une application avec la méthode RR). Cependant, l'approche par CLUSTER et par PZT sont de nouvelles contributions qui semblent adaptées à la démarche de détection localisée dans le cadre d'application de méthode *baseline free*. L'approche par CLUSTER permet d'évaluer l'état d'endommagement relatif d'une zone définie par certains PZTs et l'approche par PZT permet d'évaluer l'endommagement relatif autour de chaque PZT en ne considérant que les signaux issus de chaque PZT séparément. Contrairement aux autres approches, l'approche PZT est la seule en mesure de proposer une détection localisée qui permettrait de considérer des endommagements hors de la surface délimitée par les PZTs.

Les fonctions utilisées sont toutes issues de la littérature (c'est d'ailleurs dans cette optique que les acronymes anglais, plus répandus, ont été préférés aux acronymes français). Certaines fonctions ont toutefois été améliorées, notamment les fonctions TDM et TD1. Elles sont rendues « relatives » en divisant les différences de temps d'arrivée des maximums des deux signaux par l'argument du maximum du premier signal comparé. Cela permet de comparer ainsi des DIs issues de chemin de longueurs variées.

6.4.5. Déploiement à de plus grandes structures

Dans la perspective d'un déploiement des méthodes proposées sur une plus grande structure (par exemple, le *fan cowl* de l'Airbus A380 présenté en **Figure 4.13**) voici quelques observations :

- La combinaison émetteur-récepteur choisie a assez peu d'influence sur la détection d'endommagement. Il vaut mieux considérer l'utilisation du *ring* ou de dual PZT entier en émission et le *disk* en réception. La prise en compte de cette remarque permet de maximiser l'énergie des ondes générées et l'amplitude des signaux mesurés (avec une plus grande sensibilité aux faibles longueurs d'ondes).
- Le cas d'étude proposé a été implémenté avec des chemins identiques pour tester la méthode BI. Cette considération n'est pas forcément à respecter dans le cadre du déploiement sur une plus grande structure si cette méthode n'est pas adoptée. Les résultats menés dans ce cas d'étude ne permettent cependant pas de garantir le bon fonctionnement des méthodes AM et RR si les chemins considérés sont très différents, et la présence de raidisseurs doit notamment fortement impacter ces deux méthodes.

6.4.6. Limite des méthodes baseline free utilisées

Les méthodes de détection considérées reposent sur la comparaison des DIs par rapport à un seuil défini à partir de la moyenne et de l'écart type. Dans l'analyse proposée, le réseau est composé de seulement 7 transducteurs, ce qui laisse un nombre limité de DIs à comparer (surtout pour les approches PZT et CLUSTER). On peut donc se poser des questions quant à l'efficacité de ces méthodes dans le cas où plusieurs endommagements devraient être détectés avec un réseau de transducteurs peu dense. Cette analyse n'a pas été menée mais des solutions sont envisageables pour contourner cette limite :

- Il y a peu de probabilité pour que les deux endommagements soient identiques et aient les mêmes influences sur les signaux mesurés. On peut donc penser que diverses combinaisons de variables indépendantes permettraient de mettre en évidence l'un ou l'autre des endommagements (voir paragraphe 6.4.1).
- Si le système déployé n'est pas en mesure de détecter plusieurs endommagements, il faut faire en sorte que des opérations de maintenance soient réalisées dès qu'un endommagement est détecté.

Dans la littérature, la détection simultanée de plusieurs endommagements de façon *baseline free* est présentée dans (Lee et al., 2011) en appliquant la méthode BI et en se basant sur un réseau plus dense. Les limites par rapport à la prise en compte de champs de température hétérogènes évoquées en paragraphe 6.4.3 n'ont pas été prises en compte dans la littérature. Tous les cas traités pour lesquels la validité des méthodes proposées est étendue à différentes températures considèrent systématiquement des champs homogènes (Salmanpour et al., 2017a; Yeum et al., 2011b).
Conclusion et perspectives

Conclusion générale

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit ont pour objectif le développement de systèmes SHM par ondes guidées sur de grandes structures en matériaux composites dans un contexte aéronautique. A travers des analyses numériques et expérimentales, ils participent à la réduction du fossé entre la recherche et le déploiement industriel des systèmes SHM en proposant des méthodes de détection d'endommagement sans état de référence (*baseline free*) et l'estimation du champ de température sur les structures instrumentées à partir des mesures des transducteurs piézoélectriques.

Ce document traite plus particulièrement des méthodes de détection actives reposant sur l'utilisation de transducteurs piézoélectriques montés de façon permanente sur les structures à inspecter. L'influence de la température sur les ondes qui se propagent est identifiée comme l'une des contraintes les plus fortes qui freinent le développement de ces méthodes dans des cas d'industrialisation réels. La prise en compte de ce paramètre nécessite l'ajout de capteurs de température et du câblage associé. Cela contribue à l'alourdissement des structures inspectées, ce qui n'est pas favorable dans un contexte aéronautique où l'allégement des matériaux est un facteur de progrès. Cette réflexion a nourri l'intérêt pour les études réalisées dans cette thèse sur l'estimation de la température à partir des PZTs utilisés pour le contrôle santé des structures inspectées. La majorité des méthodes de détection par ondes guidées reposent sur la comparaison des mesures issues de l'état courant avec une baseline correspondant à l'état sain de la structure. Les contraintes liées à l'utilisation de cette référence sont principalement le problème du stockage et transfert de données, le besoin de baseline différentes pour prendre en compte les variations environnementales, le manque de transférabilité de la baseline d'une structure à une autre, et l'éventuelle présence de défauts lors de la création des références. Ces limites alimentent l'intérêt porté dans ces travaux sur les méthodes baseline free (sans état de référence), appliquées à différentes températures sur des matériaux composites.

Afin d'éviter l'ajout de capteurs de température pour la compensation de son influence, deux méthodes d'estimation du champ de température à partir de mesures effectuées par des PZTs ont été proposées. La première méthode est basée sur l'étude du décalage fréquentiel des modes propres de la structure. Cette observation réalisée sur la fonction de transfert obtenue pour une paire de PZTs s'est montrée efficace pour l'estimation de la température avec une précision de ± 2 °C lorsqu'une plaque de composite est soumise à un champ de température homogène. Cependant, les expériences menées à haute température et pour des champs de température hétérogènes ont montré que ces résultats ne sont pas applicables dans ces situations. La seconde méthode repose sur l'évolution de la capacité statique des PZTs. Cette mesure évolue linéairement avec la température, permettant d'estimer efficacement la température (± 2 °C) pour chaque PZT monté sur une structure instrumentée. Les résultats obtenus sur une structure aéronautique

soumise à un champ de température hétérogène ont montré que cette approche pourrait remplacer l'ajout de capteurs de température pour la compensation des signaux. Dans un premier temps, l'estimation du champ de température permet de savoir lorsque ce champ est homogène, et donc comparable à la configuration correspondant à l'état de référence. Dans un second temps, cette estimation de température permet de choisir la *baseline* la plus appropriée pour étudier la présence d'endommagement ou de compenser l'influence de la température sur les signaux de la *baseline*. Dans un contexte *baseline free*, l'estimation du champ de température permet également de s'assurer que les conditions permettent le bon diagnostic de la structure, en s'assurant qu'un champ hétérogène n'impacte pas la détection par ces méthodes.

L'estimation de la température avec les PZTs permet de diminuer l'encombrement du système SHM développé mais ne règle pas les contraintes liées à l'utilisation d'une baseline. Pour ce faire, des méthodes de détection baseline free sont proposées. Ces méthodes reposent principalement sur une analyse des modes de Lamb fondamentaux symétriques (S_0) et antisymétriques (A_0) , dont les propriétés de propagation respectives et les interactions avec un éventuel endommagement diffèrent. Dans les travaux menés dans cette thèse, la décomposition des modes est effectuée grâce à des dual PZTs (transducteurs piézoélectriques composées de deux électrodes concentriques - un anneau et un disque - sur leur face supérieure). Des améliorations ont été proposées pour rendre plus robuste cette décomposition des modes, notamment dans le cas de signaux où les modes sont superposés et pour l'adapter à la nature dispersive des matériaux composites. Un procédé en trois étapes pour le dimensionnement d'un réseau de dual PZTs est présenté afin de permettre le déploiement de méthodes baseline free sur de grandes structures composites. Premièrement, les dimensions des électrodes des dual PZTs sont choisies pour garantir une sensibilité des PZTs aux modes de Lamb en fonction de la taille d'endommagement à détecter par l'intermédiaire des courbes de dispersion. Ensuite, un modèle éléments finis local représentatif de la structure à instrumenter permet d'étudier en détail la propagation des modes S_0 et A_0 et la capacité des dual PZTs à décomposer leurs contributions en fonction de la fréquence d'excitation et du placement (orientation, espacement) des dual PZTs. Un algorithme de placement des PZTs permet enfin de proposer un réseau de transducteurs à déployer à partir du maillage 3D de la structure à instrumenter et des paramètres optimaux issus des étapes dimensionnement précédentes. Ce procédé générique est appliqué au de dimensionnement d'un réseau de dual PZTs pour l'application de méthodes baseline free sur un fan cowl d'Airbus A380.

Une analyse comparative de diverses méthodes *baseline free* a été menée sur une plaque de composite équipée de dual PZTs pour différents cas d'endommagements (aimants, délaminage) en conditions expérimentales et à travers des simulations numériques. Cette analyse permet d'évaluer la capacité de certains paramètres à détecter un endommagement sans avoir recours à la *baseline* correspondant à un état sain. Pour ces différentes méthodes (rupture de réciprocité, variation d'amplitude, analyse des modes, et *baseline* instantanée) et les différentes approches adoptées (analyse par chemin, par PZT, par pixel ou par cluster), la détection a été testée en faisant varier la fréquence

d'excitation, le mode analysé et la fonction de calcul d'indice d'endommagement (DI). Pour ces détections sans *baseline*, un seuil de détection a été appliqué basé sur la distribution des indicateurs d'endommagements calculés sur les mesures instantanées (et non à partir de la *baseline* saine) pour garantir l'indépendance des résultats vis-à-vis d'une structure saine. Ces analyses ont permis de montrer qu'il est bien possible de détecter voire localiser les endommagements sur des matériaux fortement anisotropes à différentes températures, et ceci sans avoir recours à une base de référence. Les tendances observées indiquent que l'isolation de l'un des modes est plus efficace que l'analyse de la réponse non-décomposée et permettent de valider une nouvelle méthode basée sur la comparaison des amplitudes des deux modes S_0 et A_0 . Il est également constaté que les méthodes permettant la détection d'endommagement avec le mode S_0 sont plus généralisables aux différents cas d'endommagement, alors que l'utilisation du mode A_0 est plus dépendante du type d'endommagement à détecter.

Dans ce travail de thèse, nous avons proposé des améliorations qui visent à réduire le fossé entre les expériences à l'échelle du laboratoire et leur développement dans un contexte industriel réel. L'estimation de la température par l'intermédiaire de la mesure de capacité statique est le fruit d'une démarche inverse qui n'avait encore pas été exploitée, basée sur des observations de la littérature. L'utilisation des dual PZTs pour la décomposition des modes s'inscrit dans la suite des travaux de (Yeum et al., 2011a). Les travaux développés dans cette thèse ont permis de rendre cette méthode plus générique et robuste à l'environnement de mesure (proximité des PZTs, influence des réflexions, anisotropie du matériau), tout en proposant un dimensionnement des électrodes adapté à la structure et à l'endommagement étudié. En plus d'avoir testé à des fins de comparaison les méthodes baseline free basées sur la rupture de réciprocité (RR) et la baseline instantanée (BI) (issues de la littérature), de nouvelles méthodes ont été proposées. Elles sont basées sur la variation d'amplitude (méthode VA), l'analyse des modes (méthode AM) et la définition d'un seuil dynamique dépendant de la distribution des indicateurs d'endommagements. Les approches par CHEMIN et par PIXEL sont également issues de la littérature, alors que les approches par PZT et par CLUSTER sont nouvelles. Ces contributions ne sont pas nécessairement meilleures que celles préexistantes, mais elles ont permis de détecter des endommagements de façon baseline free, ce qui ouvre la voie à de nouvelles méthodes qui ne peuvent qu'améliorer le diagnostic relatif à l'état de santé d'une structure.

