

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE
Faculté de génie
Département de génie mécanique

Modélisation pour l'imagerie des composites par ondes guidées

Thèse de doctorat
Spécialité : génie mécanique

Pierre-Claude OSTIGUY

Jury : Patrice MASSON (directeur)
Nicolas QUAEGBEUR
Ahmed MASLOUHI
Philippe MICHEAU
Alain LE DUFF
Jérôme PINSONNAULT
Jeremy LALIBERTÉ

Merci pour le voyage...

RÉSUMÉ

Parmi les méthodes les plus utilisées en inspection embarquée des structures (Structural Health Monitoring ou SHM), les techniques d'imagerie basées sur un modèle de propagation sont de plus en plus répandues. Pour les techniques d'imagerie basées sur un modèle de propagation, bien que ces techniques montent en popularité, la complexité des matériaux composites réduit grandement leur performance en détection d'endommagements comparativement aux démonstrations précédentes de leur potentiel sur des matériaux isotropes. Cette limitation dépend entre autres des hypothèses simplificatrices souvent posées dans les modèles utilisés et peut entraîner une augmentation des faux positifs et une réduction de la capacité de ces techniques à détecter des endommagements.

Afin de permettre aux techniques d'imagerie basées sur un modèle d'offrir une performance équivalente à celle obtenue précédemment sur les structures métalliques, il est nécessaire d'exploiter des modèles de propagation considérant la dynamique complexe des ondes dans ce type de structures.

Cette thèse présente les travaux effectués sur la modélisation de la propagation des ondes guidées dans les matériaux composites. En première partie, une amélioration simple des modèles de génération et de propagation est proposée afin de permettre de mieux reconstruire les signaux générés et propagés sur une structure composite. Par la suite, le potentiel de la technique *Excitelet* à détecter et positionner adéquatement un ou plusieurs endommagements sur un matériau, peu importe son empilement (d'un composite unidirectionnel à un matériau isotrope), est démontré tant pour le mode A_0 que le mode S_0 .

Les résultats obtenus numériquement et expérimentalement démontrent une corrélation directe entre l'amélioration des modèles mathématiques derrière les techniques d'imagerie et la robustesse des techniques pour ce qui est de la précision sur le positionnement du dommage et du niveau de corrélation obtenu.

Parmi les améliorations à la technique d'imagerie *Excitelet* proposées, une amélioration significative des résultats en imagerie est démontrée en considérant la distribution de cisaillement plan sous l'émetteur, ce qui est une nouveauté par rapport aux travaux de recherche précédents en imagerie.

La performance de la technique d'imagerie via la modélisation de la propagation d'ondes guidées dans les laminés multicouches transverses isotropes est par la suite démontrée. Les équations de l'élasticité en 3D sont utilisées pour bien modéliser le comportement dispersif des ondes dans les composites, et cette formulation est par la suite implantée dans la technique d'imagerie *Excitelet*. Les résultats démontrent que l'utilisation d'une formulation mathématique plus avancée permet d'augmenter la précision quant au positionnement des dommages et à l'amplitude de la corrélation obtenue lors de la détection d'un dommage.

Une analyse exhaustive de la sensibilité de la technique d'imagerie et de la propagation d'ondes aux conditions environnementales et à la présence de revêtement sur la structure

est présentée en dernière partie. Les résultats obtenus montrent que la considération de la propagation complexe dans la formulation d'imagerie ainsi que la caractérisation des propriétés mécaniques *a priori* de l'imagerie améliorent la robustesse de la technique et confèrent à la technique *Excitelet* la capacité de détecter et positionner précisément un endommagement, peu importe le type de structure.

Mots-clés : Ondes guidées, matériaux composites, imagerie, modélisation.

REMERCIEMENTS

Après plusieurs années de travail sur ce projet, il est difficile pour moi de remercier chaque personne qui a eu un impact sur mon cheminement.

Mes études graduées m'ont aidé à m'épanouir au niveau interpersonnel notamment en enseignant nombre de charges de cours et de charges d'auxiliaire. Pour cela, je désire remercier monsieur Saïd Elkoun, qui fut le premier à m'offrir un poste d'auxiliaire d'enseignement, mais également le premier à m'offrir la chance de passer au niveau supérieur en enseignant à titre de chargé de cours.

Ma maîtrise et mon doctorat au sein du GAUS m'ont permis de m'ouvrir au monde via de nombreuses conférences internationales. Mes plus sincères remerciements vont à mon directeur de thèse, monsieur Patrice Masson, sans qui ce voyage n'aurait été aussi formateur. Patrice fut pour moi un mentor exemplaire et restera pour moi une personne dont j'ai beaucoup à apprendre.

Je désire également remercier particulièrement Nicolas Quaegebeur, un collègue hors pair, possédant toutes les qualités d'un chercheur.

Ce doctorat m'a permis de mieux comprendre le fonctionnement des projets multidisciplinaires, mais également de développer mes compétences en travail d'équipe. J'aimerais pour cela remercier l'équipe du projet DPHM501, qui force de nombreux efforts, a mené à bien un projet d'envergure via une collaboration entreprises-universités hors pair.

Sur le plan personnel, je désire remercier le groupe de Robotique FIRST 2626 du séminaire de Sherbrooke, qui m'offrit dans les 5 dernières années une chance inouïe de m'épanouir en étant mentor pour ce projet.

Ce projet n'aurait été une réussite sans le support de mes amis et ma famille. Je remercie pour cela mes parents, Claude Ostiguy et Linda Roy, ont été, et seront toujours pour moi des modèles à suivre, des personnes présentes, encourageantes, et compréhensives sur qui j'ai pu compter et qui m'ont encouragé à poursuivre mes études.

Je désire également remercier chacun des étudiants à qui j'ai eu la chance d'enseigner, notamment *aux gars* qui ont marqué et transformé la vision que j'ai de la nouvelle génération d'étudiants sortants de génie mécanique. J'aimerais également remercier les promotions 55 et 56 de génie mécanique, qui sont pour moi plus que des étudiants, mais des partenaires d'apprentissage, et qui auront été mes premiers et mes derniers étudiants au titre de chargé de cours durant mon doctorat.

Finalement, je désire remercier chaque personne qui a été compréhensive envers moi et mes horaires, parfois chaotiques, pour ne pas m'avoir laissé tomber dans les moments plus difficiles de mon doctorat.

En espérant que ce doctorat n'est pour moi que le début d'une belle histoire...

TABLE DES MATIÈRES

1	INTRODUCTION	1
2	REVUE DE LITTÉRATURE	3
2.1	Matériaux composites	3
2.1.1	Types de composites	3
2.1.2	Fabrication des composites	4
2.1.3	Endommagement des composites fibreux	4
2.2	Surveillance des structures aéronautiques	6
2.2.1	Inspection non destructive	6
2.2.2	Surveillance embarquée des structures (SHM)	8
2.3	Propagation et génération d'ondes ultrasonores	11
2.3.1	Description des ondes ultrasonores guidées	11
2.3.2	Génération d'ondes ultrasonores	16
2.3.3	Dispositifs embarqués pour la génération et la mesure	16
2.3.4	Modèles de propagation	22
2.4	SHM par imagerie	28
2.4.1	Caractéristiques communes des algorithmes d'imagerie	28
2.4.2	Méthodes d'imagerie	28
2.5	Caractérisation mécanique	35
2.5.1	Approches traditionnelles	35
2.5.2	Caractérisation par ondes ultrasonores	37
2.5.3	Effet de la température sur la propagation d'ondes	46
2.5.4	Méthodes d'imagerie par antenne semi-autonomes	48
3	PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS	49
3.1	Problématique	50
3.1.1	Modélisation de la propagation des ondes guidées dans les composites	50
3.1.2	Sensibilité des ondes guidées à la variation des conditions structurales et environnementales	51
3.1.3	Sensibilités de la modélisation des ondes guidées aux paramètres en entrée dans les modèles	52
3.1.4	Aspects à être abordés pour l'évaluation de la performance d'une technique d'imagerie basée sur un modèle et question de recherche en découlant	52
3.2	Objectifs	53
3.3	Division de la thèse	54
4	AMÉLIORATION DE LA DÉTECTION D'ENDOMMAGEMENTS EN IMAGERIE PAR L'UTILISATION DU MODÈLE HYBRIDE PIN-FORCE	57
4.1	Résumé du papier	58
4.2	Abstract	59

4.3	Introduction	59
4.4	Wave generation models for imaging	61
4.4.1	Correlation-based imaging using pin-force model	61
4.4.2	Correlation-based imaging using hybrid pin-force model	63
4.5	Numerical assessment	64
4.5.1	Finite Dimension Model (FEM)	64
4.5.2	Simulation results	65
4.6	Experimental assessment	67
4.7	Conclusion	70
4.8	Acknowledgements	71
5	MODÉLISATION SEMI-ANALYTIQUE DE LA GÉNÉRATION DES ONDES GUIDÉES DANS LES STRUCTURES PAR DES PIÉZOCÉRAMIQUES CIRCULAIRES	73
5.1	Résumé du papier	74
5.2	Abstract	75
5.3	Introduction	75
5.4	Guided waves in composite structures	77
5.4.1	Bulk waves in a composite material	78
5.4.2	Guided wave solution for a multi-layered laminate	80
5.4.3	Improved forcing function due to circular piezoelectric transducer	84
5.4.4	Spatial Fourier integral inversion	85
5.5	Numerical validation	86
5.5.1	Validation of the dispersion curves	86
5.5.2	Numerical validation	87
5.5.3	Shear stress profiles extracted	88
5.5.4	Effect on the amplitude curves obtained	88
5.5.5	Assessment of the effect on time domain signals	89
5.6	Experimental validation	91
5.7	Conclusion	91
5.8	Acknowledgements	92
6	DÉTECTION, POSITIONNEMENT ET ESTIMATION DE LA TAILLE DES ENDOMMAGEMENTS EN IMAGERIE PAR L'UTILISATION DE SIGNAUX EN LARGE BANDE	93
6.1	Résumé du papier	94
6.2	Abstract	94
6.3	Introduction	95
6.4	Correlation-based imaging using the Pin-Force model (Excitelet)	97
6.5	Experimental assessment	99
6.5.1	Experimental setup	99
6.5.2	Imaging using reconstructed broadband signal	100
6.5.3	Reflector size estimation based on defect signature	100
6.6	Conclusion	103
6.7	Acknowledgements	104

7	PERFORMANCE DE LA TECHNIQUE D'IMAGERIE EXCITELET SUR LES COMPOSITES	105
7.1	Résumé du papier	105
7.2	Abstract	107
7.3	Introduction	107
7.4	Theory	109
7.4.1	Guided waves in composite laminates	109
7.4.2	Imaging technique	110
7.4.3	Estimation of material properties	112
7.5	Numerical validation	113
7.6	Experimental validation	114
7.6.1	Material characterization	114
7.6.2	Imaging results on unidirectional laminate	115
7.6.3	Discussion	117
7.7	Conclusion	118
7.8	Acknowledgements	118
8	COMPARAISON DE TECHNIQUES D'IMAGERIE SUR UN COMPOSITE TRANSVERSE ISOTROPE	119
8.1	Résumé du papier	119
8.2	Abstract	120
8.3	Introduction	121
8.4	Theory	123
8.4.1	Guided waves in composite laminates	123
8.4.2	Imaging techniques	126
8.4.3	Calculation of the correlation coefficient	127
8.5	Numerical validation	129
8.5.1	Comparison of the modes used for imaging	130
8.5.2	Imaging results	131
8.5.3	Sensitivity of imaging to the mechanical properties	133
8.6	Experimental validation	135
8.6.1	Imaging results	136
8.6.2	Discussion	139
8.7	Conclusion	139
8.8	Acknowledgements	140
9	CARACTÉRISATION IN-SITU DE L'AMORTISSEMENT POUR L'AMÉLIORATION DES TECHNIQUES D'IMAGERIE EN INSPECTION EMBARQUÉE DES STRUCTURES	141
9.1	Résumé du papier	142
9.2	Abstract	142
9.3	Introduction	143
9.4	Characterization method	144
9.4.1	Wave Propagation Model for a Circular Emitter	144
9.4.2	Damping characterization based on guided waves	146

9.5	Numerical assessment	146
9.5.1	FEM setup	146
9.5.2	Results	148
9.5.3	Discussion	149
9.6	Experimental assessment	149
9.6.1	Experimental setup	149
9.6.2	Results	150
9.6.3	Discussion	150
9.7	Conclusion	151
9.8	Acknowledgements	152
10	EFFET SUR L'IMAGERIE DES CONDITIONS ENVIRONNEMENTALES	153
10.1	Résumé du papier	153
10.2	Abstract	154
10.3	Introduction	155
10.4	Imaging and characterization based on correlation	157
10.4.1	Correlation based imaging using guided waves	157
10.4.2	Characterization based on guided waves	159
10.5	Temperature compensation techniques	161
10.5.1	Optimal Baseline Subtraction (OBS)	161
10.5.2	Baseline Signal Stretch (BSS)	161
10.6	Experimental assessment	162
10.6.1	Experimental setup	162
10.6.2	Characterization	163
10.6.3	Imaging results	166
10.7	Conclusion	170
10.8	Acknowledgements	170
11	ÉVALUATION DE L'ÉPAISSEUR D'UN REVÊTEMENT PAR ONDES GUIDÉES	171
11.1	Résumé du papier	171
11.2	Abstract	172
11.3	Introduction	173
11.4	Guided waves propagation	175
11.4.1	Guided waves in multi-layered plates	175
11.4.2	Guided waves in plates with coating	177
11.4.3	Approach for thickness evaluation	179
11.4.4	Implementation of the coating estimation approach	181
11.5	Experimental validation	183
11.5.1	Experimental setup	183
11.5.2	Robustness of the approach	185
11.5.3	Results and discussion	186
11.6	Conclusion	188
11.7	Acknowledgements	189

12 SYNTHÈSE DES RÉSULTATS	191
12.1 Intégration d'une formulation semi-analytique	191
12.1.1 Analyse des patrons de cisaillement sous l'émetteur	191
12.1.2 Modélisation de l'émetteur : matériaux isotropes	192
12.1.3 Modélisation de l'émetteur : matériaux composites	193
12.2 Amélioration de la technique d'imagerie Excitelet	195
12.2.1 Structures isotropes	195
12.2.2 Structures composites	196
12.2.3 Analyse comparative des techniques d'imagerie pour les composites	196
12.2.4 Amélioration de la technique de corrélation	198
12.2.5 Intégration d'une méthode de caractérisation in-situ	199
12.2.6 Amortissement	200
12.3 Caractéristiques affectant la propagation d'ondes	201
12.3.1 Conditions environnementales	201
12.3.2 Revêtement sur une structure	201
13 CONCLUSION	203
13.1 Contributions	203
13.1.1 Génération d'ondes guidées	203
13.1.2 Amélioration de l'imagerie	204
13.1.3 Caractérisation in-situ des composites	205
13.1.4 Effet d'un revêtement sur la structure sur la propagation d'ondes	206
13.2 Applications pratiques	206
13.3 Suites potentielles du projet	207
LISTE DES RÉFÉRENCES	209

LISTE DES FIGURES

2.1	Configurations typiques des composites fibreux [Miracle <i>et al.</i> , 2001]	4
2.2	Endommagements typiques des composites fibreux [Committee, 1992]	5
2.3	Impacteur	6
2.4	Système de mesure Olympus par C-Scan [Corporation, 2015]	7
2.5	Représentation schématique d'un système SHM [Composites-World, 2012]	8
2.6	Exemple de système SHM par CVM	9
2.7	Exemple de système SHM par fibres optiques	10
2.8	Propagation d'onde symétrique (gauche) et antisymétrique (droite)[Su <i>et al.</i> , 2006]	13
2.9	Courbes de vitesse de groupe et de phase d'une plaque d'aluminium d'une épaisseur de 1 mm	13
2.10	Direction de la vitesse de groupe par rapport à la vitesse de phase (gauche), montage expérimental permettant d'évaluer les vitesses de groupe (droite) [Wang, 2006]	15
2.11	Courbes théoriques et expérimentales de la vitesse de groupe des modes S_0 (gauche) et A_0 (droite) à $\theta = 45^\circ$ pour un laminé quasi-isotrope [Wang, 2006]	15
2.12	piézocéramiques (gauche) et sabots (droite) [Raghavan et Cesnik, 2007b]	17
2.13	Forme des modes de déformation en flexion d'une piézocéramique de 10 mm de diamètre et 1 mm d'épaisseur collée sur une plaque isotrope [Pohl <i>et al.</i> , 2011]	19
2.14	Patron de rayonnement en champ proche, $d=10$ mm, $h= 1$ mm, 132.5 kHz [Pohl <i>et al.</i> , 2011]	19
2.15	Piézocéramique avec une électrode enrobée [Moll <i>et al.</i> , 2012]	20
2.16	Patrons d'amplitude hors plan du front de propagation mesurée au vibromètre laser à distance constante de l'émetteur selon l'orientation d'une céramique piézoélectrique avec électrode enrobée pour diverses fréquences [Moll <i>et al.</i> , 2012]	21
2.17	Méthodologie de résolution de la formulation analytique du modèle <i>pin-force</i> pour un composite transverse isotrope multicouches [Raghavan et Cesnik, 2007b]	24
2.18	Champs de déplacements en régime harmonique du mode S_0 (gauche) et A_0 (centre) à 200 kHz et sur un composite quasi-isotrope, A_0 à 500 kHz (droite) [Raghavan et Cesnik, 2007b]	25
2.19	Distribution des contraintes de cisaillement plan sous la piézocéramique et signal dispersé obtenu (300 kHz) considérant les variations de cisaillement [Huang <i>et al.</i> , 2010]	26
2.20	Modèle LISA couplé à la méthode SAFE, comparaison des courbes d'amplitude obtenues [Shen et Giurgiutiu, 2015]	28
2.21	Imagerie par triangulation [Tua <i>et al.</i> , 2004]	29
2.22	Imagerie à l'aide de la technique EUSR [Giurgiutiu, 2005]	30

