

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie mécanique

EFFET DE LA COMPOSITION DES
MATÉRIAUX COMPOSITES SUR LA
CARACTÉRISATION ET DÉTECTION
PAR ONDES DE LAMB

Mémoire de maîtrise
Spécialité : génie mécanique

Pierre-Claude OSTIGUY

Jury : Patrice MASSON (directeur)
Said ELKOUN (directeur)
Ahmed MASLOUHI
Nicolas QUAEGEBEUR

Sherbrooke (Québec) Canada

Mars 2012

IV -2209



Library and Archives
Canada

Published Heritage
Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et
Archives Canada

Direction du
Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence

ISBN: 978-0-494-91668-1

Our file Notre référence

ISBN: 978-0-494-91668-1

NOTICE:

The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:

L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protègent cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

À mon père Claude et ma mère Linda,
qui m'ont toujours supporté et poussé à réa-
liser mes rêves

RÉSUMÉ

Les matériaux composites sont de plus en plus utilisés en aéronautique. Leurs excellentes propriétés mécaniques et leur faible poids leur procurent un avantage certain par rapport aux matériaux métalliques. Ceux-ci étant soumis à diverses conditions de chargement et environnementales, ils sont susceptibles de subir plusieurs types d'endommagements, compromettant leur intégrité. Des méthodes fiables d'inspection sont donc nécessaires pour évaluer leur intégrité. Néanmoins, peu d'approches non destructives, embarquées et efficaces sont présentement utilisées. Ce travail de recherche se penche sur l'étude de l'effet de la composition des matériaux composites sur la détection et la caractérisation par ondes guidées. L'objectif du projet est de développer une approche de caractérisation mécanique embarquée permettant d'améliorer la performance d'une approche d'imagerie par antenne piézoélectriques sur des structures composite et métalliques. La contribution de ce projet est de proposer une approche embarquée de caractérisation mécanique par ultrasons qui ne requiert pas une mesure sur une multitude d'échantillons et qui est non destructive.

Ce mémoire par articles est divisé en quatre parties, dont les parties deux à quatre présentant les articles publiés et soumis. La première partie présente l'état des connaissances dans la matière nécessaires à l'accomplissement de ce projet de maîtrise. Les principaux sujets traités portent sur les matériaux composites, propagation d'ondes, la modélisation des ondes guidées, la caractérisation par ondes guidées et la surveillance embarquée des structures.

La deuxième partie présente une étude de l'effet des propriétés mécaniques sur la performance de l'algorithme d'imagerie Excitelet. L'étude est faite sur une structure isotrope. Les résultats ont démontré que l'algorithme est sensible à l'exactitude des propriétés mécaniques utilisées dans le modèle. Cette sensibilité a également été explorée afin de développer une méthode embarquée permettant d'évaluer les propriétés mécaniques d'une structure.

La troisième partie porte sur une étude plus rigoureuse des performances de la méthode de caractérisation mécanique embarquée. La précision, la répétabilité et la robustesse de la méthode sont validés à l'aide d'un simulateur par FEM. Les propriétés estimées avec l'approche de caractérisation sont à moins de 1% des propriétés utilisées dans le modèle, ce qui rivalise avec l'incertitude des méthodes ASTM. L'analyse expérimentale s'est avérée précise et répétable pour des fréquences sous les 200 kHz, permettant d'estimer les propriétés mécaniques à moins de 1% des propriétés du fournisseur.

La quatrième partie a démontrée la capacité de l'approche de caractérisation à identifier les propriétés mécaniques d'une plaques composite orthotrope. Les résultats estimés expérimentalement sont inclus dans les barres d'incertitude des propriétés estimées à l'aide des tests ASTM. Finalement, une simulation FEM a démontré la précision de l'approche avec des propriétés mécaniques à moins de 4 % des propriétés du modèle simulé.

Mots-clés : Inspection non destructive, composites, caractérisation mécanique, ultrasons, imagerie, SHM, ondes guidées

REMERCIEMENTS

J'aimerais tout d'abord remercier monsieur Nicolas Quaegebeur, un collègue de mon groupe de recherche. J'attribue une bonne partie de la réussite de ce projet à la collaboration exceptionnelle que nous avons maintenue durant le projet. Je désire le remercier particulièrement pour son support soutenu dans la phase de modélisation des modèles de propagation d'ondes et des codes de calcul des courbes de dispersion.

Je désire également remercier mes deux directeurs de recherche, monsieurs Patrice Masson et Said Elkoun pour leur support, leurs excellents conseils et pour m'avoir offert l'opportunité de travailler sur un projet de recherche aussi enrichissant. Je désire également les remercier particulièrement de m'avoir permis de présenter des portions du projet de recherche à deux conférences durant la maîtrise.

Le projet n'aurait pas été aussi complet si ce n'était de la contribution des autres membres du groupe de recherche. Mentionnons la contribution de monsieur Kyle Mulligan pour avoir permis l'accès aux laboratoires de fabrication de l'IAR au CNRC. Je désire également remercier monsieur Matthieu Harisson du CNRC à Ottawa pour le temps, l'expertise ainsi que l'énergie qu'il a investies dans le projet au moment de la fabrication des plaques composites.

Finalement, j'aimerais remercier mes parents, Claude Ostiguy et Linda Roy ainsi que ma copine, Sarah Therrien, pour leur support et leur compréhension exceptionnelle durant les deux années qu'a duré ce projet.



TABLE DES MATIÈRES

1 INTRODUCTION	1
2 ÉTAT DES CONNAISSANCES	3
2.1 Matériaux composites	3
2.1.1 Types de composites	4
2.1.2 Fabrication	4
2.1.3 Calcul théorique des propriétés mécaniques	5
2.1.4 Estimation des propriétés mécaniques en laboratoire	8
2.1.5 Endommagement des composites	9
2.2 Inspection non destructive	10
2.3 Propagation d'ondes	15
2.3.1 Génération d'ondes ultrasonores	15
2.3.2 Dimensionnement de l'émetteur	16
2.3.3 Techniques d'émission ultrasonore	17
2.4 Modélisation des ondes guidées	18
2.4.1 Ondes de Lamb dans une structure isotrope	18
2.4.2 Ondes guidées dans les composites multicouches	19
2.4.3 Matériaux transverses isotropes à plus grande symétrie	27
2.4.4 Effet de l'anisotropie sur la propagation d'ondes	29
2.4.5 Effet de la dispersion sur la propagation des ondes	29
2.5 Caractérisation par ondes guidées	30
2.6 Estimation des courbes de dispersion	31
2.6.1 Outils de traitement de signal	33
2.7 Surveillance embarquée des structures (SHM)	37
2.7.1 Approche d'imagerie par pitch and catch	38
2.7.2 Approche d'imagerie par triangulation	38
2.7.3 Approche d'imagerie Excitelet	39
2.7.4 Approche d'imagerie Embedded Ultrasonic Structural Radar	41
2.7.5 Méthodes complémentaires	41
3 PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS	43
3.1 Problématique	43
3.2 Objectifs	43
3.3 Organisation du mémoire	44
4 EFFET DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES SUR L'IMAGERIE	47
4.1 Résumé du papier	47
4.2 Abstract	48
4.3 Introduction	49
4.4 Formulation of the approach	50
4.5 Imaging with Excitelet	51

4.6	Characterization with Excitelet	52
4.7	Experimental setup and methodology	53
4.8	Experimental results	54
4.9	Conclusion	58
5	VALIDATION DE LA MÉTHODE POUR LES MÉTAUX	59
5.1	Résumé du papier	59
5.2	Abstract	60
5.3	Introduction	61
5.4	Theory	62
	5.4.1 Formulation	62
	5.4.2 Implementation	63
5.5	FEM analysis	65
	5.5.1 Results based on FEM	66
	5.5.2 Sensitivity of the approach	68
5.6	Experimental analysis	71
	5.6.1 Setup	71
	5.6.2 Experimental assessment	71
5.7	Conclusion	72
5.8	Acknowledgements	73
6	VALIDATION DE LA MÉTHODE POUR LES COMPOSITES	75
6.1	Résumé du papier	75
6.2	Abstract	76
6.3	Introduction	77
6.4	Characterization approach	78
	6.4.1 Formulation	78
	6.4.2 Implementation	79
6.5	Assessment using FEM	81
	6.5.1 FEM model	81
	6.5.2 Results based on FEM	82
	6.5.3 Discussion	83
6.6	Experimental analysis	85
	6.6.1 Setup	85
	6.6.2 Experimental results	86
6.7	Conclusion	88
6.8	Acknowledgements	90
7	CONCLUSION	91
7.1	Discussion	91
7.2	Travaux futurs	93
	LISTE DES RÉFÉRENCES	95

LISTE DES FIGURES

2.1	Matériaux composites constitués de différents types de renforts	4
2.2	Configurations possibles des composites laminés	4
2.3	Axes principaux d'un composite laminé	5
2.4	Modèles de configuration de fibres pour le calcul des propriétés mécaniques carré (gauche) et hexagonal (droite)	6
2.5	Analogie des ressorts en parallèle	6
2.6	Règle des mélanges pour le calcul de la rigidité d'un laminé dans l'axe transverse	7
2.7	Dommmages typiques dans une structure composite	9
2.8	Système d'impact de l'UdeS (gauche), système d'impact commercial (droite)	10
2.9	Comparaison (droite) d'une analyse au vibromètre laser pour une plaque saine (gauche) avec la même pièce endommagée (centre)	12
2.10	Fonctionnement d'un capteur fibre optique de type FBG	12
2.11	Capteur CVM avec une structure saine (gauche) et endommagée (droite) .	13
2.12	Distribution du champ électromagnétique dans une plaque par courants de Foucault	14
2.13	Courbe d'endommagement typique lors d'un impact	14
2.14	Céramiques piézoélectriques (PZT)	16
2.15	Effet de la forme d'un PZT sur la propagation d'ondes	17
2.16	chéma représentant la transmission d'un signal dans une plaque immergée par la méthode du C-Scan	18
2.17	Propagation d'onde antisymétrique (gauche) et symétrique (droite)	19
2.18	Analyse de la vitesse de groupe selon la fréquence pour des pourcentages de matrice variables (10%-50%)	29
2.19	Front d'onde d'une seule épaisseur de fibre selon le taux de matrice	30
2.20	Dispersion d'une onde sur plusieurs mesures de distance	31
2.21	Concept d'émission et de réception	32
2.22	Dispositif pour la mesure expérimentale de la vitesse de groupe	32
2.23	Comparaison entre la vitesse de groupe théorique calculée et celle mesurée expérimentalement	33
2.24	Représentation de la FFT 2D permettant la séparation des modes A_0 et A_1	34
2.25	Représentation de la transformée par ondelettes (droite) d'un signal mesuré (gauche)	35
2.26	Représentation schématique d'un système SHM embarqué [Composites-World, 2011]	37
2.27	Technologie Acellent, étude de la variation de l'information dans un signal en pitch and catch	38
2.28	Origine de la position possible d'un dommage par triangulation	39
2.29	Schéma de l'approche d'imagerie Excitelet	40
4.1	tentative	52

4.2	Experimental setup for characterization and plate dimensions	52
4.3	Experimental setup for characterization and plate dimensions	53
4.4	Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)	55
4.5	Comparison	56
4.6	Comparison	57
4.7	Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)	57
5.1	Characterization methodology	64
5.2	FEM model of a 1mm thick aluminum plate	66
5.3	Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)	67
5.4	Distribution of the correlation level at 50 kHz and 150 kHz, exact values $E=70$ GPa, $\nu=0.33$. X=FEM properties O=maximum correlation obtained	68
5.5	Dispersion of the mechanical properties for small and large variations on the geometrical properties	69
5.6	Normal probability distribution for the elastic modulus and the Poisson's ratio	70
5.7	Experimental setup for characterization and plate dimensions	71
5.8	Experimental measurement (solid) and propagation model (dot)	73
6.1	Methodology for characterization at 0 and 90 degrees	80
6.2	Effect of the mechanical properties on dispersion curves	80
6.3	FEM model of a 1mm thick CF/EP plate with bonded PZTs	82
6.4	Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)	84
6.5	Test specimens	85
6.6	Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dot) for the A_0 mode	87
6.7	Comparison between different measurements at 50 kHz	89

LISTE DES TABLEAUX

2.1	Types de procédés de fabrication	5
2.2	Approches d'inspection non destructives	11
2.3	Avantages et inconvénients de l'analyse par courants de Foucault	14
2.4	Avantages et inconvénients des méthodes ultrasonores	15
4.1	Mechanical properties calculated in lab	54
4.2	Mechanical properties calculated by FEM	55
5.1	Properties used in the FEM model	66
5.2	Mechanical properties calculated (supplier E=70 GPa Poisson's ratio = 0.33)	68
5.3	Mechanical properties calculated	72
6.1	Mechanical properties used in the FEM	83
6.2	Results for assessment with FEM	83
6.3	Geometrical and mechanical properties of the laminate and PZTs	86
6.4	Results for experimental ASSESSMENT	88

LEXIQUE

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
V_a	Tension appliquée aux bornes de la piézocéramique
V_b	Tension en sortie d'une céramique déformée
L	Longueur parcourue dans un matériau
V	Vitesse de l'onde (m/s)
f	fréquence centrale d'un signal (Hz)
λ	Longueur d'onde (m)
Z_1	Impédance
ρ	Densité
R	Rayon d'un piézocéramique
D	Diamètre
σ	Contrainte
ν	Coefficient de Poisson
V_f	Fraction de fibres
V_m	Fraction de résine
E_l	Module d'élasticité dans l'axe longitudinal
E_t	Module d'élasticité dans l'axe transverse
E_m	Module d'élasticité dans l'axe de la résine
E_f	Module d'élasticité de la fibre
G_{12}	Module de cisaillement dans l'axe longitudinal
G_f	Module de cisaillement de la fibre
G_m	Module de cisaillement de la résine
K_x	Module de compressibilité
ν_l	Coefficient de Poisson dans l'axe longitudinal
\bar{S}	Matrice de souplesse selon l'orientation étudiée
S	Matrice de souplesse dans l'axe principal
S_0	Premier mode symétrique d'ondes de Lamb
A_0	Premier mode antisymétrique d'ondes de Lamb
c_l	Vitesse de propagation longitudinale de l'onde
c_t	Vitesse de propagation transverse de l'onde
k	Nombre d'onde
c_g	Vitesse de groupe
t	Temps
h, x_3	Épaisseur (mm)
$F(\omega)$	Transformée de Fourier de la fonction temporelle $f(t)$
ω	Fréquence angulaire
ϵ	Déformation

Symbole	Définition
MRD	Distance Maximale Atteignable (Maximum Resolvable Distance)
k_a	Coefficient de déformation
v_{min}	Vitesse minimale
v_{max}	Vitesse maximale
d	Distance parcourue
$T_{initial}$	Délai initial du signal
ν_{yx}	Coefficient de Poisson dans l'axe yx plan
γ	Cisaillement
C_{ij}	Matrice de rigidité
θ	Orientation (direction) dans le laminé
C'	Matrice de rigidité hors de ses axes principaux
α	Polynômes caractéristiques
φ	Angle de déviation (skew angle)
$v_0(t)$	Tension au récepteur piézocéramique
ξ, k	Nombre d'onde
$S^m(t)$	Tension théorique mesuré au niveau du récepteur piézocéramique
c^m	Corrélation entre une mesure et un signal simulé
$a_{a_{eff}}$	Rayon efficace
τ	Paramètre de shear lag
$a_{a_{eff}}$	Diamètre efficace de la piézocéramique
τ	Paramètre de shear lag
G_{ad}	Module de cisaillement de l'adhésif

LISTE DES ACRONYMES

Acronyme	Définition
UdeS	Université de Sherbrooke
SMS	Smart Materials and Structures
PHM	Prognostic and Health Monitoring
IWSHM	International Workshop on Structural Health Monitoring
SHM	<i>Structural Health Monitoring</i> Inspection de l'intégrité des structures
CF/EP	Carbon Fiber / Epoxy
NDT	Non destructive testing
ASM	<i>American Society of Materials</i> Société Américaine des Matériaux
ASTM	<i>Americal Society of Test Methods</i> Société Américaine des Méthodes de Tests
NDE	<i>Non Destructive Evaluation</i> Évaluation Non Destuctive
PZT	Transducteur Piézoélectrique (Plomb-Zirconate-Titane)
ToF	<i>Time of Flight</i> Temps de Vol
CNRC	Conseil National de la Recherche du Canada
IAR	Institute for Aerospace Research

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Les composites sont de plus en plus utilisés en aéronautique. D'ailleurs, leur utilisation s'accroît rapidement vue leur excellent rapport propriétés mécaniques/poids. Ceci leur permet ainsi de remplacer avantageusement diverses composantes métalliques, permettant une réduction du poids des avions.

Bien que ces matériaux offrent des avantages indiscutables, plusieurs problèmes se posent quant à l'évaluation de l'intégrité de ces structures. Les matériaux composites sont sujets à plusieurs types de dommages qui n'existent pas dans les matériaux métalliques.

Afin de permettre leur utilisation commerciale dans les domaines de pointe, il est nécessaire d'utiliser des méthodes efficaces d'inspection de dommages. Un grand nombre d'ouvrages ont été publiés dans ce sens [Su et Ye, 2004] proposant diverses approches d'évaluation non destructives de l'intégrité des structures. Par contre, ces approches sont souvent limitées à des cas spécifiques, sont longues à utiliser, requièrent des manipulations humaines où sont trop complexes pour être implantées sur des structures en opération.

Une des avenues les plus prometteuses pour la détection de dommages est par émission d'ondes guidées ultrasonores. Ces approches présentent divers avantages et inconvénients :

- La possibilité de d'inspecter de grandes surfaces sans devoir enlever le revêtement ;
- La possibilité d'inspecter sans devoir endommager la structure ;
- Une excellente sensibilité aux défauts ;
- Une faible consommation d'énergie.

Néanmoins, ces approches requièrent souvent une bonne connaissance des propriétés mécaniques de la structure pour permettre une évaluation précise de son intégrité, puisque la vitesse à laquelle voyagent les ondes guidées dans un matériau en dépend. Le but du présent travail est de mettre en place une approche de caractérisation mécanique embarquée permettant d'évaluer in-situ les propriétés mécaniques d'une structure, tant isotrope que composite. Cette validation de concept s'intègre dans un projet de plus grande envergure visant à améliorer les performances de l'approche d'imagerie Excitelet, développée aux laboratoires du GAUS à l'Université de Sherbrooke. La contribution de ce projet est de proposer une solution permettant d'évaluer avec précision les propriétés mécaniques pour

calculer les courbes de dispersion exactes du matériau, chose qui, jusqu'à présent, n'avait pas encore été présentée dans la littérature.

Ce mémoire est divisé en quatre sections. La première section consiste en une revue de littérature couvrant les différentes notions utilisées durant la maîtrise. La seconde section porte sur la sensibilité de l'algorithme d'imagerie Excitelet aux propriétés mécaniques d'une structure utilisées dans l'algorithme. Par la suite, la méthode de caractérisation ultrasonore embarquée développée dans ce projet est présentée et évaluée en profondeur sur une structure simple isotrope. Finalement, la troisième partie valide l'approche de caractérisation mécanique sur une structure complexe composite expérimentalement et par FEM.

CHAPITRE 2

ÉTAT DES CONNAISSANCES

La caractérisation par méthodes acoustique et la détection de dommages par imagerie requiert l'intégration de notions rattachées à divers domaines. La revue de littérature est divisée en 8 sections distinctes, afin d'assurer un survol des notions fondamentales nécessaires à l'aboutissement du projet ainsi qu'une compréhension optimale de l'état d'avancement des connaissances dans ce domaine de pointe.

La revue de littérature détaille tous les principaux domaines rattachés à ce projet de recherche soit : les matériaux composites, la propagation d'ondes dans les structures isotropes et composites, la modélisation de la propagation des ondes guidées [Giurgiutiu, 2008a; Monnier, 2001; Nayfeh, 1991], la caractérisation par ondes guidées, et finalement, une revue des techniques les plus connues en inspection non destructive et en surveillance des structures.

2.1 Matériaux composites

Un composite est une combinaison de deux matériaux ou plus, avec une interface bien déterminée [Miracle *et al.*, 2001]. Ceux-ci sont constitués d'une phase fibreuse ou particulaire à hautes propriétés mécaniques mélangée à une matrice les retenant ensemble. Les composites sont des matériaux anisotropes ; les propriétés mécaniques varient selon l'orientation étudiée. Un laminé est constitué d'un empilement de couches de fibres orientées selon les directions désirées. Un exemple de nomenclature par rapport à l'orientation et le nombre de plis est le suivant :

$$[0, 45, 90]_s \tag{2.1}$$

qui signifie un empilement symétrique de 6 plis dont le plan de symétrie est au centre de l'épaisseur du laminé, dont les plis sont orientés respectivement \tilde{A} 0, 45, 90, 90, 45, 0 degrés par rapport à l'orientation dans le plan du pli à la surface du laminé.

2.1.1 Types de composites

Il existe plusieurs types de composites. Dans l'ensemble, les composites ont des propriétés communes [Miracle *et al.*, 2001] : leur rapport résistance/poids est élevé et les composés sont organiques (bois) ou inorganiques (fibre de verre, aramide, carbone).

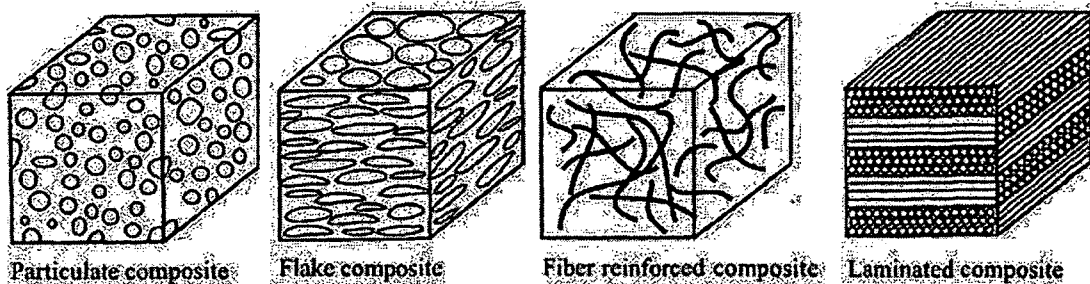


Figure 2.1 Matériaux composites constitués de différents types de renforts

Les matériaux en voie de devenir les plus communs en aéronautique sont les laminés. Ces matériaux offrent une excellente performance mécanique dans l'axe longitudinal des fibres. Les laminés peuvent avoir des orientations de fibres différentes, selon les propriétés du laminé que l'on désire obtenir [Miracle *et al.*, 2001]. Plusieurs types de fibres et orientations sont utilisés dans les composites selon les propriétés désirées. La Figure 2.1 présente quelques unes des configurations de laminés possibles.

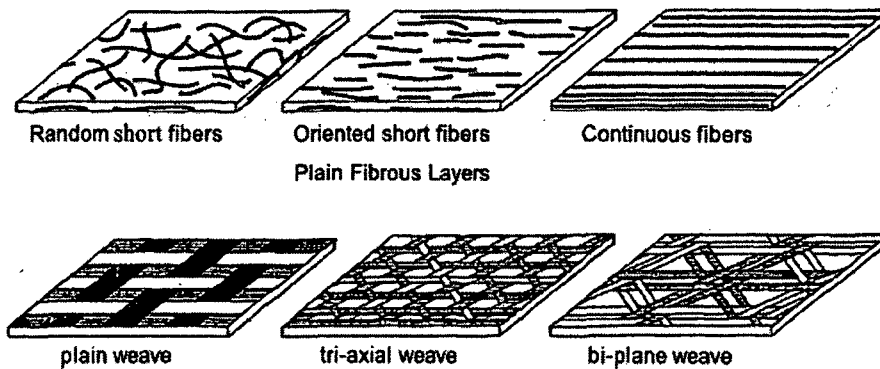


Figure 2.2 Configurations possibles des composites laminés

2.1.2 Fabrication

Afin de mieux saisir la complexité du milieu de propagation des ondes, cette section détaille les procédés de fabrication les plus communs dans le domaine des composites. L'ensemble de cette section est basée sur le ASM handbook [Miracle *et al.*, 2001] traitant des procédés de fabrication des matériaux composites. Un bref aperçu des méthodes de fabrication est

présenté au Tableau 2.1. Le choix du procédé de fabrication est normalement sélectionné selon les matériaux disponibles, l'utilisation de la pièce fabriquée et le budget disponible. Dans le cadre du projet, les structures tests ont été fabriquées en salle blanche au CNRC (IAR) à Ottawa et la polymérisation s'est effectuée en autoclave.

Tableau 2.1 Types de procédés de fabrication

Procédé	Caractéristique	Application typique
Empilage à la main	Faible coût	Pièces de grandes dimensions où les performances mécaniques ou le faible poids sont moins importants que le coût
Moulage par transfert de résine	Haute qualité, grande résistance mécanique, moins dispendieux qu'à l'autoclave	Matériaux militaires et aéronautiques de haute performance
Moulage par transfert de résine sous vide	Procédé à température ambiante, parties de haute dimension, haute qualité, faible prix	Très utilisé pour les applications navales, équipement de fabrication très volumineux
Sac sous vide, cuisson à la presse	Même procédé que le l'empilage à la main mais donne de meilleures performances mécaniques	Pièces de grandes dimensions où les performances mécaniques ou le faible poids sont moins importants que le coût
Cuisson à l'autoclave	Haute qualité, haute résistance mécanique, assez dispendieux, dimension limitée par l'autoclave	Matériaux militaires et aéronautiques de haute performance
Moulage par compression	Outils très dispendieux, haute qualité, permet de fabriquer des pièces complexes	Contenants pour du matériel électronique et compartiments

2.1.3 Calcul théorique des propriétés mécaniques

Selon le livre ASM [Miracle *et al.*, 2001], il est possible de calculer les propriétés équivalentes d'un matériau composites à partir de la fraction de fibres et de matrice. La Figure 6 présente les axes principaux du laminé utilisé dans cette section et pour les calculs des propriétés équivalentes des composites qui suivent [Gürdal *et al.*, 1999].

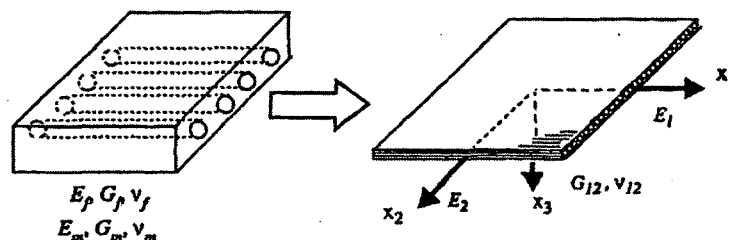


Figure 2.3 Axes principaux d'un composite laminé

La Figure 2.4 présente les deux modèles les plus utilisés pour calculer le taux de fibres et de matrice. Le premier modèle utilise des éléments qui sont disposés sous forme de carrés et le second modèle présente plutôt une configuration hexagonale. Bien que la première configuration permette de simplifier les calculs, la réalité est souvent mieux représentée par le second modèle.

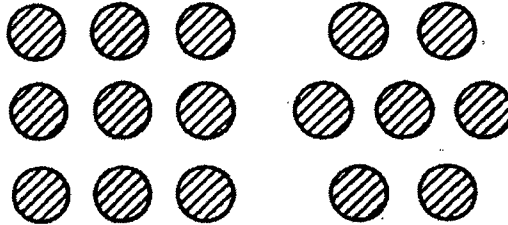


Figure 2.4 Modèles de configuration de fibres pour le calcul des propriétés mécaniques carré (gauche) et hexagonal (droite)

Calcul du taux de fibres et de matrice

La loi des mélanges permet de calculer le taux de matrice et de fibres d'un composite [Gürdal *et al.*, 1999]. Pour un composite laminé, la somme du taux de fibres et de matrice équivaut à 1 selon l'équation suivante :

$$V_f + V_m = 1 \quad (2.2)$$

où V_f est la fraction de fibres et V_m est le fraction de matrice.

Calcul simplifié des propriétés mécaniques

Pour les des propriétés mécaniques dans l'axe des fibres, les propriétés mécaniques sont calculées selon l'analogie des ressorts en parallèles et pour l'axe transverse, l'analogie des ressorts en série est utilisée. La Figure 2.5 présente le concept de ressort en parallèle.

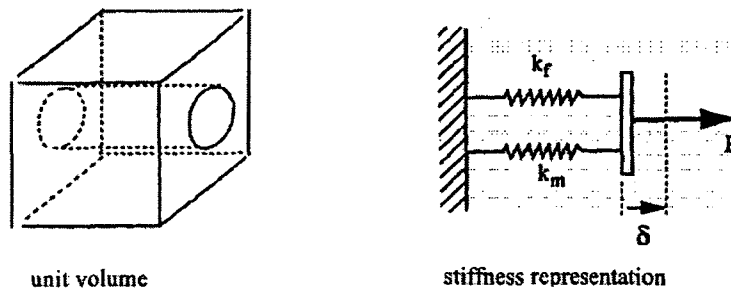


Figure 2.5 Analogie des ressorts en parallèle

L'équation simplifiée pour le module d'élasticité dans l'axe des fibres est écrite selon :

$$E_L = E_m V_m + E_f V_f \quad (2.3)$$

où E_L indique le module d'élasticité dans l'axe longitudinal du composite, E_m le module d'élasticité de la matrice et E_f le module d'élasticité de la fibre. Pour ce qui est des propriétés mécaniques dans l'axe transverse, la Figure 2.6 présente le concept de ressort en série.