Perspectives

L'estimation de la température à travers la mesure de capacité statique permet de diminuer l'impact de l'intégration d'un système SHM prenant en compte l'influence de la température. Seulement, cela se fait dans le cadre de techniques de détection qui sont réalisées sous des champs de température uniformes et n'adresse pas le problème de la compensation de signaux dans le cas de champs de température hétérogène. Les méthodes *baseline free* ont également été testées et approuvées sous l'influence de champs de température homogènes seulement. Comme cela est illustré dans le Chapitre 6, la température a une forte influence sur la propagation du mode A_0 , qui a tendance à

être ralenti lorsque la température augmente. Les endommagements considérés ont quant à eux plus d'influence sur l'amplitude de ce mode, ce qui laisse penser que les méthodes qui se montrent efficaces pour la détection ne sont pas forcément celles qui seraient impactées (fausse détection) par une variation locale de température. Une analyse plus particulière de résultats issus de mesures sous un champ de température hétérogène permettrait de vérifier cette hypothèse et d'extraire les méthodes les plus robustes à des champs de température hétérogènes sur une structure complexe.

Les méthodes *baseline free* ne se basent pas sur des signaux issus d'un état de référence mais nécessitent une connaissance importante du système étudié, et notamment des particularités du matériau instrumenté. Même si les seuils de détection ne sont pas obtenus à partir de mesures sur une structure saine, l'étude des méthodes développées sur des cas non endommagés est nécessaire pour vérifier la fiabilité des diagnostics réalisés. Le manque de temps n'a pas permis d'étendre les méthodes proposées au cas du *fan cowl*, mais les premiers résultats issus d'un cas complexe (petite plaque, donc beaucoup de réflexions, et anisotropie du matériau composite) sont de bon augure pour leur application sur de plus larges structures. Le déploiement d'un réseau plus important devrait d'ailleurs permettre d'établir un meilleur diagnostic car il serait basé sur la comparaison d'indicateurs d'endommagements issus d'un plus grand nombre de transducteurs.

L'analyse des modes de Lamb de façon isolée et comparée mérite d'être poursuivie car elle favorise la détection d'endommagement. Les approches développées ont même permis de proposer une détection localisée et invitent à la classification d'endommagement à travers la fusion de diagnostics issus des différentes méthodes de détection. Par ailleurs, si le SHM permet, entre autres, de diminuer les coûts de maintenance et la manutention associée, l'intelligence artificielle tend à remplacer l'humain dans les diagnostics et les choix des configurations les plus appropriées. Par l'agrégation de multitudes d'informations dans des réseaux de neurones adaptés, l'appel à ces algorithmes de *machine learning* appliqués de façon supervisée ou non constitue l'une des perspectives les plus prometteuses dans le cadre du déploiement de méthodes *baseline free*.

Annexes

Annexe A : Détail sur les fonctions mathématiques utilisées.	201
Annexe B : Détail sur l'analyse de la durée des signaux et de la combinaisons	
émetteur-capteur.	205
Annexe C : Compléments de l'état de l'art sur les méthodes Baseline free	209

Annexe A : Détail sur les fonctions mathématiques utilisées

Cette annexe parcourt en détail les transformations utilisées dans les fonctions pour le calcul des DIs dans le Tableau 5.2.

Le calcul de l'**enveloppe** d'un signal x - notée env{x(t)} - se fait par l'intermédiaire de la transformée de Hilbert \mathcal{H} :

$$\operatorname{env}\{x(t)\}(t) = |\mathcal{H}\{x(t)\}(t)| = \left|\frac{1}{\pi}\operatorname{vp}\left\{\int_{-\infty}^{+\infty} \frac{x(\tau)}{t-\tau}d\tau\right\}\right|$$
(A.1)

où vp est la valeur principale de Cauchy.

La **phase instantanée** φ_x d'un signal *x* est donnée par la relation :

$$\varphi_x(t) = \operatorname{atan}\left(\frac{\mathcal{H}\{x(t)\}(t)}{x(t)}\right)$$
 (A.2)

L'amplitude et l'argument du maximum du signal x sont notés respectivement $\max(x)$ et $\operatorname{argmax}(x)$. L'argument du maximum du premier paquet d'ondes est noté $\operatorname{argmax}(x)$.

L'énergie d'un signal x - notée E_S – sur un intervalle $[N_1; N_2]$ est donnée par la relation :

$$E_{S}[x(k)] = \sum_{k=N_{1}}^{N_{2}} [x(k)]^{2}$$
(A.3)

La **corrélation croisée** entre deux signaux x_1 et x_2 compare x_1 avec x_2 translaté dans le temps (pour chaque pas de temps, appelé *lag*, noté *m*). Cela revient à estimer la similitude entre les deux signaux au cours du temps. Pour des variables discrètes, la corrélation croisée \hat{R} s'écrit sous la forme :

$$\hat{R}\{x_1, x_2\}(m) = \begin{cases} \sum_{n=0}^{N_{ech}-m-1} x_1(n+m)x_2^*(n), & m \ge 0\\ & \hat{R}\{x_1, x_2\}(-m), & m < 0 \end{cases}$$
(A.4)

Les **coefficients de corrélation** de Pearson entre deux signaux x_1 et x_2 sont définis par :

$$\rho\{x_1, x_2\} = \frac{1}{N_{ech} - 1} \sum_{k=1}^{N_{ech}} \left(\frac{x_1(k) - \overline{x_1}}{\sigma_{x_1}}\right) \left(\frac{x_2(k) - \overline{x_2}}{\sigma_{x_2}}\right)$$
(A.5)

où σ_{x_1} et σ_{x_2} désignent les écarts types des signaux x_1 et x_2 , et $\overline{x_1}$ et $\overline{x_2}$ désignent leurs moyennes respectives.

La **transformée de Fourier** \mathcal{F} permet d'observer un signal temporel x(t) dans le domaine fréquentiel X(f). Dans le cas de signaux continus, elle est définie en fonction de la fréquence f par la relation :

$$\mathcal{F}\{x(t)\} = X(f) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t)e^{-2ift}dt$$
(A.6)

La **transformée de Fourier rapide** FFT (de l'anglais *Fast Fourier Transform*) est un outil mathématique permettant d'appliquer cette transformée à des signaux discrets. Pour un signal temporel x constitué de N_{ech} échantillons, le n - ième échantillon de la transformée discrète est calculé par l'équation :

FFT{
$$x(k)$$
} $(n) = X(n) = \sum_{k=1}^{N_{ech}} x(k) e^{\frac{-2\pi i (k-1)(n-1)}{N_{ech}}}$ (A.7)

La **transformée de Fourier inverse** consiste à transformer le signal du domaine fréquentiel vers le domaine temporel. Pour des signaux continus, elle s'exprime sous la forme :

$$\mathcal{F}^{-1}\{X(f)\} = \hat{x}(t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{+\infty} X(f) e^{ift} df$$
(A.8)

L'application de cette transformation inverse pour des signaux discrets se fait par l'intermédiaire de la fonction IFFT (de l'anglais *Inverse Fast Fourier Transform*) :

IFFT{X(n)}(k) =
$$\frac{1}{N_{ech}} \sum_{n=1}^{N_{ech}} X(n) e^{\frac{2\pi i (k-1)(n-1)}{N_{ech}}}$$
 (A.9)

Ces transformées permettent notamment l'application de filtres passe-bas, passe-haut ou passe-bande. Ces filtres permettent d'extraire les contributions fréquentielles non souhaitées du signal temporel. Cela est réalisé en trois étapes : le signal temporel est transformé dans le domaine fréquentiel (FFT), des amplitudes nulles sont imposées aux fréquences non souhaitées, et le signal filtré est de nouveau transformé dans le domaine temporel (IFFT).

La **méthode de Welch** appliquée pour les fonctions n°24 et 25 est une amélioration de l'estimation de la transformée de Fourier. Le signal temporel est découpé en plusieurs segments, et la transformée calculée correspond à la somme des transformées de Fourier appliquée à chaque segment.

Le contenu fréquentiel d'un signal temporel peut être analysé par l'intermédiaire de la **densité spectrale de puissance** PSD (de l'anglais *Power Spectral Density*), qui correspond au carré du module de la transformée de Fourier divisé par la largeur de bande spectrale, elle-même égale à l'inverse du temps d'intégration T:

$$PSD\{x(t)\}(f) = |X(f)|^2 * T$$
(A.10)

Pour une application à des signaux discrets échantillonnés à une fréquence f_e , on a :

$$PSD\{x(k)\}(n) \simeq \frac{|FFT\{x(k)\}(n)|^2}{N_{ech} \times f_e}$$
(A.11)

Le PSD correspond également à la transformée de Fourier de l'autocorrélation du signal x(t).

La **transformée en ondelettes** permet de décomposer le signal x en un ensemble de fonctions de bases obtenues en « étirant » et en « comprimant » une fonction de référence, appelée ondelette « mère ». Cette opération s'écrit sous la forme :

$$g\{x(t)\}(s,\tau) = \int_{-\infty}^{+\infty} x(t)\overline{\psi_{s,\tau}}(t)dt \qquad (A.12)$$

où $\psi_{s,\tau}$ est l'Ondelette mère, $\overline{\psi_{s,\tau}}$ désigne son complexe conjugué, *s* et τ sont les facteurs de dilatation et translation.

Pour appliquer cette transformation à des signaux discrets, des constantes de dilatation et de translation s_0 et τ_0 sont fixées et l'Ondelette mère s'écrit :

$$\psi_{m,n}(k) = s_0^{-\frac{m}{2}} \psi(s_0^{-m}k - n\tau_0), \qquad m, n \in \mathbb{Z}$$
(A.13)

La **transformée en ondelettes discrète** DWT (de l'anglais *Discrete Wavelet Transform*) s'écrit sous la forme :

DWT{
$$x(k)$$
} $(m,n) = \sum_{k=1}^{N_{ech}} x(k)\psi_{m,n}^{*}(k)$ (A.14)

Pour l'application de cette transformée dans la fonction n°26 (voir **Tableau 5.2**), l'ondelette mère sélectionnée est une ondelette de Daubechies D4.

Annexe B : Détail sur l'analyse de la durée des signaux et de la combinaisons émetteur-capteur

Cette annexe contient les résultats des analyses pour la durée du signal et la combinaison émetteur-capteur dans le cadre de la détection d'endommagement baseline free sur le modèle numérique. Ces résultats viennent en complément des analyses du paragraphe 6.1.

B.1. Durée du signal

Deux durées ont été considérées pour étudier l'influence de la prise en compte des réflexions sur l'efficacité des diagnostics : une durée courte favorise l'étude des premiers paquets d'ondes tandis qu'une durée longue enregistre les échos des ondes sur les extrémités de la structure. La **Figure B.1** présente l'efficacité de chaque durée en fonction de la méthode appliquée et de l'approche adoptée.



Figure B.1 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque durée relatif à chaque méthode et chaque approche.

L'impact de la durée sur l'efficacité de détection varie beaucoup en fonction de l'approche et de la méthode considérée. En réalité, cette efficacité est complètement dépendante de la performance des fonctions considérées : pour les fonctions qui sont basées sur des comparaisons de valeurs maximales ou de leurs temps d'arrivée, la durée du signal n'a aucune incidence puisque les maximums correspondent quasisystématiquement aux premiers paquets d'ondes des signaux mesurés (ils sont en tout cas présents au début du signal). C'est pour cette raison que très peu d'écart d'efficacité est constaté pour la méthode RR en fonction de la durée (**Figure B.1**). Les fonctions basées sur l'analyse de signaux complets (dans le domaine temporel ou fréquentiel) sont quant à elles bien impactées par la durée du signal. Pour l'approche CHEMIN dans le cadre des méthodes VA et AM, la détection d'endommagement est favorisée en analysant la contribution directe des ondes (le début du signal). Le fait de considérer des temps longs peut affaiblir ces analyses car l'influence de l'endommagement sur la propagation des ondes peut être mesurée par l'ensemble des PZTs sur un long temps d'écoute, diminuant le contraste existant en début de signal. Cette remarque ne s'applique pas à la méthode BI puisque cette dernière se base sur la comparaison avec un signal moyen obtenu sur des chemins identiques et se voit donc enrichie par l'ajout de données temporelles.