2.23	Antenne utilisée pour l'imagerie sur les composites [Rajagopalan <i>et al.</i> , 2006; Vishnuvardhan <i>et al.</i> , 2009a]	31
2.24	Imagerie sur une plaque quasi-isotrope, [Muralidharan <i>et al.</i> , 2006]	31
2.25	Schéma de l'approche d'imagerie Excitelet [Ostiguy <i>et al.</i> , 2014b]	32
2.26	Réseau de capteurs Acellent distribués sur une plaque composite [Sohn <i>et al.</i> , 2004]	33
2.27	Résultats obtenus en détection d'endommagements par retournement temporel	34
2.28	Effet de propriétés mécaniques erronées sur l'imagerie [Ostiguy <i>et al.</i> , 2011]	35
2.29	Axes principaux d'un composite laminé [Gürdal <i>et al.</i> , 1999]	35
2.30	Configurations possibles des fibres, carrée (gauche) et hexagonale (droite) [Miracle <i>et al.</i> , 2001]	36
2.31	Montage expérimental pour l'évaluation des propriétés mécaniques par transmission à travers [Vishnuvardhan <i>et al.</i> , 2008]	38
2.32	Montage expérimental pour l'évaluation des propriétés mécaniques par fonction de transfert [Le Crom, 2010]	39
2.33	Résultats obtenus suite à une caractérisation par fonction de transfert	40
2.34	Amélioration des représentations fréquence-nombre d'onde permettant une comparaison optimale des mesures expérimentales aux calculs théoriques [Ambrozinski <i>et al.</i> , 2015]	41
2.35	Antennes utilisées pour la caractérisation des propriétés mécaniques d'un composite à l'aide de piézocéramiques	42
2.36	Signal sinusoïdal fenêtré à 200 kHz dans le domaine fréquentiel (gauche) et la transformée par ondelettes de ce signal (droite) [Schubert et Herrmann, 2011]	45
2.37	Méthodologie utilisée pour évaluer l'amortissement de la structure [Schubert et Herrmann, 2011]	46
2.38	Atténuation prédite via la transformée d'Hilbert (gauche) et la transformée par ondelette au maximum de la fréquence d'excitation (droite) [Schubert et Herrmann, 2011]	47
2.39	Exemple de l'effet de la température sur la vitesse de groupe des ondes guidées dans un composite unidirectionnel, où l'angle représente l'orientation par rapport à la direction des fibres [Putkis <i>et al.</i> , 2015]	47
2.40	Reconstruction expérimentale des endommagements sur une plaque quasi-isotrope [Vishnuvardhan <i>et al.</i> , 2009a]	48
3.1	Direction de la vitesse de phase et de la vitesse de groupe dans un composite (tiré de l'examen pré-doc, PC Ostiguy)	50
4.1	Propagation configuration for imaging, emitter (E), receiver (R) and pixel location (X_i, Y_i)	62
4.2	Discretized PZT transducer	63
4.3	Configuration of the FEM on a 1.54 mm thick aluminum plate	64
4.4	Strain distribution under a perfectly bonded PZT (a) and a PZT bonded with a layer of adhesive (b)	65

4.5	Comparison of the in-plane amplitude curves obtained from each theoretical formulation	66
4.6	Dispersed signal obtained, with FEM, pin-force (PF) and hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models	67
4.7	Experimental setup for reflector detection on an aluminum plate	68
4.8	Imaging results for various numbers of cycles at 200 kHz using the classical pin-force (PF), the frequency dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega)$) and the frequency and space dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models (normalized according to the highest amplitude for each number of cycles)	69
5.1	Main steps required to compute the stresses and displacements of guided waves in a multilayered composite of finite thickness generated by a transducer of finite dimensions	78
5.2	Effect of the transducer on the amplitude of out-of-plane displacements . .	86
5.3	Numerical model considered, the model was divided by 4 using symmetry conditions	87
5.4	Absolute value of the radial shear stress distribution under a 10 mm diameter PZT for frequencies between 1 kHz and 375 kHz	89
5.5	Normalized out-of-plane velocity curves of the A_0 mode for principal directions, grey : FEM, dotted : Pin-Force, dash-dotted : semi-analytical (similar legend for all figures)	89
5.6	Normalized in-plane velocity curves of the S_0 mode for principal directions	90
5.7	Velocity curves of the A_0 mode at 30,45 and 60 degrees	90
5.8	Comparison of the out-of plane velocity at 45 degrees for a 2.5 cycles burst at 45 degrees for a unidirectional plate measured at 8 cm from the source .	90
5.9	Experimental setup for the validation of guided wave propagation at 45 degrees	92
5.10	Comparison of the out-of plane velocity at 45 degrees for a 2.5 cycles burst for a unidirectional plate measured at 9 cm from the source	92
6.1	Imaging configuration for imaging, emitter (E), receiver (R) and pixel location (x_i, y_i) , and damage signature in the frequency domain obtained experimentally	98
6.2	Experimental setup, the dotted red line represents the section where imaging is performed	99
6.3	Comparison of imaging results of a 5.5 cycles and 0.5 cycle burst using Excitelet and the dispersion compensation technique	101
6.4	Comparison between a time signal obtained at 5.5 cycles and 0.5 cycles. The S_0 mode of the 0.5 cycle signal allows to separate the reflection coming from the defects, while it is not possible with a 5.5 cycles burst	102
6.5	Imaging results for various defect sizes	102
6.6	Wavelength of the normalized reflection amplitude graphs of the defect signature for the A_0 mode for reflectors sizes from 6.75 mm to 18 mm	103

7.1	Main steps required to compute the stresses and displacements of guided waves in a multilayered composite of finite thickness generated by a circular transducer of finite dimensions	109
7.2	Imaging technique, where a damage index map of possible reflectors is reconstructed from theoretical signals	111
7.3	Characterization strategy, measurements at various orientations where these measurements are cross-correlated to theoretical signals using a genetic algorithm (GA) to converge towards the highest correlation	112
7.4	Imaging results considering the A_0 and/or S_0 modes for damage detection of an omnidirectional reflector on a unidirectional composite, red circle : reflector location, black circles : transducers locations	113
7.5	Experimental structure addressed	115
7.6	Reconstructed signal at various frequencies using the Pin-Force formulation	115
7.7	Imaging results obtained on a unidirectional laminate for the detection of reflectors located at 3 different positions using both A_0 and S_0 modes simultaneously.	116
7.8	Extracted damage signature (right) from the reference measurement (left). As shown, the S_0 mode did not interact with the reflector	117
8.1	Measured out-of plane surface velocity on a $[0]_{16}$ composite plate as a function of frequency, horizontal : fibre direction	124
8.2	Effect of anisotropy on the energy velocity and steering angle for a unidirectional composite at 80 kHz.	125
8.3	Correlation-based imaging technique, where a damage index of the location of possible reflectors is reconstructed	126
8.4	Selection of the reorganized energy velocity associated to an angle of propagation	126
8.5	Comparison of the imaging results obtained for the A_0 , S_0 and $A_0 + S_0$ modes separately for path 1-2 (bottom transducers)	131
8.6	Imaging results obtained considering the A_0 and S_0 modes for damage detection of an omnidirectional reflector on a unidirectional composite, red circle : damage location, black circles : transducers locations, linear scale, black = high correlation (100%), white = low correlation (0%)	132
8.7	Effect of varying phase velocity on damage position and correlation amplitude	134
8.8	Experimental setup and location of the reflectors	135
8.9	Reconstructed signal at various frequencies using the pin-force formulation for the direct paths	136
8.10	Reflector detection on a unidirectional composite using A_0 and S_0 modes, red : damage , black : transducers, linear scale	137
8.11	Numerical and experimental correlation maps for path 1-2 for the S_0 using the CB technique	138
9.1	Characterization method	146
9.2	FEM of a 1mm thick isotropic plate with bonded PZTs	147

9.3	Signal amplitudes (solid = FEM, dotted line = propagation model with characterized damping, thin solid = 0 % damping)	148
9.4	Experimental setup	150
9.5	Signal amplitudes in the fiber direction (solid = experimental, dot = propagation model with characterized damping, thin solid=0 % damping) . . .	151
10.1	Propagation configuration for imaging and characterization, emitter(E), receiver (R) and pixel location (X_i, Y_i)	158
10.2	Effect of temperature on GW, dotted=80°C, solid=20°C	160
10.3	Characterization process	160
10.4	Experimental setup : aluminum plate is surrounded by damping tape to avoid reflections. PZT 1 and 2 are used for mechanical characterization, the loose bolt is used to simulate defect	164
10.5	Comparison of the signals before and after convergence, grey : experimental, solid black : signal at room (reference) temperature (+23°C), dotted : signal after convergence)	165
10.6	Comparison of the mechanical properties obtained (* : ASTM, dotted : literature, solid : GW)	166
10.7	Imaging with both A_0 and S_0 modes at room temperature (top), and imaging without baseline (bottom). The defect is the red circle	167
10.8	Comparison of the damage detection capabilities. The loose bolt is the red circle	168
11.1	General case of a multi-layered medium	175
11.2	Effect of the presence of coating over a 2 mm substrate for the A_0 and S_0 modes	177
11.3	Influence of the coating on dispersion curves for a substrate of 2 mm for the S_0 and A_0 modes with coating thicknesses ranging from 0 to 500 μm .	178
11.4	Absolute error on the estimated coating thickness (μm) at 250 kHz using a linear regression curve	179
11.5	Absolute error on the estimated coating thickness (μm) at 250 kHz using a second order regression curve	180
11.6	Simulated signals and relative variation of the time delays estimated using inter-correlation for A_0 and S_0 modes, for substrate thicknesses of 1,2,3 and 4 mm	181
11.7	Strategy used to estimate coating thickness on a structure	182
11.8	Experimental setup : plate with varying coating thicknesses and wedges . .	184
11.9	Repeatability of the measurements and range of variability on composite structure	185
11.10	Coating thickness estimated on the composite (left) and aluminum (right) plates, solid : linear regression, dotted : 10 % error, bars : estimated	187
12.1	Valeur absolue des patrons de cisaillement sous une piézocéramique à 1 kHz et 375 kHz	192
12.2	Courbes d'amplitude selon le modèle obtenu	193

12.3	Trace temporelle obtenue, avec FEM, <i>pin-force</i> (PF) et modèle hybride (HPF $\tau(\omega, r)$)	193
12.4	Courbes de vitesse du mode A_0 à 30,45 et 60 degrés, gris : FEM, pointillés : <i>pin-force</i> , traits pointillés : modèle hybride	194
12.5	Comparaison des vitesses hors plan à 45 degrés pour un signal à 2.5 cycles sur une plaque unidirectionnelle mesurée à 8 cm de la source.	194
12.6	Comparaison des résultats en imagerie pour une excitation de 5.5 et 0.5 cycles en utilisant la technique d'imagerie Excitelet	195
12.7	Résultats d'imagerie obtenus considérant les modes A_0 et/ou S_0 , validation numérique	196
12.8	Résultats en imagerie obtenus considérant les modes A_0 et S_0 modes pour la détection d'endommagements sur un composite unidirectionnel	197
12.9	Comparaison du signal mesuré avec la signature de l'endommagement	198
12.10	Résultats d'imagerie considérant les modes A_0 et/ou S_0 pour la détection d'un réflecteur omnidirectionnel sur un composite. Cercle rouge : endommagement, noir : position des transducteurs	199
12.11	Effet de varier la vitesse de phase sur la position et la corrélation	199
12.12	Comparaison entre les signaux reconstruits et les signaux mesurés expérimentalement sur un composite après convergence	200
12.13	Amplitude des signaux (solide = FEM, + = modèle de propagation considérant l'amortissement, trait noir fin - modèle sans amortissement	200
12.14	Comparaison des capacités en détection d'endommagements, le boulon est représenté par le cercle rouge	201

LISTE DES TABLEAUX

2.1	Principaux types de procédés de fabrication [Miracle <i>et al.</i> , 2001]	4
2.2	Approches d’inspection non destructives ($\Delta =$ variation) [Tan <i>et al.</i> , 1995]	7
2.3	Avantages et inconvénients des méthodes ultrasonores [Committee, 1992] .	12
2.4	Avantages et inconvénients des ondes guidées [Su <i>et al.</i> , 2006]	12
2.5	Caractéristiques de la matrice globale et de la matrice de transfert [Lowe, 1995]	16
2.6	Émetteurs et récepteurs d’ondes ultrasonores [Su <i>et al.</i> , 2006]	17
2.7	Critères d’optimisation pour une amplitude de génération optimale [Ha et Chang, 2010]	21
2.8	Caractéristiques principales des algorithmes d’imagerie	34
2.9	Comparaison des propriétés pouvant être extraites selon la technique de caractérisation utilisée [Castaings, 2002; Castaings <i>et al.</i> , 2000; Le Crom, 2010; Rokhlin et Wang, 1992]	40
4.1	Properties used in the FEM	65
4.2	Correlation levels obtained, A_0 low frequency (LF), A_0 high frequency (HF), A_0 , S_0 , A_0 and S_0	67
4.3	Comparison of the amplitude level and localization accuracy obtained for defect detection at (0, 0.2) for the classical pin-force (PF), the frequency dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega)$) and the frequency and space dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models (results with highest correlation are used as reference)	70
5.1	Properties used in the FEM	88
6.1	Mechanical properties used in the FEM	102
7.1	Imaging results obtained experimentally for the unidirectional composite (mm)	116
8.1	Comparison of the performances of imaging techniques on a unidirectional composite	133
8.2	Imaging on detection and localization performances obtained experimentally	138
8.3	Comparison of the performance of imaging techniques on a unidirectional composite	139
9.1	Mechanical properties used in the FEM	147
9.2	Estimated damping coefficients (numerical)	149
9.3	Mechanical properties of the structure	150
9.4	Estimated damping coefficients of the experimental structure	150
10.1	Mechanical properties used in the model	163
10.2	Mechanical properties obtained following ASTM tests	165

10.3	Comparison of the correlation levels obtained (+ : bad, +++ : good)	169
10.4	Comparison of the methods (- = poor, + = good, ++ = excellent)	170
11.1	Commercial solutions available for coating thickness measurement	173
11.2	Mechanical properties used for numerical validation	177
11.3	Coating thickness measured, aluminum plate	187
11.4	Coating thickness measured, composite plate	187

LISTE DES SYMBOLES

Symbole	Définition
V_a	Tension appliquée aux bornes de la piézocéramique (V)
$H_0^{(2)}$	Fonction d'Hankel d'ordre 0 du second type
V_b	Tension en sortie d'une céramique déformée (V)
L	Longueur parcourue dans un matériau (m)
V	Vitesse de l'onde (m/s)
f	Fréquence centrale d'un signal (Hz)
c_p	Vitesse de phase (m/s)
ϕ	Angle entre la vitesse de phase et la vitesse de l'énergie ($^\circ$)
λ	Longueur d'onde (m)
Z_1	Impédance
ρ	Densité (kg/m^3)
R	Rayon d'une piézocéramique (m)
D	Diamètre (m)
σ	Contrainte (Pa)
ν	Coefficient de Poisson
V_f	Fraction de fibres (%)
V_m	Fraction de résine (%)
E_l	Module d'élasticité dans l'axe longitudinal (Pa)
E_t	Module d'élasticité dans l'axe transverse (Pa)
E_m	Module d'élasticité dans l'axe de la résine (Pa)
E_f	Module d'élasticité de la fibre (Pa)
c	Rayon du PZT récepteur (m)
C_{PZT}	Terme englobant l'ensemble des caractéristiques constantes du PZT
G_{12}	Module de cisaillement dans l'axe longitudinal (Pa)
G_f	Module de cisaillement de la fibre (Pa)
G_m	Module de cisaillement de la résine (Pa)
K_x	Module de compressibilité (Pa)
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
ω	Fréquence angulaire (Hz)
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 (m/s)
c_t	Vitesse de propagation transverse de l'onde (m/s)
k	Nombre d'onde (1/m)