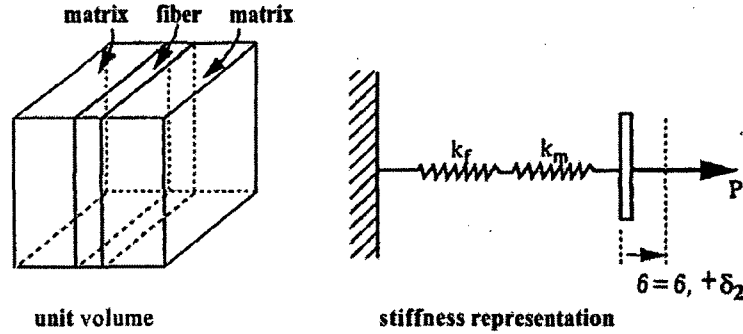


Figure 2.6 Règle des mélanges pour le calcul de la rigidité d'un laminé dans l'axe transverse

Les équations simplifiées de calcul peuvent s'écrire pour le module d'élasticité :

$$\frac{1}{E_t} = \frac{V_f}{E_f} + \frac{V_m}{E_m} \quad (2.4)$$

où E_t est le module d'élasticité dans l'axe transversal aux fibres. Le coefficient de Poisson est calculé dans l'axe 1-2 selon :

$$v_{12} = v_f V_f + v_m V_m \quad (2.5)$$

où v_{12} est le coefficient de Poisson dans l'axe longitudinal, v_f le coefficient de Poisson des fibres et v_m celui de la matrice. Finalement, pour le module de cisaillement :

$$\frac{1}{G_{12}} = \frac{V_f}{G_f} + \frac{V_m}{G_m} \quad (2.6)$$

où G_{12} est le module de cisaillement global, G_f le module de cisaillement de la fibre et G_m le module de cisaillement de la matrice. Pour que ces équations soient valides, l'interface entre la matrice et la fibre est supposée parfaite, sinon les propriétés mécaniques réelles seront de beaucoup inférieures à celles attendues. [Gürdal *et al.*, 1999].

Calcul des propriétés mécaniques d'une structure laminée

La matrice de souplesse permet de calculer les propriétés mécaniques du laminé dans une direction arbitraire θ , à partir des propriétés mécaniques calculées précédemment. La matrice de souplesse dans la direction θ du matériau est calculée selon :

$$[\bar{S}] = [T_\epsilon^{-1}][S][T_\sigma] \quad (2.7)$$

où T_ϵ^{-1} et T_σ sont les matrices de transformation des contraintes et des déformations respectivement. Ces équations sont plus détaillées dans la section sur le calcul des courbes de dispersion. Par la suite, les propriétés mécaniques, exprimées par des modules de Young, les coefficients de Poisson et le module de cisaillement, peuvent être calculées en sommant les valeurs de chaque épaisseur selon l'orientation. Bien que cette section présente les équations permettant de calculer les propriétés mécaniques de façon théorique, une variation importante entre ces propriétés et celles réelles peut être obtenue. C'est pourquoi il est nécessaire de valider ces calculs à l'aide de tests en laboratoire suivant les méthodes ASTM.

2.1.4 Estimation des propriétés mécaniques en laboratoire

La caractérisation en laboratoire comporte deux volets. Le premier consiste à estimer les modules d'élasticité, les coefficients de Poisson et le module de cisaillement du laminé directement, en suivant les méthodes détaillées dans les normes ASTM. Le second volet consiste à déterminer la densité du matériau également selon les normes ASTM, permettant de connaître le taux de fibres et de matrice présent dans l'échantillon et de remonter aux propriétés mécaniques. Les normes suivantes sont normalement appliquées pour la détermination des propriétés mécaniques des matériaux :

- D792-00 Méthodes de test pour la mesure de densité [ASTM, 1991];
- E111-97 Méthodes de test pour la détermination du module d'élasticité [ASTM, 1997];
- E132-97 Méthodes de test pour la détermination du coefficient de Poisson [ASTM, 2004a];
- E143-02 Méthodes de test pour la détermination du module de cisaillement [ASTM, 2002];

- E756-04 Méthodes de test pour la détermination de l'amortissement [Designation, 1993].

Bien que ces tests permettent d'obtenir des résultats près des propriétés mécaniques, une étude statistique sur un grand nombre d'échantillons est souvent nécessaire pour obtenir des résultats représentatifs. Il est également important de noter que ces tests sont destructifs.

2.1.5 Endommagement des composites

Dommages typiques

Plusieurs types de dommages se retrouvent dans les composites utilisés en aéronautique. Parmi ceux-ci, il est question le plus souvent de dommages volumétriques [Committee, 1992]. Les causes de ces dommages sont très variables. Il peut s'agir autant d'impacts d'oiseaux que de débris, d'outils échappés ou d'endommagement par la fatigue. Ces dommages peuvent se retrouver dans le composite selon deux catégories distinctes. Ces catégories sont les ruptures de fibres en surface et les décollements inter-laminaires, dans la pièce, notamment appelés délaminations. La Figure 2.23 présente les types de dommages qu'il est possible de trouver dans un matériau composite.

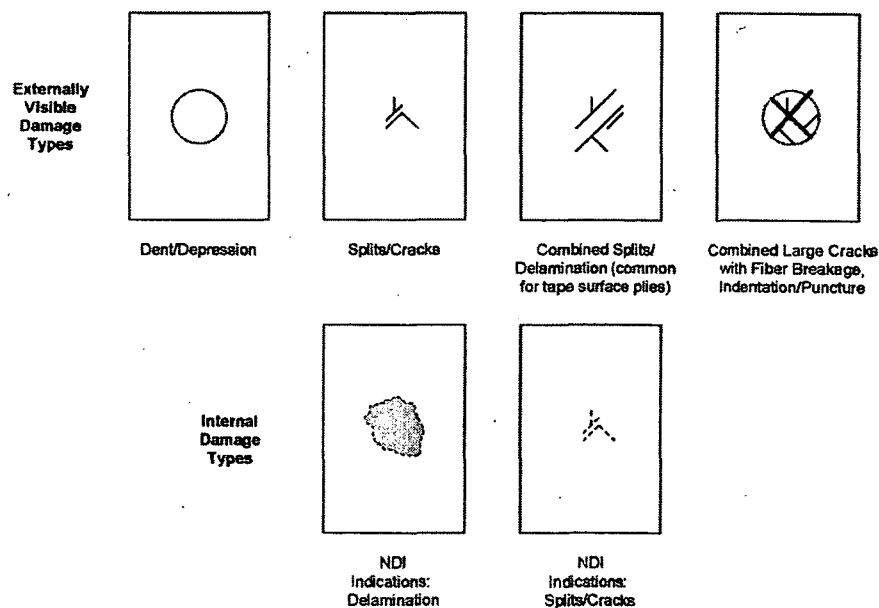


Figure 2.7 Dommages typiques dans une structure composite

Endommagement des structures en laboratoire

L'endommagement en laboratoire s'effectue avec d'un système d'impact. Un impacteur est un système permettant d'endommager des structures composites dans un environnement contrôlé conduisant à l'obtention de résultats les plus reproductibles possibles. Ces systèmes fonctionnent sur le principe de l'énergie potentielle. La Figure 2.8 présente un concept d'impacteur fabriqué à l'Université de Sherbrooke ainsi qu'un impacteur commercial INSTRON.

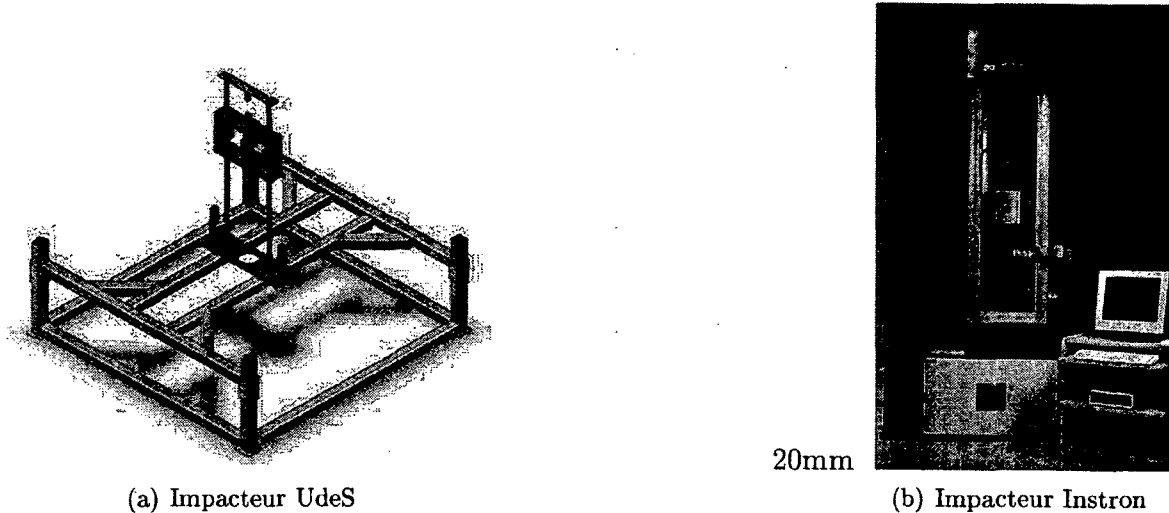


Figure 2.8 Système d'impact de l'UdeS (gauche), système d'impact commercial (droite)

Un grand nombre de facteurs et de paramètres sont à tenir en compte lors de tests. Des normes existent afin de permettre de reproduire les tests entre chacun des échantillons, tel que discuté précédemment. La dimension ainsi que l'épaisseur totale de la pièce, l'épaisseur de chaque pli, son orientation, l'énergie transmise ainsi que la dimension de la tête de l'impacteur ne sont que quelques uns des paramètres qui sont détaillés dans les normes de tests d'impact. Souvent, les résultats d'impacts sont fournis sous forme de graphique permettant de déterminer la force appliquée à la structure selon le temps écoulé. La Figure 2.13 provenant des normes ASTM [ASTM, 2005] donne une idée du type de figure à laquelle on peut s'attendre.

2.2 Inspection non destructive

L'analyse non destructive (NDT) est divisée en deux approches distinctes, soit l'approche active et l'approche passive [Staszewski *et al.*, 2009]. L'approche active utilise des émetteurs et des récepteurs tandis que l'approche passive n'en requiert pas. Normalement, les

études passives demandent un post-traitement plus important que les actives. L'analyse non destructive (NDT) inclue l'évaluation non destructive (NDE) et l'analyse de l'intégrité des structures sans en affecter l'intégrité mécanique. L'objectif de ces méthodes est de détecter, positionner et dimensionner un dommage structural. Une méthode NDE est sélectionnée selon les 6 critères suivants [Committee, 1992] :

- L'objectif de l'inspection,
- Le ou les types de dommages d'intérêt,
- La dimension et l'orientation des dommages,
- La position anticipée des dommages,
- La forme et la taille des dommages, et
- Les caractéristiques du matériau évalué.

Parmi les technologies existantes, on retrouve les approches présentées au Tableau 2.2 selon le type de dommage [Tan *et al.*, 1995].

Tableau 2.2 Approches d'inspection non destructives

Dommage	Ultrasonique	Radiographie	Foucault	Acoustique	Thermographie	Holographie	Impédance
Porosité	Oui	Oui			Parfois	Parfois	Parfois
Décollement	Oui	Parfois		Parfois	Oui	Oui	Oui
Délamination	Oui	Parfois		Parfois	Oui	Oui	Oui
Impact	Oui	Oui	Oui		Parfois	Parfois	Parfois
δ résine	Oui	Parfois					
Fibres brisées	Oui	Parfois	Oui	Oui			
Fissures	Oui	Parfois					
δ la cuisson	Oui	Parfois			Oui	Oui	Oui
Inclusion	Oui	Oui	Parfois				
Humidité	Oui	Parfois			Oui		

Inspection visuelle

L'inspection visuelle est le premier type d'inspection effectué. Il permet de détecter des dommages de plus grande dimension. L'avantage est qu'il est rapide à effectuer. Par contre, les dommages peuvent être manqués et la taille des dommages détectés est assez grande.

Vibromètre laser à balayage

L'utilisation du vibromètre laser à balayage est considérée comme étant une approche passive [Staszewski *et al.*, 2009]. La comparaison entre des mesures saines et endommagées a déjà été effectuée. Cette méthode permet d'avoir des résultats pour la détection de dommage assez intéressants et demande très peu de post-traitement. Par contre, celle-ci

demande des équipements coûteux et un temps de mesure plus long. La Figure 2.9 présente la comparaison d'un balayage d'une pièce saine et d'une endommagée.

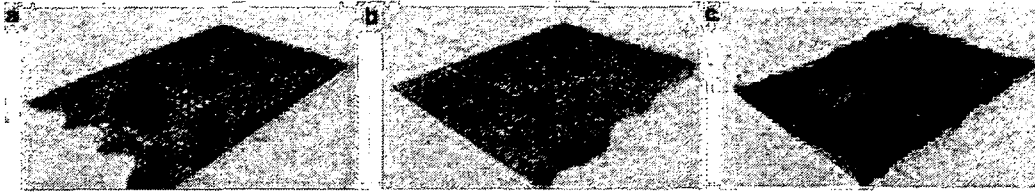


Figure 2.9 Comparaison (droite) d'une analyse au vibromètre laser pour une plaque saine (gauche) avec la même pièce endommagée (centre)

Fibres optiques

Une autre approche permettant de l'inspection non destructive est l'utilisation de fibres optiques, dont les systèmes connus sous le nom de Fibre Bragg Grating System (FBG). Ces fibres sont collées sur la plaque et chacune des zones déformées permet de renvoyer la lumière vers l'émetteur, permettant du coup de déterminer s'il y a une déformation. Il est possible de modéliser chacun des capteurs comme étant des jauges de déformation reliées en série. La Figure 2.10 présente le modèle de FBG [Wikipedia, 2011].

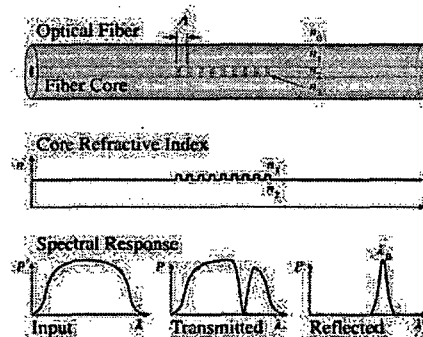


Figure 2.10 Fonctionnement d'un capteur fibre optique de type FBG

L'index de réfraction d'une fibre de verre est modifié localement (au centre), ce qui permet de réfléchir une certaine longueur d'onde (dessous).

Capteurs CVM (Continuous Vacuum Monitoring)

Les capteurs CVM de Structural Monitoring System sont des capteurs flexibles en silicone qui permettent des analyses in-situ pouvant être facilement implantées sur une structure [Systems, 2011]. Cette technologie a été développée pour détecter des fissures dans les pièces métalliques. Le capteur est collé sur la surface étudiée et des galeries sont formées entre la pièce et le capteur. Celles-ci se succèdent entre une sous vide et une à pression ambiante. Lorsqu'une fissure laisse traverser de l'air d'une galerie à une autre, le système

de détection de la pression à vide indique que celui-ci n'est plus possible. Du coup, le dommage est détecté. La Figure 2.11 présente le principe.

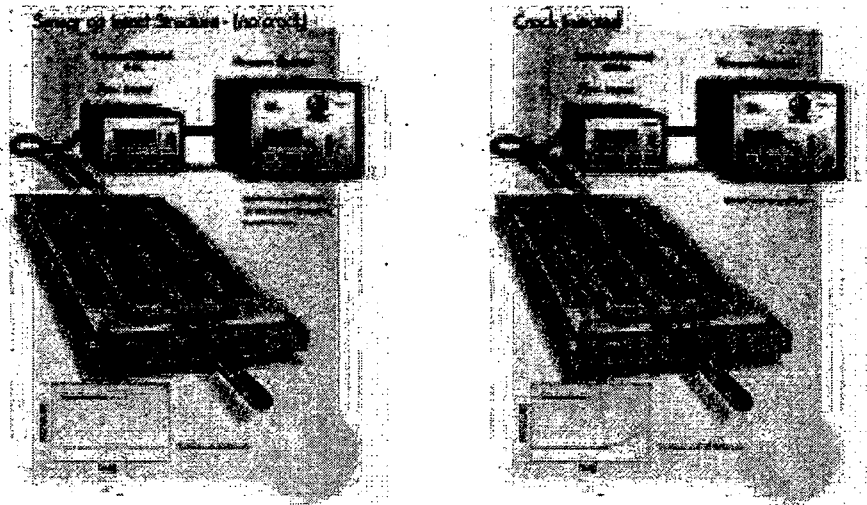


Figure 2.11 Capteur CVM avec une structure saine (gauche) et endommagée (droite)

Cette technologie répond à plusieurs des défis que les technologies doivent relever en analyse de l'intégrité des structures, soit :

- Simplicité d'installation et d'utilisation ;
- Légèreté ;
- Inerte chimiquement, et
- Peut être fabriquée de formes et tailles différentes.

Courants de Foucault

La méthode des courants de Foucault se base sur un principe d'électromagnétisme pour détecter des discontinuités dans un matériau [Center, 2011]. Lorsque le champ électromagnétique généré par le capteur rencontre un dommage, celui-ci est perturbé. Une indication de perturbation est lue par le système de mesure. La Figure 2.12 illustre le champ électromagnétique induit dans la pièce par le capteur.

Cette technologie permet de détecter des fissures, d'évaluer l'épaisseur d'un matériau ou d'un revêtement et de mesurer la conductivité d'un matériau afin de l'identifier. Cette technologie possède différents avantages et inconvénients dont les principaux sont présentés au Tableau 2.3.

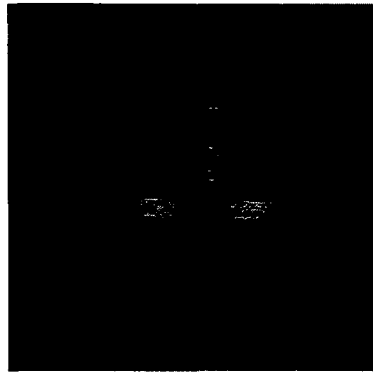


Figure 2.12 Distribution du champ électromagnétique dans une plaque par courants de Foucault

Tableau 2.3 Avantages et inconvénients de l'analyse par courants de Foucault

Avantages	Inconvénients
Sensible aux petits dommages et défauts	Nécessite des matériaux conducteurs
Détecte des dommages de surface et en profondeur	La surface doit être accessible
Résultats immédiats sans post-traitement	Une bonne expérience est nécessaire
Instrumentation très portable	Le fini de surface peut interférer
Peu de traitement de surface nécessaire	Àtalons nécessaires
Contact avec la pièce non nécessaire	Profondeur de pénétration limitée
Capable d'inspecter des formes complexes	Les décollements sont indétectables

Il est donc possible de conclure que cette technologie est très appropriée pour ce qui est des matériaux métalliques. Par contre, les composites sont des matériaux très peu conducteurs. Il serait donc difficile d'effectuer de bonnes analyses avec cette technologie.

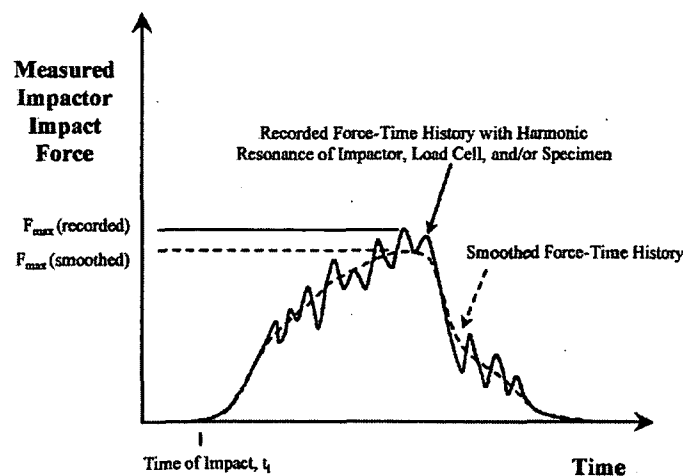


Figure 2.13 Courbe d'endommagement typique lors d'un impact

2.3 Propagation d'ondes

Les méthodes de détection de dommages par propagation d'ondes à des fréquences ultrasonores sont très répandues. L'analyse par ultrasons comporte des avantages et inconvénients, dont les principaux sont présentés au Tableau 2.4 [Committee, 1992].

Tableau 2.4 Avantages et inconvénients des méthodes ultrasonores

Avantages	Inconvénients
Pouvoir de pénétration supérieur, permettant la détection de défauts en profondeur dans la pièce.	Opération manuelle requérant des techniciens d'expérience.
Haute sensibilité, permettant la détection de dommages très petits	Une connaissance technique approfondie est nécessaire pour le développement de procédures d'inspection adéquates
Plus grande précision que plusieurs autres méthodes non destructives pour déterminer la position des dimensions, leur taille et leur orientation	Les pièces rugueuses, irrégulières, petites ou minces ou hétérogènes sont difficiles à analyser
Seulement la surface a besoin d'être accessible	Les discontinuités de surfaces sont parfois indétectables
L'opération est électronique, ce qui permet d'obtenir des résultats quasi instantanés pour la dimension des dommages	Un agent couplant est nécessaire pour fournir un transfert efficace de l'énergie des ondes ultrasonores entre l'émetteur et la plaque ainsi que pour la réception
Résultats peuvent être analysés par ordinateur ce qui permet de caractériser les défauts plus en détail	Des étalons sont nécessaires pour étalonner l'équipement et pour caractériser les dommages
Possibilité de scanner un volume, permettant l'inspection en profondeur d'une pièce	

2.3.1 Génération d'ondes ultrasonores

Plusieurs types de capteurs et d'actionneurs peuvent être utilisés. La génération et la réception d'ondes ultrasonores est généralement effectué à l'aide de céramiques PZT. Il s'agit de capteurs composés de céramique dotées de deux électrodes posées de part et d'autre de la céramique. Ces matériaux, soumis à une tension électrique, induisent une pression mécanique qui déforme le PZT, permettant de propager une onde lorsque le PZT est couplé à une structure [Committee, 1992]. Les piézoélectriques les plus utilisés sont les Lead Zirconate Titanate (PZT), qui offrent d'excellentes propriétés de génération et de mesure. La sélection des céramiques PZT doit être effectuée en tenant compte des paramètres suivants :

- Mode à exciter ;

- Fréquence à exciter ;
- Bande passante fréquentielle ;
- Type d'analyse à effectuer.

La fréquence de résonance d'un transducteur est définie par ses dimensions (épaisseur, diamètre). À sa fréquence de résonance, l'amplitude des signaux émis et reçus sont plus forts. La Figure 2.14 présente des céramiques PZT.



Figure 2.14 Céramiques piézoélectriques (PZT)

Les PZT sont donc fabriquées selon les formes désirées. Les plus répandues en détection de dommages sont circulaires car les ondes guidées se propagent de façon cylindrique dans une structure isotrope et elliptique dans une structure composite. La déformation donnée par un PZT sur un matériau est définie, pour l'émission de l'onde ultrasonore, par l'équation suivante :

$$\epsilon(\omega) = k_a(\omega)V(\omega) \quad (2.8)$$

où $\epsilon(\omega)$ est la déformation du matériau, $k_a(\omega)$ représente le coefficient de déformation selon la tension appliquée et $V(\omega)$ la tension appliquée. Pour la tension pour la réception de l'onde, on obtient :

$$V_b = k_s G k_a V_A \quad (2.9)$$

2.3.2 Dimensionnement de l'émetteur

La fréquence optimale d'excitation d'une céramique PZT est calculée selon [Su *et al.*, 2006] :

$$2R = \frac{c_p}{f} \left(n + \frac{1}{2} \right) = \lambda_{onde} \left(n + \frac{1}{2} \right) \quad (2.10)$$

où R est le rayon de la céramique, n est un nombre entier, λ_{onde} est la longueur d'onde de l'onde générée, c_p est la vitesse de phase de l'onde en m/s et f la fréquence en Hertz (Hz). Tel que discuté précédemment, les céramiques PZT rondes permettent une propagation cylindrique plus uniforme que pour les autres formes de PZT. Une étude sur l'impact de la forme sur l'émission acoustique a été effectuée [Raghavan et Cesnik, 2005] sur des plaques isotropes et les résultats démontrent que les céramiques PZT rondes permettent une propagation plus uniforme que des céramique carrées de même taille. La Figure 2.15 représente des ondes émises par des céramiques PZT de formes différentes. Ces figures démontrent bien que la propagation d'onde est beaucoup plus uniforme pour un PZT rond.

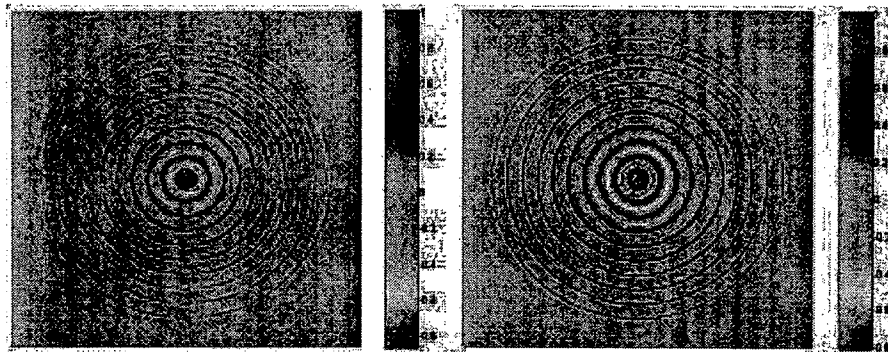


Figure 2.15 Effet de la forme d'un PZT sur la propagation d'ondes

2.3.3 Techniques d'émission ultrasonore

La propagation d'ondes ultrasonores permet de détecter des dommages en surface et dans l'épaisseur du matériau. Ces méthodes sont donc très avantageuses par rapport à d'autres technologies. Il existe 3 types distincts d'analyse non-destructive par ondes ultrasonores [Tittmann et Crane, 2000] :

- Scan de type A : Des courbes de l'amplitude du signal selon le temps écoulé sont présentées ;
- Scan de type B : Des courbes de l'amplitude du signal selon la profondeur de la pièce sont présentées ;

- Scan de type C : Une image de l'amplitude du signal selon la surface de la pièce est présentée. Cette méthode envoie des ondes normales à la surface de la structure.

Les méthodes les plus utilisées parmi celles présentées sont les scans de type A et C. La Figure 2.16 présente la méthode d'inspection par scan de type C. Une onde ultrasonore est émise normalement à la surface d'une plaque immergée dans un bassin et la mesure est prise sous la plaque par un récepteur.

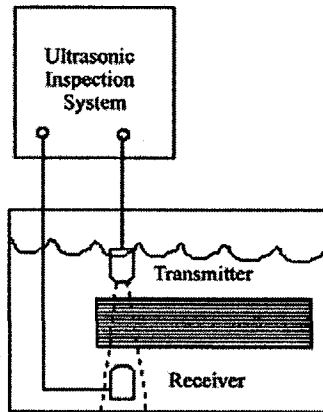


Figure 2.16 schéma représentant la transmission d'un signal dans une plaque immergée par la méthode du C-Scan

Normalement, les techniques non-destructives par ultrasons sont conduites à des fréquences variant entre 0,1 et 25 MHz [Tittmann et Crane, 2000].

2.4 Modélisation des ondes guidées

La connaissance de la vitesse de groupe ou de phase des ondes ultrasonores pour permettre de détecter de façon précise des dommages, où, comme c'est le cas dans ce travail, pour caractériser les propriétés de la structure. La section suivante présente les méthodes de calcul des courbes de dispersion qui permettent d'évaluer les solutions exactes des algorithmes de dispersion. Trois cas sont présentés, la propagation dans la structure isotrope, la structure orthotrope et la structure isotrope transverse.

2.4.1 Ondes de Lamb dans une structure isotrope

Selon [Kim *et al.*, 2007b], il existe deux modes de propagation dans une structure isotrope, soit les modes symétriques et antisymétriques, tel qu'illustré à la Figure 2.17. Également, selon [Leduc *et al.*, 2004], le fini de surface a une influence importante sur la propagation d'ondes dans les matériaux.

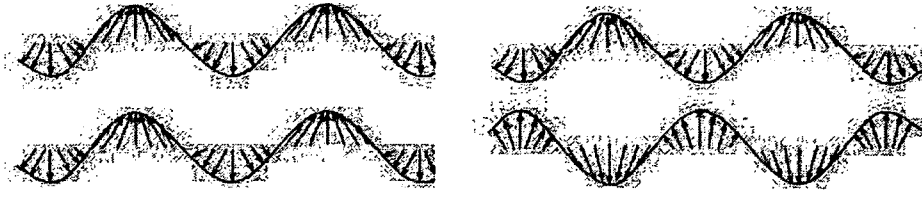


Figure 2.17 Propagation d'onde antisymétrique (gauche) et symétrique (droite)

Les vitesses de phase c_p et de groupe c_g des ondes de Lamb varient en fonction des propriétés mécaniques et géométriques de la structure. c_p est calculé à partir des équations des ondes de Rayleigh-Lamb dérivées des équations de mouvement, soit :

$$\frac{\tan(qh)}{\tan(ph)} + \frac{4k^2pq}{(q^2 - k)^2} = 0 \quad (2.11)$$

$$\frac{\tan(qh)}{\tan(ph)} + \frac{(q^2 - k)^2}{4k^2pq} = 0 \quad (2.12)$$

où les paramètres p et q sont définis par :

$$p^2 = \frac{\omega^2}{c_l^2}, q^2 = \frac{\omega^2}{c_t^2} - k^2 \quad (2.13)$$

où ω est la fréquence angulaire, c_l la vitesse de propagation longitudinale de l'onde, c_t la vitesse de propagation transversale de l'onde, k le nombre d'onde et t l'épaisseur du matériau. La vitesse de groupe c_g est obtenue selon :

$$c_g = \frac{d(kc_p)}{dk} = c_p + k \frac{dc_p}{dk} \quad (2.14)$$

où C_p est la vitesse de phase du matériau. Ces équations sont résolues pour évaluer les courbes de dispersion d'un matériau isotrope sur une plage de fréquences suivant la méthode de résolution optimisée proposée par [Lowe, 1995].