Le croisement des résultats (**Figure B.1**) avec ceux issus des **Figure 6.7** et **Figure 6.8** montre que des signaux courts sont favorables pour les fonctions basées sur la corrélation des signaux (observable par exemple en faisant le parallèle entre les résultats issus de la méthode BI en adoptant l'approche PZT), alors que des signaux longs sont préférables pour les fonctions basées sur des comparaisons dans le domaine fréquentiel (observable par exemple en faisant le parallèle entre les résultats issus de la méthode AM en adoptant l'approche PZT).

B.2. Combinaison émetteur-capteur

Les différentes combinaisons émetteur-capteur ont été testées pour vérifier si le choix des électrodes émettrices et réceptrices a une influence sur la bonne détection d'endommagement. Ce choix peut influencer les résultats car :

- Le *ring* et le dual PZT entier génèrent une onde plus ample que le *disk* seul (les électrodes correspondantes ont une surface plus grande).
- Le *disk* est plus sensible aux faibles longueurs d'onde que le *ring* et le dual PZT entier (car son électrode est plus petite), donc notamment en mode A₀ dans les basses fréquences, mais également aux deux modes dans les hautes fréquences (voir **Figure 5.5**).

La **Figure B.2** montre les pourcentages de D2 obtenus pour chaque combinaison en fonction de l'approche et de la méthode sur la structure SDT_dom. La méthode VA n'est pas représentée puisqu'elle consiste à comparer les signaux issus de la combinaison rd avec la combinaison dd (et n'est donc pas implémentée pour chaque combinaison).

bb rb br rr re eb	8.6 12.3 6.2 11.1 8.6 9.9 16	14 10.3 13.2 7.4 8.3 9.5	11.2 11.6 10.6 12 10.2 11.2 12.1	11.4 12.8 10.4 12.1 9.8 10.7 11.9
er ee dd dr tr tZ ed er ee	9.9 6.5 8.6 9.9 6.5 7.5 7.5 20.4	8.3 7.9 13.3 10.7 2.7 16 2.7 9.3	10.6 10.2 122 10.2 11.7 9.6 11.1 13.5 10.2 11.4	10.6 10.2 10 12.4 8.8 14.1 10.2 12.7 8.6 12.7
dd dr de rd rd rr ed er ee	8.3 8.3 8.7 13.2 12.5 11.3 13.6 10.9 13.2	9.9 8.4 7.9 11.5 11.2 13 12.7 12.5 13	11.7 11.4 11.1 10.6 10.7 11.8 10.6 10.7 11.8 10.6 10.9 11.3	11.1 10.7 10.4 11 11 11.1 11.9 11.1 11.1 11.1 11.1
bb dr de dr dr r r r ee ee	11.7 14.8 13.6 9.6 9.1 10.1 10.5 9.3 11.3	3.7 37 25.9 33.3	13.4 9.9 12.8 8.9 10.6 9.6 10.5 12.2 12.1	12.6 11.5 12.9 9.1 10.4 9.7 10.6 11.4 11.7
dd dr I TATOT rd ed er ee	10.5 13.4 11.8 11.1 9.7 10.1 11.2 10 10 12.2 P P	11.3 12.5 12.5 11.4 10.7 12.5 11.4 10.7 12.5 10.9 10.4 AM	11.9 11.1 11.4 10.6 10.5 11 11.1 11.1 11.1 11.3 PI	11.6 11.6 11.1 10.9 10.5 10.8 11.3 10.9 11.4 TOT AL
	KK	AM	BI	IUIAL

Figure B.2 : Structure SDT_dom : Pourcentage de diagnostic D2 (détection localisée) de chaque combinaison émetteur-récepteur relatif à chaque méthode (exceptée VA) et chaque approche.

L'analyse de l'efficacité globale (voir colonne TOTAL de la **Figure B.2**) montre qu'il n'y a pas de combinaison qui favorise la détection d'endommagement. Cette remarque vaut également pour la méthode BI, et pour les moyennes constatées pour toutes les approches ou toutes les méthodes.

Une analyse plus fine permet de mettre en avant certaines tendances :

- Pour les méthodes RR et AM, les électrodes *ring* et *entier* en émissions sont plus efficaces dans le cas de l'approche PIXEL. Cela montre qu'il faut favoriser l'émission d'une onde avec une forte amplitude dans ce contexte, contrairement à l'approche CLUSTER qui est favorisée par l'emploi du *disk* en émission pour la méthode RR (ces tendances sont toutefois très légères).
- Pour la méthode AM, l'approche CHEMIN est plus efficace lorsque le *disk* est utilisé en émission (représente 55,4 % des cas de bonne détection pour cette approche et cette méthode) et le *disk* ou le *ring* sont plus efficaces que le dual PZT entier en réception (respectivement 36,7 %, 36,8 % et 26,5 %). Pour

l'approche PZT, le *ring* est plus efficace en émission (45,4 % des bonnes détections pour cette approche et cette méthode) et le *disk* est plus efficace en réception (48 % des bonnes détections pour cette approche et cette méthode). Pour l'approche PIXEL, le *ring* et le dual PZT entier sont légèrement plus efficaces que le *disk* en émission. Pour la méthode AM appliquée avec l'approche CLUSTER, les observations de la **Figure B.2** ne permettent pas d'établir une tendance car ils sont obtenus sur une faible quantité de résultats (**Figure 6.5**

Annexe C : Compléments de l'état de l'art sur les méthodes Baseline free

Les méthodes utilisées dans cette thèse et appliquées aux matériaux composites sont détaillées dans le Chapitre 5. Cette annexe complète l'état de l'art en considérant l'application de méthodes sur des matériaux métalliques et en présentant la méthode nonlinear ultrasonic modulation qui n'a pas été appliquée dans les travaux de la thèse. Ces analyses n'ont pas été intégrées dans le corps du texte pour alléger son contenu.

C.1. Baseline instantanée appliquée aux matériaux métalliques

Cette méthode a été implémentée de façon efficace sur des structures en aluminium pour la détection de fissures (Alem et al., 2016; An et Sohn, 2010; Anton et al., 2009, 2007; Bagheri et al., 2013).

Dans (Anton et al., 2007), un réseau de 9 PZTs permet d'étudier différents types d'endommagements (rayure, érosion, ajout de matière) de différentes formes et différentes sévérités. Deux fonctions sont utilisées pour le calcul des DIs. Ces fonctions sont basées sur le pourcentage de différence obtenu sur la corrélation croisée des signaux dans le domaine temporel et leur densité spectrale de puissance (PSD pour *Power Spectral Density*). Des signaux à différentes fréquences sont considérés (60 et 180 kHz) pour favoriser le mode A_0 ou S_0 et être sensible à des endommagements de différentes tailles.

Les travaux décrits dans (Anton et al., 2009) sont une version plus étoffée de ceux (Anton et al., 2007) qui présente les mêmes résultats en ajoutant une fonction basée sur la PCA⁴¹ pour le calcul des DIs. Ces deux études montrent qu'un décalage de phase entre un chemin sain et endommagé ne peut être détecté car un petit délai est accepté pour compenser les écarts de distances entre les PZT (une des limites spécifiées en introduction de ce paragraphe). Cependant, une variation d'amplitude ou de fréquence est détectable et les DIs calculés sont plus ou moins adaptés à la détection de certains endommagements.

Ces approches ont ensuite été implémentées dans un système embarqué dans (Park et al., 2010) avec 4 PZTs montés sur une plaque d'aluminium.

Avec cette même méthode, (An et Sohn, 2010) ont présenté des résultats d'analyses numériques et expérimentales avec l'utilisation de dual PZTs en faisant varier les contraintes et les températures.

⁴¹ PCA : de l'anglais *Principal Component Analysis*, qui correspond à l'analyse en composante principale. Cette méthode consiste en une transformation qui permet de représenter les données analysées dans un nouvel espace qui maximise l'inertie des axes du repère et la variabilité des données.

(Bagheri et al., 2013) proposent une étude numérique (ANSYS) pour l'application de la méthode de *baseline* instantanée en comparant des fonctions basées sur l'énergie des signaux reçus pour le calcul des DIs, sur un réseau de 10 PZTs montés sur une plaque d'aluminium. Cela permet de détecter une fissure grâce au mode A_0 étudié avec une fréquence d'excitation de 100 kHz.

(Alem et al., 2016) proposent également une approche éléments finis avec 4 PZTs carrés montés sur une plaque d'aluminium. La fréquence d'excitation de 200 kHz est choisie pour que les modes A_0 et S_0 soient suffisamment distinct dans les réponses mesurées en respectant un écart de 30 cm entre les PZTs. Dans cette étude, le mode *Pitch-catch* (**Figure 1.12**) permet de détecter et dimensionner l'endommagement (une fissure) et le mode *pulse-écho* (**Figure 1.12**) permet de le localiser.

C.2. Retournement temporel pour les matériaux métalliques

La méthode de retournement temporel a également été appliquée sur des structures en aluminium. (Xu et Giurgiutiu, 2007) décrivent précisément l'influence de chaque mode dans le processus de time reversal en se basant sur une approche théorique et des PZTs montés sur une plaque d'aluminium. Dans cette étude, il est stipulé que la détection d'endommagement est possible mais les résultats sont seulement montrés sur des plaques saines. Cet article se place en tant qu'étude préalable au déploiement de la méthode de retournement temporel.

(Gangadharan et al., 2009) utilisent la même méthode que (Sohn et al., 2006) mais l'appliquent à la détection d'une fissure dans une plaque métallique en excitant les PZTs avec des signaux *tone burst* et large bande. Cette étude montre que la méthode de retournement temporel n'est pas applicable dans cette situation car le type d'endommagement obtenu n'induit pas de non-linéarité (contrairement au délaminage de la plaque composite). Elle montre également que l'utilisation du retournement temporel permet d'améliorer le SNR⁴² et la résolution dans le cadre d'une démarche non *baseline free*.

(Jeong et al., 2011a, 2011b) présentent une approche numérique pour montrer l'influence d'un endommagement sur le phénomène de retournement temporel en utilisant le mode A_0 . La présence d'un endommagement génère des bandes latérales dans la réponse reçue (domaine temporel) en étape 4 du processus (voir **Figure 5.2**). Une de ces bandes latérales peut être utilisé pour remonter à la position de l'endommagement en se basant sur la vitesse de propagation des ondes.

(Poddar et al., 2011) présentent également une étude sur une plaque en aluminium en appliquant le processus de retournement temporel avec différentes fréquences d'excitation. Ce procédé permet de détecter un trou, un ajout de masse et l'érosion qui

⁴² SNR : de l'anglais *Signal to Noise Ratio*, désigne le rapport signal sur bruit. C'est un indicateur qui permet de quantifier la proportion d'un signal qui correspond à de l'information qualitative par rapport aux bruits de mesure qui parasitent l'analyse des signaux.

se situe sur un chemin entre deux PZTs. Il précise que le retournement temporel est efficace pour compenser la dispersion modale mais n'est pas efficace pour la dispersion d'amplitude. La dispersion d'amplitude dépend de la taille du PZT et de la fréquence d'excitation. Bien connaître ce paramètre aide à la reconstruction du signal en étape 4.

(Jun et Lee, 2012) propose une approche qui se base sur la contribution du mode A_0 seule dans la réponse obtenue en étape 2. Contrairement à de nombreuses études sur le retournement temporel, cet article présente des résultats de détection pour lesquels l'endommagement n'est pas systématiquement sur le chemin entre deux PZTs (résultats obtenus sur une plaque d'aluminium équipée de 4 PZTs).

(Bijudas et al., 2013) propose également une approche où seul le mode A_0 est considéré (généré avec deux PZTs montés de façon symétrique, voir paragraphe 4.2.2), en considérant une structure plus complexe puisqu'elle est équipée d'un raidisseur. Une étude du choix du mode et de la fréquence est effectuée. Le choix de ce mode est justifié par une comparaison des signaux obtenus avec différentes configurations et permet de mettre en évidence la présence d'un endommagement même dans le cas de structures complexes.

(Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016) est un article très complet avec un bon état de l'art qui fait une critique assez détaillée des méthodes de retournement temporel développées en se basant sur des analyses (numérique et expérimentales) réalisées sur une plaque d'aluminium avec des PZTs rectangulaires. L'endommagement investigué est un trou de différentes tailles et placé plus ou moins loin des PZTs. L'étude du mode principal n'est pas conseillée, car il ne change que très peu lorsqu'un endommagement apparait. Ses études permettent de montrer que le single frequency tuning (c'est-à-dire l'excitation à une fréquence sweet spot, voir paragraphe 4.2.1) n'est pas la solution qui donne la meilleure concordance entre le signal reconstruit et le signal originalement émis (sur une structure saine). Les auteurs définissent une fréquence de « meilleure reconstruction » qui permet d'avoir le plus de corrélation entre le signal émis et reconstruit (étape 4 de la Figure 5.2) dans le cas d'une structure saine. Ils montrent également que c'est à cette fréquence que la présence d'endommagement impacte le plus les DIs calculés (par corrélation croisée et moyenne quadratique), en se basant sur l'analyse du mode principal et des bandes latérales qui se manifestent en présence d'endommagement (conversion de mode).

Plus récemment, les travaux de (Agrahari et Kapuria, 2018) ont permis de consolider les conclusions de (Jitendra Kumar Agrahari et Kapuria, 2016) et de répondre à de nombreuses interrogations sur l'efficacité du processus de retournement temporel. Leurs conclusions sont obtenues à partir d'analyses expérimentales et numériques sur une plaque d'aluminium pour détecter différents types d'endommagements (trous borgnes ou traversants, différents diamètres, ajout de masses ou de PATAFIX). Cette étude soutient que :

• Les *sweet spot* ne sont pas les meilleures fréquences d'excitation, il vaut mieux utiliser des fréquences pour lesquels les 2 modes - A₀ et S₀ - sont générés. Cela

améliore la sensibilité à l'endommagement car les DIs à l'état sain sont plus faibles.

- Les bandes latérales mettent plus en avant la présence d'endommagement que le mode principal.
- Les valeurs des DIs obtenues pour les fréquences *sweet spot* ne permettent pas de mettre en évidence la présence d'endommagement.
- Les valeurs des DIs proposés augmentent avec la sévérité des endommagements.
- Les résultats montrent que la méthode proposée peut être utilisée dans un cadre *baseline free* sur des plaques isotropes, ainsi que pour l'étude de la sévérité de l'endommagement.
- La PATAFIX ne peut pas être détectée de façon *baseline free* mais se manifeste bien dans une application avec *baseline*.

C.3. Nonlinear ultrasonic modulation

Ce paragraphe présente un état de l'art sur la méthode *nonlinear ultrasonic modulation*, qui est une méthode *baseline free* appliquée avec des dual PZTs. Cet état de l'art présente quelques cas où des PZTs sont utilisés et n'est pas exhaustif.

Contrairement aux méthodes précédentes qui étaient basées sur la théorie des ondes de Lamb (introduite en paragraphe 1.3.2.2), cette méthode s'inscrit dans le domaine des analyses acoustiques et vibratoires présentées en paragraphe 1.3.2.3. Elle se base sur les propriétés d'une structure que l'on considère comme linéaire à l'état sain. Si une structure est linéaire, la réponse obtenue lorsqu'elle est soumise à une vibration sinusoïdale composée d'une haute fréquence f_h et une basse fréquence f_b doit être la somme des réponses obtenue lorsque cette même structure est soumise à chacune des fréquences individuellement. Certains endommagements dans des structures peuvent introduire des non-linéarités (c'est le cas par exemple d'un délaminage dans un composite ou de certaines fissures dans des métaux). L'ajout de cette non linéarité rompt la relation de linéarité précédemment évoquée et de nouvelles composantes fréquentielles apparaissent dans la réponse de la structure (bandes latérales). On parle alors de «frequency-mixing» (Figure C.1).



Figure C.1 : a) réponse d'un système linéaire où seules les contributions des fréquences d'excitation apparaissent et b) réponse d'un système non linéaire montrant l'apparition de nouvelles composantes fréquentielles (Guinto et al., 2016).

Cette technique est inspirée des machines tournantes (une des premières applications du SHM) qui sont soumises à des vibrations propres à leur fonctionnement. Dans le cadre de structures statiques, il convient d'utiliser des actionneurs pour générer des vibrations (et non les vibrations liées à l'utilisation de la structure – approches SHM passives). Il existe de nombreuses applications de cette méthode mais l'état de l'art présenté dans ce paragraphe se concentre sur des applications de la méthode sur des structures instrumentées par des PZTs (approches SHM actives)

D'après la revue de la littérature (détaillée dans la suite du texte) les principaux avantages de cette approche sont les suivants :

- Elle est sensible à de plus petits endommagements et est considérée plus précise que les méthodes de détection basées sur les ondes de Lamb.
- C'est une méthode rapide et simple qui permet de sonder de grandes structures.
- Cette méthode ne dépend pas de la température.

Et les inconvénients de cette méthode sont les suivants :

- Elle nécessite d'utiliser deux fréquences d'excitation assez distantes (par exemple 20 et 80 kHz), ce qui est difficile à réaliser avec un seul type de PZT. Il faut donc créer des réseaux avec des transducteurs diversifiés.
- L'utilisation des patchs PZTs limite l'amplitude et la distance de propagation des ondes.
- En général, l'excitation en basse fréquence ne peut pas être émise par un patch PZT classique.
- •
- Les non-linéarités propres à la nature du matériau (surtout pour un stratifié composite) et de l'équipement de mesure peuvent rendre l'application de cette méthode assez complexe. Il faut qu'elles soient dissociables des non-linéarités apportées par les endommagements.
- Cette approche nécessite un traitement du signal pour effectuer des analyses dans le domaine fréquentiel.
- Elle permet de détecter un endommagement, mais pas de le localiser (a priori).

Pour compenser les faibles amplitudes des PZTs dans les basses fréquences, un pot vibrant peut être utilisé (Parsons et Staszewski, 2006; Wu et al., 2015). Dans (Lim et al., 2016, 2014; Parsons et Staszewski, 2006) les auteurs présentent des exemples d'applications où les PZTs excitent les basses et hautes fréquences pour détecter une fissure dans une structure en aluminium, et dans (H. J. Lim et al., 2016; Lim et al., 2014), une application *in-situ* de cette méthode pour l'inspection de ponts en utilisant des dual PZTs est décrite. Comme les matériaux composites présentent des non-linéarités même dans un état sain, très peu d'études ont été menés sur ce type de matériau (Guinto et al., 2016).

La travaux présentés dans (Parsons et Staszewski, 2006) ne constituent pas une méthode *baseline free* mais ils mettent en évidence la détection d'une fissure dans une plaque d'aluminium avec la méthode par modulation non-linéaire. Dans cette approche, les

auteurs étudient la capacité des PZTs à émettre des ondes basse fréquence d'amplitude suffisante pour détecter une fissure. Cette méthode est comparée avec l'implémentation hybride pot vibrant ($f_b = 84 \text{ Hz}$)/PZT ($f_h = 60 \text{ kHz}$). Le PZT choisi pour l'émission de f_b est un patch piézoélectrique et les f_h sont adaptées pour générer des ondes avec un maximum d'amplitude (après étude du signal reçu avec un signal large bande). Il est montré que l'énergie du PZT en basse fréquence suffit à mettre en évidence la présence de l'endommagement. Cette étude permet aussi de montrer l'évolution des amplitudes des harmoniques (première harmonique et bandes latérales dus aux non linéarités, voir **Figure C.1**) lorsque la basse fréquence varie.

Dans (Lim et al., 2014) une étude sur une plaque d'aluminium puis une pièce du même matériau utilisée dans un contexte aéronautique est décrite. Pour reproduire les conditions de vol, un pot vibrant fait vibrer la structure de façon aléatoire à des fréquences de 0 à 50 Hz, et les structures sont exposées à différentes températures et contraintes. Les structures sont équipées de 4 PZTs identiques. f_b est fixée à 17 kHz et le f_h est un sweep linéaire de 80 à 110 kHz. Le traitement du signal effectué sur le signal reçu permet d'isoler les bandes latérales des réponses pour des basses fréquences. L'endommagement est détecté en considérant les bandes latérales des premières modulations harmoniques pour plusieurs f_h . Dans le cas de l'application sur une pièce aéronautique, des dual PZTs sont utilisés.

(Wu et al., 2015) ont réalisé une étude sur une plaque d'aluminium équipée de 8 PZTs (4 émetteurs et 4 récepteurs). f_b est générée par un pot vibrant à 5 Hz. f_h est générée par les PZTs entre 150 et 250 kHz. Un signal de référence est créé lorsque le pot vibrant est inactif. Ce signal est ensuite comparé à celui obtenu lorsque ce dernier est actif. Il est alors possible de caractériser et localiser une fissure (suivre son évolution liée à la fatigue) avec un processus de *baseline* instantanée différent de celui classiquement proposé (on ne compare pas ici la réponse sur des chemins de mêmes distances, mais les signaux obtenus avec et sans vibrations à basse fréquence).

Dans (H. J. Lim et al., 2016) les auteurs ont travaillé sur des structures en aluminium, comme dans (Lim et al., 2014), avec en plus une application *in-situ* sur un pont équipé de 6 modules composés de 3 PZTs circulaires identiques (un émetteur haute fréquence, un émetteur basse fréquence, et un récepteur). Cela permet de montrer que cette méthode ne remonte pas de fausse détection en condition d'utilisation (fréquences dues aux passages des voitures et trains) et aux variation des températures.

(Guinto et al., 2016) proposent une simulation éléments finis d'une petite poutre en stratifié composite de 300 mm avec un délaminage (1/3 de la longueur totale) située en son centre. L'excitation basse fréquence ($f_b = 194$ Hz) est imposée à 50 N et la haute fréquence ($f_h = 10,474$ kHz) à 10 N en deux points distincts de la poutre. Cette méthode permet de caractériser l'endommagement, mais l'approche est soumise à beaucoup de contraintes (choix des fréquences d'excitation) contient des erreurs (Hz au lieu de kHz), et cite peu de sources. Cela ne permet pas vraiment de qualifier la méthode comme robuste, et montre des faiblesses sur une application numérique qui laissent peu d'espoir à un déploiement plus large de cette méthode en conditions expérimentales.

(Tabatabaeipour et al., 2017) proposent eux, une application des méthodes non-linéaires sur des stratifiés composites en se basant sur des excitations à une seule fréquence, mais avec des amplitudes différentes (approche différente des cas précédents). Dans le cas d'une structure linéaire, le ratio des amplitudes des signaux émis doit être égal au ratio des amplitudes des signaux mesurés, et les réponses doivent avoir les mêmes formes. Dans cette étude, des DIs sont calculés dans le domaine temporel à partir du rapport d'amplitude et de la corrélation des signaux pour différentes amplitudes d'excitation. Un DI est également calculé dans le domaine fréquentiel en considérant le rapport d'amplitude de la troisième harmonique et de la fondamentale. Ces trois DIs sont calculés sur une structure réelle et permettent bien la mise en évidence d'un endommagement.