Symbole	Définition
c_g	Vitesse de groupe (m/s)
t	Temps (s)
h, x_3	Épaisseur (mm)
$F(\omega)$	Transformée de Fourier de la fonction temporelle $f(t)$
ω	Fréquence angulaire (rad/s)
ϵ	Déformation (m)
MRD	Distance maximale atteignable (Maximum Resolvable Distance) (m)
k_a	Coefficient de déformation
v_{min}	Vitesse minimale (m/s)
v_{max}	Vitesse maximale (m/s)
d	Distance parcourue (m)
$T_{initial}$	Délai initial du signal (s)
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 (GPA)
α	Polynômes caractéristiques
φ	Angle de déviation (skew angle) (°)
$v_0(t)$	Tension au récepteur piézocéramique (V)
ξ, k	Nombre d'onde (1/m)
$S^m(t)$	Signal théorique reconstruit
$V_i^c(\psi)$	Vitesse calculée (m/s)
$V_i^m(\psi)$	Vitesse mesurée (m/s)
c^m	Corrélation entre une mesure et un signal simulé
$a_{a_{eff}}$	Rayon efficace (m)
τ	Paramètre de <i>shear lag</i>
$a_{a_{eff}}$	Diamètre efficace de la piézocéramique (m)
G_{ad}	Module de cisaillement de l'adhésif (Pa)
J_1	Fonction de Bessel de premier ordre
d_s	Distance entre l'émetteur et le récepteur (m)
η	Racines caractéristiques de la matrice de Christoffel
K_1, K_2	Domaine du nombre d'ondes
L^m	Termes de la matrice de transformation
e_i	Vecteurs propres des déplacements
Γ	Angle (domaine des nombres d'ondes)
b	Demie épaisseur de la structure (m)
η	Amortissement de la structure
D_x	Position dans la matrice globale

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Afin de réduire les coûts associés à l'exploitation commerciale des avions et autres moyens de transport, des stratégies visant à développer des structures plus légères sont mises de l'avant, que ce soit en modifiant la géométrie actuelle des pièces ou en optant pour des matériaux plus légers.

Une augmentation de la proportion des matériaux composites, notamment dans les avions, offre l'avantage par rapport aux matériaux métalliques d'offrir des performances mécaniques équivalentes, tout en réduisant le poids de la structure de façon importante. Néanmoins, ces matériaux sont plus sensibles à certains types d'endommagements que les structures aéronautiques précédentes, fabriquées principalement à partir de matériaux métalliques.

Parmi les solutions envisagées pour réduire les coûts associés à l'inspection des structures, l'inspection embarquée des structures (*Structural Health Monitoring* ou SHM) est évaluée. Bien qu'encore au stade de la recherche et développement, ces techniques, comparativement aux techniques traditionnelles d'inspection non destructive, offrent l'avantage d'être installées en permanence sur une structure, ce qui leur permet de grandement réduire le temps d'inspection. Ces méthodes pourraient offrir une alternative intéressante pour l'inspection des structures demandant une inspection fréquente ou difficile d'accès.

Parmi ces méthodes, les techniques d'imagerie basées sur des modèles de propagation d'ondes gagnent en popularité. Celles-ci reposent sur l'utilisation d'un modèle analytique et ont pour objectif de cartographier une structure afin de détecter si un endommagement est présent sur celle-ci en comparant une mesure à la réponse probable d'un endommagement. Jusqu'à maintenant, hormis dans le cas des composites quasi-isotropes, peu d'études sur des matériaux composites ont été effectuées.

Une technique d'imagerie développée à l'Université de Sherbrooke, nommée *Excitelet*, a pour sa part démontré son fort potentiel en ce qui a trait à la détection, au positionnement et à l'analyse de la sévérité d'un endommagement sur les structures métalliques. Néanmoins, son potentiel n'a pas encore été démontré sur les composites.

Ce projet de doctorat se penche sur l'amélioration de la technique d'imagerie *Excitelet*, afin de permettre d'effectuer de l'imagerie sur les composites. Les travaux visent à modéliser la

propagation des ondes guidées dans les structures composites, afin de mieux comprendre les paramètres mécaniques et environnementaux ayant un effet sur la génération, la propagation et la mesure des ondes guidées. Afin de simplifier la lecture et la compréhension de cette thèse, la revue de littérature est suivie par une section de résultats divisée en 3 sous-parties, chacune d'elles contenant ses objectifs et ses originalités.

La première partie de la thèse se concentre sur une analyse exhaustive de la formulation analytique actuelle utilisée pour la technique *Excitelet* pour les structures métalliques, soit le modèle *Pin-Force*. Le premier objectif de cette section est de définir les améliorations pouvant être apportées à ce modèle pour les structures métalliques et leur impact sur l'imagerie. Par la suite, le second objectif est d'adapter cette formulation à la génération et la propagation d'ondes guidées dans les matériaux composites.

La seconde partie de la thèse consiste à modifier l'algorithme derrière la technique d'imagerie *Excitelet* afin d'évaluer sa performance sur les structures composites. Le modèle optimisé obtenu dans la section 1 est donc implanté dans la technique d'imagerie et son potentiel est comparé à d'autres méthodes d'imagerie sur un composite.

En troisième partie, des paramètres pouvant avoir un effet sur la propagation des ondes guidées dans les structures sont étudiés. Le premier paramètre étudié est l'effet de l'amortissement sur la propagation d'ondes. Le second paramètre consiste à évaluer l'effet de varier les conditions environnementales sur la propagation, les propriétés mécaniques, et évaluer la performance de techniques de compensation pour permettre à la technique d'imagerie *Excitelet* d'être plus robuste à ces variations.

Finalement, une section discussion est présentée. Cette section a pour objectif de synthétiser les nouveautés associées à ce projet de recherche, mais également de mieux présenter certains des prochains défis rattachés à l'imagerie sur les structures complexes.

CHAPITRE 2

REVUE DE LITTÉRATURE

La revue de littérature est divisée en cinq parties. La première partie traite des matériaux composites, où leurs caractéristiques ainsi que leur sensibilité à certains types d'endommagements sont présentées. Par la suite, les méthodes de contrôle non-destructifs (CND) ainsi que les méthodes d'évaluation embarquées (SHM) sont présentées. Ces méthodes permettent de détecter et de dimensionner les endommagements dans les matériaux. Parmi les méthodes SHM existantes, les solutions par ondes guidées sont de plus en plus répandues. La troisième section présente donc la théorie sur la génération et la propagation d'ondes guidées. Par la suite, les approches SHM d'imagerie sont présentées dans la quatrième partie. La précision de certaines approches d'imagerie, notamment les approches d'imagerie par antenne, sont fondées sur la connaissance précise des propriétés mécaniques et géométriques de la structure. La dernière section conclut la revue de littérature en présentant une revue des méthodes de caractérisation standard, par analyse vibratoire, par ultrasons et par ondes guidées. Des revues exhaustives de certains aspects plus spécifiques à la littérature peuvent être retrouvées au début de chacun des articles présentés dans cette thèse.

2.1 Matériaux composites

Un composite est une combinaison de deux matériaux ou plus, dont l'interface est bien définie [Miracle *et al.*, 2001]. Celui-ci comporte une phase fibreuse à bonne tenue mécanique maintenue par une matrice. Les composites sont anisotropes et leurs propriétés mécaniques sont ajustées selon les sollicitations prévues de la structure, en variant l'orientation des plis et leur taux de fibres et de résine. L'objectif de cette section est de présenter succinctement les matériaux composites, qui sont les structures étudiées dans le cadre du projet.

2.1.1 Types de composites

Les composites sont constitués de fibres organiques (bois) ou inorganiques (verre, carbone, aramide). Les types de composites les plus communs sont les composites particuliers, en flocons, renforcés de fibres aléatoires ou les laminés. Les composites les plus utilisés en aéronautique sont les laminés. Ceux-ci offrent d'excellentes propriétés dans l'axe des fibres.

Également, chacun des plis du laminé peut être orienté différemment, selon les propriétés désirées du laminé. La Fig. 2.1 présente les configurations possibles des composites fibreux.

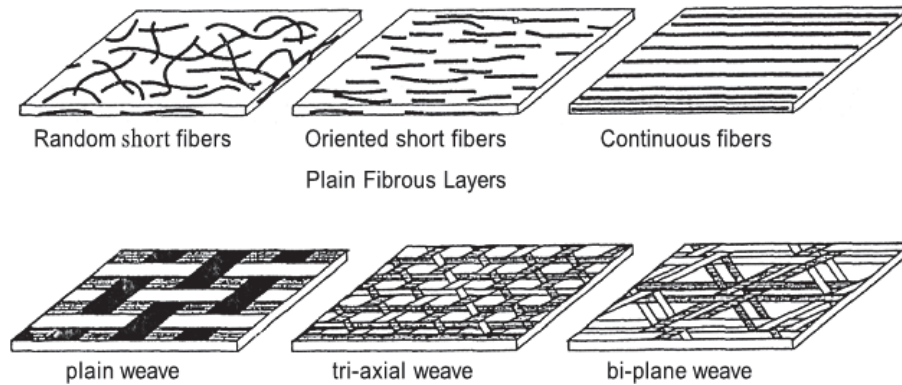


Figure 2.1 Configurations typiques des composites fibreux [Miracle *et al.*, 2001]

2.1.2 Fabrication des composites

Le procédé de fabrication est généralement choisi selon les matériaux, le budget disponible et l'utilisation de la pièce. Le Tableau 2.1 résume les caractéristiques principales de chacun des procédés de fabrication.

Tableau 2.1 Principaux types de procédés de fabrication [Miracle *et al.*, 2001]

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	Polymérisation à température ambiante, parties de haute dimension, haute qualité, faible prix	Utilisé pour les applications navales, équipement de fabrication volumineux
Sac sous vide, cuisson à la presse	Même procédé que 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 Endommagement des composites fibreux

Endommagements typiques

Le principal désavantage des composites fibreux est leur sensibilité aux endommagements, dont les plus communs sont les endommagements volumétriques tels les impacts [Committee, 1992]. Les délaminations (décollement du plan mitoyen des couches de fibres), causées par les impacts, même de faible énergie, réduisent de façon significative la résistance de la structure et sa vie en fatigue [Diamanti et Soutis, 2010]. Les causes des impacts sont variables : impacts d'oiseaux, impact de débris ou d'outils échappés, etc. La Fig. 2.2 présente les principaux scénarios d'endommagement des composites fibreux.

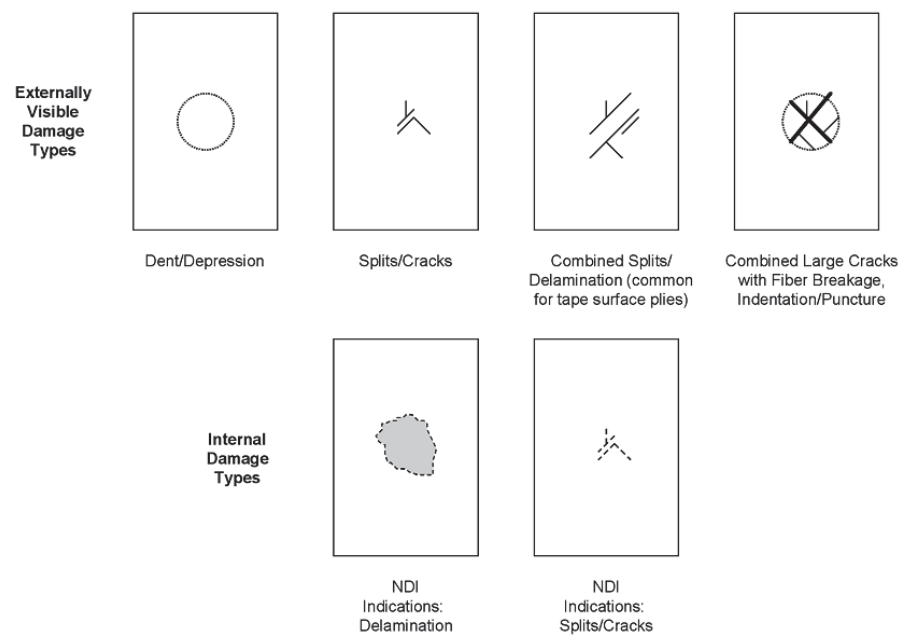


Figure 2.2 Endommagements typiques des composites fibreux [Committee, 1992]

Méthodes d'endommagement contrôlé en laboratoire

L'endommagement contrôlé s'effectue normalement via l'utilisation d'un impacteur [ASTM, 2005] par un impact normal à la surface de la pièce à l'aide d'une masse en chute libre, dont l'énergie est contrôlée, permettant ainsi d'obtenir des résultats reproductibles. La Fig. 2.3 présente un système d'impact développé à l'Université de Sherbrooke, qui respecte la norme ASTM sur les impacts contrôlés sur les structures composites.

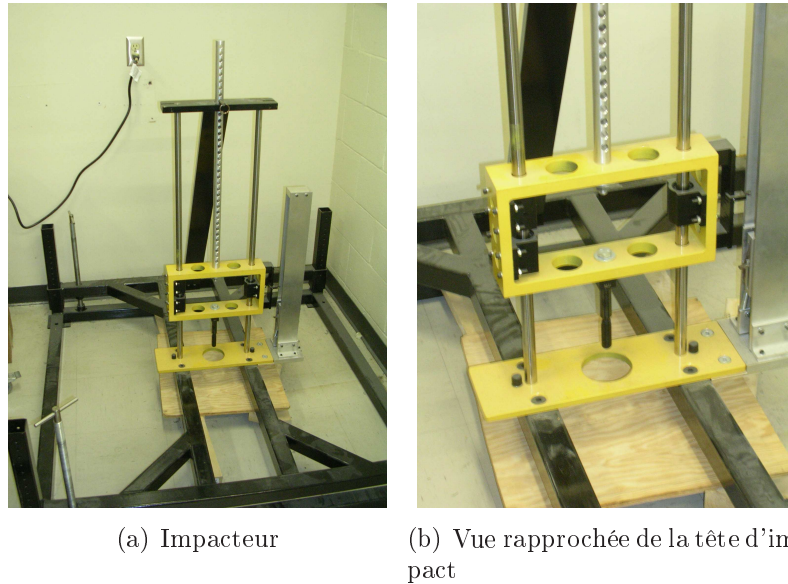


Figure 2.3 Impacteur développé à l'Université de Sherbrooke

2.2 Surveillance des structures aéronautiques

2.2.1 Inspection non destructive

Selon [Diamanti et Soutis, 2010], le coût d'inspection des structures aéronautiques durant leur vie en service représente environ un tiers du coût initial de fabrication. Dans le cas des composites, leur sensibilité à la propagation rapide d'endommagements impose la détection rapide de l'apparition de nouveaux endommagements [Su *et al.*, 2006]. Afin de réduire les coûts et le temps de mise hors-service des avions, des approches rapides et efficaces d'inspection doivent être développées. L'objectif commun des méthodes de contrôle non destructifs, CND, est de détecter, positionner et dimensionner les endommagements structuraux. Une méthode CND est généralement sélectionnée selon les critères suivants [Committee, 1992] :

- l'objectif de l'inspection,
- le ou les types d'endommagements d'intérêt,
- la dimension et l'orientation des endommagements,
- la position anticipée des endommagements,
- les caractéristiques du matériau évalué.

Par contre, la performance des approches est grandement affectée par l'expérience de l'opérateur, le matériau inspecté (le type et la forme), ainsi que l'environnement où l'inspection est effectuée. Les approches de contrôle non-destructifs, sont divisées en deux

classes, soient les approches passives ou les approches actives [Staszewski *et al.*, 2009]. Les approches passives requièrent un post-traitement plus évolué, diverses techniques de cartographie, permettant d'obtenir de l'information à propos de la détection d'endommagements connus et la réponse d'un signal, mais un équipement moins dispendieux, ce qui est le contraire pour les approches actives. Les approches actives pour leur part nécessitent la génération et la mesure de la réponse à une excitation sur la structure [Staszewski *et al.*, 2009]. Le tableau 2.2 décrit les principales méthodes de CND, classées selon le type d'endommagement évalué.