2.4.2 Ondes guidées dans les composites multicouches

Dans le cadre du projet de recherche, des composites laminés CF/EP unidirectionnels sont utilisés. Ces matériaux ont été choisis puisque la modélisation de la propagation d'ondes dans ceux-ci est relativement simple. Malgré leur orthotropie, ces matériaux possèdent trois plans de symétrie. Un plan dans l'axe longitudinal, un dans l'axe transverse et finalement

en rotation autour de la fibre. Ce type de matériau est couramment appelé transverse isotrope. Le nombre de propriétés mécaniques indépendantes du matériau passe donc de 13 pour un matériau monoclinique à seulement 5. Les 5 propriétés sont E_1 , E_2 , ν_{12} , ν_{23} , G_{12} . La matrice de souplesse S de ce type de matériau est définie par :

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_1 \\ \gamma_2 \\ \gamma_3 \end{Bmatrix} = S \begin{Bmatrix} \sigma^{11} \\ \sigma^{22} \\ \sigma^{33} \\ \sigma^{23} \\ \sigma^{13} \\ \sigma^{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\nu_{21}}{E_2} & \frac{-\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{13}}{E_3} & \frac{-\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

La matrice de rigidité du matériau est définie par l'inverse de la matrice de souplesse, soit :

$$C = inv(S) \quad (2.16)$$

où C est la matrice de rigidité. Pour obtenir la matrice de rigidité des matériaux composites en dehors des axes principaux, la transformation suivante est utilisée :

$$C' = T_\sigma^{-1} C T_\sigma \quad (2.17)$$

où la matrice de transformation T_σ est donnée par :

$$T_\sigma = \begin{bmatrix} \cos^2(\theta) & \sin^2(\theta) & 0 & 0 & 0 & \sin(\theta)\cos(\theta) \\ \sin^2(\theta) & \cos^2(\theta) & 0 & 0 & 0 & -\sin(\theta)\cos(\theta) \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos(\theta) & \sin(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ -2\sin(\theta)\cos(\theta) & 2\sin(\theta)\cos(\theta) & 0 & 0 & 0 & \cos^2(\theta) - \sin^2(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

où l'orientation θ est par rapport à la direction parallèle à la fibre. La matrice de transformation T_σ pour sa part est donnée par :

$$T_{\sigma}^{-1} = \begin{bmatrix} \cos^2(\theta) & \sin^2(\theta) & 0 & 0 & 0 & 2\sin(\theta)\cos(\theta) \\ \sin^2(\theta) & \cos^2(\theta) & 0 & 0 & 0 & -2\sin(\theta)\cos(\theta) \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sin(\theta) & \cos(\theta) & 0 \\ -\sin(\theta)\cos(\theta) & \sin(\theta)\cos(\theta) & 0 & 0 & 0 & \cos^2(\theta) - \sin^2(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

Ces calculs permettent donc d'obtenir la matrice de rigidité spécifique d'un pli dans la direction θ étudiée, donnée par :

$$\begin{bmatrix} \sigma^{11} \\ \sigma^{22} \\ \sigma^{33} \\ \sigma^{23} \\ \sigma^{13} \\ \sigma^{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & C_{36} \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & C_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{45} & C_{55} & 0 \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_3 \\ \gamma_1 \\ \gamma_2 \\ \gamma_3 \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

où les termes $C_{16}, C_{26}, C_{36}, C_{45}$ sont les coefficients de couplage du pli. Ces coefficients apparaissent seulement lorsque la direction de propagation n'est pas à 0 ou 90 degrés. Ces coefficients de couplage sont dépendants uniquement de l'orientation et des 5 propriétés mécaniques du matériau transverse isotrope.

Nayfeh [Nayfeh, 1991] a dérivé les expressions analytiques exactes de la propagation d'ondes dans les matériaux composites multicouches. La méthode de résolution présentée utilise la combinaison des approches de transformation linéaire ainsi que de l'assemblage des matrices via la matrice de transfert tel que présenté dans l'article de Nayfeh. Afin de simplifier les équations du mouvement, on suppose que l'angle d'incidence de l'onde générée dans la structure composite est présumé parallèle à la surface de la structure [Giurgiutiu, 2008b; Monnier, 2001; Nayfeh, 1991]. Supposons une plaque composite faite de n plis de fibres unidirectionnelles. Connaissant les propriétés mécaniques et l'orientation de chacun des plis, chaque matrice de rigidité dans l'axe des fibres est exprimée via :

$$C' = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & 0 & 0 & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & 0 & 0 & C_{36} \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & C_{45} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{45} & C_{55} & 0 \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

Considérons une plaque constituée d'un nombre n de plis transverses isotropes parfaitement collés les uns aux autres et empliées de façon normale à l'épaisseur dans un système de coordonnées globales (x, y, z) dont l'axe z est orienté normalement à la surface de la plaque. Supposant que les conditions aux frontières sont libres et que la structure est sur un appui libre, les équations du mouvement sont reliées à la contrainte appliquée sur une structure par :

$$\frac{\delta \sigma_{ij}}{\delta x_j} = \rho \frac{\delta^2 u_i}{\delta t^2} \quad (2.22)$$

En substituant la matrice de rigidité du pli dans les termes de l'équation, on obtient un système de 3 équations couplées pour les déplacements u_1, u_2, u_3 . Le plan d'incidence étant le plan x, y . On indentifie le plan d'incidence comme étant le plan parallèle à la surface des fibres. L'équation précédente est développée selon :

$$\begin{aligned} C_{11} \frac{\delta u_1}{\delta x_1^2} + C_{66} \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_3^2} + C_{55} \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_3^2} + 2C_{16} \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_1 \delta x_2} + C_{16} \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_1 \delta x_2} + C_{26} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_2^2} + \\ C_{45} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_3^2} + (C_{12} + C_{66}) \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_1 \delta x_2} + (C_{13} + C_{55}) \frac{\delta^2 u_3}{\delta x_1 \delta x_3} + (C_{36} + C_{45}) \frac{\delta^2 u_3}{\delta x_2 \delta x_3} \\ = \rho \frac{\delta u_1}{\delta t^2} \end{aligned} \quad (2.23)$$

$$\begin{aligned} C_{16} \frac{\delta u_1^2}{\delta x_1^2} + C_{26} \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_2^2} + C_{45} \frac{\delta u_1^2}{\delta x_3^2} + (C_{12} + C_{66}) \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_1 \delta x_2} + C_{66} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_1^2} \\ + C_{22} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_2^2} + C_{44} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_3^2} + 2C_{26} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_1 \delta x_2} + (C_{36} + C_{45}) \frac{\delta^2 u_3}{\delta x_1 \delta x_3} + \\ (C_{23} + C_{44}) \frac{\delta^2 u_3}{\delta x_2 \delta x_3} = \rho \frac{\delta^2 u_2}{\delta t^2} \end{aligned} \quad (2.24)$$

$$(C_{13} + C_{55}) \frac{\delta^2 u_1}{\delta x_1 \delta x_3} + (C_{36} + C_{45}) \frac{\delta^2 u_1^2}{\delta x_2 \delta x_3} + (C_{36} + C_{45}) \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_1 \delta x_3} + \quad (2.25)$$

$$\begin{aligned} (C_{23} + C_{44}) \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_2 \delta x_3} + C_{55} \frac{\delta u_3^2}{\delta x_1^2} + C_{44} \frac{\delta u_3^2}{\delta x_2^2} + C_{33} \frac{\delta u_3^2}{\delta x_3^2} + 2C_{45} \frac{\delta^2 u_2}{\delta x_1 \delta x_2} \\ = \rho \frac{\delta^2 u_3}{\delta t^2} \end{aligned}$$

Pour chacun des plis, il est possible d'écrire la solution formelle de déplacement selon :

$$(u_1, u_2, u_3) = (1, V, W) U e^{i\xi(x_1 \sin\theta + \alpha x_3 - ct)} \quad (2.26)$$

où ξ est le nombre d'onde, c_p est ω/ξ , la vitesse de phase, ω la fréquence angulaire et α un paramètre inconnu, θ est l'orientation de l'émetteur, soit 90 degrés pour un PZT et U_i les amplitudes de déplacement selon les orientations observés. Le développement précédent peut être réorganisé en substituant la solution pour les champs déplacement u_1, u_2, u_3 , ce qui donne :

$$(C_{11} + C_{55}\alpha^2 - \rho c^2)u_1 + (C_{16} + C_{45}\alpha^2)u_2 + (C_{13} + C_{55})\alpha u_3 = 0 \quad (2.27)$$

$$(C_{16} + C_{45}\alpha^2)u_1 + (C_{66} + C_{44}\alpha^2 - \rho c^2)u_2 + (C_{36} + C_{45})\alpha u_3 = 0 \quad (2.28)$$

$$(C_{13} + C_{55})\alpha u_1 + (C_{36} + C_{45})\alpha u_2 + (C_{55} + C_{33}\alpha^2 - \rho c^2)u_3 = 0 \quad (2.29)$$

Cette formulation permet d'exprimer la solution sous la forme de 3 équations couplées selon :

$$K_{mn}(\alpha)U_n = 0 \quad m, n = 1, 2, 3 \quad (2.30)$$

où U'_n sont les déplacements dans les axes principaux x, y, z . La matrice, K_{mn} , symétrique contient les termes suivants :

$$K_{11} = C_{11} - \rho c^2 + C_{55}\alpha^2 \quad (2.31)$$

$$K_{12} = C_{16} + C_{45}\alpha^2 \quad (2.32)$$

$$K_{13} = (C_{13} + C_{55})\alpha \quad (2.33)$$

$$K_{22} = C_{66} - \rho c^2 + C_{44}\alpha^2 \quad (2.34)$$

$$K_{23} = (C_{36} + C_{45})\alpha \quad (2.35)$$

$$K_{33} = C_{55} - rhoc^2 + C_{33}\alpha^2 \quad (2.36)$$

L'existence d'une solution non triviale pour U_1 , U_2 et U_3 demande de porter à 0 le déterminant de la matrice en K , et amène à l'équation polynomiale du 6^e degré suivante :

$$A_0\alpha^6 + A_1\alpha^4 + A_2\alpha^2 + A_3 = 0 \quad (2.37)$$

celle-ci reliant α à la vitesse de phase. Il peut également être constaté que l'équation polynomiale du 6^e degré peut être facilement réduite en équation polynomiale de 3^e degré. De légères erreurs dans le calcul des termes A_n ont été trouvés dans les articles de référence. Les termes suivants présentent la solution des termes A_0 , A_1 , A_2 , A_3 dans ce cas :

$$A_0 = C_{33} * C_{44} * C_{55} - C_{33} * C_{45}^2 \quad (2.38)$$

$$A_1 = 2C_{45}(C_{13} + C_{55})(C_{36} + C_{45}) - C_{44}(C_{13} + C_{55})^2 - C_{55}(C_{36} + C_{45})^2 + C_{33}(C_{44}(C_{11} - \rho c_p^2) + C_{55}(C_{66} - \rho c_p^2) - 2C_{16}C_{45}) + (C_{55} - \rho c_p^2)(C_{55}C_{44} - C_{45}^2) \quad (2.39)$$

$$A_2 = 2C_{16}(C_{36} + C_{45})(C_{13} + C_{55}) - (C_{66} - \rho c_p^2)(C_{13} + C_{55})^2 - (C_{11} - \rho c_p^2)(C_{36} + C_{45})^2 + (C_{55} - \rho c_p^2)(C_{55}(C_{66} - \rho c_p^2) + C_{44}(C_{11} - \rho c_p^2) - 2C_{16}C_{45}) + C_{33}((C_{11} - \rho c_p^2)(C_{66} - rhoc_p^2) - C_{16}^2) \quad (2.40)$$

$$A_3 = (C_{11} - \rho c_p^2)(C_{55} - \rho c_p^2)(C_{66} - \rho c_p^2) - C_{55}C_{16}^2 + C_{16}^2\rho c_p^2 \quad (2.41)$$

Le calcul des polynômes caractéristiques de 3^e ordre admet 6 solutions reliées 2 à 2 via :

$$\alpha_2 = -\alpha_1 \quad (2.42)$$

$$\alpha_4 = -\alpha_3 \quad (2.43)$$

$$\alpha_6 = -\alpha_5 \quad (2.44)$$

Pour chacun des coefficients α , on peut relier les déplacements dans les axes non principaux V et W en fonction du déplacement dans l'axe principal via le calcul d'un ratio selon :

$$V_q = \frac{K_{11}(\alpha_q)K_{23}(\alpha_q) - K_{13}(\alpha_q)K_{12}(\alpha_q)}{K_{13}(\alpha_q)K_{22}(\alpha_q) - K_{12}(\alpha_q)K_{23}(\alpha_q)} \quad q = 1 : 6 \quad (2.45)$$

$$W_q = \frac{K_{11}(\alpha_q)K_{23}(\alpha_q) - K_{13}(\alpha_q)K_{12}(\alpha_q)}{K_{12}(\alpha_q)K_{33}(\alpha_q) - K_{23}(\alpha_q)K_{13}(\alpha_q)} \quad q = 1 : 6 \quad (2.46)$$

En combinant ces équations avec les relations des contraintes et déformations, il est possible d'écrire les déplacements et contraintes sous forme matricielle via :

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ V_1 & V_1 & V_3 & V_3 & V_5 & V_5 \\ W_1 & -W_1 & W_2 & -W_2 & W_3 & -W_3 \\ D_{11} & D_{11} & D_{13} & D_{13} & D_{15} & D_{15} \\ D_{21} & -D_{21} & D_{23} & -D_{23} & D_{25} & -D_{25} \\ D_{31} & -D_{31} & D_{33} & -D_{33} & D_{35} & -D_{35} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{11}E_1 \\ U_{12}E_2 \\ U_{13}E_3 \\ U_{14}E_4 \\ U_{15}E_5 \\ U_{16}E_6 \end{bmatrix} \quad (2.47)$$

où

$$E_q = e^{i\xi\alpha_q x_3} \quad (2.48)$$

et où les termes D sont donnés par :

$$D_{1q} = i\xi(C_{13} + C_{36}V_q + C_{33}\alpha_q W_q) \quad (2.49)$$

$$D_{2q} = i\xi [C_{55}(\alpha_q + W_q) + C_{45}\alpha_q V_q] \quad (2.50)$$

$$D_{3q} = i\xi [C_{45}(\alpha_q + W_q) + C_{55}\alpha_q V_q] \quad (2.51)$$

où $q = 1 : 6$. L'équation précédente peut être utilisée pour relier les déplacements et contraintes de $x_3(k) = 0$ à ceux de l'autre côté du pli. Ceci est donné en spécialisant l'équation précédente pour 2 points, éliminant les amplitudes communes $U_{1...6}$. En satisfaisant les relations de continuité entre 2 plis, une matrice de transfert globale peut être construite. Celle-ci relie les déplacements et contraintes d'une surface à ceux de l'autre selon :

$$P_k^+ = A_k P_k^- \quad k = 1, 2, \dots, n \quad (2.52)$$

où :

$$P_k^\pm = \left\{ [u_1, u_2, u_3, \sigma_{33}, \sigma_{13}, \sigma_{23}]_\pm^T \right\}_k \quad (2.53)$$

Et peut être réécrite selon :

$$A_k = X_k D_k X_k^{-1} \quad (2.54)$$

où X_k est la matrice diagonale 6x6 présentée précédemment et D_k est une matrice diagonale où les entrées sont E_q . La matrice A_k constitue la matrice de transfert pour un pli monoclinique k . Ceci permet à l'onde d'être incidente à un angle arbitraire θ à partir du point normal x_3 ou équivalent et un angle azimutal ϕ par rapport aux fibres. En appliquant la procédure précédente pour chacun des plis et en invoquant les conditions aux limites aux interfaces de chacun des plis, on peut finalement relier les déplacements et contraintes du pli du haut à celles du pli du bas via la multiplication des matrices de transfert :

$$P^+ = AP^- \quad (2.55)$$

où P^+ et P^- sont les déplacements et contraintes au dessus et au dessous de la plaque respectivement. En invoquant la condition de contrainte nulle sur la surface du dessus et du dessous du pli, on obtient la matrice suivante :

$$\begin{Bmatrix} u_k^+ \\ \sigma_k^+ \end{Bmatrix} = [A_k] \begin{Bmatrix} u_k^- \\ \sigma_k^- \end{Bmatrix} \quad (2.56)$$

La matrice A_k étant la matrice de transfert du pli k . Supposant la continuité de déplacement et de contraintes entre les plis, il est possible de relier les déplacements et contraintes aux interfaces des plis via :

$$A = \prod_{k=1}^n A_k \quad (2.57)$$

Pour calculer les courbes de dispersion, les vitesses de phase permettent d'obtenir le sous déterminant de la matrice A égal à 0 doivent être déterminées, soit :

$$\begin{vmatrix} A_{41} & A_{42} & A_{43} \\ A_{51} & A_{52} & A_{53} \\ A_{61} & A_{62} & A_{63} \end{vmatrix} = 0 \quad (2.58)$$

Pour y parvenir, un algorithme MATLAB calcule la valeur de ce sous déterminant pour une plage de vitesses de phase à une fréquence donnée. Les vitesses de phase donnant un déterminant égal à 0 donnent représentés les racines des modes générés à la fréquence étudiée. La méthode est répétée pour les fréquences désirées. Pour de plus amples renseignements, les propriétés de la matrice de transfert présentée dans cette section sont étudiées en détails dans [Lowe, 1995; Nayfeh, 1991], et ne sont donc pas détaillées plus en profondeur.

2.4.3 Matériaux transverses isotropes à plus grande symétrie

Dans l'axe des fibres et l'axe transverse à la direction des fibres, les matériaux orthotropes ont un plan de symétrie supplémentaire (i.e. symétrie rotationnel dans l'axe des fibres). Dans ces cas-ci, ces matériaux sont nommés transverses isotropes. La méthode permettant de calculer les courbes de dispersion est légèrement simplifiée par rapport au calcul des courbes de dispersion pour une structure orthotrope. Dans le cas d'une propagation d'ondes selon un axe principal, un découplage des équations se produit, séparant les modes A , S des modes SH . Les plans de symétrie supplémentaires sont décrits dans [Bailon, 2002]. Dans l'axe des fibres ou l'axe transverse d'un pli, la matrice de rigidité ne comporte aucun coefficient de couplage. Cela permet une simplification des équations à résoudre. La matrice de transfert correspondante pour un empilement de plis à 0/90 degrés a été dérivée par [Nayfeh, 1991]. Néanmoins, le mode SH devient découplé des deux autres modes. Les solutions des coefficients α sont donnés par :

$$\alpha_{1,3} = \sqrt{\frac{-B \pm (B^2 - 4AC)^{0.5}}{2A}} \quad (2.59)$$

Il existe également une relation entre les autres termes de la matrice selon :

$$\alpha_2 = -\alpha_1, \alpha_4 = -\alpha_3, \alpha_5 = -\alpha_6 = \left[\frac{\rho c^2 - C_{66}}{C_{44}} \right] \quad (2.60)$$

Les coefficients A , B , C sont calculés selon :

$$A = C_{33}C_{55} \quad (2.61)$$

$$B = (C_{11} - \rho c^2)C_{33} + (C_{55} - \rho c^2)C_{55} - (C_{13} + C_{55})^2 \quad (2.62)$$

$$C = (C_{11} - \rho c^2)(C_{55} - \rho c^2) \quad (2.63)$$

Il est à noter que les racines α_5 et α_6 correspondent aux racines du mode *SH*. Pour les ondes dans le plan, les mouvements sont réduits à :

$$W_q = \frac{\rho c^2 - C_{11} - C_{55}\alpha_q^2}{(C_{13} + C_{55})\alpha_q} \quad (2.64)$$

$$D_{1q} = i\xi(C_{13} + C_{33}\alpha_q W_q) \quad (2.65)$$

$$D_{2q} = i\xi C_{55}(\alpha_q + W_q) \quad (2.66)$$

Ceci conduit à la solution formelle de la propagation d'onde dans un matériau transverse isotrope :

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_3 \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{13} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ W_1 & -W_1 & W_3 & -W_3 \\ D_{11} & D_{11} & D_{13} & D_{13} \\ D_{21} & -D_{21} & D_{23} & -D_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{11}E_1 \\ U_{12}E_2 \\ U_{13}E_3 \\ U_{14}E_4 \end{bmatrix} \quad (2.67)$$

où

$$E_q = e^{i\xi\alpha_q x_3} \quad q = 1 : 4 \quad (2.68)$$

La méthode de la matrice de transfert ou la matrice d'assemblage peut être utilisée pour résoudre les équations de propagation d'onde dans un matériau multicouches. Par la suite, les équations caractéristiques pour des ondes libres sur un seul pli sont données par la formule :

$$\begin{vmatrix} A_{31} & A_{32} \\ A_{41} & A_{42} \end{vmatrix} = 0 \quad (2.69)$$

Les vitesses des modes A_0 et S_0 sont obtenues lorsque la valeur du déterminant de la matrice obtenu est égal à 0. [Wang, 2006; Wang et Yuan, 2007] a décrit des méthodes pour résoudre les instabilités numériques des matrices de transfert en introduisant les matrices globales. L'avantage est que ces matrices ont la même dimension et simplicité que les matrices de transfert, mais s'avèrent plus stable que dans le cas des matrices d'assemblage.

2.4.4 Effet de l'anisotropie sur la propagation d'ondes

Selon [Kudela *et al.*, 2007], il est possible de modéliser la propagation d'ondes dans une structure selon plusieurs approches différentes. Parmi ces approches, il peut être question de l'analyse par différences finies (FDM), l'analyse par éléments finis (FEM), la méthode par les éléments frontières (BEM), la méthode semi-numérique (SNM), qui semble être plus rapide, la méthode de maillage non structuré (UGM) qui est un mélange de FEM et SNM et finalement la méthode d'éléments spectraux (SEM), qui utilise des fonctions d'approximation d'ordre plus élevés. La figure suivante présente une étude effectuée [Kudela *et al.*, 2007] sur l'influence du taux de fibres et de matrice dans un composite par rapport à la vitesse de groupe dans celui-ci.

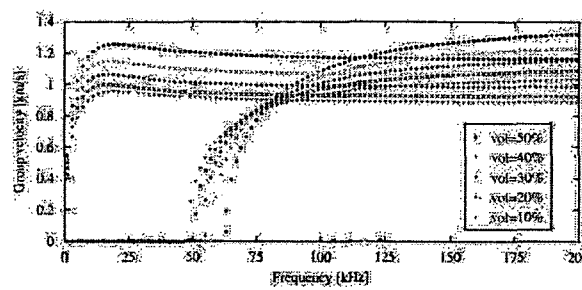


Figure 2.18 Analyse de la vitesse de groupe selon la fréquence pour des pourcentages de matrice variables (10%-50%)

Des analyses ont aussi été effectuées sur l'effet de l'anisotropie et du taux de résine des matériaux composites selon la vitesse de propagation des ondes dans les structures composites [Kudela *et al.*, 2007]. La Figure 2.19 présente les ondes propagées sur une plaque en fibre de verre selon l'orientation.

2.4.5 Effet de la dispersion sur la propagation des ondes

La dispersion peut être analysée sur les structures composites. Dans le cas des structures métalliques, un critère a été posé permettant de déterminer la dispersion d'une onde selon

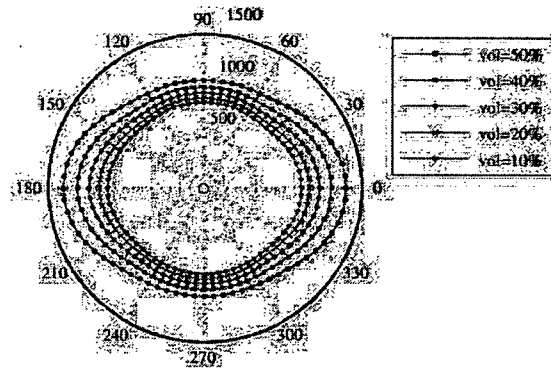


Figure 2.19 Front d'onde d'une seule épaisseur de fibre selon le taux de matrice

la distance que celle-ci a parcouru dans le matériau, connaissant ses propriétés initiales. Dans le cas de cette analyse, on voit que la largeur de la bande fréquentielle excitée doit être connue afin de savoir les fréquences maximale et minimale permettant à utiliser, considérant les courbes de dispersion. L'équation suivante présente ce critère :

$$MRD = \frac{v_0}{d} \left(l \left(\frac{1}{v_{minimum}} - \frac{1}{v_{maximum}} \right) + T_{in} \right)_{minimum} \quad (2.70)$$

Cette équation démontre qu'il est important de sélectionner des fréquences où la vitesse est constante dans la bande de fréquences étudiées. Cela permet d'obtenir de meilleurs résultats et des signaux plus courts. La figure 2.20 présente l'application de cette équation pour des signaux dont la dispersion est importante.

La largeur du burst augmente avec la distance de propagation. À un certain moment, il devient totalement impossible de déterminer la position du lobe principal. On peut donc voir que l'inspection à longue distance des ondes de Lamb démontre ses limites. Cela limite l'utilisation des fréquences dispersives en NDT. Finalement, il faut garder en tête que le nombre de cycles aura une influence sur la dispersion d'un signal. D'autres méthodes peuvent être utilisées pour déterminer les courbes de dispersion.

2.5 Caractérisation par ondes guidées

La section suivante présente quelques unes des approches de caractérisation mécanique par méthodes acoustiques les plus répandues.

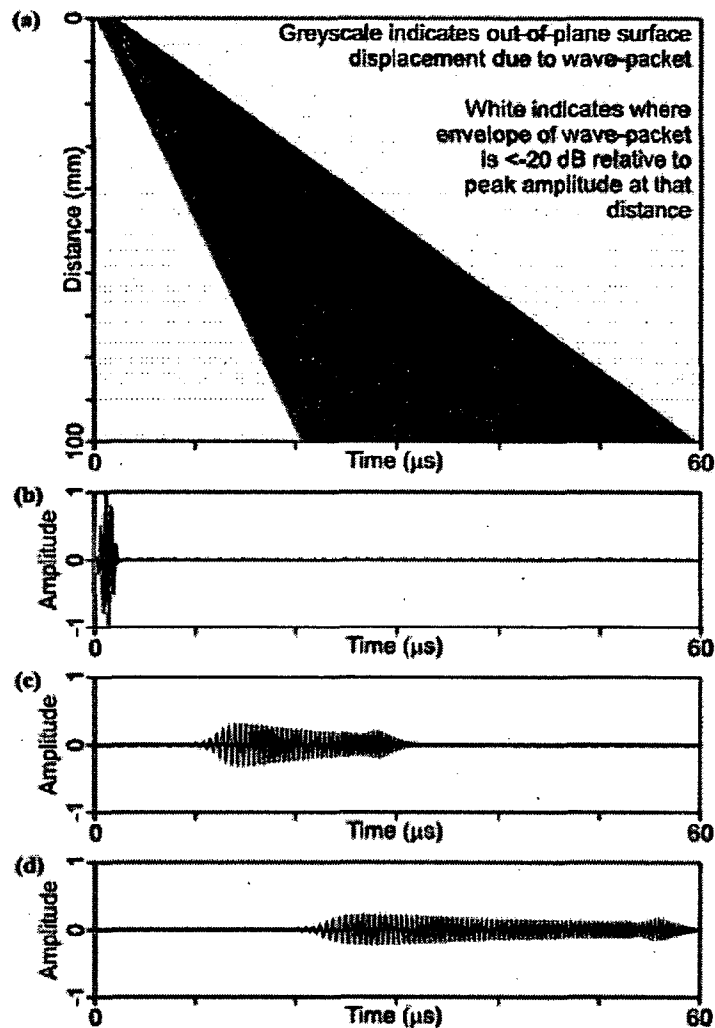


Figure 2.20 Dispersion d'une onde sur plusieurs mesures de distance

2.6 Estimation des courbes de dispersion

La mesure des vitesses de groupe dans les matériaux composites anisotropes ne donne pas les mêmes résultats au niveau de l'analyse de la vitesse que ce que donnent les calculs des ondes de Lamb [Sang-Ho *et al.*, 2007]. Un facteur de correction devrait être tenu en compte afin de corriger ce problème. Rose *et al.* [Rose, 2001a] ont démontré qu'il existe une différence entre la direction de la vitesse de groupe et celle de phase dans les matériaux anisotropes. Leur étude a montré que la direction de propagation de l'énergie est la même que celle des fibres sauf lorsque l'onde est perpendiculaire à la direction de la fibre [Sang-Ho *et al.*, 2007]. Le système utilisé a été de mesurer la vitesse à différents angles sur la plaque et de comparer les vitesses de groupe calculées avec celles mesurées. La Figure 2.21

présente le problème. Considérant que l'axe de la fibre est représenté par l'axe horizontal, la propagation d'une onde à angle crée un angle ϕ entre le vecteur nombre d'onde et la direction de propagation de l'énergie.

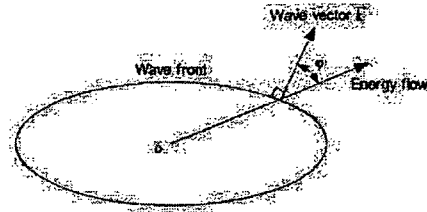


Figure 2.21 Concept d'émission et de réception

Un montage expérimental a été fabriqué par [Sang-Ho *et al.*, 2007] permettant de prendre les mesures des vitesses de groupe selon l'orientation étudiée en plusieurs points. Ce montage est très intéressant car il aide à s'assurer de toujours avoir une bonne position des capteurs ainsi que de l'angle de mesure. La Figure 22.22 présente le montage qui a été utilisé dans le cadre de cet article. Des équations ont été présentées dans les sections précédentes afin de bien calculer les vitesses de groupe et de phase des ondes de Lamb dans les structures isotropes et anisotropes. La Figure 26 présente la comparaison entre la vitesse de groupe théorique et pratique en utilisant ces méthodes [Jeong, 2001]. La fonction de Gabor a été utilisée dans ce cas-ci pour estimer les courbes de dispersion.