- Achenbach, J.D., 2006. Reciprocity and Related Topics in Elastodynamics. Applied Mechanics Reviews 59, 13. https://doi.org/10.1115/1.2110262
- Adams, D., 2007. Health Monitoring of Structural Materials and Components: Methods with Applications. John Wiley & Sons.
- Agostini, V., Delsanto, P.P., Genesio, I., Olivero, D., 2003. Simulation of Lamb wave propagation for the characterization of complex structures. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control 50, 441–448. https://doi.org/10.1109/TUFFC.2003.1197967
- Agrahari, J.K., Kapuria, S., 2018. Active detection of block mass and notch-type damages in metallic plates using a refined time-reversed Lamb wave technique: ACTIVE DAMAGE DETECTION USING REFINED TIME-REVERSED LAMB WAVE METHOD. Structural Control and Health Monitoring 25, e2064. https://doi.org/10.1002/stc.2064
- Agrahari, Jitendra Kumar, Kapuria, S., 2016. A refined Lamb wave time-reversal method with enhanced sensitivity for damage detection in isotropic plates. Jnl of Intell Mat Systems and Struct 27, 1283–1305. https://doi.org/10.1177/1045389X15590269
- Agrahari, J. K., Kapuria, S., 2016. Effects of adhesive, host plate, transducer and excitation parameters on time reversibility of ultrasonic Lamb waves. Ultrasonics 70, 147–157. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2016.04.024
- Ai, D., Luo, H., Zhu, H., 2016. Diagnosis and validation of damaged piezoelectric sensor in electromechanical impedance technique. Journal of Intelligent Material Systems and Structures. https://doi.org/10.1177/1045389X16657427
- Alem, B., Abedian, A., Nasrollahi-Nasab, K., 2016. Reference-Free Damage Identification in Plate-Like Structures Using Lamb-Wave Propagation with Embedded Piezoelectric Sensors. Journal of Aerospace Engineering 04016062. https://doi.org/10.1061/(ASCE)AS.1943-5525.0000646
- Alterman, Z., Karal, F.C., 1968. Propagation of elastic waves in layered media by finite difference methods. Bulletin of the Seismological Society of America 58, 367– 398.
- Amafabia, D.M., Montalvão, D., David-West, O., Haritos, G., 2018. A Review of Structural Health Monitoring Techniques as Applied to Composite Structures. SDHM Structural Durability and Health Monitoring 11, 91–147. https://doi.org/10.3970/sdhm.2017.011.091
- An, Y.-K., Sohn, H., 2010. Instantaneous crack detection under varying temperature and static loading conditions. Struct. Control Health Monit. 17, 730–741. https://doi.org/10.1002/stc.394
- Anton, S.R., Butland, A., Carrión, M., Buechler, M., Park, G., 2007. Instantaneous Structural Damage Identification Using Piezoelectric-Based Lamb Wave Propagation. Proceedings of IMAC-XXV, February 19–22.

- Anton, S.R., Inman, D.J., Park, G., 2009. Reference-Free Damage Detection Using Instantaneous Baseline Measurements. AIAA Journal 47, 1952–1964. https://doi.org/10.2514/1.43252
- Atitallah, H.B., Ounaies, Z., Muliana, A., 2016. Temperature and time dependence of the electro-mechanical properties of flexible active fiber composites. Smart Materials and Structures 25, 045002. https://doi.org/10.1088/0964-1726/25/4/045002
- Aymerich, F., Staszewski, W.J., 2010. Impact damage detection in composite laminates using nonlinear acoustics. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, Special Issue on 10th Deformation & Fracture of Composites Conference: Interfacial interactions in composites and other applications 41, 1084–1092. https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2009.09.004
- Bagheri, A., Li, K., Rizzo, P., 2013. Reference-free damage detection by means of wavelet transform and empirical mode decomposition applied to Lamb waves. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 24, 194–208. https://doi.org/10.1177/1045389X12460433
- Baker, B., Alan A., 2004. Composite Materials for Aircraft Structures. AIAA.
- Balmes, E., Bianchi, J., Leclere, J., 2009. Structural Dynamics Toolbox 6.2 (for use with MATLAB), SDTools, Paris, France. [WWW Document]. URL http://www.sdtools.com/ (accessed 12.12.17).
- Balmès, E., Guskov, M., Bianchi, J.-P., 2016. Validation and verification of FE models of piezo based SHM systems, in: ISMA International Conference on Noise and Vibration Engineering. Leuven, Belgium, p. ID 807.
- Balmes, E., Guskov, M., Rebillat, M., Mechbal, N., 2014. Effects of temperature on the impedance of piezoelectric actuators used for SHM.
- Baptista, F., Budoya, D., Almeida, V., Ulson, J., 2014. An Experimental Study on the Effect of Temperature on Piezoelectric Sensors for Impedance-Based Structural Health Monitoring. Sensors 14, 1208–1227. https://doi.org/10.3390/s140101208
- Barker, A.J., Vangerko, H., 1983. Temperature dependence of elastic constants of CFRP. Composites 14, 52–56.
- Bhalla, S., 2004. Electromechanical Impedance Modeling for Adhesively Bonded Piezo-Transducers. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 15, 955–972. https://doi.org/10.1177/1045389X04046309
- Bijudas, C.R., Mitra, M., Mujumdar, P.M., 2013. Time reversed Lamb wave for damage detection in a stiffened aluminum plate. Smart Mater. Struct. 22, 105026. https://doi.org/10.1088/0964-1726/22/10/105026
- Bilgunde, P., Bond, L.J., 2017. Temperature dependence of electromechanical impedance based bond-line integrity monitoring, in: Kundu, T. (Ed.), . p. 101702Y. https://doi.org/10.1117/12.2260365
- Blanloeuil, P., Rose, L.R.F., Veidt, M., Wang, C.H., 2018. Time reversal invariance for a nonlinear scatterer exhibiting contact acoustic nonlinearity. Journal of Sound and Vibration 417, 413–431. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2017.12.019

- 219
- Bois, C., Hochard, C., 2004. Monitoring of Laminated Composites Delamination Based
on Electro-MechanicalImpedance Measurement. Journal of Intelligent
MaterialMaterialSystemsandStructures15,59–67.https://doi.org/10.1177/1045389X0403940559–67.59–67.50–67.
- Carpinteri, A., Lacidogna, G., Accornero, F., Mpalaskas, A.C., Matikas, T.E., Aggelis, D.G., 2013. Influence of damage in the acoustic emission parameters. Cement and Concrete Composites 44, 9–16. https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2013.08.001
- Cawley, P., 2018. Structural health monitoring: Closing the gap between research and industrial deployment. Structural Health Monitoring: An International Journal 147592171775004. https://doi.org/10.1177/1475921717750047
- Cawley, P., Adams, R.D., 1979. The location of defects in structures from measurements of natural frequencies. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design 14, 49–57. https://doi.org/10.1243/03093247V142049
- Clarke, T., Simonetti, F., Cawley, P., 2010. Guided wave health monitoring of complex structures by sparse array systems: Influence of temperature changes on performance. Journal of Sound and Vibration 329, 2306–2322. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2009.01.052
- Craven, R., Pindoria, S., Olsson, R., 2009. Finite element study of compressively loaded fibres fractured during impact. Composites Science and Technology 69, 586– 593. https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2008.11.034
- Croxford, A.J., Moll, J., Wilcox, P.D., Michaels, J.E., 2010. Efficient temperature compensation strategies for guided wave structural health monitoring. Ultrasonics 50, 517–528. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2009.11.002
- Croxford, A.J., Wilcox, P.D., Drinkwater, B.W., Konstantinidis, G., 2007. Strategies for guided-wave structural health monitoring. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 463, 2961–2981. https://doi.org/10.1098/rspa.2007.0048
- Dan, C.A., Kudela, P., 2017. Temperature Compensation Methods for Elastic Wave Based SHM, in: Doerffer, P., Barakos, G.N., Luczak, M.M. (Eds.), Recent Progress in Flow Control for Practical Flows. Springer International Publishing, pp. 483–497. https://doi.org/10.1007/978-3-319-50568-8_23
- Deraemaeker, A., Preumont, A., 2006. Vibration based damage detection using large array sensors and spatial filters. Mechanical Systems and Signal Processing 20, 1615–1630. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2005.02.010
- Dhieb, H., Buijnsters, J.G., Elleuch, K., Celis, J.P., 2016. Effect of relative humidity and full immersion in water on friction, wear and debonding of unidirectional carbon fiber reinforced epoxy under reciprocating sliding. Composites Part B: Engineering 88, 240–252. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2015.11.011
- Diaz Valdes, S.H., Soutis, C., 1999. Delamination detection in composite laminates from variations of their modal characteristics. Journal of Sound and Vibration 228, 1–9. https://doi.org/10.1006/jsvi.1999.2403
- Dogancay, K., Hmam, H., 2009. On optimal sensor placement for time-difference-ofarrival localization utilizing uncertainty minimization, in: Signal Processing Conference, 2009 17th European. IEEE, pp. 1136–1140.

- Druet, T., 2017. Tomographie passive par ondes guidées pour des applications de contrôle santé intégré (PhD Thesis). Valenciennes.
- Ducarne, J., 2009. Modélisation et optimisation de dispositifs non-linéaires d'amortissement de structures par systèmes piézoélectriques commutés. Paris, CNAM.
- Dutta, D., 2010. Ultrasonic techniques for baseline-free damage detection in structures.
- Dutta, D., Sohn, H., Harries, K.A., Rizzo, P., 2009. A Nonlinear Acoustic Technique for Crack Detection in Metallic Structures. Structural Health Monitoring 8, 251– 262. https://doi.org/10.1177/1475921709102105
- Dworakowski, Z., Ambrozinski, L., Stepinski, T., 2016. Multi-stage temperature compensation method for Lamb wave measurements. Journal of Sound and Vibration. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2016.06.038
- EASA, 2010. AMC 20-29.
- Egusa, S., Iwasawa, N., 1998. Piezoelectric paints as one approach to smart structural materials with health-monitoring capabilities. Smart Mater. Struct. 7, 438. https://doi.org/10.1088/0964-1726/7/4/002
- Eric B. Flynn, Michael D. Todd, 2010. Optimal Placement of Piezoelectric Actuators and Sensors for Detecting Damage in Plate Structures. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 21, 265–274. https://doi.org/10.1177/1045389X09338080
- Farrar, C.R., Worden, K., 2013. Structural health monitoring: a machine learning perspective. Wiley, Chichester, West Sussex, U.K.; Hoboken, N.J.
- Farrar, C.R., Worden, K., 2007. An introduction to structural health monitoring. Philosophical Transactions of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences 365, 303–315. https://doi.org/10.1098/rsta.2006.1928
- Feld, N., Allix, O., Baranger, E., Guimard, J.-M., 2011. Micro-mechanical prediction of UD laminates behavior under combined compression up to failure: influence of matrix degradation. Journal of Composite Materials 45, 2317–2333. https://doi.org/10.1177/0021998311401084
- Fendzi, C., 2015. Contrôle Santé des Structures Composites: application à la Surveillance des Nacelles Aéronautiques. Paris, ENSAM.
- Fendzi, C., Morel, J., Rébillat, M., GUSKOV, M., MECHBAL, N., Coffignal, G., 2014. Optimal Sensors Placement to Enhance Damage Detection in Composite Plates, in: 7th European Workshop on Structural Health Monitoring. pp. 1–8.
- Fendzi, C., Rébillat, M., Mechbal, N., Guskov, M., Coffignal, G., 2016. A data-driven temperature compensation approach for Structural Health Monitoring using Lamb waves. Structural Health Monitoring: An International Journal 15, 525– 540. https://doi.org/10.1177/1475921716650997
- Flynn, E.B., Todd, M.D., 2010. A Bayesian approach to optimal sensor placement for structural health monitoring with application to active sensing. Mechanical Systems and Signal Processing 24, 891–903. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2009.09.003

- Gamstedt, E.K., 2000. Effects of debonding and fiber strength distribution on fatiguedamage propagation in carbon fiber-reinforced epoxy. Journal of Applied Polymer Science 76, 457–474. https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-4628(20000425)76:4<457::AID-APP3>3.0.CO;2-L
- Gangadharan, R., Murthy, C.R.L., Gopalakrishnan, S., Bhat, M.R., 2011. Time reversal health monitoring of composite plates using Lamb waves. International Journal of Aerospace Innovations 3, 131–142.
- Gangadharan, R., Murthy, C.R.L., Gopalakrishnan, S., Bhat, M.R., 2009. Time reversal technique for health monitoring of metallic structure using Lamb waves. Ultrasonics 49, 696–705. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2009.05.002
- Gao, H., Rose, J.L., 2006. Ultrasonic Sensor Placement Optimization in Structural Health Monitoring Using Evolutionary Strategy. AIP Conference Proceedings 820, 1687–1693. https://doi.org/10.1063/1.2184724
- Gayathri, P., Umesh, K., Ganguli, R., 2010. Effect of matrix cracking and material uncertainty on composite plates. Reliability Engineering & System Safety 95, 716–728. https://doi.org/10.1016/j.ress.2010.02.004
- Ghrib, M., Berthe, L., Rebillat, M., Mechbal, N., Guskov, M., 2016. Laser shock a novel way to generate calibrated delamination in composites: concept & first results 12.
- Giurgiutiu, V., 2015. Structural health monitoring of aerospace composites. Elsevier, Boston, MA.
- Giurgiutiu, V., 2014. Structural health monitoring with piezoelectric wafer active sensors. Academic Press, an imprint of Elsevier, Amsterdam.
- Giurgiutiu, V., Zagrai, A., Bao, J.J., 2002. Piezoelectric Wafer Embedded Active Sensors for Aging Aircraft Structural Health Monitoring. Structural Health Monitoring 1, 41–61. https://doi.org/10.1177/147592170200100104
- Glushkov, E.V., Glushkova, N.V., Kvasha, O.V., Lammering, R., 2010. Selective Lamb mode excitation by piezoelectric coaxial ring actuators. Smart Mater. Struct. 19, 035018. https://doi.org/10.1088/0964-1726/19/3/035018
- Gresil, M., Giurgiutiu, V., 2015. Prediction of attenuated guided waves propagation in carbon fiber composites using Rayleigh damping model. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 26, 2151–2169. https://doi.org/10.1177/1045389X14549870
- Gresil, M., Yu, L., Giurgiutiu, V., Sutton, M., 2012. Predictive modeling of electromechanical impedance spectroscopy for composite materials. Structural Health Monitoring 11, 671–683. https://doi.org/10.1177/1475921712451954
- Grisso, B.L., Inman, D.J., 2010. Temperature corrected sensor diagnostics for impedance-based SHM. Journal of Sound and Vibration 329, 2323–2336. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2009.04.007
- Guan, W.-L., Yong, K., 2003. Ballistic trajectory analysis for the CI611 accident investigation (Technical Report). Aviation Safety Council.
- Guinto, J.A., Rose, L.F., Blanloeuil, P., Veidt, M., Chiu, W.-K., Sohn, H., Wang, C.H., 2016. Baseline-Free Characterisation of a Delamination using Nonlinear Vibro-Acoustic Modulation. EWSHM 2016.