Tableau 2.2 Approches d'inspection non destructives (Δ = variation) [Tan *et al.*, 1995]

Endommagement	Ultrasonique	Radiographie	Foucault	Thermographie	Holographie
Porosité	Oui	Oui		Parfois	Parfois
Décollement	Oui		Parfois	Oui	Oui
Délamination	Oui	Parfois		Oui	Oui
Impact	Oui	Oui	Oui	Parfois	Parfois
Δ résine	Oui	Parfois			
Fibres brisées	Oui	Parfois	Oui		
Fissures	Oui	Parfois			
Δ de cuisson	Oui	Parfois		Oui	Oui
Inclusion	Oui	Oui	Parfois		
Humidité	Oui	Parfois		Oui	

Les approches ultrasonores sont très répandues. Parmi celles-ci se trouvent les approches par *A-Scan* et *C-Scan*. La Fig. 2.4 présente un système CND par ultrasons, fondé sur l'approche de scan de type C.



Figure 2.4 Système de mesure Olympus par C-Scan [Corporation, 2015]

Le C-Scan consiste à cartographier une surface à l'aide de mesures ultrasonores prises normalement par rapport à la surface de la pièce, où l'objectif est de montrer sur la carte la présence d'anomalies dans la pièce ainsi que leur position respective. Le *A-Scan* pour sa part consiste à identifier des réflexions dans un signal temporel mesuré, la présence de réflexions signalant la présence d'un endommagement. Bien qu'efficaces, les techniques

CND ne sont pas embarquées en permanence sur la structure, imposant des intervalles d'inspections fixes. Afin de palier cette limitation, le domaine de la surveillance embarquée des structures (SHM) a été développé.

2.2.2 Surveillance embarquée des structures (SHM)

Les objectifs du SHM sont soit d'évaluer l'intégrité d'une structure (*damage monitoring*) ou d'évaluer la condition de la structure par rapport aux conditions dont elle a été soumise (*usage monitoring*).

Dans le cas de la détection de dommages, l'objectif principal du SHM est d'évaluer l'intégrité des structures de façon embarquée, à la différence des approches CND. Le SHM est mis de l'avant car il favorise la planification des inspections non pas sur un plan à intervalles fixes mais plutôt selon la condition actuelle des structures (*Condition Based Maintenance* ou CBM). La Fig. 2.5 schématise un concept de système SHM sur un avion.



Figure 2.5 Représentation schématique d'un système SHM [Composites-World, 2012]

Un système SHM est généralement comparé au système nerveux d'une personne ; divers systèmes de mesure sont distribués sur la structure et collectent des informations, qui sont acheminées et traitées par un système centralisé. Celui-ci détermine l'intégrité de la structure en évaluant si des anomalies sont présentes [Raghavan et Cesnik, 2007b]. Dans un contexte idéal, des approches de pronostic seraient utilisées conjointement au SHM pour évaluer la durée de vie résiduelle de la structure. Les systèmes SHM doivent répondre aux critères suivants [Su *et al.*, 2006] :

- endurance pour des utilisations en service plus difficiles,
- durée de vie entre 5 et 10 ans, et
- facilité de manipulation et de fixation.

Un système SHM devrait également pouvoir, par ordre croissant de difficulté, être en mesure de [Nadella *et al.*, 2011; Su *et al.*, 2006] :

- indiquer qualitativement l'occurrence d'un endommagement,
- positionner l'endommagement,
- estimer quantitativement la dimension de l'endommagement, et
- prédire la vie résiduelle de la structure.

Pour l'instant, la plupart des techniques SHM sont encore au stade de la recherche et développement. Néanmoins, des efforts importants sont faits par la communauté scientifique pour établir des bases sur la définition, le développement, et la certification des systèmes SHM. Parmi ces initiatives, le document ARP 6461 : Lignes directrices pour la mise en œuvre de systèmes SHM pour les avions à voilure fixe [Foote, 2013] propose des recommandations sur le développement et la certification de systèmes SHM. Plusieurs techniques de SHM existent. Les sections suivantes présentent quelques-unes des nombreuses techniques SHM présentement en développement.

SHM par Comparative Vacuum Monitoring (CVM)

Parmi les techniques de SHM se trouvent les approches CVM. Ces techniques consistent à installer un capteur sous lequel deux réseaux de tubes sont en partie en contact avec la structure. Le premier réseau de tubes est gardé à la pression ambiante, tandis qu'un vide est assuré dans le second réseau de conduits. Si une fissure se propage entre deux canaux ayant une différence de pression, le vide n'est plus assuré et le dommage est détecté [Roach, 2009]. Le système est présenté à la Fig. 2.6.

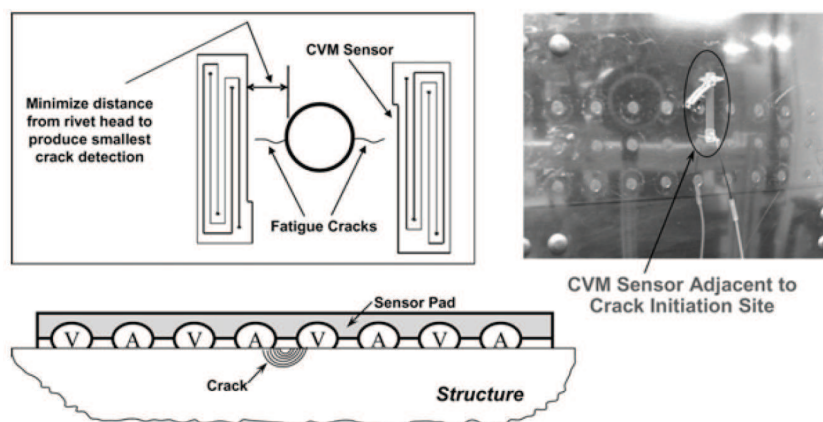


Figure 2.6 Exemple de système SHM par CVM

Méthodes basées sur la variation de contraintes

Parmi les autres techniques se trouvent celles basées sur la variation des contraintes dans la structure, telles les méthodes par fibres optiques [Glisic et Inaudi, 2008]. Ces techniques de SHM permettent d'évaluer pour leur part l'usage de la structure à partir des variations de contraintes mesurées. La méthode repose sur une mesure de la variation de la longueur d'onde de la lumière se propageant dans une fibre optique. Lorsqu'une variation du temps de vol est mesurée, une estimation des contraintes subies peut être effectuée [Kahandawa *et al.*, 2012]. Un exemple d'utilisation de fibre optique est montré à la Fig. 2.7.

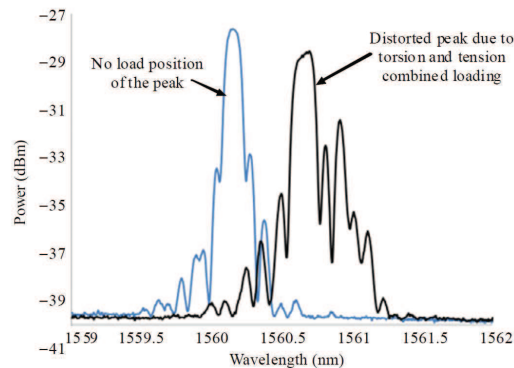


Figure 2.7 Exemple de système SHM par fibres optiques

SHM par ondes guidées

Les approches de surveillance embarquée (SHM) par ondes guidées offrent certains avantages. Elles permettent notamment de surveiller de grandes surfaces sans devoir retirer le revêtement, évaluant de façon non destructive et étant très sensibles aux défauts [Raghavan et Cesnik, 2007b]. Ces méthodes sont parmi les plus prometteuses en SHM. L'interrogation des ondes guidées a l'avantage d'être fiable et efficace, grâce à leur réponse exclusive à différents types d'endommagements. Dans plusieurs de ces approches, afin d'extraire les informations pertinentes des mesures, des modèles analytiques ou semi-analytiques robustes et précis doivent néanmoins être utilisés. Ces modèles, pour être précis, doivent considérer la dynamique couplée des émetteurs collés et la propagation des ondes. Plusieurs ouvrages ont été publiés sur le comportement des ondes guidées et leur interaction avec les endommagements [Su *et al.*, 2006]. Ceux-ci sont néanmoins limités à des cas spécifiques sans étudier le détail de la dynamique des ondes propagées, ainsi que la sélection adéquate des paramètres d'excitation, soit la forme de l'onde, les modes sélectionnés, etc. [Su *et al.*, 2006].

L'utilisation commerciale des ondes guidées en SHM pour la détection d'endommagements est pour le moment limitée. La complexité de la physique des ondes dans les composites rend complexe leur analyse [Staszewski *et al.*, 2009]. Des travaux majeurs restent encore à

faire pour la détection d'endommagements par ondes guidées sur les composites [Staszewski *et al.*, 2009]. Parmi les améliorations, les émetteurs couplés à l'air ont été développés [Diamanti et Soutis, 2010], permettant de découpler la dynamique de l'actionneur de celle de la structure. Un laser peut également être utilisé pour servir d'émetteur et de récepteur [Diamanti et Soutis, 2010]. Les limitations actuelles principales des approches SHM sont [Raghavan et Cesnik, 2007b; Staszewski *et al.*, 2009] :

- Les méthodes fondées sur des modèles prédictifs nécessitent des quantités substantielles de données pour être précises,
- Il est souvent nécessaire de prendre une mesure de référence,
- Il est nécessaire de considérer l'effet de la température sur la propagation des ondes,
- Peu de systèmes SHM sont conçus pour résister aux environnements extrêmes, et
- L'intégration des capteurs dans les structures n'est pas encore standardisée.

2.3 Propagation et génération d'ondes ultrasonores

Les méthodes de détection d'endommagements par propagation d'ondes ultrasonores sont répandues. Normalement, les techniques d'inspection non-destructives par ultrasons sont conduites à des fréquences variant entre 0.1 et 25 MHz [Tittmann et Crane, 2000]. Les avantages et inconvénients des méthodes CND par propagation d'ondes sont présentés au Tableau 2.3. Cette section présente les ondes guidées, les méthodes de génération ainsi que les modèles de propagation disponibles dans la littérature.

2.3.1 Description des ondes ultrasonores guidées

Les ondes guidées sont le résultat d'une combinaison d'ondes de cisaillement et d'ondes de compression qui restent confinées entre les parois d'une structure mince, leur permettant de se propager sur de grandes distances [Diamanti et Soutis, 2010]. Avec une excellente sensibilité aux endommagements et une simplicité en génération et en mesure, ils sont un excellent substitut aux outils de CND traditionnels [Su *et al.*, 2006] dans plusieurs cas.

La propagation, la mesure et l'analyse des ondes guidées comporte des avantages et inconvénients. Les ondes guidées ont été explorées pour une variété de configurations structurales et de matériaux et sont efficaces pour les fuselages monocoques, tels que les parois

Tableau 2.3 Avantages et inconvénients des méthodes ultrasonores [Committee, 1992]

Avantages	Inconvénients
Pouvoir de pénétration supérieur, permettant la détection de défauts en profondeur dans la pièce. Haute sensibilité aux petits endommagements	Opération manuelle requérant des techniciens d'expérience. 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 endommagements, 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	Des étalons sont nécessaires pour étalonner l'équipement et pour caractériser les endommagements
L'opération est électronique, ce qui permet d'obtenir des résultats quasi instantanés pour la dimension des endommagements	Agent couplant nécessaire pour fournir un transfert efficace de l'énergie des ondes entre l'émetteur, la plaque et le récepteur
Résultats peuvent être analysés plus en détails par ordinateur et améliorés	

minces, les parois recouvertes de peinture, les renforts, etc. Elles ne sont par contre pas un candidat idéal pour les configurations structurales complexes où les pièces recouvertes de matériaux amortissants. Les principaux avantages et inconvénients sont résumés au Tableau 2.4.

Tableau 2.4 Avantages et inconvénients des ondes guidées [Su *et al.*, 2006]

Avantages	Inconvénients
Bonne précision en identification	Contamination provenant de diverses sources
Ne nécessite pas de capteurs et de systèmes compliqués	Difficulté de détecter des endommagements en champ proche à cause de largeur finie de l'impulsion
Permet l'inspection de grandes surfaces	Fini de surface de la pièce affecte la propagation
Excellente sensibilité à plusieurs types de défauts	Confusion de plusieurs modes
Systèmes de mesure peu énergivores	

Ondes guidées dans un matériau isotrope (Ondes de Lamb)

Deux types de modes peuvent se propager dans une structure isotrope : les modes symétriques (S) et antisymétriques (A) illustrés à la Fig. 2.8.

Les modes S sont caractérisés par une symétrie de part et d'autre de la structure pour les déplacements hors plan, tandis qu'ils sont opposés pour les modes A . [Rose, 2000]. Les vitesses de phase c_p (vitesse à laquelle la phase d'une onde se propage dans l'espace) et de groupe c_g (vitesse à laquelle l'enveloppe d'un signal se propage dans l'espace) des modes S et A dépendent des propriétés mécaniques et géométriques de la structure et sont

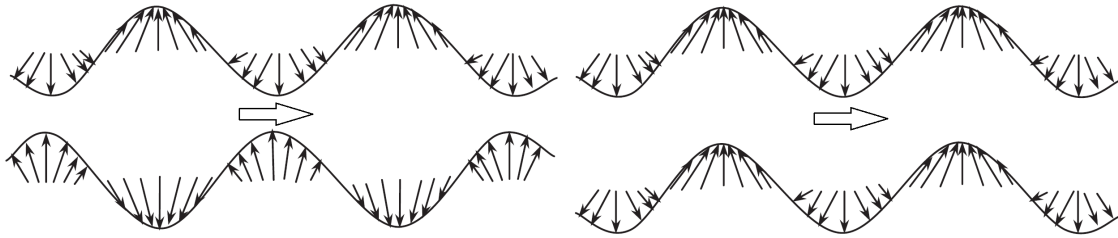


Figure 2.8 Propagation d'onde symétrique (gauche) et antisymétrique (droite)[Su *et al.*, 2006]

calculées à partir des équations du mouvement et de la théorie de l'élasticité en 3D via le développement d'un système d'équations homogènes, permettant le calcul des courbes de dispersion. La procédure analytique est détaillée dans la littérature [Giurgiutiu, 2008]. La Fig. 2.9 présente des courbes de dispersion typiques pour les vitesses de phase et de groupe des deux premiers modes, soient les modes A_0 et S_0 .

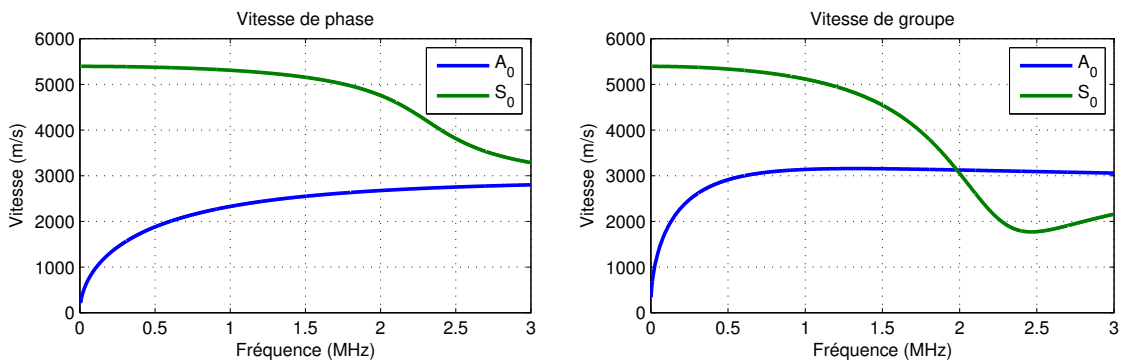


Figure 2.9 Courbes de vitesse de groupe et de phase d'une plaque d'aluminium d'une épaisseur de 1 mm

Ondes guidées dans un composite multicouche

Les composites multicouches les plus utilisés en aéronautique sont les laminés transverses isotropes. Chaque pli possède trois plans de symétrie ; un dans l'axe longitudinal, un dans l'axe transverse et finalement un en rotation autour de la fibre. Ces matériaux sont définis par 5 propriétés : 2 modules d'élasticité (E_1 , E_2), 2 coefficients de Poisson (ν_{12} , ν_{23}) et un module de cisaillement (G_{12}). La formulation pour calculer les courbes de dispersion, basée sur la théorie de l'élasticité en 3D est très bien détaillée dans la littérature [Mal, 1988; Nayfeh, 1991]. Ces travaux ont également été représentés intégralement récemment par Pant [Pant *et al.*, 2014, 2015]. Pour les composites, la densité, l'amortissement (variant avec l'orientation de propagation), les caractéristiques de l'empilement ainsi que l'épaisseur de la structure sont nécessaires au calcul des courbes de dispersion. La résolution consiste tout d'abord à construire une matrice de transfert globale, celle-ci relie les dépla-

cements et les contraintes d'un côté d'une plaque multicouches à l'autre. Par la suite, les équations du mouvement du laminé sont obtenues en posant les conditions de continuité à l'interface entre les plis en surface ce qui permet par la suite d'assembler la matrice de transfert globale. Celle-ci permet de tenir compte de l'ensemble des plis de composite. Il est également important de considérer que la technique d'assemblage des matrices peut être utilisée afin de calculer les courbes de dispersion d'un matériau isotrope multicouche. Finalement, les racines de l'équation caractéristique, définies par le déterminant de la sous-matrice inférieure gauche de la matrice assemblée sont déterminées. Les racines obtenues présentent les vitesses des ondes propagées dans le matériau à la fréquence étudiée. Une étude en fréquence permet par la suite de reconstruire les courbes de dispersion. Tous les détails des calculs peuvent être trouvés dans [Mal, 1987].