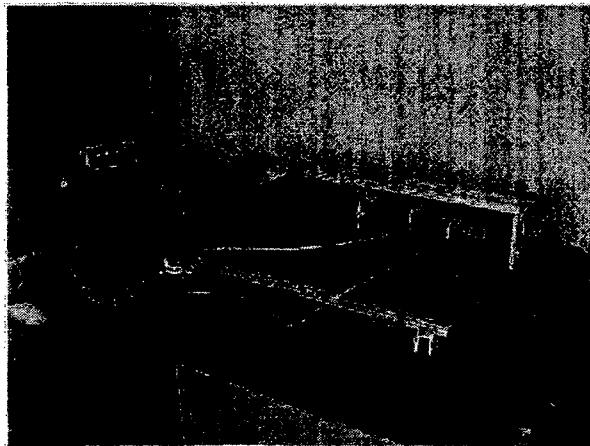


Figure 2.22 Dispositif pour la mesure expérimentale de la vitesse de groupe

Selon [Wang et Yuan, 2007], la théorie de l'élasticité en 3 dimensions permet de calculer adéquatement les vitesses de groupe des ondes. Selon cet article, afin de ne pas subir trop de dispersion numérique, il est nécessaire que le rapport des longueurs d'ondes versus la dimension de la fibre soit plus grand que 40. Beaucoup d'études ont été faites sur la théorie des plaques laminées. Par contre, ces théories ne sont pas arrivées exactement

aux résultats obtenus expérimentalement. La Figure 2.23 présente une comparaison entre les valeurs théoriques et pratiques de la vitesse de groupe des ondes de Lamb pour des configurations et des fréquences différentes. Ce type de graphique est très utilisé pour représenter les vitesses de groupe dans les structures composites.

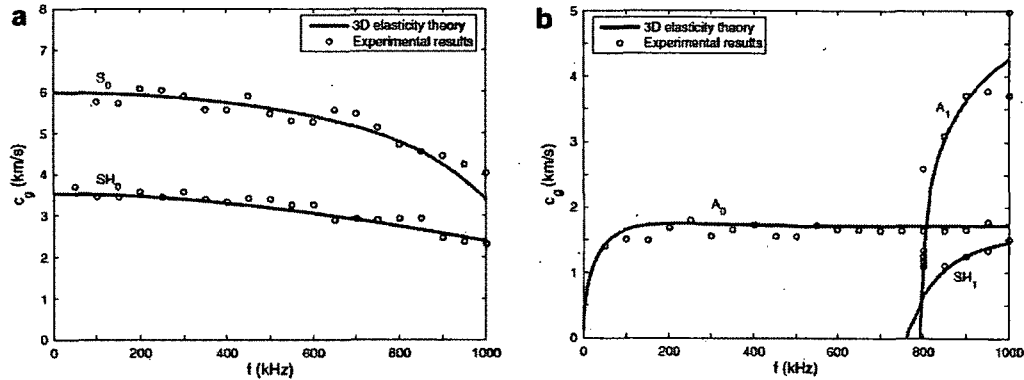


Figure 2.23 Comparaison entre la vitesse de groupe théorique calculée et celle mesurée expérimentalement

2.6.1 Outils de traitement de signal

La transformée de Fourier $F(\omega)$ de la fonction $f(t)$ est donnée par l'équation suivante [Su *et al.*, 2006] :

$$F(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} f(t)e^{-j\omega t} dt \quad (2.71)$$

où $f(t)$ est le signal temporel étudié. Puisque le signal temporel débute à l'instant 0, il est plus pratique de regarder seulement les fréquences positives via la transformée inverse selon l'équation suivante :

$$u(x, t) = 2Re \left\{ \int_0^{\infty} e^{i(k(\omega)x - \omega t)} d\omega \right\} \quad (2.72)$$

Selon [Su *et al.*, 2006], les méthodes permettant de déterminer les courbes de dispersion d'un signal sont nombreuses. Parmi celles-ci, il y a la transformée de Fourier à court terme (STFT), la distribution de Winger-Ville (WVD) ainsi que la transformée par ondelettes (WT).

Transformée de Fourier bi-dimensionnelle 2D-FFT

La transformée de Fourier bi-directionnelle permet d'obtenir et de séparer les différents modes d'ondes les uns des autres. Cette analyse permet de tracer un graphique du nombre d'onde selon la fréquence. Du coup, il est donc possible de séparer les différents modes. La transformée de Fourier 2D $H(k, f)$ peut être représentée par l'équation suivante.

$$H(k, f) = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} u(x, t) e^{-i(kx + \omega t)} dx dt \quad (2.73)$$

où k est le nombre d'onde. La Figure 2.24 présente la FFT 2D avec les modes de propagation d'onde antisymétriques A_0 et A_1 très clairement séparés.

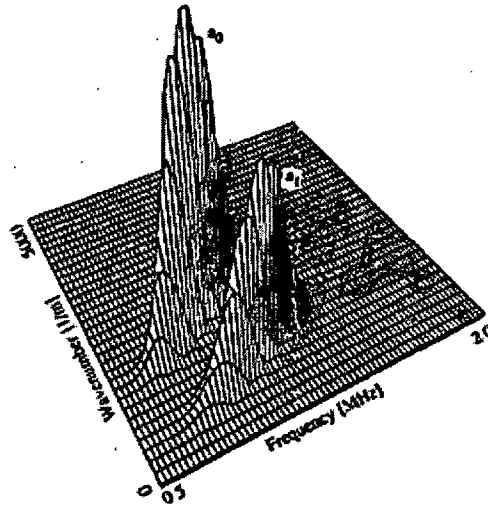


Figure 2.24 Représentation de la FFT 2D permettant la séparation des modes A_0 et A_1

Des comparaisons théoriques et pratiques ont été effectuées à l'aide de cette méthode [Alleyne et Cawley, 1991].

Transformée par ondelettes (WT)

Selon [Jeong, 2001], la transformée par ondelettes du signal permet d'obtenir des résultats très intéressants quand à la convergence entre les résultats théoriques et les résultats pratiques. La transformée par ondelettes continue (CWT) et la transformée par ondelettes discrètes (DWT) sont deux formes typiques de la WT [Su *et al.*, 2006]. Pour le cas des ondes de Lamb, la transformée par ondelettes est particulièrement efficace pour analyser et visualiser les ondes ainsi que pour approximer les vitesses de groupes des ondes selon la fréquence. La Figure 2.25 suivante présente la transformée par ondelettes (à droite) du signal mesuré (à gauche). Il est à noter que l'amplitude du signal analysé est normalisée.

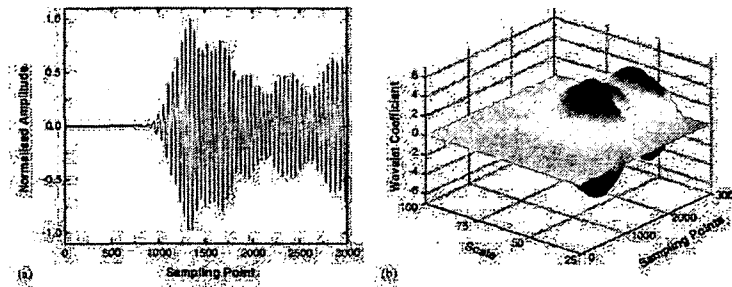


Figure 2.25 Représentation de la transformée par ondelettes (droite) d'un signal mesuré (gauche)

Un signal mesuré $f(t)$ par un capteur peut être converti en une expression quadratique en utilisant deux paramètres, soit l'échelle a et le temps b , selon :

$$W(a, b) = \frac{1}{\sqrt{a}} \int_{-\infty}^{\infty} f(\tau) \psi^* \left(\frac{t-b}{a} \right) dt \quad (2.74)$$

où ψ^* est la valeur complexe conjuguée de ϕ et b et a des facteurs de la translation et dilatation de la transformée respectivement. Ce coefficient représente en fait le type de fenêtrage qui est utilisé pour faire la transformée par ondelettes du signal étudié, selon les caractéristiques désirées en sortie de l'analyse. Une des ondelettes mères les plus utilisées pour la transformée en ondelettes est la fonction de Gabor définie par :

$$\psi_g(t) = \sqrt[4]{\pi} \sqrt{\frac{\omega_0}{\gamma}} \exp \left[\frac{-\omega_0}{\gamma} \right] \exp(i\omega_0 t) \quad (2.75)$$

où γ est un coefficient de la fonction de Gabor. Finalement, l'énergie du signal dans le domaine temporel peut être calculée selon :

$$E = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{a \geq 0} (W(a, b))^2 da db \quad (2.76)$$

Transformée de Fourier à court terme

Introduite par Denis Gabor en 1946, la STFT permet d'améliorer la qualité de la transformée de Fourier pour les signaux non stationnaires, en effectuant la transformée de Fourier sur certaines portions du signal étudié d'une longueur déterminée en se déplaçant dans le temps. Cette opération permet d'obtenir une transformée de Fourier pour chacune des périodes de temps étudiées. Cette transformée doit par contre faire un compromis

entre les informations reçues selon le temps et celles selon la fréquence. L'équation de la transformée de Fourier à court terme est donnée selon :

$$C_x^{stft}(t, \omega) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau)h(t - \tau)e^{-i\omega\tau}d\tau \quad (2.77)$$

Transformée par Chirplet

Selon [Kim *et al.*, 2007b], il est possible de déterminer la taille de la délamination à l'aide de l'analyse du spectre de puissance de 2 signaux mesurés avant et après le dommage. Selon cette étude, la variation de la puissance dans le spectre serait directement proportionnelle à la dimension du dommage. La transformée par chirplet est une autre approche permettant de déterminer les courbes de dispersion. L'équation de la transformée par chirplet C_x^{CT} est donnée par :

$$C_x^{CT}(t_0, \omega_0, s, q, p) = \int_{-\infty}^{\infty} x(\tau)g_{t_0, \omega_0, s, q, p}^*(\tau)d\tau \quad (2.78)$$

où s est le facteur d'échelle, q le cisaillement fréquentiel, et p le cisaillement temporel. Le paramètre g complexe qui s'écrit selon :

$$g_{t_0} = T_{t_0}F_{\omega_0}S_sQ_qP_ph(t) \quad (2.79)$$

La transformée par chirplet se base sur des atomes g , qui sont fonction de paramètres pouvant être adaptés selon la fréquence et le temps. Les paramètres de l'atome g sont présentés dans [Kuttig *et al.*, 2006].

Les transformées par chirplet peuvent s'adapter aux courbes de dispersion du signal afin de mieux estimer les valeurs des vitesses de groupe présentes dans le signal étudié. On suppose que les ondes se propagent dans la direction des fibres [Tan *et al.*, 1995] De plus, il semblerait que dans le cas des composites, le mode S_0 soit beaucoup utilisé pour faire de la détection de dommages .

D'autres outils de traitement de signal peuvent être utilisés pour analyser les ondes de Lamb. Parmi celles-ci se trouvent les analyses de spectres réassignées, la déconvolution aveugle, le procédé cyclostationnaire ou l'analyse probabiliste, la transformée de Wigner-Ville(WVD)

2.7 Surveillance embarquée des structures (SHM)

L'inspection des structures et la maintenance forment un domaine énorme. Aux États-Unis seulement, plus de 200 milliards de dollars sont investis annuellement en inspection et en maintenance [Giurgiutiu, 2008a]. L'évaluation de l'intégrité des structures par systèmes embarqués, SHM, fait partie de l'inspection non destructive, NDI. Celle-ci se distingue du NDI par son autonomie et par le fait qu'elle est embarquée directement sur la structure. La Figure 2.26 schématise un système SHM embarqué sur un avion.

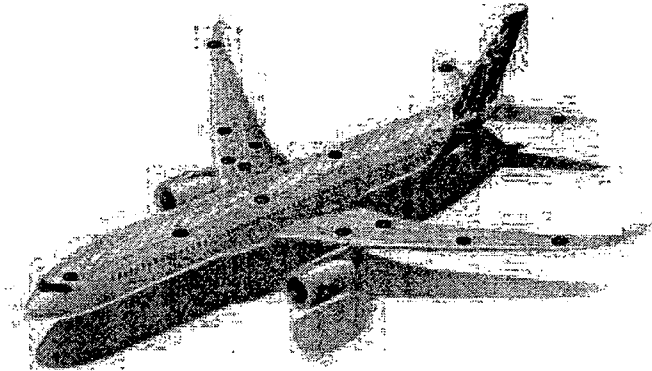


Figure 2.26 Représentation schématique d'un système SHM embarqué [Composites-World, 2011]

Le SHM est très souvent comparé au système nerveux d'une personne : différents types de capteurs et d'actionneurs sont positionnés sur la structure et permettent de collecter des informations. Par la suite, ces informations sont traitées par un système central qui détermine si oui ou non s'il y a un endommagement. Les approches plus performantes permettent de déterminer de quel type de dommage il s'agit, son emplacement et également si ce dommage requiert une réparation immédiate. Par la suite, des approches de pronostic peuvent être utilisées pour évaluer la durée de vie restante de la structure.

L'objectif principal du SHM est d'évaluer l'intégrité des structures. Cela permet d'allonger les intervalles de temps entre les inspections et de réduire les coûts qui leur sont associés. Le SHM est mis de l'avant car il permet de planifier des inspections non pas sur un plan à intervalles fixes mais plutôt en planifiant les inspections selon la condition actuelle des structures (Condition Based Maintenance, CBM). Le SHM est un domaine très vaste et comporte plusieurs approches, basées sur des approches différentes, dont certaines méthodes sont plus efficaces que d'autres selon la structure étudiée. C'est pour cela qu'un système SHM est rarement constitué d'une seule approche [Su *et al.*, 2006]. Plusieurs approches ont été développées pour détecter les dommages dans les matériaux. Les méthodes présentées sont utilisées pour les structures composites et métalliques. Les méthodes ul-

trasonores sont actuellement considérées comme étant les méthodes les plus prometteuses pour la détection de dommages dans les structures composites. La section suivante détaille les deux classes d'imagerie, soit les approches d'imagerie par pitch and catch et celles par pulse-écho.

2.7.1 Approche d'imagerie par pitch and catch

Plusieurs compagnies ont développé des méthodes de détection par pitch and catch. Parmi celles-ci se retrouve la technologie Acellent avec leur SMART Layer. Cette technologie utilise des céramiques PZT afin de détecter des dommages situés entre les capteurs par méthode de pitch and catch, ce qui signifie que les signaux sont envoyés par un émetteur et recue par un récepteur. La Figure 2.27 démontre le principe derrière la technologie. La reconstruction d'image s'effectue en déterminant les trajectoires pour lesquelles les dommages ont le plus de chance de provenir.

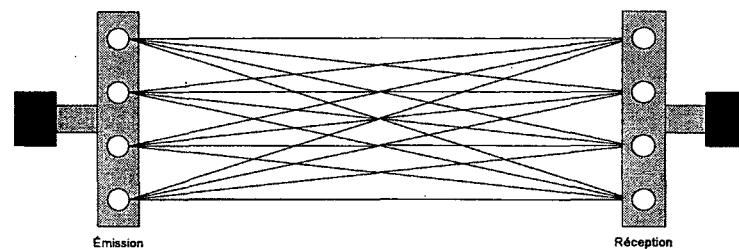


Figure 2.27 Technologie Acellent, étude de la variation de l'information dans un signal en pitch and catch

2.7.2 Approche d'imagerie par triangulation

La triangulation consiste à localiser des dommages en calculant le temps de vol de chaque paquet mesuré dans un signal temporel. Pour ce faire, une céramique PZT génère des ondes ultrasonores dans une plaque et les autres PZT distribués sur la structure mesurent les signaux dispersés. En comparant un signal sain à un signal après endommagement. La variation dans le signal peut être positionnée connaissant la vitesse de groupe de l'onde propagée. Par la suite, il est possible, en analysant plusieurs signaux, de trianguler le point d'origine de cette variation dans le signal. La Figure 2.28 schématise l'approche de triangulation sur une plaque isotrope [Tua *et al.*, 2004].

Cette approche se base sur l'estimation du temps de vol (ToF), en comparant le plus souvent un signal endommagé à une mesure saine. Sauf pour certaines applications particulières, il est souvent très difficile, voire impossible, d'isoler les informations du dommage

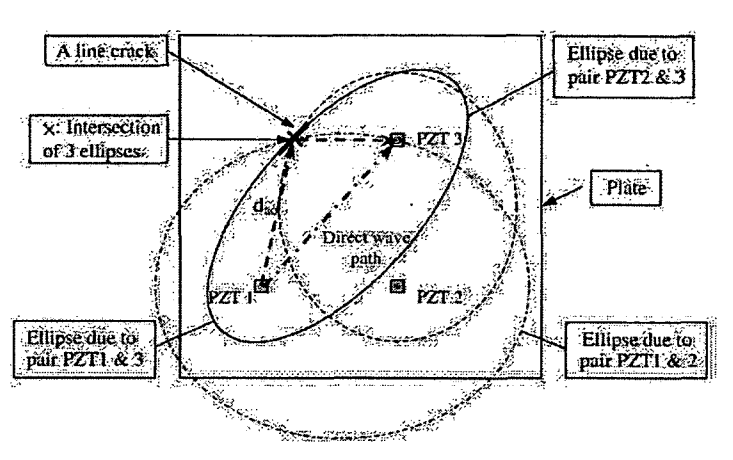


Figure 2.28 Origine de la position possible d'un dommage par triangulation

efficacement du bruit. De plus, la triangulation demande l'utilisation d'une mesure saine de la pièce.

2.7.3 Approche d'imagerie Excitelet

L'approche Excitelet est mis en oeuvre dans la stratégie d'imagerie afin de cartographier les réflecteurs possible situés dans une zone pré-déterminée. Le signal généré $e_m(t)$ à l'émetteur se propage dans la structure, et l'algorithme évalue s'il ya une réflexion à chaque coordonnée (x_j, y_j) . Pour chaque coordonnée, la distance entre l'émetteur n , la source potentielle et le récepteur m est calculé, tel que montré à la Figure 5.3. Les éléments de M de la matrice sont actionnés suivant une procédure séquentielle standard et la mesure est effectuée en utilisant les n autres éléments. Une image représentant la corrélation entre les signaux simulés et mesurés pour chaque point est par la suite effectué. Il a été démontré que la corrélation sur plusieurs modes donne de meilleurs résultats en imagerie [Quaegebeur *et al.*, 2011].

$$E_{Excitelet}(x_j, y_j) = \prod_{mode}^{A_0, S_0, \dots} \prod_{m=1}^M \sum_{n \neq m} c_{mn}^{mode}(x_j, y_j) \quad (2.80)$$

L'approche Excitelet est similaire à la méthode de décomposition par chirplet Chirplet basée utilisée dans l'algorithme 'Matching Pursuit' [Raghavan et Cesnik, 2005], sauf que dans ces cas les atomes de l'analyse sont construites à partir des prédictions théoriques du signal d'excitation dispersée par la propagation dans la structure. L'approche générale utilise un signal d'excitation $e_m(t)$ généré par un PZT m dans une structure et un signal mesuré $u_n(t)$ par un second PZT n . Supposant que la propagation est cylindrique, la

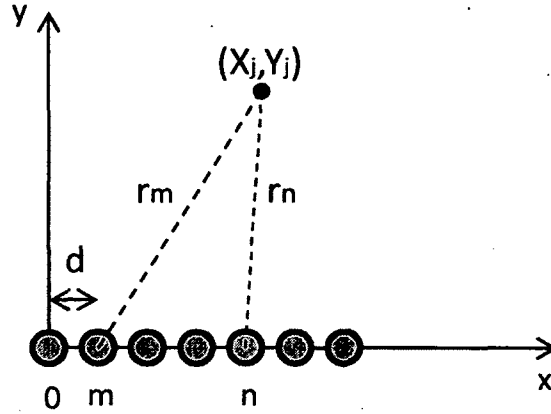


Figure 2.29 Schéma de l'approche d'imagerie Excitelet

tension mesurée par le PZT peut être décrite par la fonction $v_0(t)$ utilisé pour relier le signal d'excitation à l'émetteur m à une tension mesurée au niveau du récepteur n selon [Sohn et Lee, 2010] :

$$v_0(t) = e^{i\omega t} x [v_0^s + v_0^a] \quad (2.81)$$

et,

$$v^m(\omega) = \frac{A^m(\omega) J_1(\xi^m(\omega)a)}{\int_{rs-c}^{rs+c} \xi^m(\omega) r H_0^{(2)}(\xi^m(\omega)r) 2a \tan\left(\sqrt{\frac{4r^2 r_s^2}{(r^2 + r_s^2 - c^2)^2} - 1}\right) dr} \quad (2.82)$$

où ξ^m est le nombre d'onde, s est le mode symétrique, a le mode antisymétrique, r le rayon de l'actionneur, c le rayon du récepteur et r_s la distance centre à centre. J_1 est la fonction de Bessel de premier ordre, $H_0^{(2)}$ est la fonction de Hankel d'ordre 0 du second type, $A^m(\omega)$ peut être remplacé par $p(\omega)$ où $q(\omega)$ qui sont les facteurs d'ajustement d'amplitude des modes symétriques et anti-symétriques, respectivement [Sohn et Lee, 2010]. La tension théorique mesurée au niveau du récepteur n après propagation de l'émetteur m est exprimé par :

$$S^m(t) = IFFT[E(\omega)V^m(\omega)] \quad (2.83)$$

où $E_m(\omega)$ est la transformée de Fourier de $e_m(t)$ et $V^m(\omega)$ est la transformée de Fourier de $v_0^m(t)$. Le coefficient de corrélation c^m entre le signal théorique $s_{mn}^m(t)$ et le signal mesuré $u_n(t)$ est donné selon :

$$c^m = \frac{\int_0^T u(t)S^m(t)dt}{\sqrt{\int_0^T u(t)^2dt \int_0^T S^m(t)^2dt}} \quad (2.84)$$

2.7.4 Approche d'imagerie Embedded Ultrasonic Structural Radar

L'approche Embedded Ultrasonic Structural Radar, EUSR, fait partie des approches d'imagerie par antenne [Giurgiutiu, 2005; Quaegebeur *et al.*, 2011]. Le fonctionnement de cette méthode est très similaire à l'approche Excitelet. La seule différence entre les deux approches est que EUSR calcule le temps de vol du paquet à la vitesse de groupe à la fréquence d'excitation. Également, la dispersion du signal selon la distance parcourue n'est pas prise en compte. Pour effectuer la corrélation entre le signal endommagé et l'excitation, une corrélation directe est effectuée en utilisant le signal d'excitation décalé du temps de vol calculé pour chaque point m, n sur la grille de coordonnées.

2.7.5 Méthodes complémentaires

De nombreuses études ont été publiées sur le retournement temporel des signaux pour les modes S_0 et A_0 dans une plaque [Park *et al.*, 2009]. Néanmoins, cette méthode demande d'étudier les modes séparément. Il a été montré qu'on ne doit étudier qu'un seul mode à la fois pour être en mesure d'obtenir des résultats reproductibles, à cause de la réciprocity du signal. L'isolation des différents modes de propagation permet de reconstruire adéquatement un signal retourné temporellement. Le retournement temporel est très intéressant dans le cas des matériaux composites car il permet de compenser l'effet de la dispersion dans le matériau puisqu'il ne tient pas compte de la vitesse de groupe du signal ni de la vitesse de phase. Il est possible de reconstruire la forme d'un signal sans avoir de mesure saine de la pièce.

CHAPITRE 3

PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS

3.1 Problématique

Le projet de recherche présenté dans ce mémoire fait partie d'un programme de recherche visant à implanter une approche autonome et précise de détection de dommages par méthode d'imagerie sur des structures composites orthotropes.

En imagerie sur les composites, plusieurs paramètres ne sont pas encore bien maîtrisés ce qui nuit aux performances, à l'efficacité mais également au développement commercial de ces approches. La revue de littérature montre que les algorithmes d'imagerie sont basés sur les vitesses des ondes. Ces vitesses, pour leur part, dépendent des propriétés géométriques et mécaniques de la structure. La majeure partie des approches publiées ne donnent qu'une estimation des courbes de dispersion. L'état des connaissances a également démontré qu'aucune approche de caractérisation mécanique embarquée par méthode ultrasonore ne semble avoir été publiée.

Peu de chercheurs semblent évaluer directement, par méthode embarquée, les propriétés mécaniques et du coup les courbes de dispersion exactes d'un matériau pour ensuite implanter celles-ci dans les approches d'imagerie. En résumé, un pont permettant de déterminer les propriétés mécaniques pour par la suite implanter les résultats dans des algorithmes d'imagerie semble manquer.

La question de recherche pour le projet de maîtrise est la suivante : *Comment identifier par méthodes ultrasonores non-destructives et embarquées les propriétés mécaniques d'une structure tant pour un matériau isotrope que composite afin d'améliorer le potentiel des algorithmes d'imagerie par pulse-echo ?*

3.2 Objectifs

En vue de répondre à cette question, il est primordial que le système de détection de dommages soit en mesure d'évaluer adéquatement les caractéristiques de la structure sur laquelle il se trouve. Cette étape doit être faite avant même de faire de l'imagerie. La question de recherche comporte les sous-questions de recherches suivantes, où objectifs, qui doivent être résolues :

- *Quel est l'effet des propriétés mécaniques sur les algorithmes d'imagerie par pulse-echo sur une structure isotrope simple ?*
- *Comment peut-on caractériser de façon précise une structure par méthode ultrasonore embarquée ?*
- *Comment peut-on caractériser par ondes guidées, en théorie et en pratique, des structures composites simples ?*
- *Quels défis potentiels reste-t-il à résoudre pour permettre d'effectuer de l'imagerie sur les composites ?*

L'accomplissement de ce projet consiste donc à améliorer les performances de l'approche d'imagerie en se concentrant sur le développement et la validation d'une méthode de caractérisation mécanique ultrasonore embarquée.

3.3 Organisation du mémoire

Les chapitres 4 à 6 du mémoire présentent les articles qui ont été soumis dans le cadre de la maîtrise, du moins récent au plus récent. Chacun des articles a permis de résoudre quelques unes des sous-questions de recherche.

Le chapitre 4 présente l'effet d'utiliser des propriétés mécaniques erronées sur la capacité de l'algorithme d'imagerie Excitelet à détecter et positionner avec précision une fissure sur une structure simple isotrope. Les résultats ont démontré que l'algorithme Excitelet est très sensible aux propriétés mécaniques de la structure. Des variations de seulement quelques pourcents peuvent empêcher cette méthode de détection de positionner et même détecter adéquatement un dommage sur une structure. Un article a été soumis et présenté à la conférence de l'International Workshop on Structural Health Monitoring (IWSHM), à Stanford en septembre 2011.

Au chapitre 4, la sensibilité de l'algorithme a été démontré. Au chapitre 5, cette sensibilité est exploitée afin d'évaluer les propriétés mécaniques d'une structure isotrope. Les résultats ont démontré le potentiel de l'approche à évaluer à moins de 1% les propriétés mécaniques exactes d'une plaque en aluminium, soit le coefficient de Poisson et le module d'élasticité. La validation a été effectuée numériquement et expérimentalement. Cet article a été soumis au journal Smart Materials and Structures (SMS) et est en attente d'approbation.

Le potentiel de l'approche sur une structure isotrope étant démontré, une étude du potentiel de l'approche à évaluer les propriétés mécaniques d'une structure composite a été

effectué tant numériquement qu'expérimentalement. Les résultats ont démontré qu'il est possible d'utiliser l'approche de caractérisation embarquée et non destructive pour estimer les propriétés mécaniques d'un composite unidirectionnel. Le chapitre 6 présente l'article qui a été soumis et qui sera présenté oralement à la conférence SPIE/NDE à San Diego en mars 2012.

CHAPITRE 4

EFFET DES PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES SUR L'IMAGERIE

Sensitivity of the Excitelet Imaging Algorithm on Mechanical Properties for Isotropic Structures

Pierre-Claude OSTIGUY

Patrice MASSON

Nicolas QUAEGBEUR

Said ELKOUN

GAUS, département de génie mécanique

Université de Sherbrooke

Papier présenté et inclu dans les comptes-rendus de la conférence IWSHM 2011
International Workshop on Structural Health Monitoring Stanford, CA
12-15 Septembre 2011

4.1 Résumé du papier

La revue de littérature a démontré que les courbes de dispersion, qui sont à la base de l'algorithme d'imagerie Excitelet, dépendent des propriétés mécaniques et géométriques de la structure étudiée.

Ce papier se concentre sur l'évaluation de l'effet de varier les propriétés sur la robustesse des algorithmes d'imagerie, soit leur capacité à détecter des dommages. Un article a été présenté à l'International Workshop on Structural Health Monitoring, IWSHM, intitulé : *Sensitivity of the Excitelet Imaging Algorithm on Mechanical Properties for Isotropic Structures*.

Une étude sur la capacité de l'algorithme d'Imagerie Excitelet à détecter des dommages malgré de légères variations dans les propriétés mécaniques est détaillée. Une plaque test d'aluminium comportant une fissure en bordure d'un perçage a été utilisée. Les résultats démontrent que l'utilisation des propriétés mécaniques du détaillant donnent de bons résultats. Il est démontré qu'une variation du module d'élasticité et du coefficient de Poisson de seulement 5% où 10% respectivement peut empêcher de détecter et positionner adéquatement un dommage. La sensibilité de l'algorithme aux propriétés mécaniques a été démontrée. La deuxième partie de l'article a consisté à exploiter cette sensibilité afin d'évaluer les propriétés mécaniques d'une structure par méthode de pitch and catch. Les propriétés obtenues avec cette méthode modifiée ont fourni des résultats en deçà du pourcentage d'erreur pour le module d'élasticité et le coefficient de Poisson. Également, les résultats obtenus en imagerie en utilisant ces propriétés sont comparables à ceux en utilisant les propriétés du fournisseur et ont démontré que les résultats obtenus en imagerie sont équivalents.

Cette étude a permis de cerner quelques limitations de l'approche de caractérisation. Notamment, les propriétés mécaniques peuvent être obtenues avec des incertitudes relativement faibles sous les 200 kHz. Ceci est dû au fait que l'effet de l'adhésif et l'inertie des céramiques PZT ne sont pas prises en compte dans le modèle de propagation utilisé. Ces travaux ont été présentés à la conférence IWSHM à Stanford en septembre 2011. Ce travail répond aux deux premiers objectifs secondaires du mémoire, soit d'évaluer l'effet des propriétés mécaniques sur les algorithmes d'imagerie et de proposer une méthode de caractérisation ultrasonore embarquée.