- Hai-Yan, Z., Jian-Bo, Y., 2011. Piezoelectric transducer parameter selection for exciting a single mode from multiple modes of Lamb waves. Chinese Phys. B 20, 094301. https://doi.org/10.1088/1674-1056/20/9/094301
- Harley, J.B., Moura, J.M.F., 2012. Scale transform signal processing for optimal ultrasonic temperature compensation. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control 59. https://doi.org/10.1109/TUFFC.2012.2448
- Haynes, C.M., 2014. Effective Health Monitoring Strategies for Complex Structures.
- Hickman, G.A., Gerardi, J.J., Feng, Y., 1991. Application of Smart Structures to Aircraft Health Monitoring. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 2, 411–430. https://doi.org/10.1177/1045389X9100200308
- Hood, C., 2013. Dealing with Disaster in Japan | Responses to the Flight JL123 Crash. Routledge, London.
- Hu, N., Liu, Y., Li, Y., Peng, X., Yan, B., 2010. Optimal Excitation Frequency of Lamb Waves for Delamination Detection in CFRP Laminates. Journal of Composite Materials 44, 1643–1663. https://doi.org/10.1177/0021998309353965
- Huang, L., Zeng, L., Lin, J., 2018. Baseline-free damage detection in composite plates based on the reciprocity principle. Smart Materials and Structures 27, 015026. https://doi.org/10.1088/1361-665X/aa9cc1
- Ilg, J., Rupitsch, S.J., Lerch, R., 2013. Impedance-Based Temperature Sensing With Piezoceramic Devices. IEEE Sensors Journal 13, 2442–2449. https://doi.org/10.1109/JSEN.2013.2256121
- Jen, M.-H.R., Lee, C.-H., 1998. Strength and life in thermoplastic composite laminates under static and fatigue loads. Part I: Experimental. International Journal of Fatigue 20, 605–615. https://doi.org/10.1016/S0142-1123(98)00029-2
- Jeong, H., Cho, S., Wei, W., 2011a. A Baseline-Free Defect Imaging Technique in Plates Using Time Reversal of Lamb Waves. Chinese Phys. Lett. 28, 064301. https://doi.org/10.1088/0256-307X/28/6/064301
- Jeong, H., Lee, J.-S., Bae, S.-M., 2011b. Defect detection and localization in plates using a lamb wave time reversal technique. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing 12, 427–434. https://doi.org/10.1007/s12541-011-0055-2
- Jun, Y., Lee, U., 2012. Computer-aided hybrid time reversal process for structural health monitoring. Journal of Mechanical Science and Technology 26, 53–61. https://doi.org/10.1007/s12206-011-1012-9
- Kessler, S.S., Shim, D.J., 2005. Validation of a Lamb wave-based structural health monitoring system for aircraft applications, in: Tomizuka, M. (Ed.), . p. 293. https://doi.org/10.1117/12.599757
- Kessler, S.S., Spearing, S.M., Atalla, M.J., Cesnik, C.E.S., Soutis, C., 2002a. Damage detection in composite materials using frequency response methods. Composites Part B: Engineering 33, 87–95. https://doi.org/10.1016/S1359-8368(01)00050-6

- Kessler, S.S., Spearing, S.M., Soutis, C., 2002b. Damage detection in composite materials using Lamb wave methods. Smart Mater. Struct. 11, 269. https://doi.org/10.1088/0964-1726/11/2/310
- Keye, S., Rose, M., Sachau, D., 2001. Localizing delamination damages in aircraft panels from modal damping parameters 7.
- Kim, S.B., Sohn, H., 2008. Instantaneous crack detection using dual PZT transducers, in: Kundu, T. (Ed.), p. 693509. https://doi.org/10.1117/12.775875
- Kim, Y.-H., Kim, D.-H., Han, J.-H., Kim, C.-G., 2007. Damage assessment in layered composites using spectral analysis and Lamb wave. Composites Part B: Engineering 38, 800–809. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2006.12.010
- Konstantinidis, G., Drinkwater, B.W., Wilcox, P.D., 2006. The temperature stability of guided wave structural health monitoring systems. Smart Materials and Structures 15, 967–976. https://doi.org/10.1088/0964-1726/15/4/010
- Konstantinidis, G., Wilcox, P.D., Drinkwater, B.W., 2007. An Investigation Into the Temperature Stability of a Guided Wave Structural Health Monitoring System Using Permanently Attached Sensors. IEEE Sensors Journal 7, 905–912. https://doi.org/10.1109/JSEN.2007.894908
- Koo, K.-Y., Park, S., Lee, J.-J., Yun, C.-B., 2008. Automated Impedance-based Structural Health Monitoring Incorporating Effective Frequency Shift for Compensating Temperature Effects. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 20, 367–377. https://doi.org/10.1177/1045389X08088664
- Krohn, N., Stoessel, R., Busse, G., 2002. Acoustic non-linearity for defect selective imaging. Ultrasonics 40, 633–637. https://doi.org/10.1016/S0041-624X(02)00188-9
- Lamb, H., 1917. On waves in elastic plates.
- Lammering, R., Gabbert, U., Sinapius, M., Schuster, T., Wierach, P. (Eds.), 2018. Lamb-Wave Based Structural Health Monitoring in Polymer Composites, Research Topics in Aerospace. Springer International Publishing, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-319-49715-0
- Latifi, M., van der Meer, F.P., Sluys, L.J., 2015. A level set model for simulating fatigue-driven delamination in composites. International Journal of Fatigue 80, 434–442. https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.07.003
- Le Duff, A., Hamdi, S.E., Ostiguy, P.-C., Plantier, G., Simon, L., 2014. Comparison of scale factor estimators for ultrasonic temperature monitoring: Application to structural health monitoring. Applied Acoustics 76, 346–358. https://doi.org/10.1016/j.apacoust.2013.08.022
- Leckey, C.A.C., Wheeler, K.R., Hafiychuk, V.N., Hafiychuk, H., Timuçin, D.A., 2018. Simulation of guided-wave ultrasound propagation in composite laminates: Benchmark comparisons of numerical codes and experiment. Ultrasonics 84, 187–200. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2017.11.002
- Lee, J.-S., Park, G., Kim, C.-G., Farrar, C.R., 2011. Use of Relative Baseline Features of Guided Waves for In situ Structural Health Monitoring. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 22, 175–189. https://doi.org/10.1177/1045389X10395643

- Lim, H., Song, H., Sohn, H., 2016. Development of Dual PZT Based Impedance Measurement Techniques for Large-Scale Structures.
- Lim, H.J., Kim, Y., Koo, G., Yang, S., Sohn, H., Bae, I., Jang, J.-H., 2016. Development and field application of a nonlinear ultrasonic modulation technique for fatigue crack detection without reference data from an intact condition. Smart Mater. Struct. 25, 095055. https://doi.org/10.1088/0964-1726/25/9/095055
- Lim, H.J., Sohn, H., DeSimio, M.P., Brown, K., 2014. Reference-free fatigue crack detection using nonlinear ultrasonic modulation under various temperature and loading conditions. Mechanical Systems and Signal Processing 45, 468–478. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2013.12.001
- Lim, H.J., Sohn, H., Yeum, C.M., Kim, J.M., 2013. Reference-free damage detection, localization, and quantification in composites. The Journal of the Acoustical Society of America 133, 3838–3845. https://doi.org/10.1121/1.4802744
- Lin, B., Giurgiutiu, V., Pollock, P., Xu, B., Doane, J., 2010. Durability and Survivability of Piezoelectric Wafer Active Sensors on Metallic Structure. AIAA Journal 48, 635–643. https://doi.org/10.2514/1.44776
- Liu, G., Xiao, Y., Zhang, H., Ren, G., 2016. Baseline Signal Reconstruction for Temperature Compensation in Lamb Wave-Based Damage Detection. Sensors 16, 1273. https://doi.org/10.3390/s16081273
- Liu, P.F., Chu, J.K., Liu, Y.L., Zheng, J.Y., 2012. A study on the failure mechanisms of carbon fiber/epoxy composite laminates using acoustic emission. Materials & Design 37, 228–235. https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.12.015
- Liu, Z., Zhong, X., Dong, T., He, C., Wu, B., 2016. Delamination detection in composite plates by synthesizing time-reversed Lamb waves and a modified damage imaging algorithm based on RAPID. Struct. Control Health Monit. n/an/a. https://doi.org/10.1002/stc.1919
- Lizé, E., Hudin, C., Guenard, N., Rebillat, M., Mechbal, N., Bolzmacher, C., 2016. Combination of frequency shift and impedance-based method for robust temperature sensing using piezoceramic devices for SHM, in: 8th European Workshop on Structural Health Monitoring, EWSHM 2016. NDT.net, pp. 1802–1811.
- Lizé, E., Hudin, C., Rebillat, M., Mechbal, N., Bolzmacher, C., 2017. Numerical and experimental study of first symmetric and antisymmetric lamb wave modes generated and received by dual-PZTs in a composite plate, in: Chang F.-K., K.F. (Ed.), Structural Health Monitoring 2017: Real-Time Material State Awareness and Data-Driven Safety Assurance Proceedings of the 11th International Workshop on Structural Health Monitoring, IWSHM 2017. DEStech Publications, pp. 1731–1738.
- Lizé, E., Rébillat, M., Mechbal, N., Bolzmacher, C., 2018a. Optimal dual-PZT sizing and network design for baseline-free SHM of complex anisotropic composite structures. Smart Mater. Struct. https://doi.org/10.1088/1361-665X/aad534
- Lizé, E., Rébillat, M., MECHBAL, N., BOLZMACHER, C., 2018b. Dual PZT sizing for mode decomposition on an anisotropic composite plate, in: 9th European Workshop on Structural Health Monitoring, EWSHM 2016.