Validation expérimentale des modèles de dispersion

Expérimentalement, les vitesses de groupe mesurées pour les composites ne sont pas les mêmes que celles prédites par les propriétés mécaniques et les courbes de dispersion des ondes guidées calculées analytiquement [Rhee *et al.*, 2007; Su *et al.*, 2006]. Cette différence provient du fait qu'il existe un angle entre la direction de la vitesse de groupe et de la vitesse de phase dans les matériaux anisotropes. La propagation d'ondes dans un matériau composite avec des propriétés anisotropes devrait considérer une correction en vitesse et en orientation des vitesses de groupe [Rose, 2002; Su *et al.*, 2006]. La courbe de lenteur, représentée par l'inverse de la vitesse de phase, peut être calculée. L'amplitude et la direction de la vitesse de groupe peuvent être calculées à partir de la courbe de lenteur. Les vitesses de groupe recalculées considérant l'amplitude et la direction de la courbe de lenteur sont comparées aux vitesses de groupe mesurées expérimentalement. La méthode proposée montre une bonne corrélation entre les résultats expérimentaux et les valeurs théoriques, sauf dans la direction des fibres. Il est à noter que la direction du vecteur d'onde est différente de la direction de l'énergie, sauf dans le cas des axes principaux. La Fig. 2.10 présente le phénomène ainsi que le système expérimental utilisé pour recalculer les courbes de dispersion de la vitesse de groupe de la plaque en fibres de carbone. 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.

Les courbes de dispersion à différents angles ont été étudiées avec ce montage. La Fig. 2.11 compare les vitesses de groupe théorique et pratique extraites des mesures expérimentales et reconstruites considérant la différence entre les signaux dispersés pour un angle de 45° sur une plaque composite mesurés à l'aide de transducteurs ultrasonores. À partir

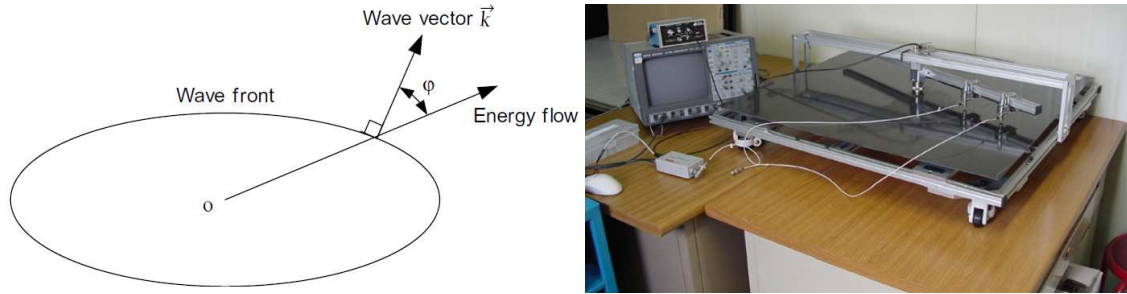
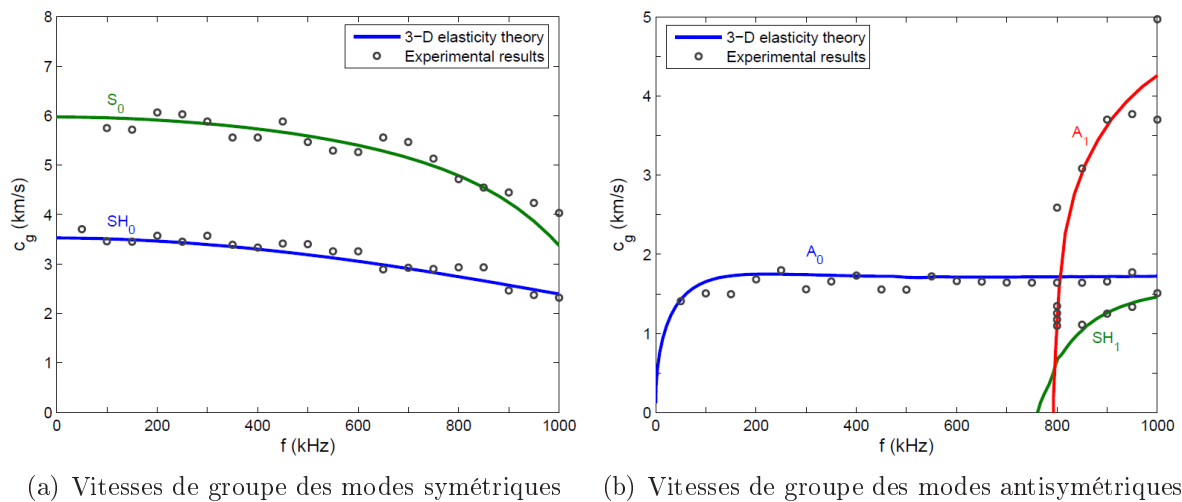


Figure 2.10 Direction de la vitesse de groupe par rapport à la vitesse de phase (gauche), montage expérimental permettant d'évaluer les vitesses de groupe (droite) [Wang, 2006]

des équations du mouvement, des propriétés géométriques de la structure et des matrices d'élasticité en 3D, il est possible de calculer analytiquement les vitesses de phase et de groupe d'un matériau [Wang, 2006].



(a) Vitesses de groupe des modes symétriques (b) Vitesses de groupe des modes antisymétriques

Figure 2.11 Courbes théoriques et expérimentales de la vitesse de groupe des modes S_0 (gauche) et A_0 (droite) à $\theta = 45^\circ$ pour un laminé quasi-isotrope [Wang, 2006]

Optimisation des codes de calcul

Les courbes de dispersion requièrent la détermination, pour chacune des fréquences, des racines caractéristiques des modes excités à cette fréquence, permettant d'obtenir leur vitesse. Lowe [Lowe, 1995] a présenté les deux méthodes les plus communes permettant de calculer les courbes de dispersion pour les composites multicouches. Ces deux formulations matricielles, soit la matrice globale et la matrice de transfert, décrivent la propagation d'ondes élastiques dans une structure composite multicouche. Les caractéristiques des méthodes sont présentées au Tableau 2.5

Tableau 2.5 Caractéristiques de la matrice globale et de la matrice de transfert [Lowe, 1995]

Matrice de transfert	Matrice globale
Instabilité de la solution pour plusieurs plis	Matrice singulière large est assemblée
Instabilité de la solution pour des épaisseurs importantes	Technique robuste, mais longue de calcul
Ne peut pas faire de calculs en haute fréquence	Peut incorporer les termes d'amortissement
Algorithmes rapides	Intègre les ondes fuyantes
Ne permet pas de calculer l'amortissement	Permet de résoudre les équations pour de hautes fréquences
Les coefficients de la matrice consistent d'une somme de la différence de larges et de petits chiffres	Matrice de plus grande taille, temps de calcul et de résolution plus long

Les formulations se basent sur l'hypothèse que la propagation par cisaillements plans est valide [Lowe, 1995], et que les contraintes et déplacements sont continus aux interfaces des fibres. La stratégie permettant de calculer l'amortissement des matériaux est également décrite, où la partie imaginaire calculée des nombres d'onde représente l'amortissement.

2.3.2 Génération d'ondes ultrasonores

Les ondes ultrasonores sont générées par divers types d'émetteurs. Le Tableau 2.6 présente les caractéristiques des émetteurs et récepteurs les plus utilisés en CND.

2.3.3 Dispositifs embarqués pour la génération et la mesure

Actionneurs et capteurs piézoélectriques

Les transducteurs, particulièrement en aéronautique, sont généralement compacts. Pour cette raison, les éléments piézoélectriques sont les plus populaires. Les éléments piézoélectriques sont peu dispendieux, disponibles pour différentes épaisseurs (entre 0.1 mm et 1 mm pour les piézocéramiques et 10 μm pour les polyvinylidène (PVDF)), leur permettant de s'intégrer facilement à une structure. Ces transducteurs sont dotés d'une électrode de part et d'autre et sont généralement polarisés dans la direction de l'épaisseur. Lorsque soumis à une tension électrique, ils induisent une déformation radiale, propageant une onde dans la structure hôte. Les transducteurs piézocéramiques minces, PZT (à base de Titanate-Zirconate de Plomb), qui sont une catégorie d'actionneurs piézoélectriques, opèrent dans

Tableau 2.6 Émetteurs et récepteurs d'ondes ultrasonores [Su *et al.*, 2006]

Capteur	Applications/Caractéristiques	Instrumentation
Sonde ultrasonore	Défaut, détection de distance et épaisseur, exact et efficace	Contact et air/fluide
Interféromètre laser	Mesure de déplacement, grande précision, dispendieux	Sans contact
Piézocéramiques	Capteur actif, détection de vibrations, réponse en haute fréquence, nécessite peu d'énergie, pas dispendieux	Attaché, encastré
Peinture piézoélectrique et PVDF	Détection de vibrations et fissures, facile d'application pour des surfaces courbes, peu dispendieux	Attachés, encastrés
Transducteur électromagnétique	Bande de fréquence reserrée, pas de couplage	Contact, attaché
Accéléromètre	Détection de l'accélération, réponse en haute fréquence	Attaché
Alliage à mémoire de forme	Capteur actif, détection de déformations, contrôle actif, grande force, faible réponse en fréquence	Attaché, encastré
Fibre optique	Déformation, détection de température, haute précision, dispendieux	encastré
Transducteurs par émission acoustique	Variations dans les propriétés physiques seulement, détection de position, capteur passif	Attaché, encastré
Courants de Foucault	Détection d'impédance électromagnétique, excellent pour les composites, complexe d'utilisation, dispendieux	Attaché
Jauge de déformation	Détection de déformation, réponse en basse fréquence, possibilité d'utiliser dans les environnements hostiles, peu dispendieux	Attaché

les modes de traction et de compression [Diamanti et Soutis, 2010]. La Fig. 2.12 présente des céramiques piézoélectriques ainsi que des sabots qui utilisent des piézocéramiques.

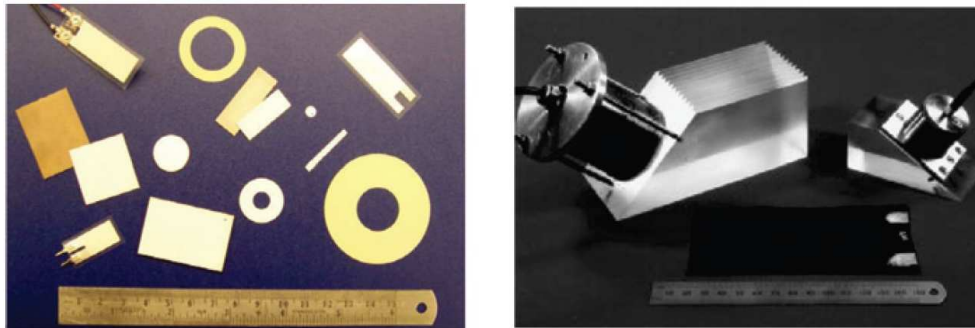


Figure 2.12 piézocéramiques (gauche) et sabots (droite) [Raghavan et Cesnik, 2007b]

Les piézocéramiques sont donc fabriqués selon les formes désirées. Les plus répandues en détection d'endommagements sont circulaires car ils permettent un front d'ondes uniforme en champ lointain sur les structures isotropes planes. Les piézocéramiques ont un faible poids, une large bande de réponse fréquentielle, consomment peu d'énergie et ont une faible impédance. Par contre, les piézocéramiques sont fragiles, résistent mal à la fatigue,

et induisent seulement de faibles déplacements. Les piézocéramiques sont également limitées par une faible plage d'opération en température, où leur performance se dégrade rapidement à des température avoisinant 50% de leur température de Curie [Raghavan et Cesnik, 2007b].

L'implantation optimale d'émetteurs requiert une compréhension approfondie de la génération des ondes guidées. Plusieurs phénomènes doivent être considérés vis-à-vis la génération d'ondes par émetteurs embarqués. La résonance des piézocéramiques est d'abord présentée, ainsi que son effet sur les patrons de radiation en champ proche. L'effet des électrodes enveloppées sur les contraintes en cisaillement plan produites par les piézocéramiques est par la suite présenté et finalement une étude paramétrique de l'effet de l'adhésif sur la génération d'ondes est faite.

Effet de la taille d'une piézocéramique et du couplage piézocéramique-structure

La taille des piézocéramiques a un effet sur la génération des ondes guidées. Ceci est causé par le fait que la piézocéramique est de taille finie. La section suivante présente ces effets. Par exemple, pour un élément rectangulaire en 2D, une règle généralement acceptée permettant de calculer la fréquence optimale d'excitation d'une céramique piézocéramique est calculée selon [Su *et al.*, 2006] :

$$R = \frac{c}{f} \left(n + \frac{1}{2} \right) = \lambda_{onde} \left(n + \frac{1}{2} \right) \quad (2.1)$$

où R est le rayon de la céramique, n est un nombre entier, λ_{onde} est la longueur d'onde de l'onde générée (en m), c_p est la vitesse de phase de l'onde (en m/s) et f la fréquence (en Hz).

Une étude de l'effet du couplage de la piézocéramique à la plaque et de l'épaisseur d'une piézocéramique sur ses fréquences de résonance, tant au niveau analytique, numérique, qu'expérimental est présentée dans la littérature [Pohl *et al.*, 2011]. La complexité du comportement modal des piézocéramiques collées et l'influence des conditions de couplage sont investiguées expérimentalement et théoriquement pour des piézocéramiques de différents diamètres et épaisseurs afin de mieux comprendre le comportement des ondes générées en champ proche. Les formulations analytiques permettant de calculer les fréquences naturelles des piézocéramiques libres pour les déformations en flexion et en compression sont également présentées. Les résultats expérimentaux mesurés au vibromètre laser démontrent que la comparaison entre les fréquences naturelles calculées analytique-

ment, pour de petits ratios de l'épaisseur sur le diamètre uniquement, et celles mesurées expérimentalement, sont en accord, tel que présenté à la Fig. 2.13.

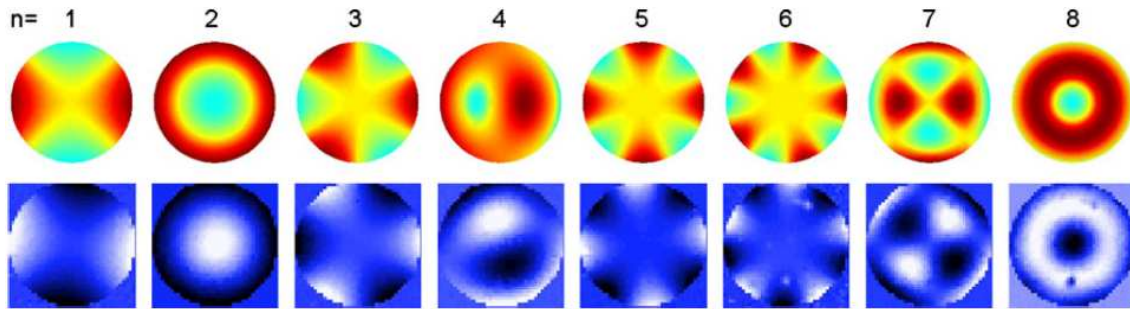


Figure 2.13 Forme des modes de déformation en flexion d'une piézocéramique de 10 mm de diamètre et 1 mm d'épaisseur collée sur une plaque isotrope [Pohl *et al.*, 2011]

Une analyse complémentaire, fondée sur l'étude de l'effet de l'adhésif sur la résonance en flexion et en compression est également présentée par les auteurs. Les résultats expérimentaux de cette étude montrent que le collage d'une piézocéramique affecte plus les modes en flexion que les modes radiaux de la piézocéramique. Le collage, pour sa part, décale vers les hautes fréquences les résonances de la piézocéramique. Une validation expérimentale est réalisée en collant des disques piézocéramiques circulaires sur une plaque isotrope à l'aide de paraffine, dont l'épaisseur est contrôlée entre $10\ \mu\text{m}$ et $40\ \mu\text{m}$ et où le patron de rayonnement en champ proche de la piézocéramique est mesuré au laser 3D (PSV400), tel que montré à la Fig. 2.14 pour les déplacements hors plan.