4.2 Abstract

Imaging techniques such as EUSR or Excitelet algorithms used in guided wave damage detection rely on an accurate knowledge of group or phase velocities. The problem is that variability in material properties directly affects the guided wave dispersion curves. Traditional approaches to mechanical characterization are based on ASTM standards. However, most of these techniques require numerous specimens to test and evaluate the properties

of a structure within a few percents. The main goal of this paper is to assess a new integrated characterization approach to identify the mechanical properties of an isotropic structure (Young's modulus, Poisson's ratio, density) onto which imaging is performed to detect damage. The integrated characterization approach is based on a modified version of the Excitelet algorithm, where mechanical properties, instead of geometrical features, are set as the variables to be identified. This paper thus aims at evaluating the benefit of using the same array of transducers, and similar signal processing tools, to first identify the mechanical properties of the structure using a modified version of the Excitelet algorithm and then produce an image of this structure using the standard Excitelet imaging algorithm. The experimental setup consists of an aluminum plate with a 2 mm notched hole and instrumented with a linear array of seven circular elements micro-machined from bulk piezoceramic (PZT). Excitelet imaging is performed with the linear array and the characterization uses this same array and an extra PZT transducer located in the near field of the array. In this paper, low order Lamb modes are exploited for both characterization and imaging techniques. The results obtained for the properties identified with the modified Excitelet algorithm are within 1% of properties from the material supplier. Imaging results are then presented using Excitelet with both A_0 and S_0 modes at dispersive frequencies for the localization the notch. This integrated characterization algorithm combined with the Excitelet imaging technique is shown to improve the accuracy of the localization of the damage for isotropic structures.

4.3 Introduction

Most guided wave damage-detection algorithms are based on estimation of Time of Flight (ToF) which requires knowledge of group velocity at a given frequency. Such approaches have been used within imaging techniques to process signals measured from the elements of sparse and compact arrays [Quaegebeur *et al.*, 2011]. Among them, the Embedded Ultrasonic Structural Radar (EUSR) [Yu et Giurgiutiu, 2008] uses a phased-array approach with a round robin procedure to image defects within the far field of the array. The localization of reflectors or defects relies, for this method, on the compactness of the envelope of the measured signal. Accurate localization can be achieved for non dispersive frequencies. Even if non-dispersive modes are injected in the structure, the accuracy and reliability of this approach can be compromised by mode conversion at discontinuities [Lu *et al.*, 2008] and also erroneous knowledge of exact material properties, that can however be compensated by using an autofocus approach [Hunter *et al.*, 2011].

To overcome these limitations, few approaches have been proposed to extract mode-related information from time domain signals. Among these, algorithms have been proposed based on the matching pursuit approach [Christensen D et Srivastavs, 2009]. The evaluation of various methods demonstrated that the least error on the estimate of the ToF can be achieved via dispersion compensation [Xu *et al.*, 2009].

ToF approaches are based on dispersion curves, whether phase velocity, V_p , or group velocity, V_g . These dispersion curves are intrinsically related to mechanical properties of the structure [Yu et Giurgiutiu, 2008]. Typical material characterization methods are based on ASTM standards [ASTM, 1991, 1997, 2004a]. These approaches allow to evaluate the main material properties, elastic modulus E , shear modulus G , Poisson ratio ν and density ρ . These approaches have proven to be reliable when associated to statistical analysis methods. Unfortunately, most of these tests are destructive; thus they prevent accurate characterization of the structures since they require numerous test samples. Different alternatives were presented for material characterization using ultrasonic approaches [Li, 2001]. Among them, ultrasonic through transmission or modal analysis of the structure are possible alternatives. However, most of these approaches require specific, large, costly and complex devices.

In this paper, a technique called Excitelet [Quaeghebeur *et al.*, 2011] is used for both material characterization and imaging of the structure. The contribution of this work is to first evaluate the material properties prior to imaging, thus allowing accurate damage detection even on unknown structure. Section 2 presents the formulation of the Excitelet technique for both imaging and material characterization. Section 3 presents the experimental test setup and methodology used for the material characterization and section 4 presents the results of the analysis.

4.4 Formulation of the approach

The Excitelet approach is similar to the Chirplet-based decomposition approach used in the matching pursuit algorithm [Raghavan et Cesnik, 2005], except that the analysis atoms are built from theoretical predictions of the excitation signal dispersed by the propagation into the structure. The general approach uses a burst excitation signal $e_m(t)$ generated by a piezoceramic (PZT) m in a structure and a measured signal $u_n(t)$ from a second PZT n . Assuming cylindrical propagation, the voltage measured for A_0 and S_0 modes into the PZT can be described by the function $v_0(t)$ used to relate the stress excitation signal at emitter m to a voltage measured at the receiver n [Sohn et Lee, 2010] :

$$v_0(t) = e^{i\omega t} x [v_0^s + v_0^a] \quad (4.1)$$

and,

$$V^m(\omega) = \frac{A^m(\omega) J_1(\xi^m(\omega) a)}{\int_{rs-c}^{rs+c} \xi^m(\omega) r H_0^{(2)}(\xi^m(\omega) r) 2a \tan\left(\sqrt{\frac{4r^2 r_s^2}{(r^2 + r_s^2 - c^2)^2} - 1}\right) dr} \quad (4.2)$$

where ξ^{mode} is the wavenumber for symmetrical (*s*) or anti-symmetrical (*a*) mode, a the radius of the actuator, c the radius of the receiver and r_s the center-to-center distance between the actuator and the sensor. J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second type, $m^{mode}(\omega)$ can be replaced by $p(\omega)$ or $q(\omega)$ which are the geometrical amplitude adjustment factors of the symmetrical and anti-symmetrical modes respectively [Sohn et Lee, 2010]. The theoretical voltage measured at receiver n after propagation from the emitter m is expressed by :

$$S^m(t) = IFFT[E(\omega)V^m(\omega)] \quad (4.3)$$

where $E_m(\omega)$ is the Fourier transform of $e_m(t)$ and $V_0^{mode}(\omega)$ is the Fourier transform of $v_0^{mode}(t)$. Correlation coefficient c_{mn}^{mode} between theoretical signal $s_{mn}^{mode}(t)$ and the measured signal $u_n(t)$ is expressed by :

$$c^m = \frac{\int_0^T u(t) S^m(t) dt}{\sqrt{\int_0^T u(t)^2 dt \int_0^T S^m(t)^2 dt}} \quad (4.4)$$

4.5 Imaging with Excitelet

The Excitelet approach is implemented into the imaging strategy to map the possible reflectors within a pre-determined area. The burst $e_m(t)$ generated at emitter m propagates into the structure, and the algorithm evaluates if there is a reflection at each (x_j, y_j) coming back to the receiver n . For each point, the distance between the emitter m , the receiver n and the target is $r_m + r_n$ as shown in Figure 1 a). The m elements of the array are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted

using the n other elements. An image representing the correlation between the simulated and measured signals for each point is achieved. It has been shown that multiple mode correlation tends to give better results for imaging [Quaegebeur *et al.*, 2011]. The image is obtained using $E_{Excitelet}(x_j, y_j)$ from [Quaegebeur *et al.*, 2011].

$$E_{Excitelet}(x_j, y_j) = \prod_{mode}^{A_0, S_0, \dots} \prod_{m=1}^M \sum_{n \neq m} c_{mn}^{mode}(x_j, y_j) \tag{4.5}$$

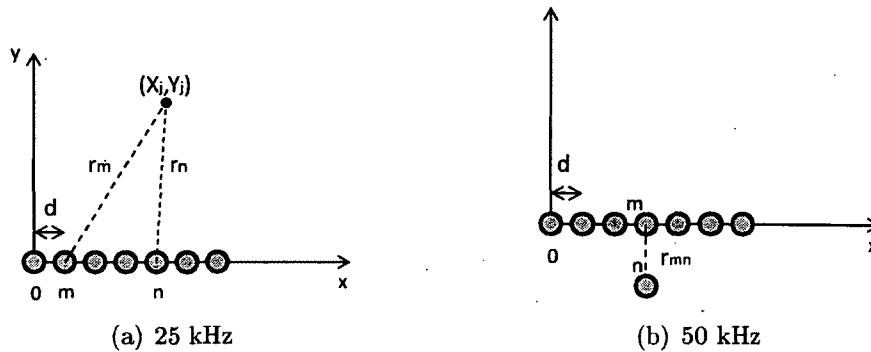


Figure 4.1 woot in the bt

4.6 Characterization with Excitelet

The Excitelet approach is implemented into a characterization strategy to evaluate the optimal material properties. In this case, two PZTs are considered and the distance between emitter and receiver are measured with precision. The characterization approach uses the center PZT from the array as emitter, and an extra PZT located few centimetres behind it as receiver, n , to generate and measure guided wave propagating into the structure. The algorithm strategy is presented in Figure 2.

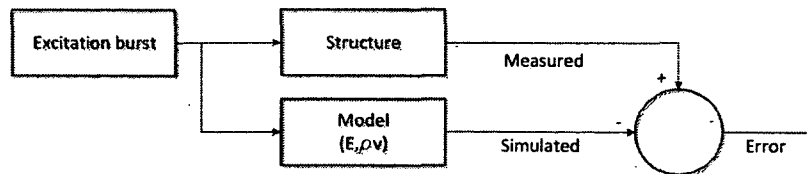


Figure 4.2 Experimental setup for characterization and plate dimensions

The strategy is based on reducing the error between the measured and simulated signal or, equivalently, to find the largest correlation between both signals. The material properties

are related to the dispersion curves by the calculation of the longitudinal c_l , and shear c_s , velocities using :

$$c_s = \sqrt{\frac{E}{\rho(2(1+\nu))}}, c_l = \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2} \frac{E}{\rho}} \quad (4.6)$$

4.7 Experimental setup and methodology

Since the three variables are dependent upon two equations, ρ was fixed and calculated based on [8]. The minimization algorithm uses the simplex method because of its simplicity, accuracy and speed of calculation [Dantzig et Thapa, 2003]. An initial value had to be provided within 7% of the supplier properties in order to obtain accurate convergence of the method. This criteria is necessary since the simplex algorithm searches for local minimum thus if the guessed parameters are too far from the exact properties, the algorithm might converge to erroneous properties. The termination conditions are the maximum number of iterations, set to 300, and a tolerance of 1E-4 of variation between the results for two successive iterations. In general, one analysis required 15 iterations.

The characterization and imaging approaches are implemented for an aluminum plate with the properties presented in Table 2. The imaging approach is used for the detection of a notch (length of 2 mm and width of 0.8 mm) located on the side of a 14 mm diameter hole. As shown in Figure 3, the structure is instrumented with a 5 mm circular PZT bonded using cyanoacrylate and a PZT array machined in a bulk PZT using laser micro-machining [Sohn et Lee, 2010] to cut circular electrodes on top of it. A distance of 15 cm between the array and the circular PZT was selected in order to measure well separated wave packets for A_0 and S_0 modes in the frequency range of interest.

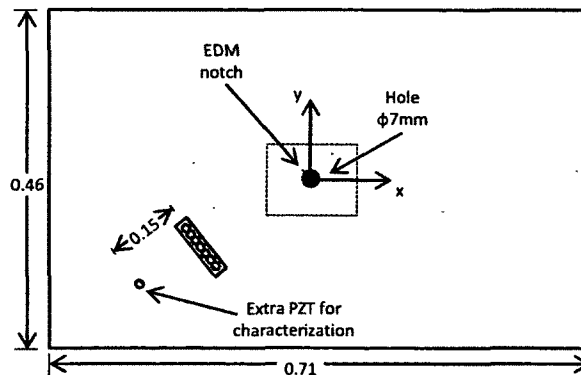


Figure 4.3 Experimental setup for characterization and plate dimensions

A signal generator (Hewlett-Packard 33120A) with a sampling frequency of 15 MHz is used to generate the burst and an acquisition board (National Instruments PCI 5105) is used to record signals with a sampling frequency of 60 MHz from the PZT elements. A ProduitSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1MHz) amplifier is used to amplify the excitation signals sent by the board to 60 Vpk. Bursts of 5.5 cycles are used to excite Lamb modes A_0 and S_0 at 600 kHz for imaging and low frequencies (50-200 kHz) at 5.5 cycles are used for characterization.

The experimental results are presented in Figure 4. For imaging, the correlation threshold value was set to 2.5. Measurements with 5.5 cycles at center frequencies between 50 kHz and 200 kHz were evaluated for characterization. The imaging was done using a 2.5 cycle burst at center frequency of 600 kHz. The mesh used for imaging is 150 by 150 points around the hole.

Tableau 4.1 Mechanical properties calculated in lab

Component	Property	Value
Plate	Thickness	1.54 mm
	Poisson ratio	0.33
	Elastic Modulus	709 GPa.
	Density	2700 kg/m ³
PZT array	Number of elements	7
	Spacing between elements	3 mm
	Thickness of the elements	0.25 mm
	Diameter of the elements	3 mm
	Piezoelectric type	PZT-5A
Extra PZT	Location of the PZT (center)	(0.158,0.63)m
	Diameter of the element	5 mm
	Thickness of the element	0.5 mm
	Piezoelectric type	PI PIC255

4.8 Experimental results

The experimental results for characterization are presented in Table 2. Single mode and multiple mode correlations are presented. The correlation between measured signals and simulated signals is conducted using A_0 , S_0 and both modes altogether. The percentage of variation in Table 2 is based on the mechanical properties obtained from the material supplier given in Table 1.

Table 2 shows that for the frequencies analyzed, the percentage of variation is more important with the S_0 mode (almost 5% at 100 kHz) then with the A_0 mode (less than 1%). The average values for these frequencies for E is 70.12 ± 0.39 GPa and for ν is 0.331 ± 0.002 . Results in Table 2 demonstrate that the mechanical properties can be obtained within 1% for most of the modes and frequencies under 200 kHz. According to the emitter size and

Tableau 4.2 Mechanical properties calculated by FEM

Freq.	kHz	E					ν				
		50	100	150	200	Avg.	50	100	150	200	Avg.
A_0	Value	70.43	70.40	69.62	70.03	70.12	0.332	.332	.329	.331	0.331
	% var	0.61	0.57	0.54	0.04	0.378	0.61	0.61	0.30	0.42	0.0015
S_0	Value	–	73.58	70.45	71.38	71.80	–	0.359	0.332	0.337	0.342
	% var	–	5.11	0.65	1.97	1.607	–	8.76	0.71	2.05	0.0143
A_0, S_0	Value	70.44	70.41	69.62	70.01	70.12	0.332	0.332	0.329	0.330	0.331
	% var	0.62	0.58	0.54	0.01	0.39	0.66	0.74	0.28	0.00	0.002

material properties of the structure, at 50 kHz and 100 kHz, the energy of the generated S_0 mode is small, thus introducing large variations in material properties at 100 kHz. Boundary reflections of the S_0 mode are also present in the A_0 signal at lower frequencies, thus compromising the correlation calculation. Figure 4 presents the comparison between the measured signals and simulated signals after the convergence of the characterization algorithm.

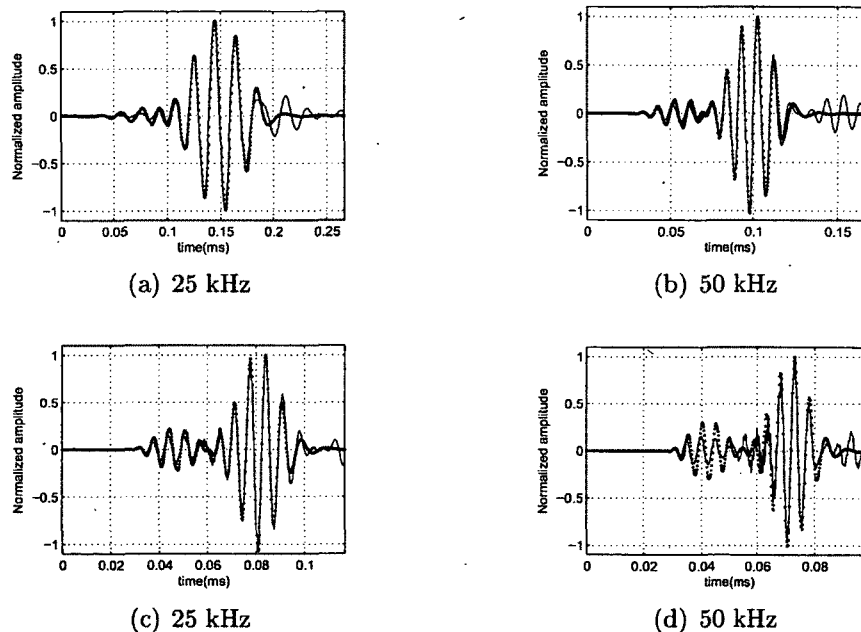


Figure 4.4 Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)

The properties used in Figure 4 for the simulated signals use optimization with both modes. For the four frequencies presented, the measured and simulated signals agree relatively well for both modes.

Imaging

Scattered imaging results are presented, obtained by subtracting the healthy from the damaged (notched) time signals. The imaging results are presented in Figure 5 using supplier properties and average estimated properties as calculated previously. A correlation threshold of 2.5 was used in the figures.

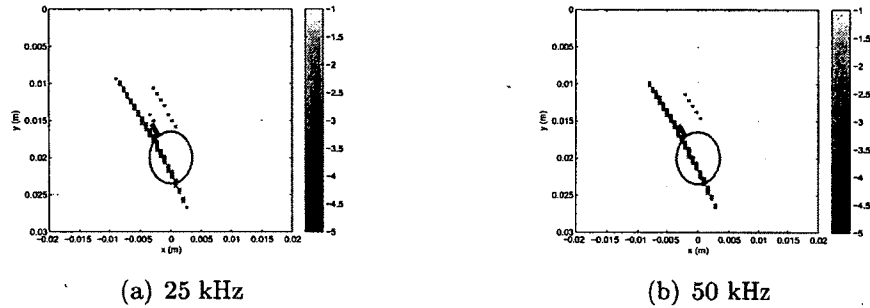


Figure 4.5 Comparison

The imaging result obtained using the supplier properties in Figure 5 a) shows accurate damage localization results. However, secondary echoes behind it are present. Using the properties obtained by the characterization algorithm, the localization of the damage is slightly better and also the secondary echoes behind the main one has almost disappeared. The maximum amplitude of the correlation with the supplier properties is 4.94 and the correlation with the calculated properties, 4.99, an increase of almost 1%. Figure 6 presents the sensitivity of the imaging results with respect to a slight change in material properties of $\pm 5\%$ for elastic modulus and $\pm 10\%$ for Poisson ratio on imaging.

The increase of E by 5% tends to reduce the amplitude of the correlation to 4.30, or 13%, and is also responsible for a misplacement of the damage. The decrease on E by 5% has the opposite effect and decreases the amplitude to 2.69, or 46%. In the case of variation of ν , the width of the damage is changed and the localization of the damage is slightly moved. For an increase of 10%, the location is moved closer to the array, the amplitude is reduced to 3.78, or 24%, and for a decrease of 10% on ν , the amplitude is reduced to 4.80, or 3%. The variation on amplitude and misplacement of the damage can be explained by a change in (ξ^s, ξ^a) . The variation in the case of the elastic modulus can be explained by the fact that the dispersion curves are shifted upwards or downwards following such a variation. These results tend to indicate that the localization part of the imaging algorithm is very sensitive to the material properties of the structures such as ρ , E and ν .

Figure 7 presents a study of the robustness of the algorithm when erroneous geometrical features ($\pm 1\%$ on actuator/sensor distance and $\pm 2\%$ on plate thickness) are initially provided to the algorithm. The frequency used for the characterization was 200 kHz.

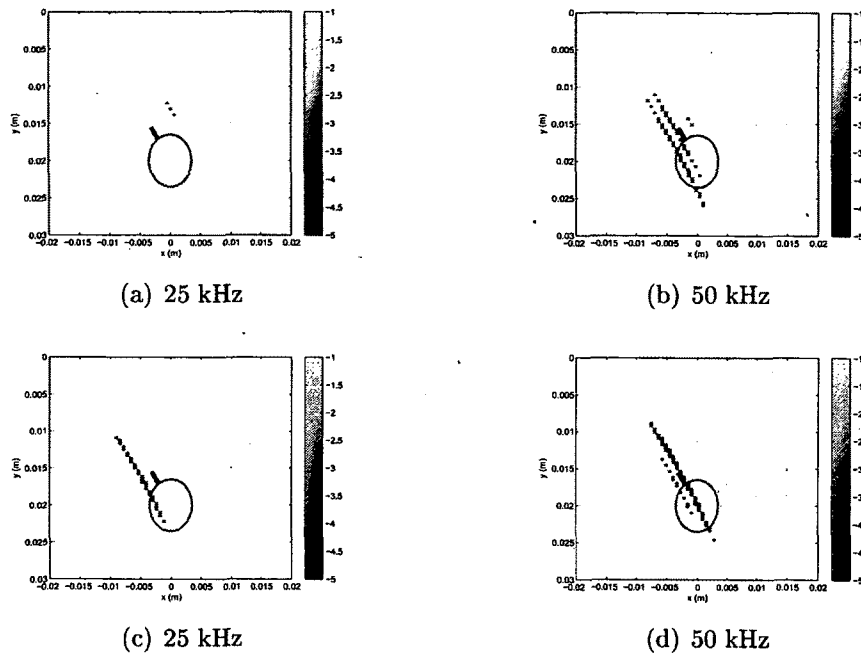


Figure 4.6 Comparison

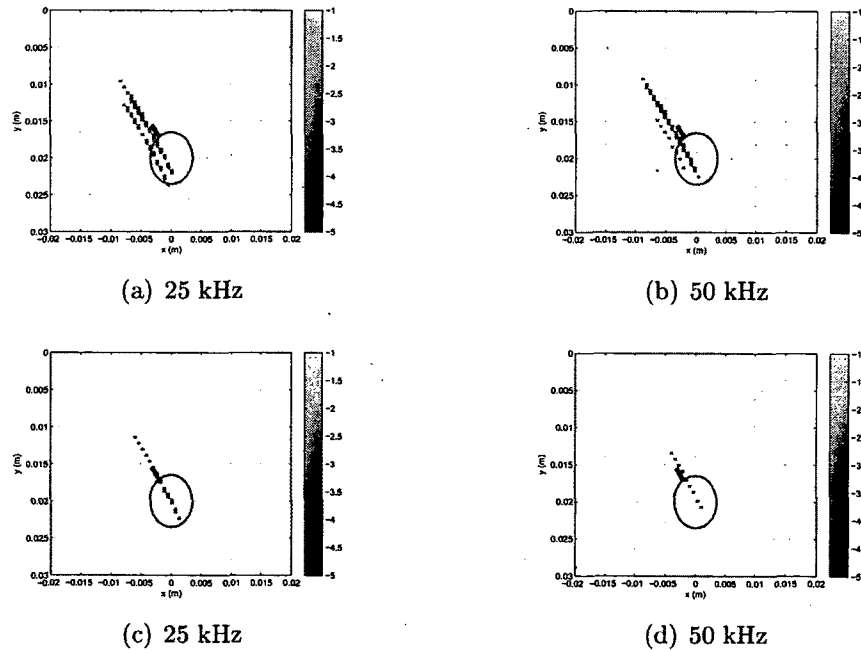


Figure 4.7 Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)

The variation in geometrical features induces a change as large as 9% on the estimation of v and 4.3% on the estimation of E . With respect to the correlation values calculated using the

supplier properties, the maximum correlation values obtained with erroneous properties are decreased by 12% for Figure 7 a), 8% for Figure 7 b), 32% for Figure 7 c) and 43% for Figure 7 d). For all the cases, it can be seen that the localization of the damage is affected by the erroneous characterization and also the amplitude of the correlation is significantly decreased. Furthermore, it was demonstrated that the algorithm is more sensitive to a variation in distance than to a variation in thickness. This demonstrates that the exact geometrical features have to be provided to the model or erroneous material properties will be estimated.

4.9 Conclusion

This paper presents the implementation of the Excitelet algorithm for material characterization prior to damage imaging. High frequency burst are injected in a structure using a PZT actuator and the measurements were conducted using a compact linear array of 7 PZTs. For known geometrical features, E and ν were evaluated using an optimization algorithm. The mechanical characterization was validated experimentally using a 1.54 mm thick aluminum plate with a notch in the periphery of a hole. The excitation was made using 5.5 cycle bursts from 50 kHz to 200 kHz for characterization and 2.5 cycles at 600 kHz for imaging. Results were presented using multiple mode correlation. The characterization approach gave results within 1% of the supplier properties, thus allowing potential application of this algorithm for characterization where material properties are unknown. The effect of material properties (E, ν) and geometrical features (thickness, actuator/sensor distance) on imaging results is also assessed. Slight variations on material properties have a non negligible impact on damage detection and localization and it is demonstrated that variation on geometrical features of 2% for thickness and 1% for the distance between actuator and receiver can compromise the robustness of material characterization. Ongoing work aims at implementing this approach to anisotropic structures to assess imaging on composites. The next possible steps would be to integrate this algorithm for imaging on simple anisotropic structures, to automate the approach, to increase the accuracy by using an extra PZT on the antenna and to use a genetic algorithm to remove the need to guess initial values.

CHAPITRE 5

VALIDATION DE LA MÉTHODE POUR LES MÉTAUX

In situ mechanical characterization of isotropic structures using guided wave propagation

Pierre-Claude OSTIGUY

Nicolas QUAEGBEUR

Patrice MASSON

Said ELKOUN

GAUS, département de génie mécanique

Université de Sherbrooke

Papier soumis au journal SMS

Smart Materials and Structures Soumis en octobre 2011, en évaluation

5.1 Résumé du papier

Le chapitre précédent a démontré que l'algorithme d'imagerie Excitelet est très sensible à l'exactitude des propriétés mécaniques utilisées dans le modèle de propagation. Inversement, cette sensibilité a permis d'évaluer les propriétés mécaniques d'une structure en utilisant la méthode Excitelet en configuration Pitch and Catch au lieu de Pulse-écho. La

validation de concept a démontré que les propriétés mécaniques peuvent être déterminées expérimentalement avec un pourcentage d'erreur faible, de l'ordre de 1%.

Un article a été rédigé visant à approfondir l'approche de caractérisation démontrée afin d'étudier la précision, la répétabilité et la robustesse de l'approche, tant expérimentalement que par FEM. Parmi les améliorations apportées au modèle, l'effet du cidaillement dans la couche de colle a été intégré au modèle de propagation pour la validation par FEM. Les résultats ont démontré que l'approche permet d'obtenir des propriétés mécaniques à moins de 1% des propriétés mécaniques exactes de la structure, tant par FEM qu'expérimentalement.

L'étude a aussi permis de cerner quelques limitations du modèle. Pour le moment, il est impossible d'évaluer adéquatement les propriétés mécaniques de la structure à des fréquences supérieures à 200 kHz. Des études supplémentaires devront être effectuées afin de déterminer si ce problème pourrait provenir du fait que l'inertie de la céramique PZT n'est pas prise en compte ainsi que du fait que l'adhésif n'a d'effet que sur la dimension apparente du PZT.

Ce papier, en démontrant une nouvelle approche de caractérisation embarquée, contribue à l'amélioration de la performance des algorithmes d'imagerie mais également à proposer une approche précise et non destructive de caractérisation mécanique embarquée, nouvelle dans la littérature.

5.2 Abstract

Guided waves are widely used in structural health monitoring (SHM). Their behaviour is highly sensitive to the mechanical properties of a structure. The performance of damage detection strategies based on guided waves therefore relies on the accurate knowledge of the mechanical properties. This paper presents an integrated characterization technique that identifies the mechanical properties of isotropic structures, namely the elastic modulus and Poisson's ratio. The approach is based on a modified version of an imaging algorithm (Excitelet), where mechanical properties, instead of geometrical scattering features, are set as the variables to be identified. The methodology, accuracy, repeatability, and robustness are assessed, first via a finite element model (FEM) and then experimentally for an aluminum plate with attached piezoceramic (PZT) transducers. The plate is instrumented with 2 PZTs located 15 cm from each other in a pitch-catch configuration, distant enough to ensure proper mode discrimination. The algorithm accuracy and robustness with respect to slight variations in the geometrical inputs (PZT to PZT distance and thickness of the plate) are validated within $\pm 1\%$ and $\pm 2\%$ respectively with the FEM.

Experimental results are validated within $\pm 1\%$ of supplier properties, demonstrating this approaches ability to allow accurate characterization of a structure in-situ without the need of complex and expensive devices or ASTM testing.

5.3 Introduction

Knowledge of material properties is critical when selecting a material for specific applications. Traditional methods for mechanical characterization use standardized testing which are well proven methods defined by the American Standard for Testing and Materials (ASTM) society [ASTM, 1991, 1997, 2004a]. These approaches have proven to be reliable when associated to statistical analysis methods within a few percent of the exact mechanical properties. Most of the ASTM tests are destructive and require numerous test samples for accurate results. Alternative methods for characterization other than ASTM testing are presented in the literature [Pintelon *et al.*, 2003]. These approaches include modal analysis, C-scan and laser-pulsed approaches. Modal analysis of a beam (Oberst beam) can be used to estimate mechanical properties [ASTM, 2004] by comparing the resonant frequencies of a beam with an analytical model corresponding to the beam. However, this approach is very sensitive to boundary conditions and can introduce large variations in the estimated values. C-scan characterization approaches are also widespread. Through-transmission is widely used to evaluate the mechanical properties of a structure by calculating the time of flight (ToF) of the wave propagated through the material. Although accurate, this approach requires relatively thick samples as well as an access to both surfaces of the structure [Kim *et al.*, 2007a], thus inappropriate for in-situ mechanical characterization. Laser-pulsed approaches aim to evaluate the ToF of a wave generated and measured by a laser source.

The guided waves are very sensitive to the mechanical and geometrical properties of a structure. In Structural Health Monitoring (SHM), most ToF-based imaging algorithms rely on the group or phase velocities [Quaegebeur *et al.*, 2011]. The knowledge of exact properties is necessary and the accuracy and reliability of these approaches can be compromised by erroneous knowledge of the mechanical properties. It was demonstrated that ToF approaches are very sensitive to the mechanical properties [Ostiguy *et al.*, 2011].