- Lizé, E., Rébillat, M., Mechbal, N., Bolzmacher, C., 2017. Estimation of the temperature field on a composite fan cowl using the static capacity of surfacemounted piezoceramic transducers. IFAC-PapersOnLine, 20th IFAC World Congress 50, 11689–11694. https://doi.org/10.1016/j.ifacol.2017.08.1685
- Lu, Y., Michaels, J.E., 2005. A methodology for structural health monitoring with diffuse ultrasonic waves in the presence of temperature variations. Ultrasonics 43, 717–731. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2005.05.001
- Maier, A., Schmidt, R., Oswald-Tranta, B., Schledjewski, R., 2014. Non-Destructive Thermography Analysis of Impact Damage on Large-Scale CFRP Automotive Parts. Materials 7, 413–429. https://doi.org/10.3390/ma7010413
- Malinowski, P.H., Wandowski, T., Ostachowicz, W.M., 2016. Influence of delamination and temperature conditions on electromechanical impedance.
- Manson, G., Worden, K., Allman, D., 2003. Experimental validation of a structural health monitoring methodology: part II. Novelty detection on a gnat aircraft. Journal of Sound and Vibration 259, 345–363. https://doi.org/10.1006/jsvi.2002.5167
- Marzani, A., Bocchini, P., 2011. www.guiguw.com [WWW Document]. GUIGUW -Guided Waves made easy. URL http://www.guiguw.com/ (accessed 6.8.18).
- Mechraoui, S.-E., Laksimi, A., Benmedakhene, S., 2012. Reliability of damage mechanism localisation by acoustic emission on glass/epoxy composite material plate. Composite Structures 94, 1483–1494. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2011.11.037
- Mel Siegel, Priyan Gunatilake, Gregg Podnar, 1998. Robotic assistants for aircraft inspectors. Industrial Robot 25, 389–400. https://doi.org/10.1108/01439919810240234
- Michaels, J.E., Michaels, T.E., 2005. Detection of structural damage from the local temporal coherence of diffuse ultrasonic signals. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control 52, 1769–1782. https://doi.org/10.1109/TUFFC.2005.1561631
- Moll, J., Fritzen, C.-P., 2012. Guided waves for autonomous online identification of structural defects under ambient temperature variations. Journal of Sound and Vibration 331, 4587–4597. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2012.04.033
- Montalvão, D., Ribeiro, A.M.R., Duarte-Silva, J., 2009. A method for the localization of damage in a CFRP plate using damping. Mechanical Systems and Signal Processing, Special Issue: Inverse Problems 23, 1846–1854. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2008.08.011
- Moser, F., Jacobs, L.J., Qu, J., 1999. Modeling elastic wave propagation in waveguides with the finite element method. NDT & E International 32, 225–234. https://doi.org/10.1016/S0963-8695(98)00045-0
- Mulligan, K.R., Quaegebeur, N., Ostiguy, P.-C., Masson, P., Létourneau, S., 2013. Comparison of metrics to monitor and compensate for piezoceramic debonding in structural health monitoring. Structural Health Monitoring 12, 153–168. https://doi.org/10.1177/1475921712467490

- Mustapha, S., Ye, L., Wang, D., Lu, Y., 2012. Debonding Detection in Composite Sandwich Structures Based on Guided Waves. AIAA Journal 50, 1697–1706. https://doi.org/10.2514/1.J051274
- Nairn, J.A., 2000. Matrix Microcracking in Composites, Polymer Matrix Composites.
- Nairn, J.A., Hu, S., 1994. Micromechanics of damage: a case study of matrix microcracking, Damage Mechanics of Composite Materials.
- Neto, P., Alfaiate, J., Vinagre, J., 2016. Assessment of the dependence of CFRPconcrete behaviour on the width of the bonded materials. Composites Part B: Engineering 91, 448–457. https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.01.054
- Novak, A., Simon, L., Kadlec, F., Lotton, P., 2010. Nonlinear System Identification Using Exponential Swept-Sine Signal. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement 59, 2220–2229. https://doi.org/10.1109/TIM.2009.2031836
- NTSB, 1988. Aircraft accident report–Aloha Airlines, Flight 243, Boeing 737-200, N73711, near Maui, Hawaii, April 28, 1988 (Technical Report). National Transportation Safety Board Bureau of Accident Investigation.
- Ooijevaar, T.H., Loendersloot, R., Warnet, L.L., de Boer, A., Akkerman, R., 2010. Vibration based Structural Health Monitoring of a composite T-beam. Composite Structures, Fifteenth International Conference on Composite Structures 92, 2007–2015. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2009.12.007
- Overly, T.G., Gyuhae Park, Farinholt, K.M., Farrar, C.R., 2009. Piezoelectric Active-Sensor Diagnostics and Validation Using Instantaneous Baseline Data. IEEE Sensors Journal 9, 1414–1421. https://doi.org/10.1109/JSEN.2009.2018351
- Pardoen, G.C., 1989. Effect of Delamination on the Natural Frequencies of Composite Laminates. Journal of Composite Materials 23, 1200–1215. https://doi.org/10.1177/002199838902301201
- Park, G., Cudney, H.H., Inman, D.J., 1999. Impedance-based health monitoring technique for massive structures and high-temperature structures, in: 1999 Symposium on Smart Structures and Materials. International Society for Optics and Photonics, pp. 461–469.
- Park, G., Farrar, C.R., Rutherford, A.C., Robertson, A.N., 2006. Piezoelectric Active Sensor Self-Diagnostics Using Electrical Admittance Measurements. Journal of Vibration and Acoustics 128, 469. https://doi.org/10.1115/1.2202157
- Park, G., Rutherford, A.C., Wait, J.R., Nadler, B., Farrar, C., Claytor, T.N., 2005. High-Frequency Response Functions for Composite Plate Monitoring with Ultrasonic Validation. AIAA Journal 43, 2431–2437. https://doi.org/10.2514/1.14305
- Park, G., Sohn, H., Farrar, C.R., Inman, D.J., 2003. Overview of Piezoelectric Impedance-Based Health Monitoring and Path Forward. The Shock and Vibration Digest 35, 451–463. https://doi.org/10.1177/05831024030356001
- Park, H.W., Kim, S.B., Sohn, H., 2009. Understanding a time reversal process in Lamb wave propagation. Wave Motion 46, 451–467. https://doi.org/10.1016/j.wavemoti.2009.04.004
- Park, H.W., Sohn, H., Law, K.H., Farrar, C.R., 2007. Time reversal active sensing for health monitoring of a composite plate. Journal of Sound and Vibration 302, 50– 66. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2006.10.044

- Park, S., Anton, S.R., Kim, J.-K., Inman, D.J., Ha, D.S., 2010. Instantaneous baseline structural damage detection using a miniaturized piezoelectric guided waves system. KSCE Journal of Civil Engineering 14, 889–895. https://doi.org/10.1007/s12205-010-1137-x
- Park, S., Park, G., Yun, C.-B., Farrar, C.R., 2008. Sensor Self-diagnosis Using a Modified Impedance Model for Active Sensing-based Structural Health Monitoring. Structural Health Monitoring 8, 71–82. https://doi.org/10.1177/1475921708094792
- Parsons, Z., Staszewski, W.J., 2006. Nonlinear acoustics with low-profile piezoceramic excitation for crack detection in metallic structures. Smart Mater. Struct. 15, 1110. https://doi.org/10.1088/0964-1726/15/4/025
- Peng, H., Meng, G., Li, F., 2009. Modeling of wave propagation in plate structures using three-dimensional spectral element method for damage detection. Journal of Sound and Vibration 320, 942–954. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2008.09.005
- Poddar, B., Bijudas, C.R., Mitra, M., Mujumdar, P.M., 2012. Damage detection in a woven-fabric composite laminate using time-reversed Lamb wave. Structural Health Monitoring 11, 602–612. https://doi.org/10.1177/1475921712449510
- Poddar, B., Kumar, A., Mitra, M., Mujumdar, P.M., 2011. Time reversibility of a Lamb wave for damage detection in a metallic plate. Smart Mater. Struct. 20, 025001. https://doi.org/10.1088/0964-1726/20/2/025001
- Pollock, P., Yu, L., Guo, S., Sutton, M., 2011. A nondestructive experimental study on damage progression in woven glass-epoxy composites, in: Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems 2011. Presented at the Sensors and Smart Structures Technologies for Civil, Mechanical, and Aerospace Systems 2011, International Society for Optics and Photonics, p. 79813M. https://doi.org/10.1117/12.882142
- Qing, X.P., Beard, S.J., Kumar, A., Sullivan, K., Aguilar, R., Merchant, M., Taniguchi, M., 2008. The performance of a piezoelectric-sensor-based SHM system under a combined cryogenic temperature and vibration environment. Smart Materials and Structures 17, 055010. https://doi.org/10.1088/0964-1726/17/5/055010
- Qiu, L., Yuan, S., Huang, T., 2013. 1060. Lamb wave temperature compensation method based on adaptive filter ADALINE network. Journal of Vibroengineering 15.
- Raghavan, A., 2007. Guided-wave structural health monitoring. The University of Michigan.
- Raghavan, A., Cesnik, C.E.S., 2005. Finite-dimensional piezoelectric transducer modeling for guided wave based structural health monitoring. Smart Materials and Structures 14, 1448–1461. https://doi.org/10.1088/0964-1726/14/6/037
- Rébillat, M., Hajrya, R., Mechbal, N., 2014. Nonlinear structural damage detection based on cascade of Hammerstein models. Mechanical Systems and Signal Processing 48, 247–259. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2014.03.009
- Rébillat, M., Hennequin, R., Corteel, E., Katz, B.F., 2011. Identification of cascade of Hammerstein models for the description of nonlinearities in vibrating devices. Journal of Sound and Vibration 330, 1018–1038.
- Rose, J.L., 2004. Ultrasonic Waves in Solid Media. Cambridge University Press.

- Roy, S., Chang, F.K., Lee, S.J., Pollock, P., Janapati, V., 2013. A novel machinelearning approach for structural state identification using ultrasonic guided waves. Hydro-Environmental Analysis: Freshwater Environments 321.
- Roy, S., Lonkar, K., Janapati, V., Chang, F.-K., 2014. A novel physics-based temperature compensation model for structural health monitoring using ultrasonic guided waves. Structural Health Monitoring 13, 321–342.
- Rytter, A., 1993. Vibrational Based Inspection of Civil Engineering Structures.
- Salamone, S., Bartoli, I., Lanza Di Scalea, F., Coccia, S., 2009. Guided-wave Health Monitoring of Aircraft Composite Panels under Changing Temperature. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 20, 1079–1090. https://doi.org/10.1177/1045389X08101634
- Salmanpour, M.S., Khodaei, Z.S., Aliabadi, M.H., 2017a. Instantaneous Baseline Damage Localization Using Sensor Mapping. IEEE Sensors Journal 17, 295– 301. https://doi.org/10.1109/JSEN.2016.2629279
- Salmanpour, M.S., Sharif Khodaei, Z., Aliabadi, M.H., 2017b. Transducer placement optimisation scheme for a delay and sum damage detection algorithm. Struct. Control Health Monit. 24, n/a-n/a. https://doi.org/10.1002/stc.1898
- Sampaio, R., Maia, N.M.M., Silva, J.M.M., 1999. Damage detection using the frequency-response-function curvature method. Journal of Sound and Vibration 226, 1029–1042. https://doi.org/10.1006/jsvi.1999.2340
- Scalerandi, M., Bruno, C.L.E., Gliozzi, A.S., Bocca, P.G., 2012. Break of reciprocity principle due to localized nonlinearities in concrete. Ultrasonics 52, 712–719. https://doi.org/10.1016/j.ultras.2012.01.010
- Scheerer, M., Lager, D., 2014. Validation of Temperature Compensation Techniques for Impact Damage Detection and Localization Using Ultrasonic Sparse Arrays, in: EWSHM-7th European Workshop on Structural Health Monitoring.
- Schubert, K.J., Brauner, C., Herrmann, A.S., 2014. Non-damage-related influences on Lamb wave-based structural health monitoring of carbon fiber-reinforced plastic structures. Structural Health Monitoring 13, 158–176. https://doi.org/10.1177/1475921713513975
- Schubert, K.J., Tim, B., Brauner, C., Herrmann, A.S., 2012. A Compensation Method to Account for Environmental Effects on Active Lamb-Wave Based SHM. NDT in Aerospace.
- Schwab, M., Todt, M., Wolfahrt, M., Pettermann, H.E., 2016. Failure mechanism based modelling of impact on fabric reinforced composite laminates based on shell elements. Composites Science and Technology 128, 131–137. https://doi.org/10.1016/j.compscitech.2016.03.025
- Selman, E., Ghiami, A., Alver, N., 2015. Study of fracture evolution in FRPstrengthened reinforced concrete beam under cyclic load by acoustic emission technique: An integrated mechanical-acoustic energy approach. Construction and Building Materials 95, 832–841. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.07.162
- Sepehry, N., Shamshirsaz, M., Bastani, A., 2011. Experimental and theoretical analysis in impedance-based structural health monitoring with varying temperature.