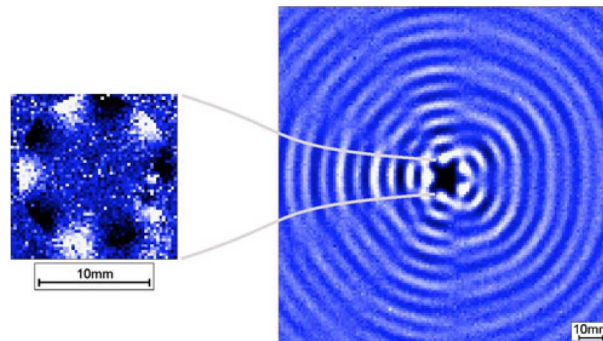


Figure 2.14 Patron de rayonnement en champ proche, $d=10\ \text{mm}$, $h=1\ \text{mm}$, $132.5\ \text{kHz}$ [Pohl *et al.*, 2011]

En champ proche, le patron de rayonnement d'une céramique circulaire est affecté par les modes de résonance de la piézocéramique. Les principales conclusion du travail sont :

- l'augmentation d'épaisseur de la piézocéramique diminue les fréquences de résonance,
- le couplage des piézocéramiques doit être considéré dans les modèles de propagation,

- l'équation 2.1 n'est valide que pour les piézocéramiques minces, sinon l'effet combiné des fréquences de résonance déterminera les fréquences optimales d'excitation, et
- les solutions analytiques pour des fréquences de résonance d'une piézocéramique libre sont validées pour de grands ratios de diamètre d'une piézocéramique sur son épaisseur.

Effet de l'électrode enveloppée sur le cisaillement plan sous la piézocéramique

La précision des modèles en génération d'ondes guidées requiert une connaissance précise du comportement dynamique des transducteurs piézocéramiques et du champ de contraintes initial produit lors de la génération. Une étude approfondie des patrons de rayonnement d'une piézocéramique avec électrode enrobée, telle que montrée à la Fig. 2.15 est présentée par Moll [Moll *et al.*, 2012].

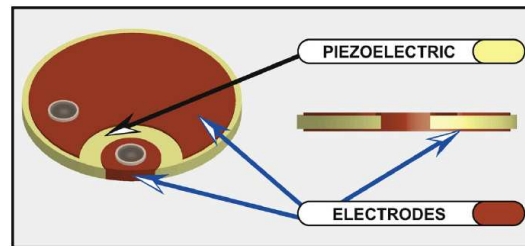


Figure 2.15 Piézocéramique avec une électrode enrobée [Moll *et al.*, 2012]

L'amplitude hors plan du front de propagation sur une plaque isotrope est mesuré au laser à une distance constante autour d'une piézocéramique. L'amplitude maximale du mode A_0 mesurée est par la suite tracé pour chacune des directions de propagation. La Fig. 2.16 présente la distribution des amplitudes selon la direction mesurée pour diverses fréquences. Ces patrons démontrent que l'amplitude de la force exercée par la piézocéramique avec électrode enveloppée n'est pas axisymétrique et que sa forme varie selon la fréquence d'excitation.

Considérations générales sur l'effet de l'adhésif sur le diamètre effectif d'une piézocéramique

Le retard en cisaillement, *shear lag*, permet de calculer le diamètre effectif d'une piézocéramique. Une formulation analytique, ou *shear lag*, via la compensation du diamètre effectif d'une piézocéramique est présentée [Yu *et al.*, 2010]. Cette formulation présentée considère la contribution des modes S_0 et A_0 au *shear lag* sur une structure plane isotrope et infinie. Bien que robuste, le modèle de *shear lag* considère que la piézocéramique induit une distribution linéaire et axisymétrique des contraintes en cisaillement plan sous la piézocéramique et s'applique seulement pour de faibles valeurs du produit fd , soit la fréquence

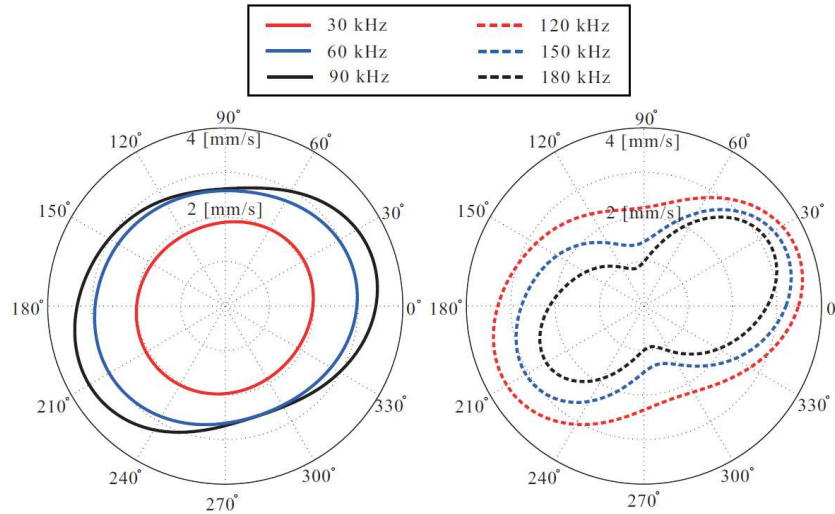


Figure 2.16 Patrons d'amplitude hors plan du front de propagation mesurée au vibromètre laser à distance constante de l'émetteur selon l'orientation d'une céramique piézoélectrique avec électrode enrobée pour diverses fréquences [Moll *et al.*, 2012]

multipliée par l'épaisseur de la plaque, loin de la fréquence de résonance circonférentielle. Les analyses actuelles considèrent la contrainte plane uniforme sous la piézocéramique et sont limitées à la contribution des deux premiers modes de propagation. L'implantation de la génération des ondes guidées considérant le *shear lag* dans les modèles de propagation est toutefois un élément important en basses fréquences. L'épaisseur et les propriétés de l'adhésif et de la piézocéramique affectent la génération d'ondes. Une étude paramétrique de leur effet a été menée par Ha et Chan [Ha et Chang, 2010], où les différents paramètres sont étudiés en détail par l'entremise d'un modèle par éléments spectraux, SEM, pour une plage de fréquences de l'ordre du kHz jusqu'à la résonance pour le mode S_0 uniquement. Le Tableau 2.7 présente les critères d'optimisation obtenus au terme de l'étude paramétrique.

Tableau 2.7 Critères d'optimisation pour une amplitude de génération optimale [Ha et Chang, 2010]

Dimension de la piézo-céramique	Excitation Fréquence \neq Résonance	Excitation Fréquence = résonance
Piézo-céramique mince	Adhésif mince, G haut	Adhésif épais, G faible
Piézo-céramique épaisse	Adhésif mince, G haut	Adhésif mince, G haut

L'étude conclut que la résonance affecte l'amplitude du signal de manière opposée au *shear lag*. Les travaux se limitent néanmoins à une évaluation de la variation d'amplitude des ondes propagées, sans considérer la forme de celles-ci.

2.3.4 Modèles de propagation

La modélisation de la propagation d'ondes peut être soit analytique, semi-analytique ou numérique [Raghavan et Cesnik, 2007b]. Cette section résume les approches permettant la simulation d'ondes guidées.

Modèles analytiques

Modèle général (isotrope)

Les modèles généraux considèrent la dispersion de l'onde, c'est-à-dire lorsque la forme du signal varie en s'éloignant de la source, pour les plages de fréquences dispersives. La dispersion est généralement causée par la dépendance de la vitesse des ondes par rapport à la fréquence d'excitation. Sasche et Pao [Sasche et Pao, 1977] ont présenté un premier modèle de propagation simple dans une plaque isotrope où le déplacement $u(x, t)$ peut être calculé pour un temps t à une distance x de l'émetteur, soit :

$$u(x, t) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} F(\xi) \times e^{i(\xi - \omega t)} d\omega d\xi \quad (2.2)$$

où ξ est le nombre d'onde, $F(\xi)$ est le signal d'excitation, ω est la fréquence angulaire. La formulation est néanmoins limitée par le fait qu'elle ne considère pas l'atténuation radiale ni l'effet des caractéristiques de l'émetteur sur la génération d'ondes. Plusieurs modèles de propagation ont été proposés dans la littérature, partant du simple principe de dispersion jusqu'aux modèles plus complexes prenant en compte l'anisotropie des matériaux, une partie de la dynamique des capteurs ainsi que l'adhésif.

Modèle considérant le transducteur collé

Le modèle de *pin-force* est l'un des premiers modèles développé pour considérer la génération d'ondes par un émetteur de taille finie. Dans ce modèle, les actionneurs et la structure sont découplés et les contraintes de cisaillement sont modélisées comme des 'pincements' aux extrémités du contour de l'émetteur.

Raghavan et Cesnik [Raghavan et Cesnik, 2005] présentent une approche permettant d'obtenir le champ de déplacement généré par une piézocéramique de forme arbitraire collée en surface d'une plaque isotrope pour les émetteurs piézoélectriques dans une plaque isotrope en se fondant sur le modèle de l'élasticité en 3D. Considérant que ceux-ci causent une traction parallèle à la surface de la plaque, une modélisation exacte de la propagation d'une onde ultrasonore pour des fréquences très inférieures à la fréquence de résonance en compression de la piézocéramique est proposée. Cependant, dans ce modèle :

- la dynamique couplée de la piézocéramique à la structure n'est pas considérée,
- le transducteur est considéré comme causant des moments en flexion à ses extrémités,
- la contrainte en cisaillement est constante et appliquée en circonférence de la piézocéramique, et
- l'amortissement de l'adhésif et de la structure est négligé.

Une formulation analytique du modèle *pin-force* est présentée pour relier la tension mesurée $v_0(t)$ au niveau d'une piézocéramique réceptrice au signal d'excitation. La formulation a par la suite été reprise par Sohn [Sohn et Lee, 2010], où l'effet du récepteur est présenté, et où le phénomène de *shear lag* est intégré au modèle analytique. L'équation simplifiée peut être représentée selon :

$$v_0(t) = -iC_{PZT} \left[\sum_{\xi^m} P(\xi^m, d) F(\xi^m, e) F(\xi^m, c) \right] \quad (2.3)$$

où l'indice m représente le mode excité. Cette équation est divisée dans les quatre parties suivantes. La première partie C_{PZT} comporte les termes constants (propriétés de la piézocéramique etc.), la seconde partie $P(\xi^m, d)$ est la fonction de propagation, qui dépend du nombre d'onde et de la distance parcourue, la troisième partie $F(\xi^m, e)$ considère la forme finie de l'émetteur piézocéramique, qui dépend du nombre d'onde et de la taille de l'émetteur et finalement, la quatrième partie, $F(\xi^m, c)$ intègre le déplacement mesuré sous la piézocéramique réceptrice, qui dépend du nombre d'onde, de la distance propagée et de la taille du récepteur. Des expressions spécifiques ont été dérivées pour les cas des piézocéramiques en forme d'anneau ou rectangulaires. Une formulation a été proposée pour trouver la réponse d'une piézocéramique dans un champ d'onde transitoire, fondée sur l'hypothèse que la réponse est proportionnelle à la moyenne du cisaillement en extension sur la surface de contact.

Génération des ondes guidées dans les composites multicouches

La génération d'ondes guidées dans des plaques composites (orthotropes) multicouches est significativement plus compliquée que dans les matériaux isotropes. La plupart des études considèrent le composite comme étant un médium orthotrope homogène, ce qui est une hypothèse adéquate si la longueur d'onde des ondes guidées propagées est beaucoup plus grande que la dimension des fibres. La principale différence entre les composites et les matériaux isotropes provient de la dépendance directionnelle des propriétés mécaniques conduisant au phénomène de déviation des ondes, où *skew effect*. Lih et Mal [Mal, 1988,

1987] ont présenté une formulation analytique pour résoudre le problème de la propagation d'ondes guidées dans un composite multicouche. Ces travaux permettent de calculer les champs de déplacements pour un matériau multicouche excité par une source ponctuelle, permettant de prédire la propagation d'ondes guidées dans un composite. Ces travaux ont par la suite été repris par Nadella [Nadella *et al.*, 2011]. Raghavan, Obenchain et Cesnik [Obenchain et Cesnik, 2013; Raghavan et Cesnik, 2007b] ont présenté une formulation analytique où les transducteurs sont représentés comme étant une distribution continue de contraintes en cisaillement plan. Le modèle théorique fondé sur la théorie de l'élasticité en 3D permet de simuler la propagation par un émetteur piézo-céramique de dimension finie dans des laminés en fibres de carbone. Les étapes principales de la procédure de résolution du modèle analytique sont présentées à la Fig. 2.17

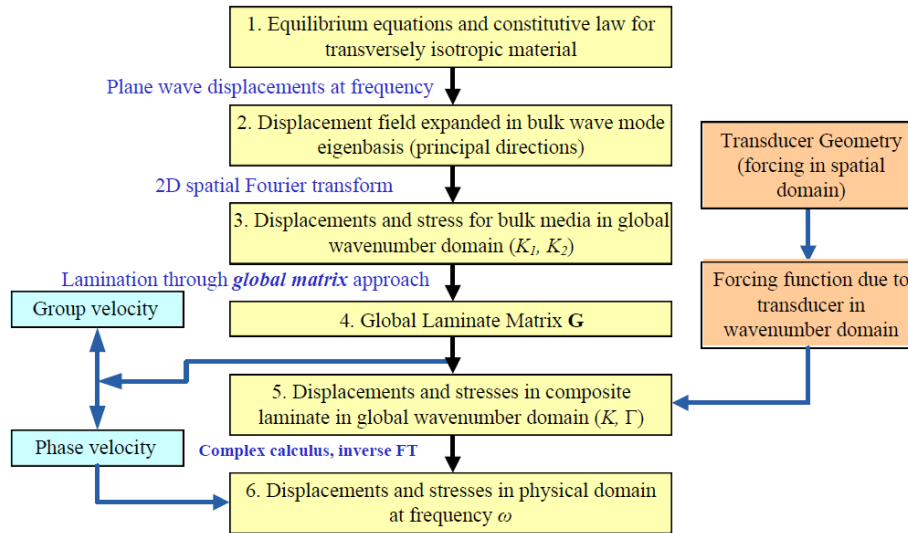


Figure 2.17 Méthodologie de résolution de la formulation analytique du modèle *pin-force* pour un composite transverse isotrope multicouche [Raghavan et Cesnik, 2007b]

Globalement, pour la modélisation de la propagation des ondes guidées dans un composite multicouche, les hypothèses sont les mêmes que dans le cas d'une structure isotrope [Raghavan et Cesnik, 2005]. Dans cette formulation, il est considéré que les contraintes et les déplacements doivent être continus entre chacune des interfaces du composite. La Fig. 2.18 présente les résultats des champs de déplacements en régime harmonique fondés sur ce modèle analytique pour des déplacements dans le plan pour les modes A_0 et S_0 . Néanmoins, aucune formulation n'est proposée par les auteurs pour une propagation piézo-céramique-piézo-céramique.