In this paper, a technique based on guided wave propagation using piezoceramics (PZT) as emitters and receivers is used for material characterization of isotropic structures. The approach proposed in this paper is based on the fact that guided waves generated and measured using PZTs bonded to the structure are very sensitive to the mechanical properties of a material. Subsequently, the sensitivity is exploited to accurately characterize

the mechanical properties of an isotropic structure. The main advantage of this approach over the other presented methods is to allow in-situ characterization prior to the imaging of a structure. Validation is demonstrated by accuracy, repeatability, and robustness of the characterization algorithm. Section 2 presents the formulation of the guided wave theory for material characterization. Section 3 presents the Finite Element Model (FEM) validation and Section 4 presents the experimental validation.

5.4 Theory

5.4.1 Formulation

In isotropic material, guided waves propagating within a plate are scattered as a function of the propagation distance, leading to a change in the shape of the generated burst. The propagation model herein presented uses a burst excitation signal $e(t)$ generated by a transmitting PZT and a measured signal $u(t)$ from a second receiving PZT. Assuming isotropic propagation of a given mode m , the voltage measured at the receiver PZT is described by the function $V^m(\omega)$, relating the voltage excitation signal at the emitter to a voltage measured at the receiver [Sohn et Lee, 2010] :

$$V^m(\omega) = \frac{A^m(\omega) J_1(\xi^m(\omega)a)}{\int_{rs-c}^{rs+c} \xi^m(\omega) r H_0^{(2)}(\xi^m(\omega)r) 2a \tan\left(\sqrt{\frac{4r^2r_s^2}{(r^2+r_s^2-c^2)^2} - 1}\right) dr} \quad (5.1)$$

where $\xi^m(\omega)$ is the wavenumber of the propagating mode m , a the radius of the actuator, c the radius of the receiver and r_s the center-to-center distance between the actuator and the sensor, J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second type and $A^m(\omega)$ is the geometrical amplitude adjustment factors of the propagating mode [Sohn et Lee, 2010]. The theoretical voltage measured in the time domain at receiver after propagation from the emitter is expressed by :

$$S^m(t) = IFFT[E(\omega)V^m(\omega)] \quad (5.2)$$

where $E(\omega)$ is the Fourier transform of $e(t)$. For this study, only the A_0 and S_0 modes are generated.

While this approach takes into account the diameter of the PZT in the calculation of the propagation function, further optimization of the propagation model can be achieved by incorporating the shear lag parameter. The shear lag parameter [Crawley et Luis, 1987] evaluates the effective PZT diameter a_{eff} . Knowing the mechanical properties and geometry of the adhesive used, a_{eff} is calculated by :

$$a_{eff} = \left(1 - \frac{1}{\Gamma a} \tanh(\Gamma a)\right) a \quad (5.3)$$

where a is the radius of the PZT transducer and Γ the shear lag parameter which depends on the excited Lamb wave mode defined by [Di Scalea et Salamone, 2008; Raghavan et Cesnik, 2005] :

$$\Gamma^2 = \frac{G_{ad}}{h_a d} \left(\frac{1}{E_a h_a} + \frac{\kappa}{E h} \right) \quad (5.4)$$

where G_{ad} is the adhesive shear modulus, E_a and E are Young's modulus of the PZT transducer and the structure, h_a , h_{ad} and h are the thicknesses of the PZT transducer, the adhesive and the structure respectively and κ is an adjustment coefficient that is 1 or 3 for S_0 or A_0 modes respectively. The optimized model including shear lag has some limitations however : the experimental knowledge of the mechanical and geometrical properties of the adhesives must be known in advance as their evaluation in laboratory is difficult and the model does not include the effect of inertia of the PZT. These omissions can affect the shape of the waveform and the propagated waves at higher frequencies. Few other papers were published on the adhesive layer [Ha et Chang, 2010] and no other models were found that give analytical formulations that accurately simulate the dispersed signals at high frequencies.

5.4.2 Implementation

The guided wave propagation approach was implemented into a material characterization strategy to evaluate mechanical properties. The characterization approach uses two PZTs, one as an emitter and the other one as a receiver with a fixed distance between them. The approach is based on reducing the error between the measured and simulated signals from the propagation model or, equivalently, to find the mechanical properties such that the correlation between both signals is the largest. The characterization process is presented in Figure 5.1.

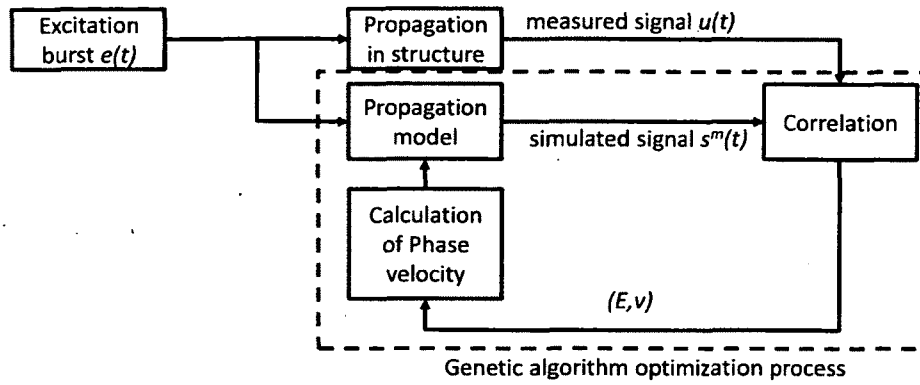


Figure 5.1 Characterization methodology

A windowed burst $e(t)$ is injected at the transmitter and $u(t)$ is measured at the receiver. With the knowledge of the geometric properties of the structure and the PZT size and location, the propagation model with the mechanical properties (E, ρ, ν) is used to simulate the response at the receiver. Iterations are performed by an optimization algorithm with the objective of converging towards the parameters giving the best correlation between the simulated signal and the measured signal. When the change in the correlation obtained by varying the mechanical properties is below the value of the stopping criterion, the algorithm ends and provides the obtained mechanical properties. For the calculation of dispersion curves at each iteration [Giurgiutiu, 2008a], the three (elastic modulus E , density ρ , Poisson's ratio ν) are dependent upon two equations. ρ was fixed and calculated from [ASTM, 1991]. This parameter was fixed among the 3 parameters since it is simple to evaluate in the laboratory. The calculation of the wavenumber ξ^m in Eq. 1 requires the knowledge of the dispersion curves ($\xi^m = \omega/c_p^m$). These parameters are related [Giurgiutiu, 2008a] to the dispersion curves by the calculation of the longitudinal c_l , and shear c_s , velocities using :

$$c_s = \sqrt{\frac{E}{\rho(2(1+\nu))}}, c_l = \sqrt{\frac{1}{1-\nu^2} \frac{E}{\rho}} \quad (5.5)$$

At each iteration, the correlation coefficient c^m between the theoretical signal $S^m(t)$ and measured signal $u(t)$ for mechanical characterization is calculated using :

$$c^m = \frac{\int_0^T u(t)S^m(t)dt}{\sqrt{\int_0^T u(t)^2dt \int_0^T S^m(t)^2dt}} \quad (5.6)$$

where T is the time window over which the correlation is performed. The time window parameter avoids reflections of the burst on the edges of the structure in the correlation, thus improving the accuracy of the characterization approach. The evaluation of the mechanical properties was performed using the A_0 , S_0 , or both modes simultaneously to determine which modes are more appropriate to select. In order to allow for mode discrimination and accurate characterization on both modes, a proper distance between the emitter and receiver had to be selected. To optimally evaluate the mechanical properties of a material when the initial properties were unknown, a genetic algorithm (GA) was used. This approach is more likely to evaluate the global minimum of the function and is independent of the initial parameter [Dantzig et Thapa, 2003]. This type of algorithm is one of the most popular techniques spawning from Evolutionary Computation (EC) [Chou et Ghaboussi, 2001; Flynn et Todd, 2010; Roy et Ganguli, 2006] and has been successfully used for SHM. The characterization algorithm was coded in MATLAB 2010 using the genetic algorithm toolbox. The algorithm iterates for a maximum of 300 iterations or until the cumulative change in the fitness function value is less than $1e-4$. As the propagation model (Eq. 1) does not take into account the adhesive, it was decided to limit the frequency used in the simulations to 200 kHz. Parallel processing on a Vostro 3700 with an 1.7 GHz i7 processor required 1.5 hours for convergence.

5.5 FEM analysis

The proposed mechanical characterization method is first evaluated and validated with an FEM by using the characterization methodology to recover the mechanical properties used in the FEM. In this section, particular attention was paid to evaluate the accuracy, repeatability, and robustness of the characterization approach. Subsequently, the methodology is implemented on an experimental structure and presented in these results. The 3D FEM was built using COMSOL and a transfer function in the frequency domain was calculated between the emitter PZT and the receiver PZT for a frequency range between 1 kHz and 250 kHz with steps of 1kHz. Perfectly matched layers (PML) were used to reduce the size of the model and to avoid boundary reflections. Numerical simulations were performed on a dual six core Intel XEON 5650 2.67 GHz with 96 gigabytes of RAM. Computational time for one analysis was roughly 36 hours. The model is presented in Figure 5.2. Table 6.4 presents the mechanical and geometrical properties of the FEM model.

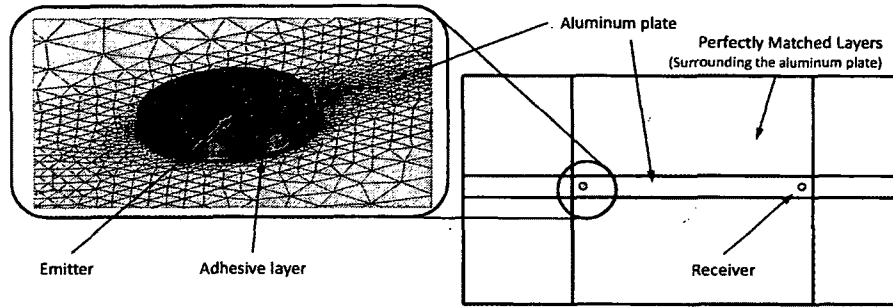


Figure 5.2 FEM model of a 1mm thick aluminum plate

Tableau 5.1 Properties used in the FEM model

Component	Property	Value
Plate	Poisson's ratio	0.33
	Elastic Modulus	70 GPa
	Density	2700 kg/m ³
	Size	0.7 x 0.46 m
PZT sensor	Piezoelectric type	BM-500 (Sensor Technology Ltd.)
	Thickness	0.25 mm
	Diameter	3 mm
PZT actuator	Piezoelectric type	PIC-255 (Physik Instrumente)
	Elastic Modulus(approx.)	60 GPa
	Thickness	0.5 mm
	Diameter	5 mm
Adhesive layer	Adhesive type	Cyanoacrylate
	Elastic Modulus	1.2 GPa
	Poisson's ratio	0.21
	Layer thickness	40 μ m
	Density	1200 kg/m ³
FEM parameters	Time to solve (approx)	36h
	Maximum element size	0.5 mm
	Number of degrees of freedom	739 690
	Frequency range	1 :1 :250 kHz

5.5.1 Results based on FEM

Time signals were simulated at various frequencies from the frequency domain transfer function obtained with the FEM. These time signals were then compared with the propagation model (Eq. 6.2) to evaluate the mechanical properties. The mechanical properties were evaluated with a single signal using A_0 , S_0 , and both modes together. The boundaries of the explored domain were $\pm 20\%$ for the Poisson's ratio and $\pm 10\%$ for the elastic modulus. The percentage variations in Table 5.2 are referenced to the mechanical properties used in the FEM. Figure 5.3 presents the comparison between the FEM and the simulated signal at frequencies between 25 kHz and 150 kHz with properties obtained after the characterization process converges.

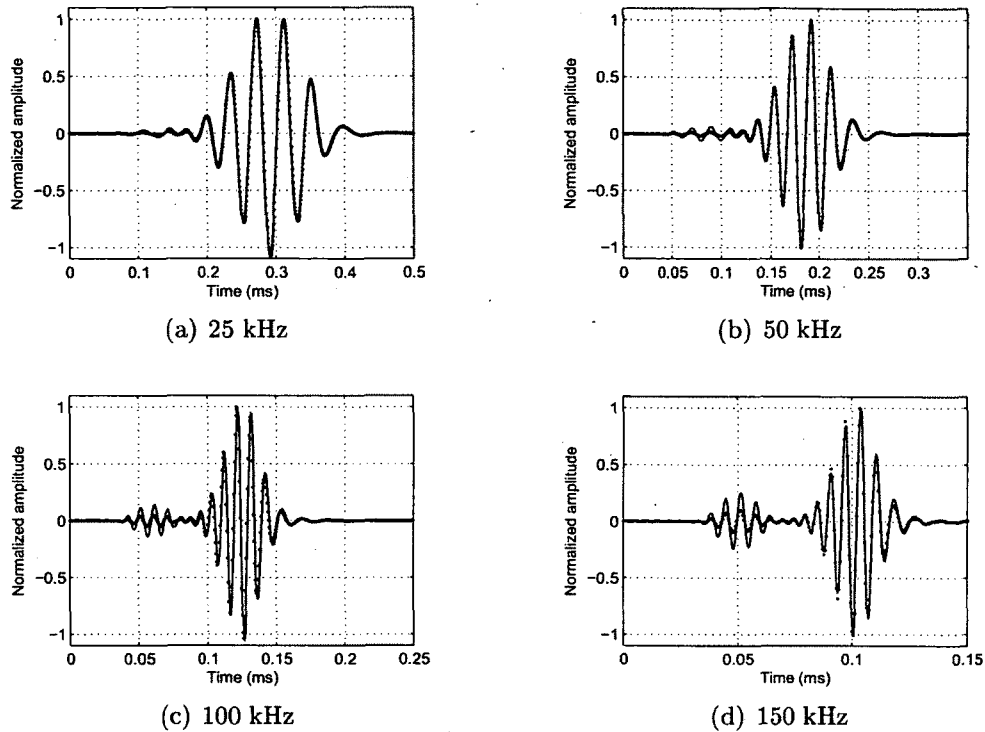


Figure 5.3 Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted).

The amplitudes of the simulated (dotted) and measured (solid) signals were normalised in order to simplify the comparison. An excellent agreement between both signals is demonstrated by visually comparing the shapes of the generated bursts. The peak amplitude of the S_0 mode compared to the A_0 mode is however lower than the simulated signal. At 100 kHz, the correlation on both modes gives mechanical properties of 70.8 GPa and a Poisson's ratio of 0.34, which represent an error of 1% and 3% respectively from the properties used in the FEM. The results obtained by correlating on modes separately show an important variation with respect to the mechanical properties of the FEM. These variations can be explained by slight changes of only a few m/s in FEM simulation, which can represent variations of a few percent on the mechanical properties and also the effect of the adhesive that is not fully considered in the propagation model because modelling in this domain is incomplete. However, for these frequencies, the simulated signals are in a good agreement with the FEM results. Table 5.2 presents the mechanical properties obtained for each method tested and the average values obtained.

Tableau 5.2 Mechanical properties calculated (supplier $E=70$ GPa Poisson's ratio = 0.33)

Freq. kHz		E					ν				
		25	50	100	150	Avg.	25	50	100	150	Avg.
A_0	Value	70.07	70.29	71.62	71.29	70.70	.323	0.331	0.325	0.339	0.332
	% var	0.11	0.42	2.42	1.857	1.00	2.34	0.03	1.49	3.00	0.61
S_0	Value	--	74.09	71.77	70.61	72.35	--	0.346	0.340	0.358	0.345
	% var	--	5.85	2.53	0.87	3.35	--	4.93	3.13	8.48	4.47
A_0, S_0	Value	69.67	70.04	70.80	71.93	70.50	.331	.336	.340	.323	0.331
	% var	0.47	0.60	1.15	2.75	0.72	0.15	0.05	3.30	2.12	0.24

At 50 kHz, the percentage of variation is higher with the S_0 mode at almost 5% since the mode is almost not generated while with the A_0 mode at less than 3%. The average values for E is 70.50 GPa and for ν is 0.331. These results show that the average mechanical properties can be obtained within 1% for the A_0 mode and with both modes together at frequencies below 150kHz.

5.5.2 Sensitivity of the approach

In order to assess the sensitivity of the characterization approach, a first study of the correlation levels as calculated with Eq. 5.6 obtained by varying the input parameters, E and ν , was done to investigate the distribution on the correlation coefficients. Two examples are presented in Figure 5.4, at 50 kHz and 150 kHz.

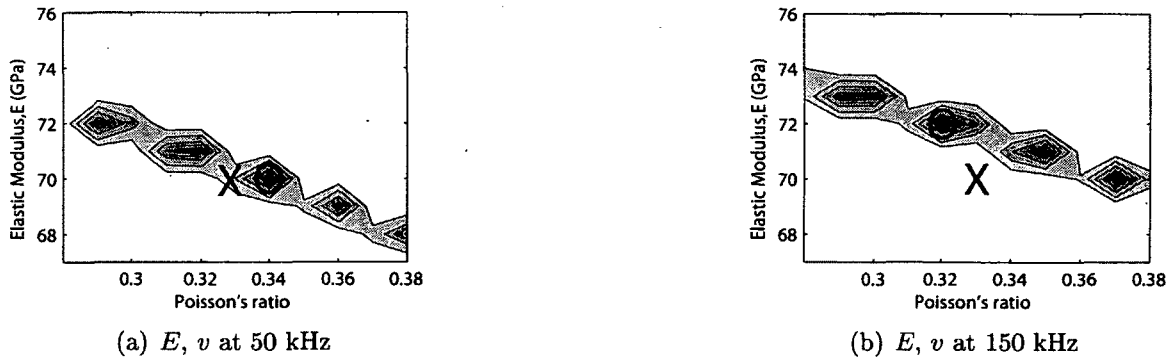


Figure 5.4 Distribution of the correlation level at 50 kHz and 150 kHz, exact values $E=70$ GPa, $\nu=0.33$. X=FEM properties O=maximum correlation obtained

The optimal correlation (circles) at 150 kHz gave material properties around 72 GPa (3%) for the elastic modulus and 0.32 (3%) for the Poisson's ratio. This variation can be caused by the use of both A_0 and S_0 modes in the correlation, as demonstrated in [Ostiguy *et al.*, 2011] due to the S_0 mode tending to give slightly shifted properties at this frequency. A

second analysis is performed at 50 kHz with the A_0 and S_0 modes and the maximum shifts to 70 GPa (0%) and 0.34 (3%). These figures show that several local maxima are present in the correlation. This justifies the use of a genetic algorithm because the local and global maxima (sometimes less than 0.1% of difference). This can be explained by the Poisson's ratio having a very weak effect on dispersion curves in such low frequencies, which results in a variation in the curves representing less than 1% on the phase velocity.

Because of this sensitivity, the next step of this study is to assess the robustness of the algorithm by evaluating the impact of slight variations in the input geometrical parameters of the algorithm on the output mechanical properties. These parameters are the center to center distance between the PZT and the thickness of the structure. Whereas these measures are taken with a vernier caliper, the error can be of 0.5% to 1 % for r_s and $\pm 2\%$ for the thickness. Values are taken randomly in a cloud of 300 points around the exact geometrical properties of the FEM and the optimization process was performed using the Simplex algorithm in order to reduce computational time since a limited domain of mechanical properties was explored. Figure 5.5 presents the robustness of the characterization algorithm to slight variations in the input geometrical parameters.

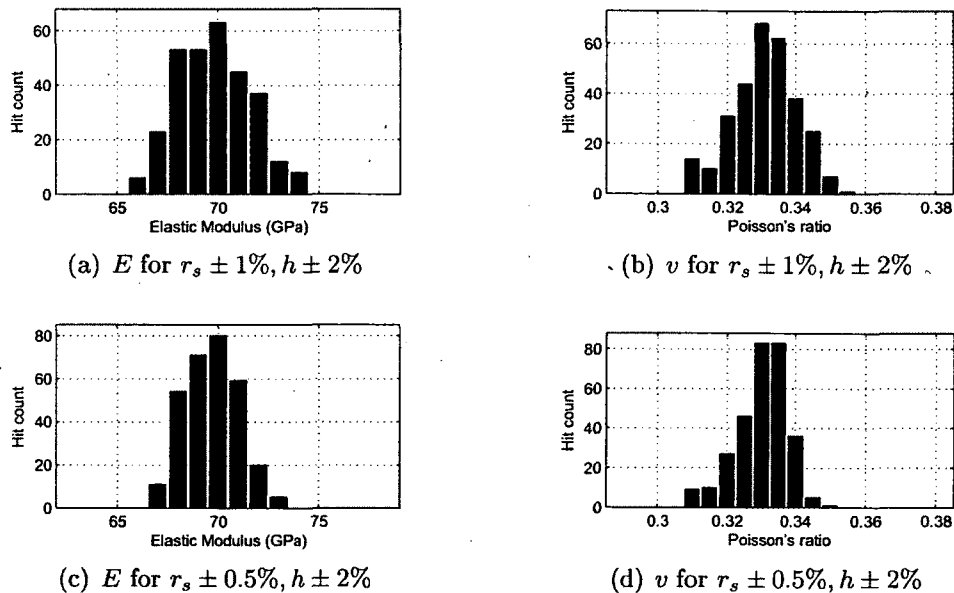


Figure 5.5 Dispersion of the mechanical properties for small and large variations on the geometrical properties

The Poisson's ratio of Figures 5.5(b) and 5.5(d) and the elastic modulus are well distributed around the mechanical properties used in the FEM. For Figure 5.5(a) and Figure 5.5(c), the elastic modulus are 69.7 ± 1.34 GPa and 69.8 ± 1.8 GPa respectively. For Figure 5.5(b)

and Figure 5.5(d), the Poisson's ratio is of 0.328 ± 0.007 and 0.328 ± 0.01 respectively. Further study of the normal probability density is achieved in Figure 6.6 to assess the confidence of the analysis.

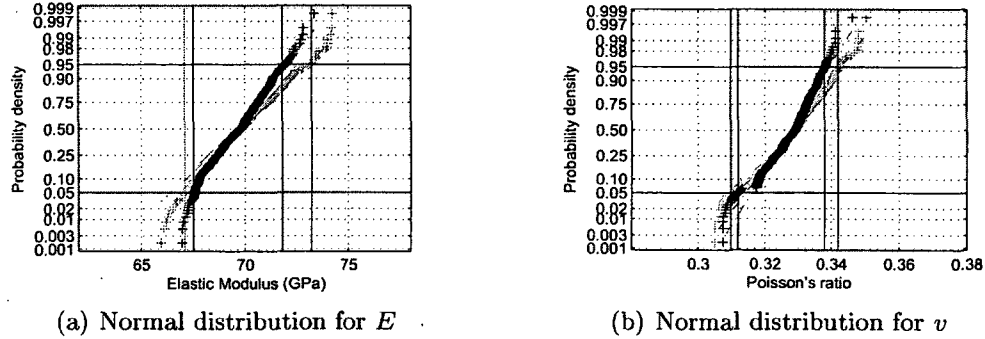


Figure 5.6 Normal probability distribution for the elastic modulus and the Poisson's ratio

The black lines are associated with the variations in the geometrical properties of $r_s \pm 0.5\%$; $h \pm 2\%$ and the grey lines the variations in the geometrical properties of $r_s \pm 1\%$, $h \pm 2\%$. In Figure 5.6(a), the average modulus is well estimated at around 70 GPa and the probability density to get 90% of the values represents an uncertainty of approximately 2.5 GPa (red) and 3 GPa (blue). For the Poisson's ratio, Figure 5.6(b), 90% of confidence represents a variation of ± 0.01 and ± 0.015 respectively.

The FEM analysis demonstrates that the propagation model is accurate and that it is possible to obtain Poisson's ratio and elastic modulus within 1% of the exact properties. The approach is validated at frequencies below 150 kHz, thus below the resonant frequency of the PZTs. The model does not consider the inertia of the PZT as the FEM simulation is an approximation of the structural behaviour. Slight changes in the dispersion curves of the model and a certain gap in understanding the contribution of the adhesive to a wave propagation causes a significant error in the characterization results over 150 kHz. The mechanical characterization based on only one mode is validated for the A_0 mode ($\pm 1\%$ error) but not for the S_0 mode (4% error). The sensitivity study show that the algorithm is less sensitive to the Poisson's ratio. Finally, a study of the robustness of the algorithm to characterize despite erroneous input parameters is investigated. It is shown that the elastic modulus can be measured with a confidence of $\pm 2\%$ and the Poisson's ratio of $\pm 2\%$ if the geometrical properties are reliable at less than $\pm 1\%$ of the exact values.

5.6 Experimental analysis

5.6.1 Setup

The characterization approach was implemented for a 1.54 mm thick aluminum plate with properties presented in Table 1. The structure was instrumented with a 5 mm circular PZT bonded using cyanoacrylate and a PZT array machined in a bulk PZT using laser micro-machining [Desbiens et Masson, 2007] to be used for imaging. A distance r_s of 15 cm between the array and the circular PZT was selected in order to measure well separated wave packets for A_0 and S_0 modes in the frequency range of interest. A signal generator (Hewlett-Packard 33120A) with a sampling frequency of 15 MHz was used to generate the burst and an acquisition board (National Instruments PCI 5105) is used to record signals with a sampling frequency of 60 MHz from the PZT elements. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplified the excitation signals sent by the board to 60 Vpk. Bursts of 5.5 cycles excited Lamb modes at four frequencies, between 50 kHz and 200 kHz.

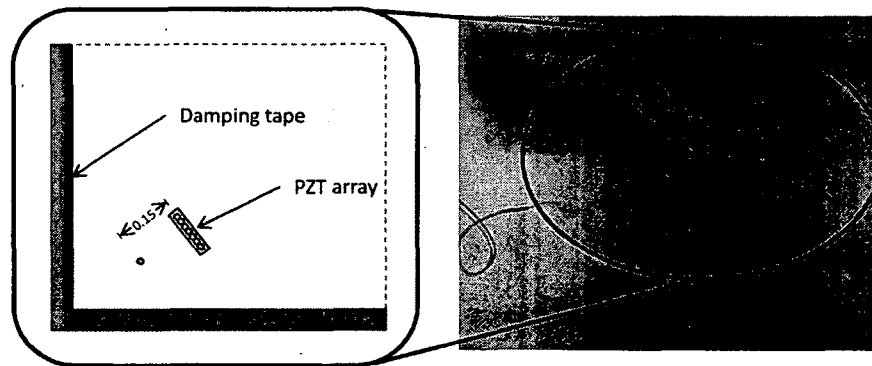


Figure 5.7 Experimental setup for characterization and plate dimensions

5.6.2 Experimental assessment

The measures taken experimentally are exploited with the characterization methodology presented in Figure 5.1 to evaluate the mechanical properties of the structure. The experimental results for characterization are presented in Table 5.3. Single mode and multiple mode correlations are presented. The correlation between measured signals and simulated signals is conducted using A_0 , S_0 and both modes together. The percentage variation in Table 5.3 is based on the mechanical properties obtained from the material supplier and are listed in Table 1.

Tableau 5.3 Mechanical properties calculated

Freq.	kHz	E					v				
		50	100	150	200	Avg.	50	100	150	200	Avg.
A_0	Value	70.43	70.40	69.62	70.03	70.12	0.332	.332	.329	.331	0.331
	% var	0.61	0.57	0.54	0.04	0.378	0.61	0.61	0.30	0.42	0.0015
S_0	Value	–	73.58	70.45	71.38	71.80	–	0.359	0.332	0.337	0.342
	% var	–	5.11	0.65	1.97	1.607	–	8.76	0.71	2.05	0.0143
A_0, S_0	Value	70.44	70.41	69.62	70.01	70.12	0.332	0.332	0.329	0.330	0.331
	% var	0.62	0.58	0.54	0.01	0.39	0.66	0.74	0.28	0.00	0.002

Table 5.3 shows that for the analyzed frequencies, the percentage variation is more significant with the S_0 mode (almost 5% at 100 kHz) than with the A_0 mode (less than 1%). Average values in the frequency span for E and v are 70.12 ± 0.39 GPa 0.331 ± 0.002 respectively. Results in Table 5.3 demonstrate that the mechanical properties can be obtained below 1 % for most of the modes and frequencies under 200 kHz. According to the emitter size and material properties of the structure, at 50 kHz and 100 kHz, the energy of the generated S_0 mode is small, thus introducing large variations in material properties. Boundary reflections of the S_0 mode are also present in the A_0 signal at lower frequencies thus compromising the correlation calculation. Figure 5.8 presents the comparison between the measured signals and simulated signals after the convergence of the characterization algorithm using both modes.

For the presented frequencies, the measured and simulated signals agree well for both modes. The experimental analysis shows that mechanical properties can be obtained for an isotropic structure accurately below 1 % of the supplier specifications. Good results were obtained for the correlation with the A_0 mode and two modes. However, the analysis with only the S_0 mode shows once again that the exact properties cannot be estimated with this method, which in accordance with the results obtained by FEM.