Structural Health Monitoring 10, 573–585. https://doi.org/10.1177/1475921710388338

- Shen, Y., 2017. Numerical investigation of nonlinear interactions between multimodal guided waves and delamination in composite structures, in: Kundu, T. (Ed.), . p. 101701Z. https://doi.org/10.1117/12.2259762
- Sohn, 2007. Damage Detection in Composite Plates by Using an Enhanced Time Reversal Method.
- Sohn, H., Farrar, C.R., Hemez, F.M., Shunk, D.D., Stinemates, D.W., Nadler, B.R., Czarnecki, J.J., 2003. A review of structural health monitoring literature: 1996– 2001. Los Alamos National Laboratory, USA.
- Sohn, H., Kim, S.B., 2010. Development of dual PZT transducers for reference-free crack detection in thin plate structures. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control 57, 229–240. https://doi.org/10.1109/TUFFC.2010.1401
- Sohn, H., Lim, H.J., Yeum, C.M., Ihn, J.-B., 2015. Reference free inconsistency detection system. Google Patents.
- Sohn, H., Woo Park, H., Law, K., Farrar, C.R., 2006. Combination of a Time Reversal Process and a Consecutive Outlier Analysis for Baseline-free Damage Diagnosis. Journal of Intelligent Material Systems and Structures. https://doi.org/10.1177/1045389X06066291
- Sohn, H., Worden, K., Farrar, C.R., 2002. Statistical Damage Classification Under Changing Environmental and Operational Conditions. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 13, 561–574. https://doi.org/10.1106/104538902030904
- Song, H., Lim, H.J., Sohn, H., 2013. Electromechanical impedance measurement from large structures using a dual piezoelectric transducer. Journal of Sound and Vibration 332, 6580–6595. https://doi.org/10.1016/j.jsv.2013.07.023
- Staszewski, W., Boller, C., Tomlinson, G.R., 2004. Health Monitoring of Aerospace Structures: Smart Sensor Technologies and Signal Processing. John Wiley & Sons.
- Stubbs, N., Kim, J.-T., 1996. Damage localization in structures without baseline modal parameters. AIAA Journal 34, 1644–1649. https://doi.org/10.2514/3.13284
- Su, Z., Ye, L., 2009. Identification of damage using Lamb waves: from fundamentals to applications, Lecture notes in applied and computational mechanics. Springer-Verlag, Berlin.
- Su, Z., Ye, L., 2004. Selective generation of Lamb wave modes and their propagation characteristics in defective composite laminates. Proceedings of the IMechE 218, 95–110. https://doi.org/10.1177/146442070421800204
- Tabatabaeipour, M., Hettler, J., Delrue, S., Van Den Abeele, K., 2017. Visualization of Delaminations in Composite Structures Using a Baseline-Free, Sparse Array Imaging Technique Based on Nonlinear Lamb Wave Propagation. Acta Acustica united with Acustica 103, 987–997. https://doi.org/10.3813/AAA.919128
- Thiene, M., Khodaei, Z.S., Aliabadi, M.H., 2016. Optimal sensor placement for maximum area coverage (MAC) for damage localization in composite structures. Smart Materials and Structures 25, 095037. https://doi.org/10.1088/0964-1726/25/9/095037
- Tong, J., Guild, F.J., Ogin, S.L., Smith, P.A., 1997. On matrix crack growth in quasiisotropic laminates—I. Experimental investigation. Composites Science and Technology 57, 1527–1535. https://doi.org/10.1016/S0266-3538(97)00080-8
- Vasiliev, V.V., Morozov, E.V., 2001. Mechanics and analysis of composite materials, 1st ed. ed. Elsevier Science, New York.
- Venu Gopal Madhav Annamdas, Chee Kiong Soh, 2010. Application of Electromechanical Impedance Technique for Engineering Structures: Review and Future Issues. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 21, 41–59. https://doi.org/10.1177/1045389X09352816
- Wang, D., Li, Z., Zhu, H., 2016. A new three-dimensional electromechanical impedance model for an embedded dual-PZT transducer. Smart Mater. Struct. 25, 075002. https://doi.org/10.1088/0964-1726/25/7/075002
- Wang, Y., Gao, L., Yuan, S., Qiu, L., Qing, X., 2014. An adaptive filter-based temperature compensation technique for structural health monitoring. Journal of Intelligent Material Systems and Structures 25, 2187–2198. https://doi.org/10.1177/1045389X13519001
- Wang, Y., Qiu, L., Gao, L., Yuan, S., Qing, X., 2013. A new temperature compensation method for guided wave-based structural health monitoring, in: Kundu, T. (Ed.), . p. 86950H. https://doi.org/10.1117/12.2009526
- Watkins, R., Jha, R., 2012. A modified time reversal method for Lamb wave based diagnostics of composite structures. Mechanical Systems and Signal Processing 31, 345–354. https://doi.org/10.1016/j.ymssp.2012.03.007
- Worden, K., Burrows, A.P., 2001. Optimal sensor placement for fault detection. Engineering Structures 23, 885–901. https://doi.org/10.1016/S0141-0296(00)00118-8
- Worlton, D.C., 1961. Experimental Confirmation of Lamb Waves at Megacycle Frequencies. Journal of Applied Physics 32, 967–971. https://doi.org/10.1063/1.1736196
- Wu, W., Qu, W., Xiao, L., Inman, D.J., 2015. Detection and localization of fatigue crack with nonlinear instantaneous baseline. Journal of Intelligent Material Systems and Structures. https://doi.org/10.1177/1045389X15596851
- Xu, B., Giurgiutiu, V., 2007. Single Mode Tuning Effects on Lamb Wave Time Reversal with Piezoelectric Wafer Active Sensors for Structural Health Monitoring. J Nondestruct Eval 26, 123–134. https://doi.org/10.1007/s10921-007-0027-8
- Yang, Y., Miao, A., 2008. Effect of External Vibration on PZT Impedance Signature. Sensors 8, 6846–6859. https://doi.org/10.3390/s8116846
- Yeum, C.M., Sohn, H., Ihn, J.B., 2011a. Lamb wave mode decomposition using concentric ring and circular piezoelectric transducers. Wave Motion 48, 358– 370. https://doi.org/10.1016/j.wavemoti.2011.01.001

- Yeum, C.M., Sohn, H., Ihn, J.B., 2011b. Delamination detection in a composite plate using a dual piezoelectric transducer network, in: Kundu, T. (Ed.), p. 798406. https://doi.org/10.1117/12.880942
- Yeum, C.M., Sohn, H., Ihn, J.B., Lim, H.J., 2012. Instantaneous delamination detection in a composite plate using a dual piezoelectric transducer network. Composite Structures 94, 3490–3499. https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2012.06.003
- Yeum, C.M., Sohn, H., Lim, H.J., Ihn, J.B., 2013. Reference-free delamination detection using Lamb waves: REFERENCE-FREE DELAMINATION DETECTION. Structural Control and Health Monitoring n/a-n/a. https://doi.org/10.1002/stc.1594
- Yinghui Lu, Michaels, J.E., 2009. Feature Extraction and Sensor Fusion for Ultrasonic Structural Health Monitoring Under Changing Environmental Conditions. IEEE Sensors Journal 9, 1462–1471. https://doi.org/10.1109/JSEN.2009.2019339
- Zaitsev, V., Nazarov, V., Gusev, V., Castagnede, B., 2006. Novel nonlinear-modulation acoustic technique for crack detection. NDT & E International 39, 184–194. https://doi.org/10.1016/j.ndteint.2005.07.007
- Zeng, L., Lin, J., Huang, L., 2017. A Modified Lamb Wave Time-Reversal Method for Health Monitoring of Composite Structures. Sensors 17, 955. https://doi.org/10.3390/s17050955
- Zhao, X., Gao, H., Zhang, G., Ayhan, B., Yan, F., Kwan, C., Rose, J.L., 2007. Active health monitoring of an aircraft wing with embedded piezoelectric sensor/actuator network: I. Defect detection, localization and growth monitoring. Smart Materials and Structures 16, 1208–1217. https://doi.org/10.1088/0964-1726/16/4/032
- Zhao, X. "George", Rose, J.L., 2003. Boundary element modeling for defect characterization potential in a wave guide. International Journal of Solids and Structures 40, 2645–2658. https://doi.org/10.1016/S0020-7683(03)00097-0
- Zhou, D., Kim, J.K., Ha, D.S., Quesenberry, J.D., Inman, D.J., 2009. A system approach for temperature dependency of impedance-based structural health monitoring, in: Meyendorf, N.G., Peters, K.J., Ecke, W. (Eds.), p. 72930U. https://doi.org/10.1117/12.816285

Détection d'endommagement sans état de référence et estimation de la température pour le contrôle santé intégré de structures composites par ondes guidées.

RESUME: Ce travail de thèse concerne le contrôle santé intégré (SHM : Structural Health Monitoring) de structures composites aéronautiques par ondes guidées avec des transducteurs piézoélectriques (PZT). La majorité des méthodes de détection classiques reposent sur la comparaison de signaux issus de la structure inspectée à l'état courant avec ceux mesurés dans un état sain (la baseline). La température altère significativement les signaux mesurés et le diagnostic associé si son influence n'est pas prise en compte dans la baseline. D'autre part, l'acquisition de la baseline est très contraignante en vue d'un déploiement des systèmes SHM en condition réelles. La première contribution de cette thèse est l'estimation du champ de température à partir des mesures des PZTs (décalage du spectre fréquentiel et capacité statique), qui permet de compenser l'effet de la température dans la baseline sans ajouter de capteurs dédiés. La seconde contribution concerne les méthodes sans état de référence (baseline free). Les performances de détection de quatre méthodes sont comparées (rupture de réciprocité, variation d'amplitude, analyse des modes de Lamb et baseline instantanée) sur un modèle numérique et des cas expérimentaux d'endommagement à différentes températures sur une plaque de composite fortement anisotrope. Les résultats obtenus démontrent que la décomposition des modes de Lamb dans les signaux mesurés par l'intermédiaire de dual PZTs (PZTs constitués de deux électrodes concentriques - un anneau et un disque - sur leur face supérieure) permet d'améliorer de façon significative les performances de détection de ces méthodes. Un processus de dimensionnement du réseau de dual PZTs est proposé pour le déploiement de ces méthodes sur des structures complexes et prenant en compte la forte anisotropie des matériaux. Ces résultats ouvrent des perspectives prometteuses contribuant potentiellement au transfert des technologies de SHM des laboratoires vers l'industrie.

Mots clés : Contrôle santé intégré, SHM, matériau composite anisotrope, transducteur piézoélectrique, détection d'endommagement, *baseline free*, température, dual PZT, ondes de Lamb, décomposition des modes de Lamb, aéronautique.

Baseline free damage detection and temperature estimation for structural health monitoring of composite structures using guided waves.

ABSTRACT: This thesis concerns the Structural Health Monitoring (SHM) of aeronautical composite structures by guided waves with piezoelectric transducers (PZT). Conventional detection methods are based on the comparison of signals from the inspected structure in the current state with those measured in a healthy state (the baseline). Temperature significantly alters the measured signals and the associated diagnosis if its influence is not considered in the baseline. Also, the acquisition of the baseline is very constraining for the deployment of SHM systems in real conditions. The first contribution of this thesis is the estimation of the temperature field from the PZT measurements (modal frequency shift and static capacity), which allows to compensate the effect of temperature in the baseline without adding dedicated sensors. The second contribution of this thesis concerns baseline free methods. The detection performance of four methods are compared (reciprocity principle, amplitude variation, Lamb mode analysis and instantaneous baseline) with a numerical model and experimental cases of damage at different temperatures on a highly anisotropic composite plate. The results obtained show that the decomposition of Lamb wave modes in signals measured via dual PZTs (PZTs consisting of two concentric electrodes - a ring and a disk - on their upper side) significantly improves the detection performance of these methods. A dimensioning process for the deployment of these methods on complex anisotropic structures is proposed. These results open up promising opportunities that potentially contribute to the transfer of SHM technologies from laboratories to industry.

Keywords : Structural Health Monitoring, anisotropic composite material, piezoelectric transducer, damage detection, baseline free, temperature, dual PZT, Lamb wave, Lamb wave modes decomposition, aeronautic.