Cette formulation considère également le *skew*, qui influence la propagation des ondes en champ lointain de l'émetteur. Ce phénomène est causé par la différence d'impédance

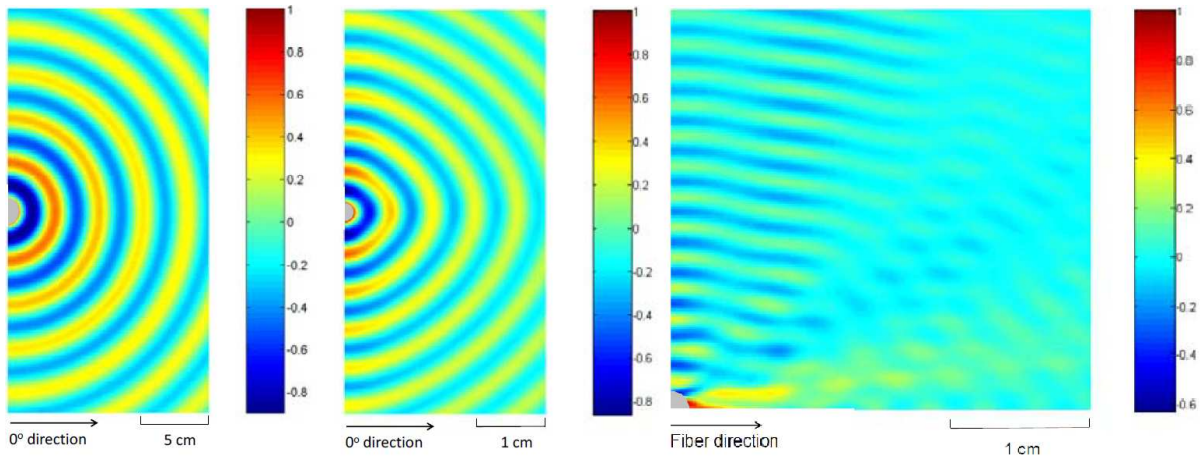


Figure 2.18 Champs de déplacements en régime harmonique du mode S_0 (gauche) et A_0 (centre) à 200 kHz et sur un composite quasi-isotrope, A_0 à 500 kHz (droite) [Raghavan et Cesnik, 2007b]

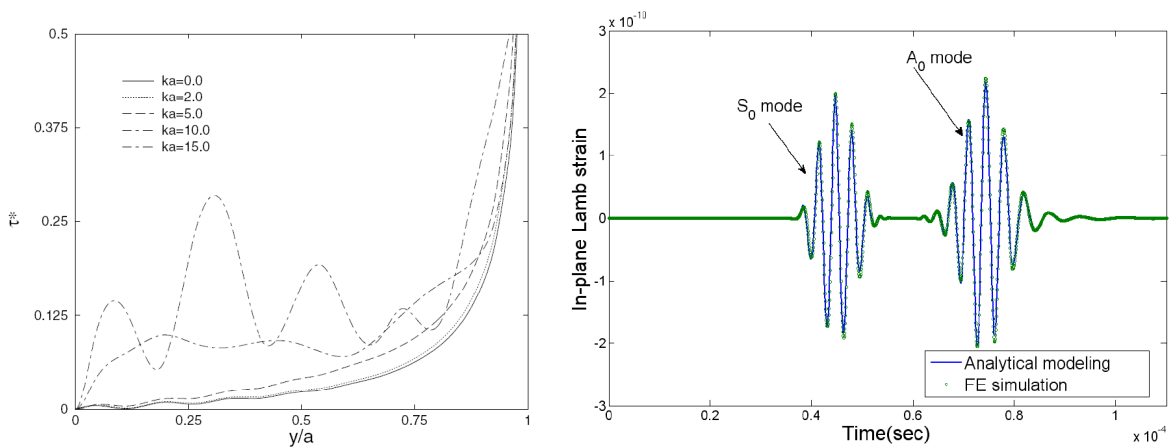
mécanique entre la direction des fibres et la direction transverse, ce qui tend à guider l'énergie dans la direction où la résistance est la plus faible, ainsi la majeure partie de l'énergie est dirigée dans la direction des fibres.

Le développement de la formulation ainsi que les détails permettant de reconstruire cette équation sont présentés dans [Raghavan et Cesnik, 2007b]. Une validation numérique du modèle de propagation est effectuée. Le cadre théorique est appliqué au cas d'excitation d'ondes guidées par des transducteurs piézo-céramiques circulaires et les résultats sont favorablement comparés avec les mesures expérimentales mesurées à l'aide de vibrométrie au laser dans un laminé. Cette analyse a démontré que différentes dimensions nominales de transducteurs sont requises pour maximiser les champs de déplacements selon les directions dans un composite multicouche. L'étude expérimentale démontre également que l'interrogation des ondes guidées dans les composites doit impérativement considérer l'atténuation causée par les effets géométriques du matériau. Il est suggéré que l'amélioration de la robustesse de ces algorithmes devrait passer par l'intégration des paramètres d'atténuation radiale via l'utilisation de constantes d'élasticité complexes [Nadella *et al.*, 2011].

Modèles considérant la dynamique couplée de l'émetteur

Les formulations précédentes considèrent la taille de l'émetteur dans le phénomène de propagation en utilisant une formulation *pin-force* agissant dans un plan. Le comportement dynamique de l'émetteur n'est pas considéré. Huang a développé un modèle considérant la piézo-céramique comme un actionneur électromécanique ayant une longueur finie [Huang *et al.*, 2010]. Cette formulation permet de considérer la géométrie et la fréquence de l'émetteur sur les contraintes de cisaillement interfaciales de la piézo-céramique. Cette formulation

analytique, fondée sur la théorie de l'élasticité, considère l'épaisseur et la masse de l'émetteur, mais ne considère pas les modes de résonance dans l'épaisseur de la piézocéramique. La formulation suppose également que les contraintes et les déplacements dans l'épaisseur de la piézocéramique sont constantes, que l'épaisseur de la piézocéramique est beaucoup plus faible que sa largeur, et que la contrainte de cisaillement interfaciale est répartie le long de l'actionneur. Le modèle peut donc prédire quantitativement le comportement mécanique induit par la piézocéramique. La Fig. 2.19 présente la distribution des contraintes générées sous la piézocéramique pour différentes fréquences d'excitation ainsi que la réponse de la piézocéramique collée sur une plaque isotrope à 300 kHz pour les modes A_0 et S_0 .



(a) Contraintes de cisaillement à l'interface entre la piézocéramique et la structure hôte (b) Comparaison du signal dispersé versus modèle par éléments finis (FEM)

Figure 2.19 Distribution des contraintes de cisaillement plan sous la piézocéramique et signal dispersé obtenu (300 kHz) considérant les variations de cisaillement [Huang *et al.*, 2010]

Les modes A_0 et S_0 prédits par le modèle présentent d'excellents résultats tant en phase qu'en amplitude, ce qui démontre la capacité du modèle à prédire adéquatement le comportement dynamique de la piézocéramique. Ce modèle présente donc un ajout intéressant pour les piézocéramiques minces, puisqu'il permet de se rapprocher des fréquences de résonance en compression de la piézocéramique. Le modèle démontre également que l'hypothèse posée par le modèle *pin-force*, soit que l'ensemble des contraintes sont situées à l'extrémité de la piézocéramique, n'est pas valide pour des fréquences près de la fréquence de résonance. Par contre, aucun modèle considérant la dynamique complète de la piézocéramique ainsi que son effet sur la propagation d'ondes a été développé à ce jour. D'autres formulations ont été proposées, tel que pour le cas d'une plaque anisotrope [Huang et Sun, 2006], basée sur une stratégie similaire, mais où la propagation de l'onde est considérée

comme dans le cas de la formulation *pin-force*. Une formulation analytique considérant l'adhésif dans la génération de l'onde a par la suite été proposée par l'auteur, où il considère que la contrainte est uniforme dans l'épaisseur de l'adhésif viscoélastique [Han *et al.*, 2008].

Méthodes numériques

Pour modéliser le comportement électromécanique des piézocéramiques, plusieurs codes commerciaux par éléments finis sont disponibles. Parmi ceux-ci, COMSOL et ANSYS sont couramment utilisés. Ces outils permettent de modéliser la génération et la propagation de façon précise. Néanmoins, ces méthodes ont plusieurs limitations. D'abord, les analyses FEM sont limitées par les capacités des systèmes de calcul et sont très exigeantes en temps de calcul. En propagation d'ondes ultrasonores, il est considéré qu'au minimum 20 éléments par longueur d'onde sont nécessaires afin de fournir des résultats adéquats et représentatifs de la physique [Drozdz, 2008]. D'autres méthodes numériques ont également été développées, telles les méthodes par éléments spectraux, SEM [Mohamed *et al.*, 2011]. Également, la modélisation numérique de la propagation d'ondes permet d'obtenir des résultats offrant un degré de précision élevé [Leckey *et al.*, 2014].

Méthodes hybrides

Les approches hybrides fournissent des outils permettant de compenser les limitations des approches traditionnelles de FEM. Les approches hybrides se concentrent à simuler le comportement des ondes en champs proche des piézocéramiques, et par la suite les modèles obtenus sont couplés à des fonctions de propagation analytiques. Ces modèles requièrent donc moins de calculs que les modèles FEM, puisqu'il n'est pas nécessaire de modéliser la totalité de la structure. Cependant, comme la simulation FEM, cette approche n'a pas encore la capacité de fournir une explication très claire du comportement de la dynamique permettant d'obtenir ces résultats, en particulier le couplage entre l'excitation prescrite et la propagation de l'onde résultante [Raisutis *et al.*, 2011]. Par exemple, la modélisation de la génération et la propagation des ondes guidées dans une structure peuvent être résolues de façon semi-analytique via l'utilisation de la méthode SAFE (*Semi Analytical Finite Element*) pour ce qui est de la propagation, couplée à la méthode LISA (*Local Interaction Simulation Approach*) pour représenter adéquatement la génération des ondes, ceci permettant d'augmenter la précision des signaux reconstruits [Shen et Giurgiutiu, 2015]. Pour se faire, les profils de contraintes et de déplacements sont extraits à une certaine distance de l'émetteur et sont intégrés au modèle SAFE qui en assure la propagation. Un exemple de simulation numérique et de courbes d'amplitude est présenté à la Fig. 2.20.

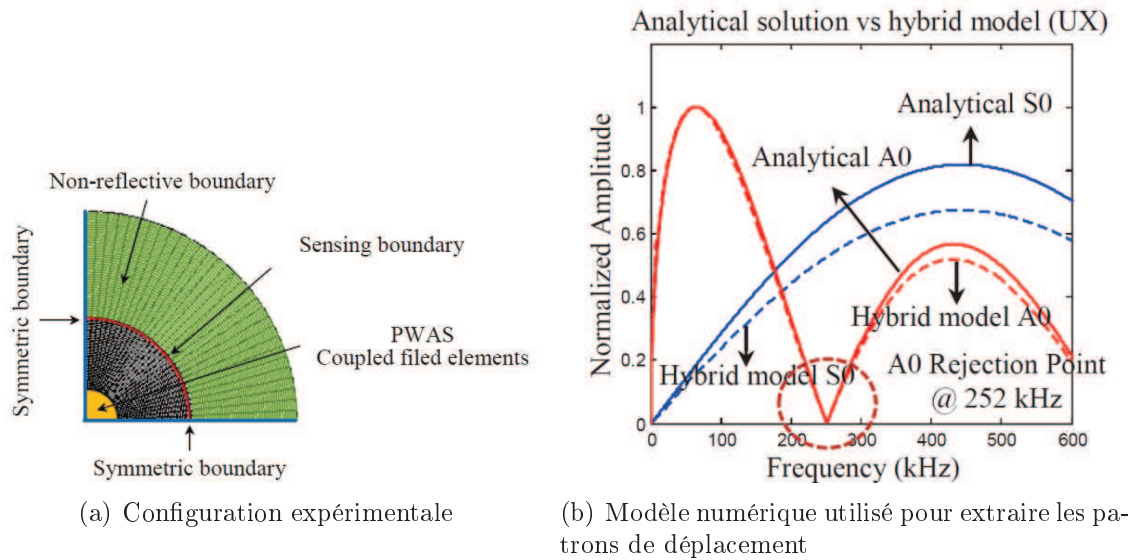


Figure 2.20 Modèle LISA couplé à la méthode SAFE, comparaison des courbes d'amplitude obtenues [Shen et Giurgiutiu, 2015]

2.4 SHM par imagerie

2.4.1 Caractéristiques communes des algorithmes d'imagerie

En général, les piézocéramiques sont employées comme émetteurs et récepteurs et les signaux mesurés sont analysés pour cartographier les défauts dans une structure [Su *et al.*, 2006]. Pour ce faire, les approches d'imagerie requièrent généralement une valeur de référence permettant de retirer l'information contenue dans la mesure provenant de la structure saine lors de l'analyse [Gros, 1995]. Les approches d'imagerie font partie de la catégorie des approches actives, puisque celles-ci nécessitent la génération d'ondes pour détecter un endommagement. La section suivante présente les principales méthodes d'imageries SHM disponibles à ce jour. Les méthodes présentées sont classées selon deux catégories majeures, soient les techniques de localisation par la triangulation [Tua *et al.*, 2004], soient les méthodes basées sur la modélisation du système, via la comparaison avec une mesure de référence.

2.4.2 Méthodes d'imagerie

Imagerie par triangulation

La triangulation consiste à localiser la position d'un endommagement en triangulant la position de chaque paquet mesuré dans un signal temporel, où un signal sans endomma-

gement est préalablement soustrait à un signal endommagé. La différence entre les deux signaux mesurés est comparée et permet théoriquement de trianguler la position des anomalies contenues dans la différence par mesure de temps de vol [Tua *et al.*, 2004]. La Fig. 2.21 schématise l'approche par triangulation sur une plaque isotrope. Bien que la stratégie soit simple à implanter, elle fait abstraction de la dispersion des signaux et la propagation de plusieurs modes qui peuvent rapidement détériorer sa performance et échoue dans le cas de multiples endommagements.

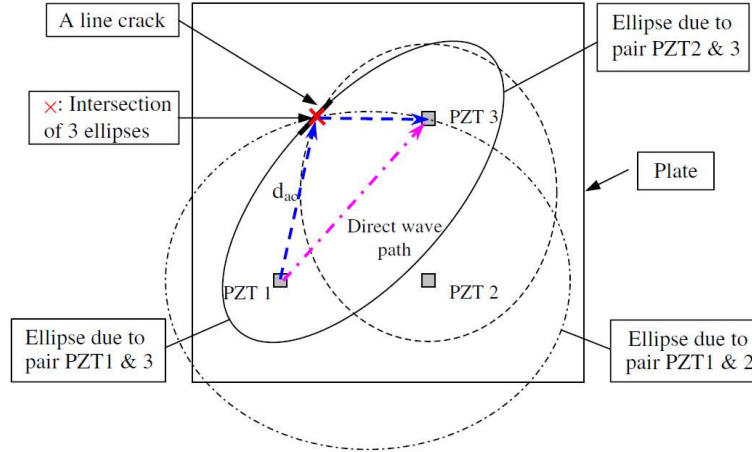


Figure 2.21 Imagerie par triangulation [Tua *et al.*, 2004]

Imagerie de type *delay-and-sum*

Comparativement à la méthode précédente, la méthode d'imagerie de type *delay-and-sum* dont fait partie la technique *Embedded Ultrasonic Structural Radar* (EUSR), permet de cartographier les réflecteurs possibles 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 y a une réflexion à chaque coordonnée (x_j, y_j) d'une surface. Pour chaque coordonnée, la distance entre l'émetteur n , la source potentielle et le récepteur m est calculée, tel que montré à la Fig. 2.22. Les éléments M de la matrice sont actionnés suivant une procédure séquentielle standard et la mesure est effectuée en utilisant les n autres piézocéramiques. L'approche EUSR peut être utilisée comme approche d'imagerie par antenne compacte ou bien par piézocéramiques distribuées [Giurgiutiu, 2005]. Le coefficient de corrélation c^m entre le signal théorique $S^m(t)$ et le signal mesuré $u_n(t)$ est donné selon :

$$c_{mn}^{mode} = \frac{\int_0^T u_n(t) S^m(t) dt}{\sqrt{\int_0^T u_n(t)^2 dt \int_0^T S^m(t)^2 dt}}. \quad (2.4)$$

Pour la technique EUSR, le signal théorique $S^m(t)$ consiste en un dirac décalé d'un temps t représentant le temps de vol entre l'émetteur, le point à l'étude, et le récepteur. Un exemple d'antenne utilisée pour permettre l'imagerie avec cette technique ainsi qu'un résultat obtenu sur un matériau isotrope sont présentés à la Fig. 2.22. Par contre, cette méthode ne considère pas la dispersion des ondes, suppose que la forme du signal ne varie pas selon la distance propagée et ne considère pas l'effet de la forme de l'émetteur et du récepteur sur la génération et la mesure du signal [Yu *et al.*, 2008].