5.7 Conclusion

This paper presents the implementation of an algorithm for material characterization of an isotropic plate-like structure using guided waves. Bursts below 200 kHz are injected and measured in a structure using PZT transducers. For known geometrical features, E and v were evaluated using an optimization algorithm. The mechanical characterization was validated experimentally using a 1.54mm thick aluminum plate. Results were presented using multiple mode correlation. The characterization approach gave results within 1% from the supplier specifications using the experimental measurements, thus demonstrating potential application of this algorithm for characterization where mechanical properties

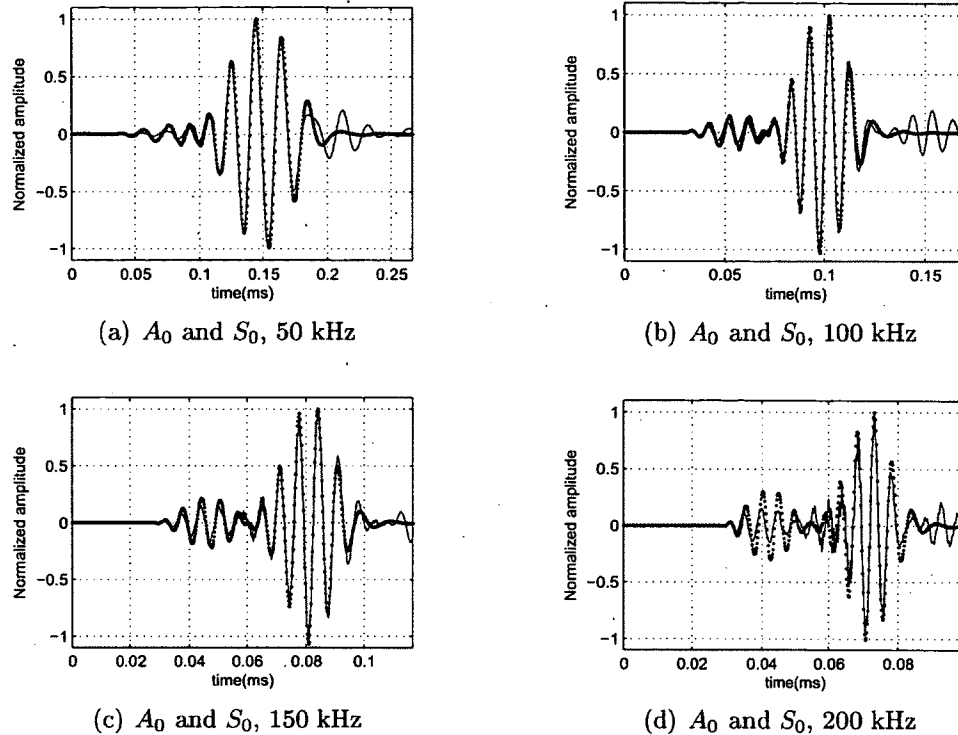


Figure 5.8 Experimental measurement (solid) and propagation model (dot)

are unknown. The effect of geometrical features (thickness, actuator/sensor distance) on characterization results is also assessed. Ongoing work aims at implementing this approach for anisotropic characterization of composite laminates to assess imaging on composites and optimizing the approach to evaluate frequencies above 500kHz. To do so, additional work will be considered to integrate the inertial behaviour of the PZT, understand why the S_0 mode gives higher mechanical properties as well as optimize the type of adhesive to obtain an optimal coupling at the analysed frequencies.

5.8 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge Pr. Philippe Micheau for his support with the FEM analysis under COMSOL.

CHAPITRE 6

VALIDATION DE LA MÉTHODE POUR LES COMPOSITES

Assessment of the Excitelet algorithm for in situ mechanical characterization of orthotropic structures

Pierre-Claude OSTIGUY
Nicolas QUAEGEBEUR
Patrice MASSON
Said ELKOUN
GAUS, département de génie mécanique
Université de Sherbrooke

Papier accepté pour présentation et sera inclus dans les comptes-rendus de la conférence SPIE Smart Structures/NDE 2012
San Diego, CA
12-15 Mars 2012

6.1 Résumé du papier

Le chapitre précédent a démontré que l'approche de caractérisation proposée est en mesure d'évaluer adéquatement les propriétés mécaniques d'une structure isotrope, permet-

tant d'obtenir des propriétés mécaniques en deçà du pourcent d'erreur pour le module d'élasticité et le coefficient de Poisson.

Le papier suivant se concentre sur l'évaluation du potentiel de l'approche de caractérisation mécanique à évaluer les 5 propriétés mécaniques d'une structure composite. Les résultats obtenus sont en accord avec les propriétés mécaniques obtenues par méthodes ASTM. La validation de la méthode de caractérisation a été faite numériquement et expérimentalement.

Cette étude conclue sur d'autres limitations supplémentaires. Les propriétés mécaniques peuvent être obtenues pour des fréquences sous les 100 kHz. Par contre, l'atténuation des ondes doit être intégrée car comparativement aux matériaux métalliques celle-ci devient non négligeable pour les matériaux composites. Ces travaux seront été présentés à la conférence SPIE à San Diego en Californie du 12 au 15 mars 2011. Ce travail réponds au dernier objectif du projet de maîtrise, soit de valider le potentiel de l'approche de caractérisation mécanique sur des structures composites.

6.2 Abstract

Damage detection and localization accuracy of imaging algorithms on composites can be impaired by inaccurate knowledge of the mechanical properties of the structure. In order to improve this, this paper demonstrate the feasibility of using a chirplet-based correlation technique, called Excitelet, to evaluate the mechanical properties of orthotropic carbon fibre-based composite laminates. The method relies on the identification of an optimal correlation coefficient between measured and simulated signals. Finite Element Model (FEM) validation is conducted to demonstrate the capability of the approach to evaluate the mechanical properties of a composite structure. Experimental validation is conducted on a 2.28 mm thick laminate composed of unidirectional plies oriented at $[0]_{16}$. Surface bonded piezoceramic (PZT) transducers were used both for actuation and sensing of Lamb waves bursts measured at 0° and 90° with respect to upper ply fibre orientation. The characterization is performed at various frequencies below 100 kHz using A_0 or S_0 modes and comparison with the material properties measured following standard ASTM testing is presented. The results indicate that large correlation coefficients are obtained between the measurements and simulated signals for both A_0 and A_0 and S_0 modes when accurate properties are used as inputs for the model. Strategies based on multiple modes correlation are also assessed in order to improve the accuracy of the characterization approach. The results obtained using the proposed approach are in agreement with the uncertainty

associated with ASTM tests results while the proposed method is non destructive and can be performed prior to each imaging processing.

6.3 Introduction

Knowledge of material properties is instrumental in selecting a material for specific applications. For instance, composite structures are widely used in aerospace because of their excellent performance to weight ratio. Traditional methods for mechanical characterization uses standardized testing which are well proven methods defined by the American Standard for Testing and Materials (ASTM) society [on High Modulus Fibers et Composites, 1990]. These approaches have proven to be reliable, when associated with statistical analysis methods, within a few percents of the exact mechanical properties. Most of the ASTM tests are however destructive and require numerous test samples for accurate results.

Alternative methods for characterization are presented in the literature [Chimenti, 1997]. These approaches include modal analysis (Oberst beam), C-scan, and laser-pulsed methods. C-scan characterization approaches are widespread. Through-transmission is widely used to evaluate the mechanical properties of a structure by measuring the time of flight (ToF) of wave propagated through the material [Castaings et Hosten, 2001]. Although accurate, this approach requires relatively thick samples as well as an access to both surfaces of the structure, and is thus inappropriate for in-situ mechanical characterization.

The guided waves are very sensitive to the mechanical and geometrical properties of a structure. In Structural Health Monitoring (SHM), most ToF-based imaging algorithms rely on the group or phase velocities [Quaegebeur *et al.*, 2011]. The knowledge of exact properties is necessary and the accuracy and reliability of these approaches can be compromised by erroneous knowledge of the mechanical properties. It was demonstrated that ToF approaches are very sensitive to the mechanical properties [Ostiguy *et al.*, 2011].

In this paper, a technique based on guided wave propagation using piezoceramics (PZT) as emitters and receivers is used for material characterization of a composite laminate. The approach proposed in this paper is based on the fact that guided waves generated and measured using PZTs bonded to the structure are very sensitive to the mechanical and geometrical properties of a material. Subsequently, the sensitivity is exploited to accurately characterize the mechanical properties of a composite structure. The main advantage of this approach over the other methods presented above is to allow in-situ characterization prior to the imaging of a structure. Validation is demonstrated by accuracy and repeatability analysis of the characterization algorithm over various frequencies for an unidirectional composite plate. Section 2 presents the formulation of the approach using

guided waves for material characterization, Section 3 presents the Finite Element Model (FEM) validation and Section 4 presents the experimental validation.

6.4 Characterization approach

6.4.1 Formulation

In composite materials, guided waves propagating within a plate are scattered and are affected by the propagation distance, orientation and skew effect [Neau, 2003], leading to a change in the shape of the generated burst. The propagation model herein presented uses a burst excitation signal $e(t)$ generated by a PZT and a measured signal $u(t)$ from a second receiving PZT. Assuming quasi-isotropic propagation, the voltage measured at the receiver PZT is described by the propagation function $V^m(\omega)$, relating the stress excitation signal at the emitter to a voltage measured at the receiver located at a distance r apart [Sohn et Lee, 2010] :

$$v^m(\omega) = \frac{A^m(\omega) J_1(\xi^m(\omega)a)}{\int_{rs-c}^{rs+c} \xi^m(\omega) r H_0^{(2)}(\xi^m(\omega)r) 2 \operatorname{atan} \left(\sqrt{\frac{4r^2 r_s^2}{(r^2 + r_s^2 - c^2)^2} - 1} \right) dr} \quad (6.1)$$

where $\xi^m(\omega)$ is the wavenumber of the propagating mode m , a the radius of the actuator, c the radius of the receiver and r_s the center-to-center distance between the actuator and the sensor, J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second type and $A^m(\omega)$ is the geometrical amplitude adjustment factors of the propagating mode [Sohn et Lee, 2010]. The theoretical voltage measured in the time domain at receiver after propagation from the emitter is expressed by :

$$S^m(t) = IFFT [E(\omega) V^m(\omega)] \quad (6.2)$$

where $E(\omega)$ is the Fourier transform of $e(t)$. For this study, only the A_0 and S_0 modes are generated. While this approach takes into account the diameter of the PZT in the calculation of the propagation function, further optimization of the propagation model can be achieved by incorporating the shear lag parameter. The shear lag parameter provides an estimate of the effective PZT diameter a_{eff} . Knowing the mechanical properties and geometry of the adhesive used, a_{eff} is calculated by :

$$a_{a_{eff}} = \left(1 - \frac{1}{\Gamma a} \tanh(\Gamma a)\right) a \quad (6.3)$$

where Γ is the shear lag parameter which depends on the excited Lamb wave mode defined by [Sohn et Lee, 2010] :

$$\Gamma^2 = \frac{G_{ad}}{h_a d} \left(\frac{1}{E_a h_a} + \frac{\kappa}{E h} \right) \quad (6.4)$$

where G_{ad} is the adhesive shear modulus, E_a and E are Young's modulus of the PZT transducer and the structure respectively, h_a , h_{ad} and h are the thicknesses of the PZT transducer, the adhesive, and the structure respectively and κ is an adjustment coefficient which takes the value 1 or 3 for S_0 or A_0 modes respectively. The optimized model including shear lag has some limitations however : the experimental knowledge of the mechanical and geometrical properties of the adhesives must be known in advance as their evaluation in laboratory is difficult and the model does not include the effect of inertia of the PZT. These omissions can affect the shape of the waveform and the propagated waves at higher frequencies. Few other papers were published on the adhesive layer [Ha et Chang, 2010], however no other models were found that give analytical formulations that simulate more accurately the dispersed signals at high frequencies. Also, this model is only valid for axis of higher symmetry, where the group and the phase velocities point in the same direction. It should also be considered that the propagation model is assuming an isotropic-like propagation, since no propagation model taking into account the anisotropy of the material was found.

6.4.2 Implementation

The guided wave formulation approach was implemented into a material characterization strategy to evaluate mechanical properties. The characterization approach uses 3 PZTs, one as emitter and 2 as receivers with a fixed distance and orientation between them. The approach is based on minimizing the error between the measured signal and simulated signal obtained from the propagation model or, equivalently, to find the mechanical properties such that the correlation between both signals is the largest. The characterization process is presented in Figure 6.1.

A windowed burst $e(t)$ is injected by the transmitter and measured at the receivers $u(t)$. With the knowledge of the geometric properties of the structure, and the PZT size and location, the propagation models with the mechanical properties $(E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}, \nu_{23})$ is

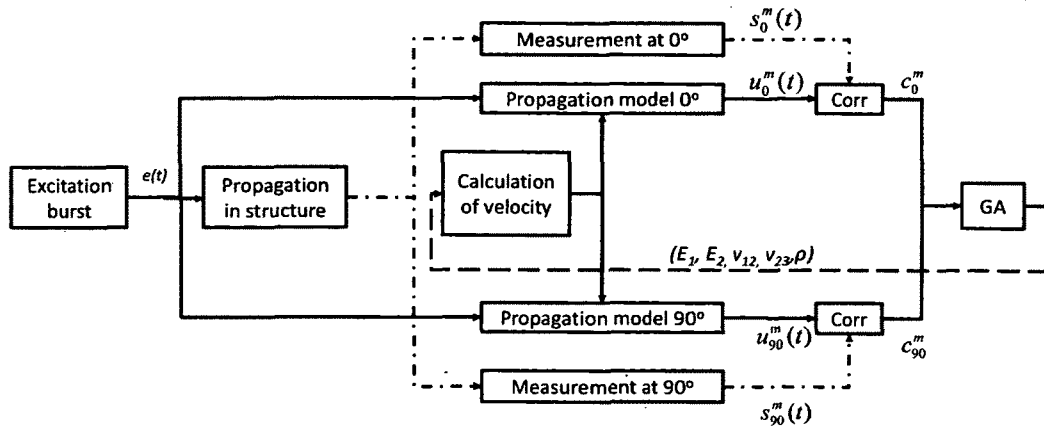
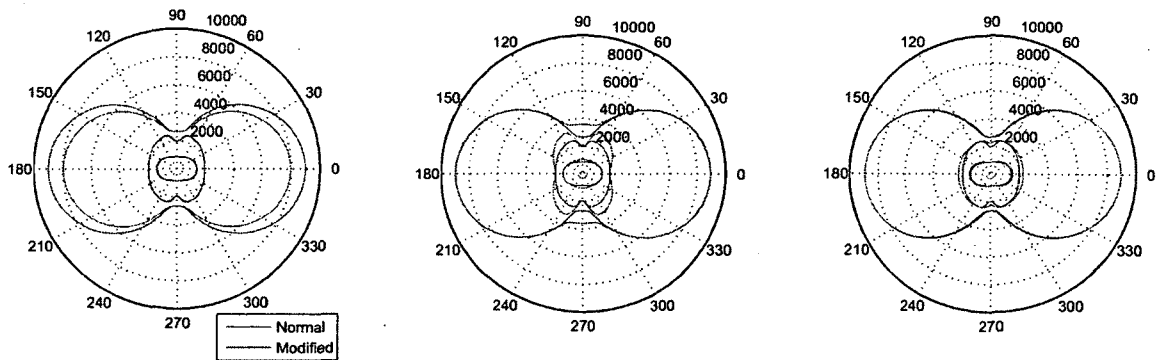


Figure 6.1 Methodology for characterization at 0 and 90 degrees

used to simulate the response at the receivers. The effect of varying the mechanical properties of 20% for E_1 , E_2 and G_{12} with respect to the mechanical properties presented in Table 6.4 is presented in Figure 6.2.



(a) Effect of varying E_1 (versus 100 GPa)

(b) Effect of varying E_2 (versus 20 GPa)

(c) Effect of varying G_{12} (versus 10 GPa)

Figure 6.2 Effect of the mechanical properties on dispersion curves

The polar plots in Figure 6.2 shows that a variation in one of the mechanical properties does not necessarily affects all the dispersion curves in all the orientations. These figures also show that variations in the mechanical properties E_1 , G_{12} has an effect at low frequencies on the dispersion curves on all the directions but 90 degrees and E_2 have an effect at low frequencies on the mechanical properties close to 90 degrees only.

Iterations are performed by an optimization algorithm with the objective of converging towards the parameters giving the best correlation between the signal obtained with the propagation model and the measured signal. When the change in the correlation obtained

by varying the mechanical properties is below the value of the stopping criterion, the algorithm ends and provides the obtained mechanical properties. For the calculation of dispersion curves at each iteration [Nayfeh, 1991], the five variables ($E_1, E_2, G_{12}, \nu_{23}$, and ν_{12}) are linked together via the complete stiffness matrix. ρ was fixed and calculated experimentally using ASTM standard [on High Modulus Fibers et Composites, 1990]. This parameter was fixed among the 6 parameters since it is simple to evaluate it in the laboratory. At each iteration, the correlation coefficient c^m between theoretical signal $S^m(t)$ and the measured signal $u(t)$ for mechanical characterization is calculated using :

$$c^m = \frac{\int_0^T u(t)S^m(t)dt}{\sqrt{\int_0^T u(t)^2dt \int_0^T S^m(t)^2dt}} \quad (6.5)$$

where T is the time window over which the correlation is performed. This parameter avoids considering reflections of the burst on the edges of the structure in the correlation, thus improving the accuracy of the characterization approach. This calculation is also used in the imaging algorithm Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011], where c^m are plotted for each pixel of a scanned surface. The evaluation of the mechanical properties was performed using the A_0 , S_0 , or both modes simultaneously to determine which modes are more appropriate to select. In order to allow for mode discrimination and accurate characterization on both modes, a proper distance between the emitter and receiver had to be selected. To optimally evaluate the mechanical properties of a material when the initial properties are unknown, a genetic algorithm (*GA*) was used for optimization. This approach is more likely to evaluate the global minimum of the function and is independent of the initial parameters [Dantzig et Thapa, 2003]. The characterization algorithm was coded in MATLAB 2010 using the genetic algorithm toolbox. The algorithm iterates for a maximum of 300 iterations or until the cumulative change in the fitness function value is less than $1e-4$. As the propagation model (Eq.1) does not take into account the adhesive effect and the PZT inertia, it was decided that to limit the frequency used in the simulations to 200 kHz. Parallel processing on a Vostro 3700 with an 1.7 GHz *i7* processor required 3 hours for convergence.

6.5 Assessment using FEM

6.5.1 FEM model

The proposed mechanical characterization method is first evaluated and validated with a FEM of a CF/EP plate by using the characterization methodology to recover the me-

chanical properties used in the FEM. In this section, particular attention was paid to evaluate the accuracy, and repeatability of the characterization approach. Subsequently, the methodology is implemented on an experimental structure. The 3D FEM was built using COMSOL and a transfer function in the frequency domain was calculated between the emitter PZT and the receiver PZTs for a frequency range between 1 kHz and 100 kHz with steps of 1 kHz with two distinct models for the orientations of 0 and 90 degrees. Perfectly matched layers (PML) were used to reduce the size of the model and to avoid boundary reflections [Berenger, 1994]. Particular attention was paid to ensure at least 30 elements per wavelength [Drozdz, 2008] were used. Numerical simulations were performed on a dual six core Intel XEON 5650 2.67 GHz with 96 gigabytes of RAM. Computational time for one analysis was roughly 36 hours. The model is presented in Figure 6.3. Table 6.1 presents the mechanical and geometrical properties of the FEM.

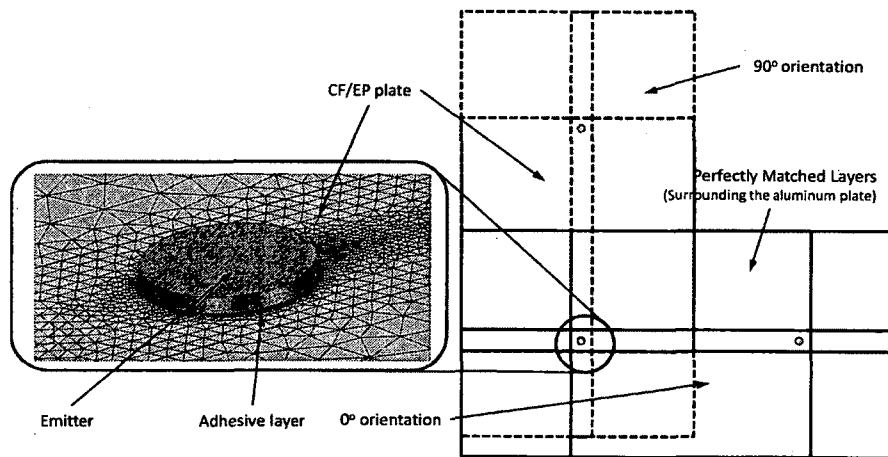


Figure 6.3 FEM model of a 1mm thick CF/EP plate with bonded PZTs

6.5.2 Results based on FEM

Time signals were simulated with excitation bursts generated at various frequencies from the frequency domain transfer function obtained with the FEM. These time signals were then compared with the signals obtained from the propagation model to evaluate the mechanical properties. The mechanical properties were evaluated with 2 signals using A_0 , S_0 and both modes together. The boundaries of the explored domain were $\pm 30\%$ for the Poisson ratios and $\pm 15\%$ for the elastic and shear moduli. Figure 6.4 presents the comparison between the FEM and the signal obtained from the propagation model at frequencies between 12.5 kHz and 50 kHz with properties obtained after the characterization process has converged.

Tableau 6.1 Mechanical properties used in the FEM

Component	Property	Value
Plate	Poisson's ratio ν_{12}	0.34
	Poisson's ratio ν_{23}	0.30
	Elastic modulus E_1	127.6 GPa
	Elastic modulus E_2	11.3 GPa
	Shear modulus G_{12}	5.97 GPa
	Density	1600 kg/m ³
PZTs	PZT type	PIC-255 (Physik Instrumente)
	Elastic Modulus (approx.)	60 GPa
	Thickness	0.5 mm
	Diameter	5 mm
Adhesive	Adhesive type	Cyanoacrylate
	Elastic modulus	1.2 GPa
	Poisson's ratio	0.21
	Thickness	40 μ m
FEM parameters	Time to solve (approx.)	36h
	Maximum element size	0.5 mm
	Number of elements	975 003
	Number of degrees of freedom	5 667 723
	Frequency range	1 :1 :100 kHz

In Figure 6.4, the amplitudes of the simulated and measured signals are normalized in order to simplify the comparison. An excellent agreement between both signals is demonstrated by visually comparing the shapes of the generated bursts. Table 6.2 presents the mechanical properties obtained for each of the methods tested and the average values obtained after the characterization process has converged, where the error is below 4% of the mechanical properties used in the FEM. The percentage variations in Table 6.2 are referenced to the mechanical properties used in the FEM.

Tableau 6.2 Results for assessment with FEM

Freq (kHz)		12.5		25		37.5		50		Avg.	
		A_0	A_0, S_0	A_0	A_0, S_0	A_0	A_0, S_0	A_0	A_0, S_0	A_0	A_0, S_0
E_1 (GPa)	Value	127.6	127.6	123.7	124.1	125.5	124.1	126.9	126.9	125.9	125.7
	% err	.04	.04	3.08	2.74	1.66	2.74	0.54	0.54	1.61	1.33
E_2 (GPa)	Value	11.2	11.2	11.4	11.4	11.5	11.4	11.6	11.6	11.4	11.4
	% err	0.85	0.85	1.30	1.24	2.09	1.24	2.61	2.61	1.29	1.06
G_{12} (GPa)	Value	6.09	5.96	6.37	6.09	5.86	6.09	5.57	5.57	5.98	5.93
	% err	2.08	0.13	6.77	2.08	1.828	2.08	6.61	6.61	0.10	0.64
ν_{12}	Value	.315	.313	.289	.314	.293	.302	.328	.318	.306	.312
	% err	5.25	4.43	3.72	4.77	2.37	0.65	9.39	6.06	2.14	3.98
ν_{23}	Value	.337	.327	.365	.351	.326	.369	.319	.319	.337	.342
	% err	.97	3.74	7.42	3.24	4.06	8.81	6.17	6.17	0.94	0.54

6.5.3 Discussion

The FEM analysis showed that the propagation model allows obtaining Poisson's ratios, shear modulus and elastic modulus within 4% of the exact properties. The approach

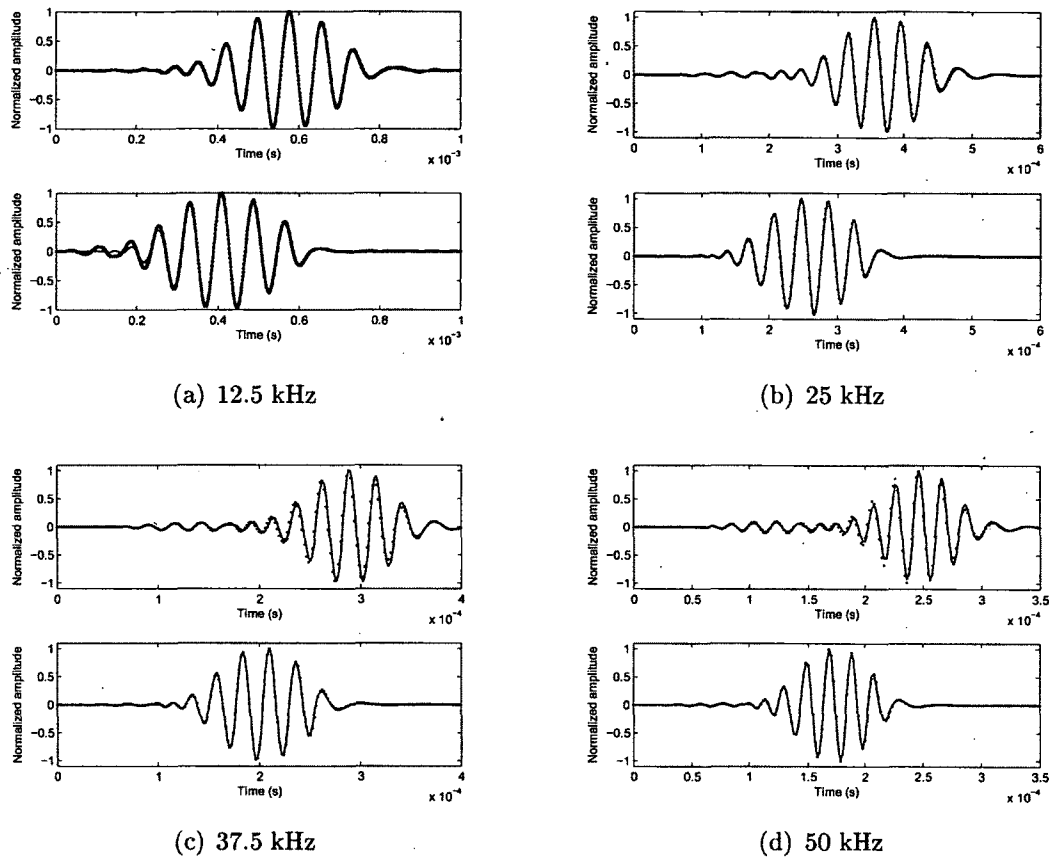


Figure 6.4 Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dotted)

is validated at frequencies below 50 kHz since the wavelength at 90 degrees over this frequency would have required much smaller element, with excessive computational time and RAM. The mechanical characterization based on only one mode is validated for the A_0 mode ($\pm 2.5\%$ error). The algorithm also seemed to be more sensitive to the elastic modulus and the shear modulus but not to the Poisson's ratio. Slight changes in the dispersion curves caused by the FEM and a certain lack of understanding of the contribution of the adhesive to the wave propagation causes a significant error in the characterization results above 50 kHz.

6.6 Experimental analysis

6.6.1 Setup

The characterization approach was implemented for a 16 ply 2.30 ± 0.08 mm thick CF/EP unidirectional plate with properties presented in Table 6.3. The laminate was manufactured in the clean lab at the Institute for Aerospace Research, IAR, at the National Research Council of Canada, NRC, Ottawa. The laminate is made of unidirectional prepreg carbon fiber plies of aerospace-grade ACG MTM45-1 GA045. The structure was instrumented with four 5mm circular PZTs bonded using quick epoxy glue in a square configuration as presented in Figure 5.5. This configuration was selected to allow mechanical characterization at 0 and 90 degrees. A distance r_s between the PZTs was selected in order to measure well separated wave packets for A_0 and S_0 modes in the frequency range of interest. The edges of the plate were laid down on foam pads to simulate free boundaries propagation. The four sides of the plate were coated with damping tape. A signal generator (Hewlett-Packard 33120A) is used to record signals with a sampling frequency of 60 MHz from the PZT elements. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplified the excitation signals sent by the board to 200 Vpk. Bursts of 5.5 cycles excited Lamb modes at four frequencies between 25 kHz and 100 kHz.

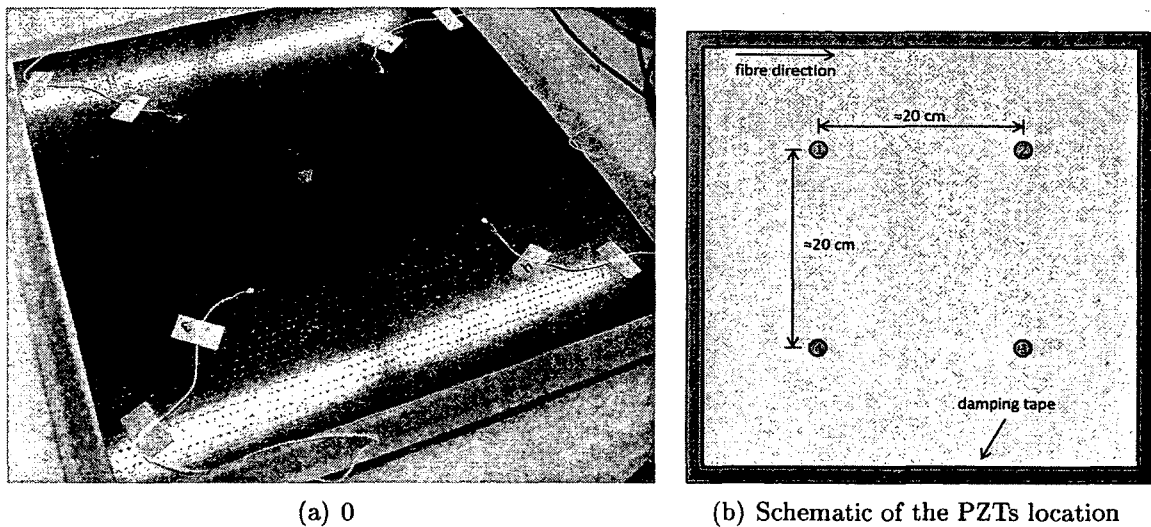


Figure 6.5 Test specimens

It should be noticed that the shear modulus G_{12} and the Poisson ratio ν_{23} were estimated from the resin fraction. [on High Modulus Fibers et Composites, 1990]

Tableau 6.3 Geometrical and mechanical properties of the laminate and PZTs

Component	Property	O_{16}
Plate	Length, width and thickness	0.51 x 0.51 x 0.0023 m
	Density	1501 \pm 10 kg/m^3
	E_1	115.75 \pm 14 GPa
	E_2	8.55 \pm 0.39 GPa
	G_{12}	3.87 \pm 0.2 GPa
	ν_{12}	0.28 \pm 0.05
	ν_{23}	0.34 \pm 0.04
PZTs	Diameter of the elements	5mm
	Thickness of the elements	0.55 mm
	Piezoelectric type	PIC-255

6.6.2 Experimental results

The measures taken experimentally are exploited with the characterization methodology presented in Figure 1 to evaluate the mechanical properties of the structure. The experimental results for characterization are presented in Figure 6.6 and in Table 6.3. Single mode and multiple mode correlations are presented. The correlation between measured signals and simulated signals is conducted using A_0 , S_0 and both modes together.

Estimation of the boundaries for the analysis

Boundaries of the maximum and minimum values for the 5 mechanical properties had to be defined for the genetic algorithm. In order to evaluate these boundaries. A first analysis was conducted by evaluating the average mechanical properties by correlating on 4 measurements at various frequencies simultaneously (from 25kHz to 100kHz). This approach estimated approximate elastic modulus, shear modulus and Poisson's ratio. These values were then used to define the boundaries of the analysis for single frequency analysis. The boundaries of the explored domain were $\pm 30\%$ for the Poisson's ratio and $\pm 15\%$ for the elastic and the shear moduli obtained based on the average mechanical properties obtained with multiple frequencies correlation. Figure 6.6 presents the comparison between the experimental and the simulated signal at frequencies between 25 kHz and 100 kHz for single frequency analysis.

The amplitudes of the simulated (dotted) and measured (solid) signals were normalised in order to simplify the comparison. An excellent agreement between both signals is demonstrated by visually comparing the shapes of the generated bursts for the A_0 mode. The location of the S_0 mode is however slightly shifted for both signals. This might be explained by the fact that the S_0 mode is not generated properly measured at these frequencies or that there is a slight variation on thickness and distance. The peak amplitude of the S_0 mode compared to the A_0 mode is however slightly different at 100 kHz than expected. At

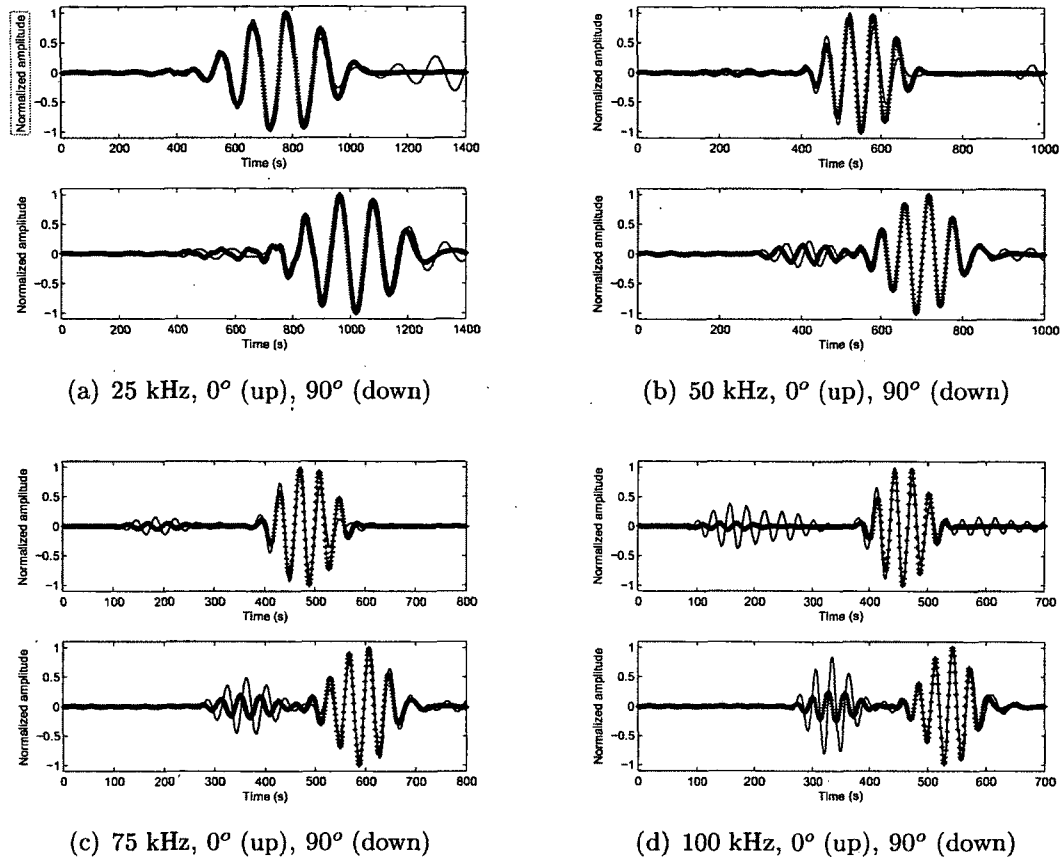


Figure 6.6 Comparison between the FEM (solid) and the propagation model (dot) for the A_0 mode

100 kHz, the correlation on both modes gives mechanical properties close to the average ASTM properties obtained. The results obtained by correlating on modes separately gave results showing an important variation with respect to the mechanical properties of the structure. These variations can be explained by slight local changes in the material, which can represent variations of a few percent on the mechanical properties and also the effect of the adhesive that is not fully considered in the propagation model. However, for these frequencies, the simulated signals are in a good agreement with the ASTM results. Table 6.4 presents the mechanical properties obtained for each method tested and the average values obtained.

The average results shows that the evaluation of the 5 mechanical properties gives results within the uncertainty associated with the ASTM results. Also, the S_0 mode gave bad results, probably caused by the fact that the mode did not seem to be generated properly

Tableau 6.4 Results for experimental ASSESSMENT

<i>Freq(kHz)</i>	25	50	75	100	Avg.	Within ASTM limits	
E_1 (GPa)	A_0	108.7 ± 2.02	117.9 ± 4.10	121.7 ± 1.43	137.5 ± 0.20	121.6 ± 10.62	yes
	A_0, S_0	105.0 ± 6.27	112.3 ± 2.75	116.3 ± 4.18	108.9 ± 8.98	111.4 ± 5.09	yes
E_2 (GPa)	A_0	8.69 ± 0.07	8.69 ± 0.06	8.68 ± 0.07	8.55 ± 0.19	8.65 ± 0.11	yes
	A_0, S_0	8.74 ± 0.03	8.69 ± 0.04	8.57 ± 0.12	8.49 ± 0.05	8.63 ± 0.11	yes
G_{12} (GPa)	A_0	3.62 ± 0.16	3.67 ± 0.05	3.87 ± 0.07	3.80 ± 0.01	3.75 ± 0.13	yes
	A_0, S_0	3.55 ± 0.06	3.67 ± 0.04	3.82 ± 0.06	3.96 ± 0.08	3.75 ± 0.15	yes
v_{12}	A_0	0.309 ± 0.020	0.314 ± 0.050	0.305 ± 0.020	0.345 ± 0.020	0.315 ± 0.04	yes
	A_0, S_0	0.341 ± 0.05	0.322 ± 0.05	0.300 ± 0.02	0.302 ± 0.07	0.316 ± 0.04	yes
v_{23}	A_0	0.326 ± 0.050	0.346 ± 0.040	0.380 ± 0.030	0.367 ± 0.030	0.356 ± 0.04	yes
	A_0, S_0	0.381 ± 0.04	0.367 ± 0.04	0.303 ± 0.014	0.312 ± 0.01	0.346 ± 0.04	yes

at these frequencies. These results show that at low frequencies, the A_0 mode or both modes should be used.

Robustness

The PZT configuration presented in Figure 6.7 allows evaluating the experimental uncertainties on the mechanical properties obtained shown in Table 6.4. The uncertainty presented in Table 6.4 was calculated by comparing the mechanical properties obtained at the same orientation for different paths and different emitters and receivers. This configuration lead to the possibility to evaluate 4 times the mechanical properties at each frequency and orientation. For the 0 degrees orientations, measurements were taken from 1-2, 2-1, 3-4 and 4-3 paths. The same procedure is followed at 90 degrees using the 1-4, 4-1, 2-3, 3-2 paths. As it is shown, the uncertainty associated with the E_2 and G_{12} is low. However, the uncertainty associated to E_1 , v_{23} and v_{12} were higher. Figure 6.7 shows a comparison between the measurements when the emitter/receiver are inverted and when the measurements are taken for different paths.

Figure 6.7 shows that the use of different paths or sets of emitters/receivers has only a slight effect on the shape of the generated A_0 and S_0 modes. However, an important decrease in the amplitude is noted when two different paths are compared. A decrease of 43% can be measured between the amplitudes of paths 1-2 and 3-4. Only slight variations of about 5% to 10% were noticed between the amplitudes of the signals when the emitter and receivers were inverted.

6.7 Conclusion

This paper presented the implementation of an algorithm for material characterization of an orthotropic plate-like structure using guided waves. Bursts below 100 kHz are injected

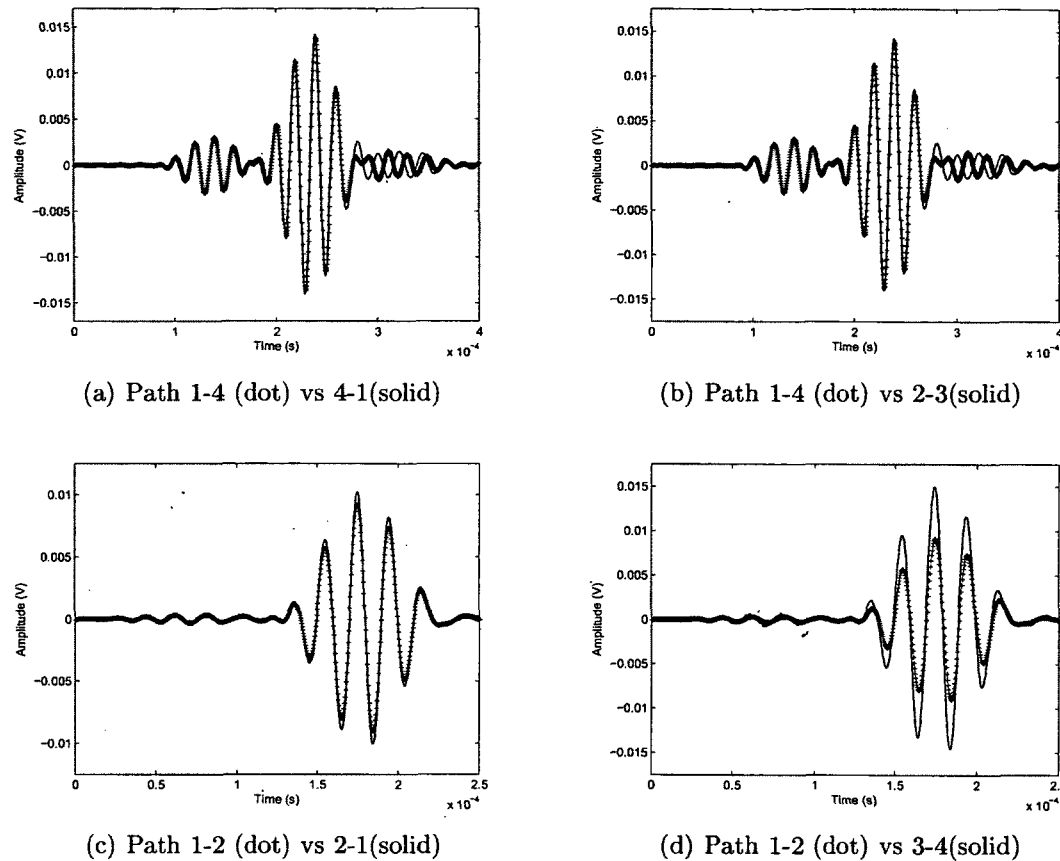


Figure 6.7 Comparison between different measurements at 50 kHz

ted and measured in a structure using PZT transducers. For known geometrical features, $E_1, E_2, G_{12}, \nu_{12}$ and ν_{23} were evaluated using an optimization algorithm. The characterization approach was first demonstrated numerically using a FEM. The mechanical properties obtained were within 4% of the mechanical properties used in the FEM. The mechanical characterization was validated experimentally using a CF/EP plate. The approach gave results within the boundaries of the ASTM properties using the experimental measurements, thus demonstrating potential application of this algorithm for characterization where mechanical properties are unknown. Ongoing work aims at implementing this approach for characterization in non principal directions and optimizing the approach to evaluate frequencies above 100kHz. To do so, additional work will be considered to integrate the inertial behaviour of the PZT, understand why the S_0 mode gives higher mechanical properties as well as optimize the type of adhesive to obtain an optimal coupling.

6.8 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC) and the Institute of Aerospace Structures (IAR) at the National Research Council of Canada (NRC) for their support in this project.

CHAPITRE 7

CONCLUSION

7.1 Discussion

Dans ce projet de maîtrise, une approche in-situ non destructive permettant d'estimer de façon précise les propriétés mécaniques d'une structure isotrope ou composite a été développée et démontrée. Lors de la phase de définition de projet de recherche, aucune méthode de caractérisation similaire n'a été trouvée dans la littérature. Les différentes études ont démontré qu'il est possible d'obtenir les propriétés mécaniques d'une structure composite dans les échelles d'erreur des propriétés obtenues suivant les standards ASTM.

Le premier article soumis a démontré qu'il est possible de caractériser une structure en utilisant une version modifiée de l'algorithme d'imagerie Excitelet. Les propriétés obtenues peuvent par la suite être utilisées en imagerie sur cette même structure. Les résultats en imagerie obtenus avec les propriétés évaluées avec l'approche Excitelet ont offert d'aussi bons résultats qu'en utilisant les propriétés mécaniques du fournisseur.

Le second article a consisté en une évaluation plus rigoureuse de la précision, de la répétabilité, de la robustesse et de la confiance de cette approche de caractérisation pour une structure isotrope. Le travail a été divisé en 2 parties, la première étant une évaluation par FEM de l'approche. Cette étude a démontré que les propriétés mécaniques peuvent être obtenues à moins de 1% d'erreur de la valeur exacte, et que les propriétés mécaniques sont bonnes en utilisant des fréquences en deçà de 200 kHz. Il a également été démontré que l'approche peut résister à des variations sur les paramètres fixes en entrée, soit l'épaisseur et la distance centre à centre entre les céramiques PZT. L'intervalle de confiance sur les propriétés mécaniques obtenues pour 95% de confiance est d'environ 3 %. La seconde partie du travail a consisté en une étude des propriétés mécaniques obtenues en laboratoire. Ces résultats ont démontré que même expérimentalement il est possible d'obtenir des propriétés mécaniques à moins de 1% de celles du fournisseur. Cette étude a également permis de ressortir les points suivants devant être approfondis :

- L'approche de caractérisation mécanique est limitée à des fréquences inférieures à de 200kHz ; les fréquences au dessus de celle-ci donnent de mauvais résultats ;

- L'inertie de la céramique PZT n'est pas prise en compte dans le modèle de génération et de propagation utilisé, ce qui fait que le modèle de propagation utilisé n'est pas représentatif lorsque la fréquence excitée est proche de la fréquence de résonance ;
- L'effet de l'adhésif sur la propagation d'ondes n'est pas parfaitement pris en compte dans le modèle de propagation.

Le troisième article a consisté en l'évaluation du potentiel de l'approche de caractérisation mécanique à évaluer les propriétés d'une structure composite à des orientations de 0 et 90 degrés. Le potentiel de l'approche a été validé numériquement et expérimentalement. Cet article a permis de constater qu'il est possible d'exploiter l'approche utilisée dans les deux premiers articles moyennant quelques modifications. Les composites transverses isotropes étant plus complexes, il a été nécessaire d'utiliser l'approche de calcul des courbes de dispersion en tenant compte de l'anisotropie de la structure. Ceci étant fait, il a été possible d'obtenir propriétés mécaniques se situant dans les bornes d'erreur des propriétés mécaniques obtenues suivant les standards ASTM dans le cas des analyses expérimentales. Cet article a également permis de trouver certaines limitations supplémentaires de l'approche de caractérisation, soit :

- Le skew effect n'est pas pris en compte dans le modèle ;
- La variabilité dans la densité peut avoir un effet important sur les propriétés mécaniques obtenues ;
- La variation dans l'organisation microscopique de la structure peut avoir un effet important sur les propriétés mécaniques obtenues.

Ces trois études, interreliées, ont permis de démontrer qu'il est possible d'évaluer les propriétés mécaniques d'une structure par méthode acoustique embarquée et non-destructive, tant pour un matériau isotrope qu'un composite. Ces étapes ont également permis de répondre à la question de recherche ainsi qu'à ses sous-objectifs. L'effet de la composition des matériaux composites sur la caractérisation a été démontré. Également, le fait de bien connaître les propriétés mécaniques d'une structure a aidé à détecter des dommages dans le cas d'un dommage simple.

La contribution de cette maîtrise est le développement et la validation d'une approche de caractérisation mécanique précise, permettant d'évaluer de façon embarquée et non destructive les propriétés mécaniques d'une structure.

7.2 Travaux futurs

La validation de concepts tant numérique qu'expérimentale a soulevé l'importance des aspects suivants dans la modélisation de la propagation d'ondes :

- Effet de la colle sur les signaux en plus haute fréquence. La caractérisation mécanique n'a été possible qu'en basses fréquences car les signaux temporels étaient légèrement décalés en montant en fréquence. Pour y arriver, il serait nécessaire de trouver ou développer des modèles de propagation d'ondes permettant de tenir compte de l'effet de l'adhésif lorsque les signaux sont générés et mesurés à de plus hautes fréquences (supérieures à 200 kHz)
- Effet de l'inertie des PZT en plus haute fréquence. Le modèle de propagation d'ondes utilisé ne tient pas compte de l'inertie des PZT. Cela se traduit en de mauvais signaux simulés lorsque les fréquences sont excitées autour de la fréquence de résonance du PZT. Il serait nécessaire de développer un modèle prenant en compte la résonance de la céramique PZT
- Intégrer l'atténuation dans les modèles de propagation. Lors des mesures en laboratoire sur les plaques composites, l'atténuation acoustique n'était pas pris en compte dans les modèles de propagation. La négligence de ce paramètre a eu pour effet de réduire le niveau de corrélation entre le signal mesuré et celui simulé. De meilleurs corrélations seraient obtenues en incluant le paramètre d'atténuation.

Une suite potentielle au projet serait d'améliorer la robustesse de l'algorithme d'imagerie et celui de caractérisation en intégrant les difficultés énumérées précédemment. Un effort plus important d'intégration autonome de l'approche de caractérisation mécaniques à l'approche d'imagerie s'avère nécessaire. Une dernière étape devrait consister à améliorer la rapidité des approches de caractérisation et d'imagerie. Pour le moment, les approches de caractérisation requièrent plusieurs heures pour évaluer les propriétés mécaniques d'une structure composite, ce qui pourrait nuire à l'attrait et au potentiel commercial d'une telle approche.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- Alleyne, D. et Cawley, P. (1991). A two-dimensional fourier transform method for the measurement of propagating multimode signals. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 89, p. 1159.
- ASTM (1991). *Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement* (Rapport technique).
- ASTM (1997). *111-97, Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus and Chord Modulus* (Rapport technique).
- ASTM (2002). *Standard Test Method for Shear Modulus at Room Temperature* (Rapport technique ASTM Standard E143). ASTM.
- ASTM (2004). *756, Standard Test Method for Measuring Vibration-Damping Properties of Materials* (Rapport technique).
- ASTM (2004a). *Standard Test Methods for Poisson Ratio at Room Temperature* (Rapport technique ASTM Standard E132). ASTM Int.
- ASTM, D. (2005). 7136/d 7136m.(2005) standard test method for measuring the damage resistance of a fiber-reinforced polymer matrix composite to a drop-weight impact event. Dans *American Society for Testing and Materials*.
- Bailon, J. (2002). *Des Matériaux, volume 1*. Montréal : Presses internationales Polytechnique.
- Berenger, J. (1994). A Perfectly Matched Layer for the Absorption of Electromagnetic Waves. *Journal of Computational Physics*, volume 114, p. 185–200.
- Castaings, M. et Hosten, B. (2001). Lamb and sh waves generated and detected by air-coupled ultrasonic transducers in composite material plates. *NDT and E Int.*, volume 34, numéro ?, p. 249–58.
- Center, N. E. R. (2011). Depth of penetration and current density @ONLINE.
- Chimenti, D. E. (1997). Guided waves in plates and their use in materials characterization. *Applied Mechanics Reviews*, volume 50, p. 247.
- Chou, J. et Ghaboussi, J. (2001). Genetic Algorithm in Structural Damage Detection. *Computers and Structures*, volume 79, numéro 14, p. 1335–1353.
- Christensen D, D. S. et Srivastavs, A. N. (2009). Highly scalable matching pursuit signal decomposition algorithm. *Proc. Int. Worksh. Struct. Health Monitoring*, p. 1194–201.
- Committee, A. I. H. (1992). *ASM Handbook Metals Handbook V. 17 : Nondestructive Evaluation and Quality Control*. ASM INT.
- Composites-World (2011). Composites world @ONLINE.

- Crawley et Luis, D. (1987). Use of Piezoelectric Actuators as Elements of Intelligent Structures. *AIAA journal*, volume 25, p. 1373–1385.
- Dantzig, G. et Thapa, M. (2003). *Linear Programming : Theory and Extensions, volume 2*. Springer Verlag.
- Desbiens, J. et Masson, P. (2007). ArF Excimer Laser Micromachining of Pyrex, SiC and PZT for Rapid Prototyping of MEMS Components. *Sensors and Actuators A : Physical*, volume 136, numéro 2, p. 554–563.
- Designation, A. (1993). E 756-93. *Standard Test Method for Measuring Vibration-Damping Properties of Materials, Annual Book of ASTM Standards*, volume 4, p. 827–833.
- Di Scalea, F. et Salamone, S. (2008). Temperature Effects in Ultrasonic Lamb Wave Structural Health Monitoring Systems. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 124, p. 161.
- Drozd, M. (2008). *Efficient Finite Element Modelling of Ultrasound Waves in Elastic Media*. Thèse de doctorat, University of London.
- Flynn, E. et Todd, M. (2010). A Bayesian Approach to Optimal Sensor Placement for Structural Health Monitoring with Application to Active Sensing. *Mechanical Systems and Signal Processing*, volume 24, numéro 4, p. 891–903.
- Giurgiutiu, V. (2005). Tuned lamb wave excitation and detection with piezoelectric wafer active sensors for structural health monitoring. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, volume 16, numéro 4, p. 291.
- Giurgiutiu, V. (2008a). *Structural Health Monitoring with Piezoelectric Wafer Active Sensors*. Academic Pr.
- Giurgiutiu, V. (2008b). *Structural health monitoring with piezoelectric wafer active sensors*. Academic Pr.
- Gürdal, Z., Haftka, R. et Hajela, P. (1999). *Design and optimization of laminated composite materials*. Wiley-Interscience.
- Ha, S. et Chang, F. (2010). Adhesive Interface Layer Effects in PZT-Induced Lamb Wave Propagation. *Smart Materials and Structures*, volume 19, p. 025006.
- Hunter, A., Drinkwater, B. et Wilcox, P. (2011). Least-squares estimation of imaging parameters for an ultrasonic array using known geometric image features. *Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, IEEE Transactions on*, volume 58, numéro 2, p. 414–426.
- Jeong, H. (2001). Analysis of plate wave propagation in anisotropic laminates using a wavelet transform. *NDT & E International*, volume 34, numéro 3, p. 185–190.
- Kim, D., Chu, T. et Mahajan, A. (2007a). Local Material Properties Measurement Using Ultrasonic C-Scan Techniques. Dans *Proceedings of the SEM conference*. p. 1–4.

- Kim, Y., Kim, D., Han, J. et Kim, C. (2007b). Damage assessment in layered composites using spectral analysis and lamb wave. *Composites Part B : Engineering*, volume 38, numéro 7-8, p. 800–809.
- Kudela, P., Zak, A., Krawczuk, M. et Ostachowicz, W. (2007). Modelling of wave propagation in composite plates using the time domain spectral element method. *Journal of Sound and Vibration*, volume 302, numéro 4-5, p. 728–745.
- Kuttig, H., Niethammer, M., Hurlebaus, S. et Jacobs, L. (2006). Model-based analysis of dispersion curves using chirplets. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 119, p. 2122.
- Leduc, D., Morvan, B., Pareige, P. et Izbicki, J. (2004). Measurement of the effects of rough surfaces on lamb waves propagation. *NDT & E International*, volume 37, numéro 3, p. 207–211.
- Li, Z.-Q. (2001). Determination of the elastic constants of metal-metal matrix composites by a laser ultrasound technique. *Composite Science and Technology*, volume 61, p. 1457–1463.
- Lowe, M. (1995). Matrix techniques for modeling ultrasonic waves in multilayered media. *IEEE T. Ultrason. Ferr.*, volume 42.
- Lu, Y., Ye, L., Su, Z. et Yang, C. (2008). Quantitative assessment of through thickness crack size based on lamb wave scattering in aluminum plates. *NDT and E International*, volume 41, p. 59–68.
- Miracle, D., Donaldson, D. et Vander Voort, G. (2001). *ASM handbook*. ASM International.
- Monnier, T. (2001). *Ondes de Lamb dans les milieux stratifiés; application à la surveillance in-situ et en temps réel de l'endommagement des structures composites*. Thèse de doctorat, École des matériaux de Lyon.
- Nayfeh, A. (1991). The general problem of elastic wave propagation in multilayered anisotropic media. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 89, p. 1521.
- Neau, G. (2003). *Ondes de Lamb dans les plaques anisotropes viscoélastiques, étude des fronts d'ondes et atténuation*. Thèse de doctorat, Université de Bordeaux.
- on High Modulus Fibers, A. C. D.-. et Composites, T. (1990). *ASTM standards and literature references for composite materials*. ASTM Intl.
- Ostiguy, P.-C., Masson, P., Quaegebeur, N. et Elkoun, S. (2011). Sensitivity of the Excitelet Imaging Algorithm on Material Properties for Isotropic Structures. Dans *Proceedings of the IWSHM Conference*.
- Park, H., Kim, S. et Sohn, H. (2009). Understanding a time reversal process in lamb wave propagation. *Wave Motion*, volume 46, numéro 7, p. 451–467.
- Pintelon, R., Guillaume, P., De Belder, K. et Rolain, Y. (2003). Measurement of Young's Modulus via Modal Analysis Experiments : A System Identification Approach, p. 389–394.

- Quaegebeur, N., Masson, P., Langlois-Demers, D. et Micheau, P. (2011). Dispersion-based imaging for structural health monitoring using sparse and compact arrays. *SMS*, volume 20, p. 1–12.
- Raghavan, A. et Cesnik, C. (2005). Finite-Dimensional Piezoelectric Transducer Modelling for Guided Wave based Structural Health Monitoring. , volume 14, p. 1448–61.
- Rose, J. L. (2001a). A vision of ultrasonic guided wave inspection potential. Dans *Proc. of the seventh SMDE NDE Topical Conf.* volume 20. p. 1–5.
- Roy, N. et Ganguli, R. (2006). Filter Design Using Radial Basis Function Neural Network and Genetic Algorithm for Improved Operational Health Monitoring. *Applied Soft Computing*, volume 6, numéro 2, p. 154–169.
- Sang-Ho, R., Lee, J.-K. et Lee, J.-J. (2007). The group velocity variation of lamb wave in fiber reinforced composite plate. *Ultrasonics*, volume 47, numéro 1-4, p. 55 – 63.
- Sohn, H. et Lee, S. (2010). Lamb Wave Tuning Curve Calibration for Surface-Bonded Piezoelectric Transducers. *Smart Materials and Structures*, volume 19, p. 015007.
- Staszewski, W., Mahzan, S. et Traynor, R. (2009). Health monitoring of aerospace composite structures-active and passive approach. *Composites Science and Technology*, volume 69, numéro 11-12, p. 1678–1685.
- Su, Z. et Ye, L. (2004). Fundamental lamb mode-based delamination detection for cf/ep composite laminated using distributed piezoelectrics. *Struct. Health Monitoring*, volume 3, numéro 1, p. 43–68.
- Su, Z., Ye, L. et Lu, Y. (2006). Guided lamb waves for identification of damage in composite structures : a review. *Journal of sound and vibration*, volume 295, numéro 3-5, p. 753–780.
- Systems, S. M. (2011). Cvm sensors @ONLINE.
- Tan, K., Guo, N., Wong, B. et Tui, C. (1995). Comparison of lamb waves and pulse echo in detection of near-surface defects in laminate plates. *NDT & E International*, volume 28, numéro 4, p. 215–223.
- Tittmann, B. et Crane, R. (2000). Ultrasonic inspection of composites. *Comprehensive Composite Materials*, volume 5, p. 259–320.
- Tua, P., Quek, S. et Wang, Q. (2004). Detection of cracks in plates using piezo-actuated lamb waves. *Smart Materials and Structures*, volume 13, p. 643.
- Wang, L. (2006). Experimental study of lamb wave propagation in composite laminates. *Proceedings of SPIE*, volume 6174, p. 617442–617442–12.
- Wang, L. et Yuan, F. (2007). Group velocity and characteristic wave curves of lamb waves in composites : Modeling and experiments. *Composites science and technology*, volume 67, numéro 7-8, p. 1370–1384.
- Wikipedia (2011). Fiber bragg grating (fbg) @ONLINE.

- Xu, B., Yu, L. et Giurgiutiu, V. (2009). Advanced methods for time of flight estimation with application to lamb wave structural health monitoring. Dans *Proc. of Int. Worksh. on Struct. Health Monitoring (IWSHM)*. p. 1210–17.
- Yu, L. et Giurgiutiu, V. (2008). In-situ 2d piezoelectric wafer active sensors array for guided wave damage detection. *Ultrasonics*, volume 48, p. 117–34.