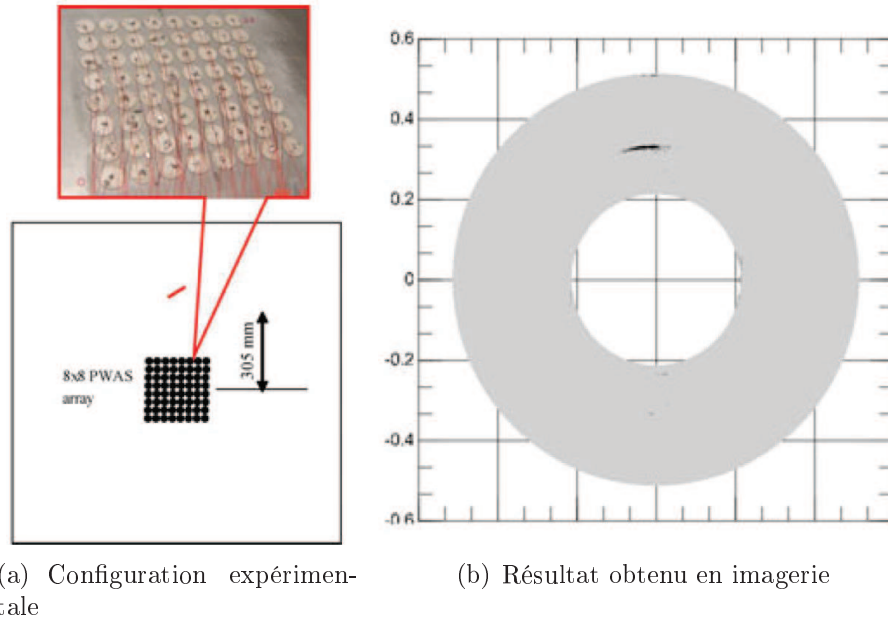


Figure 2.22 Imagerie à l'aide de la technique EUSR [Giurgiutiu, 2005]

Des approches d'imagerie utilisant un seul émetteur et plusieurs récepteurs (*Single Transmitter Multiple Receivers*, STMR), est une variante de la technique *delay-and-sum*, utilisée pour la détection d'endommagements dans les composites. L'approche consiste à générer une onde sur une plaque composite à l'aide d'une piézocéramique et de mesurer la réponse de la plaque à l'aide des autres piézocéramiques. Une image cartographiant les endommagements est par la suite reconstruite de la plaque et permet de détecter et positionner l'endommagement. La Fig. 2.23 présente le quadrant (quart de cercle) STMR et le fonctionnement d'une antenne circulaire sur le composite.

L'antenne consiste en un seul émetteur en son centre et d'un nombre N de récepteurs, soit 21 pour un quadrant (quart de cercle à double rayon) et 36 pour une antenne (cercle complet à simple rayon). Le signal d'excitation est dispersé via l'utilisation d'un modèle de propagation pour structure isotrope, ne considérant pas la dynamique de la piézocéramique ni l'amortissement [Muralidharan *et al.*, 2006; Rajagopalan *et al.*, 2006; Sasche et Pao,

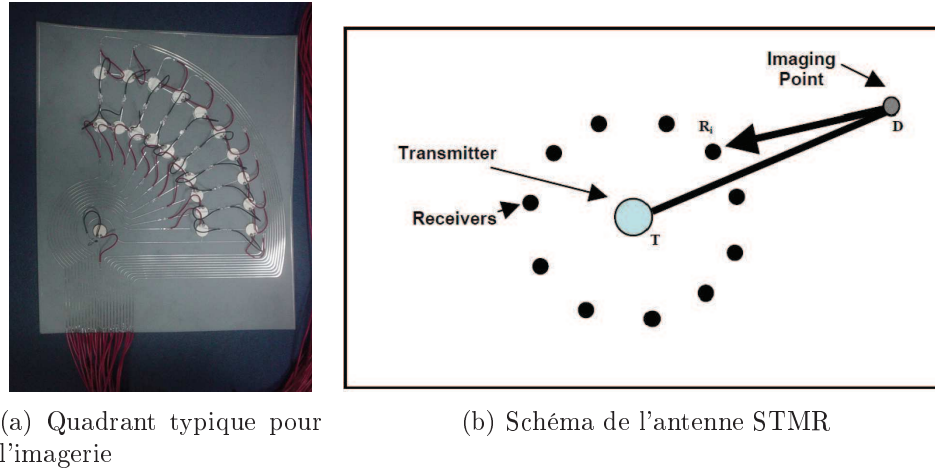


Figure 2.23 Antenne utilisée pour l'imagerie sur les composites [Rajagopalan *et al.*, 2006; Vishnuvardhan *et al.*, 2009a]

1977]. Pour l'ensemble des études, l'imagerie est effectuée uniquement avec le mode S_0 . Ces hypothèses limitent la capacité de l'algorithme à des structures à faible anisotropie. Un modèle considérant que l'onde se propage dans différentes directions de l'émetteur au défaut et du défaut vers le récepteur a été proposé par Muralidharan *et al.* [Muralidharan *et al.*, 2006]. Les résultats obtenus avec cette méthode et une antenne linéaire sur une plaque quasi-isotrope sont présentés à la Fig. 2.24. Le montage expérimental consiste en une antenne linéaire de 21 piézocéramiques collées sur une plaque quasi-isotrope, où deux endommagements sont introduits sur la structure.

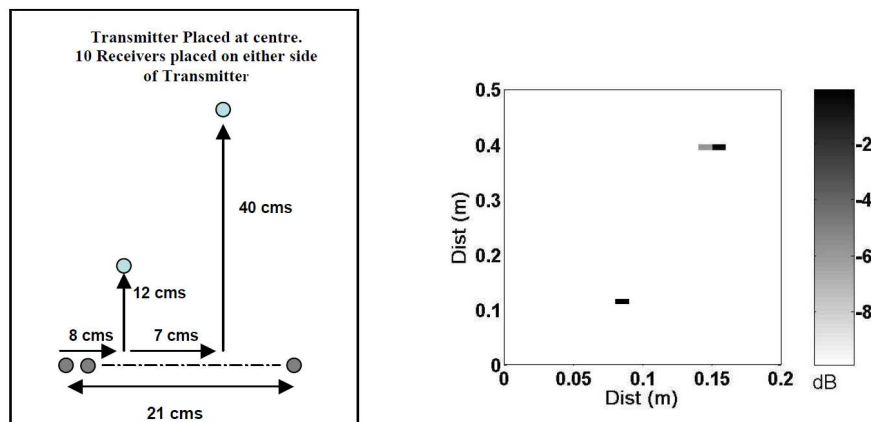


Figure 2.24 Imagerie sur une plaque quasi-isotrope, [Muralidharan *et al.*, 2006]

L'imagerie est effectuée à une fréquence centrale de 200 kHz. Comme le montre la Fig. 2.24, les deux endommagements sont détectés. Néanmoins, la configuration linéaire de capteurs occupe une largeur de 21 cm sur la plaque et l'effet de la déviation des ondes dans le modèle de propagation utilisé n'est pas considéré.

Imagerie par Excitelet

La technique *Excitelet* se distingue par le fait que le signal théorique $S^m(t)$ utilisé pour effectuer la corrélation est obtenu en construisant des signaux dispersés de l'excitation. Une image représentant la corrélation entre les signaux simulés est calculée pour chaque point de la carte. Cette méthode permet également de caractériser sur plusieurs modes de propagation simultanément, à la différence d'EUSR, ce qui permet d'améliorer la précision des résultats [Quaegebeur *et al.*, 2011a].

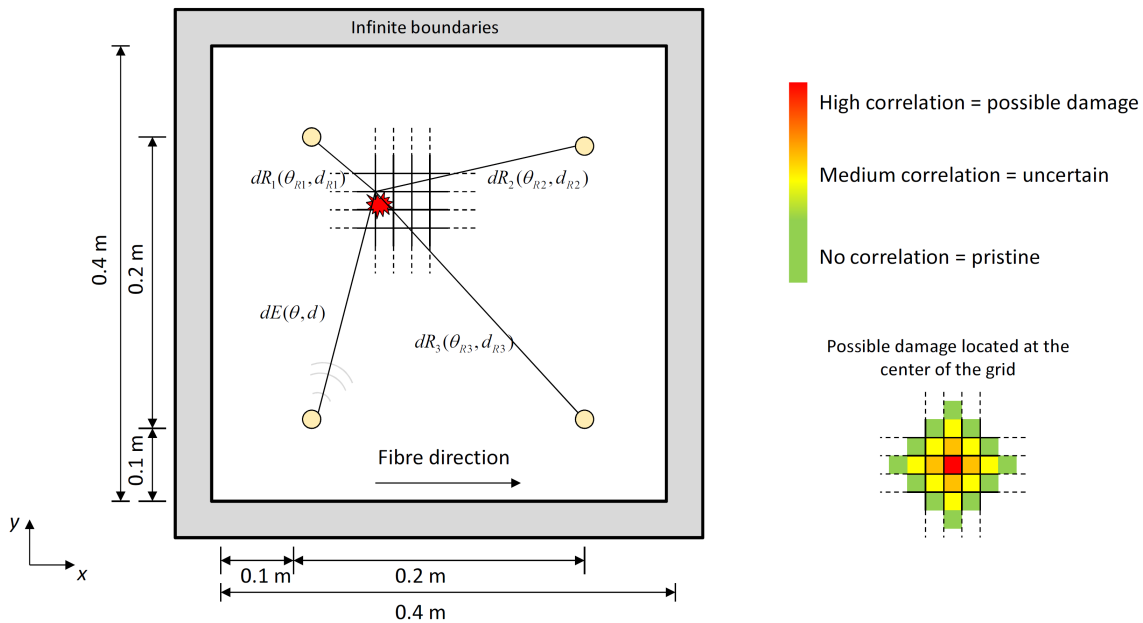


Figure 2.25 Schéma de l'approche d'imagerie Excitelet [Ostiguy *et al.*, 2014b]

Les signaux dispersés sont reconstruits à partir des prédictions théoriques du signal d'excitation dispersée par la propagation dans la structure via l'exploitation de modèles analytiques pour chaque point de la carte, tel que montré à la Fig. 2.25. L'approche générale utilise un signal d'excitation $e_m(t)$ généré par une piézocéramique m dans une structure et un signal mesuré $u_n(t)$ par une seconde piézocéramique n . Supposant que la propagation est cylindrique, la tension mesurée par la piézocéramique peut être décrite pour une structure isotrope par une fonction de propagation utilisée pour relier le signal d'excitation à l'émetteur m à une tension mesurée au niveau du récepteur n [Sohn et Lee, 2010]. La tension théorique $S^m(t)$ mesurée au niveau du récepteur n après propagation de l'émetteur m est obtenue en calculant la transformée de Fourier inverse du signal d'excitation $E^m(\omega)$ multiplié par la fonction de propagation $V^m(\omega)$.

Imagerie par tracé de rayons

Cette méthode d'imagerie consiste à comparer les signaux propagés entre un actionneur et des capteurs distribués sur une structure à une mesure de référence sans endommagement. La comparaison de ces mesures permet de déterminer les trajectoires émetteur-récepteur affectées par un endommagement, permettant de le positionner. Cette méthode est une extension de la méthode d'imagerie par tomographie [McKeon et Hinders, 1999]. Un paramètre souvent utilisé pour déterminer les trajectoires endommagées est une étude de la variation de l'énergie du signal. La Fig. 2.26 présente un réseau de capteurs distribués sur une plaque composite.

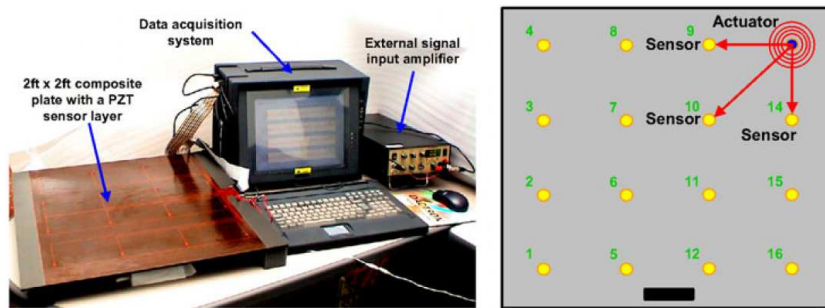


Figure 2.26 Réseau de capteurs Acellent distribués sur une plaque composite [Sohn *et al.*, 2004]

Une version commerciale de la méthode, développée par Acellent, exploite le système d'analyse Scan Genie et des réseaux distribués de capteurs, Smart Layers. Les principaux avantages du Scan Genie sont que le système compense les variations de température, permet une analyse de l'intégrité des capteurs par analyse d'impédance, et que jusqu'à 128 capteurs peuvent être utilisés simultanément. Une limitation générale des approches par *pitch-and-catch* classique est que la taille minimale de l'endommagement pouvant être détectée est liée à la densité de capteurs. Également, dans le cas de la technologie d'Acellent, il est nécessaire de définir l'ensemble des trajectoires manuellement, basé sur une interprétation visuelle du rapport signal/bruit [Sohn *et al.*, 2004; Zhang *et al.*, 2008].

Le tableau 2.8 résume les principales caractéristiques des différentes approches d'imagerie présentées.

Méthodes de retournement temporel

Des approches de retournement temporel, basées sur le principe de réciprocité spatiale, ont été proposées [Park *et al.*, 2009]. Cette méthode permet de reconstruire la forme d'un signal sans nécessiter une mesure de référence. La présence d'un endommagement est indiquée par une variation dans le signal retransmis lorsque celui-ci est mesuré. Néanmoins, cette

Tableau 2.8 Caractéristiques principales des algorithmes d'imagerie

Approche	Triangulation	EUSR	Excitelet	STMR	Tracé de rayons
Isotrope	oui	oui	oui	oui	oui
Composite	non	non	non	oui	oui
Multimodal	non	oui	oui	oui	oui
Considère l'émetteur	non	non	oui	non	non
Considère la dispersion	non	non	oui	oui	non
Vitesse varie selon l'angle	oui	non	non	oui	oui
Considère la déviation des ondes	non	non	non	non	non
Considère la dynamique couplée de l'émetteur	non	non	non	non	non
Positionnement précis	non	oui	oui	±	±

méthode est grandement limitée par la quasi-impossibilité dans un cas réel d'isoler un seul mode de propagation d'ondes guidées, et nécessite de connaître la vitesse de phase des ondes. De telles approches ont été étudiées par Park et al. [Park *et al.*, 2007], où l'objectif est de développer des méthodes de détection d'endommagements où il n'est pas nécessaire d'avoir de mesures de référence. Les techniques de retournement temporel ont également été utilisées pour la détection de dommages sur les composites, tel que montré à la Figure 2.27, où il est montré que l'endommagement peut être détecté à moins de 4 cm de sa position [Qiu *et al.*, 2011].

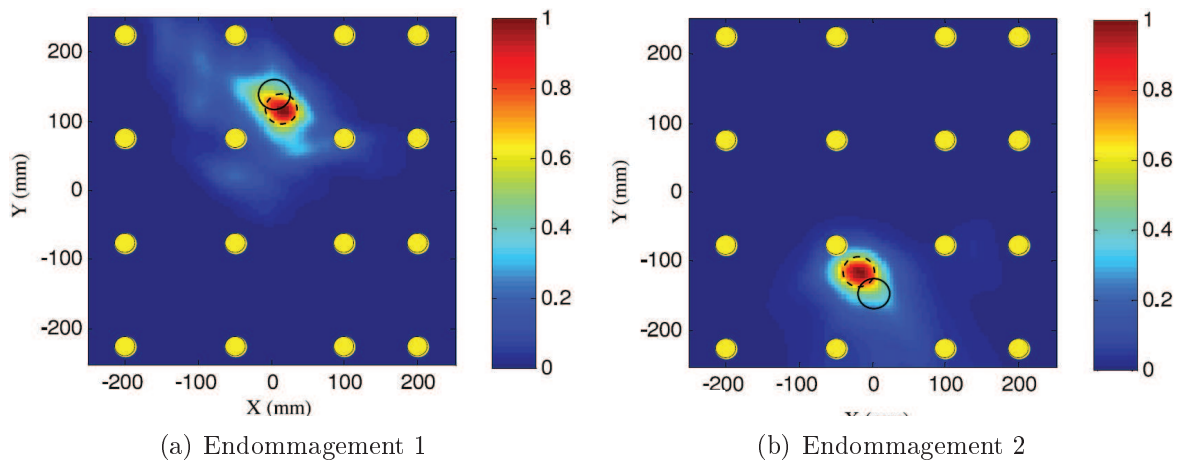


Figure 2.27 Résultats obtenus en détection d'endommagements par retournement temporel [Qiu *et al.*, 2011]

Sensibilité des approches d'imagerie aux propriétés mécaniques

Les approches d'imagerie basées sur le temps de vol ou sur les signaux dispersés dépendent des courbes de dispersion du matériau. Il a été démontré que de légères variations dans les propriétés mécaniques en entrée affectent la capacité de détection de l'algorithme d'imagerie [Ostiguy *et al.*, 2011]. La Fig. 2.28 présente l'effet de propriétés erronées sur la détection

d'une fissure en proximité à un trou pour une plaque d'aluminium. Tel que montré, une variation de 5 % des propriétés mécaniques décale la position d'un endommagement de façon importante.

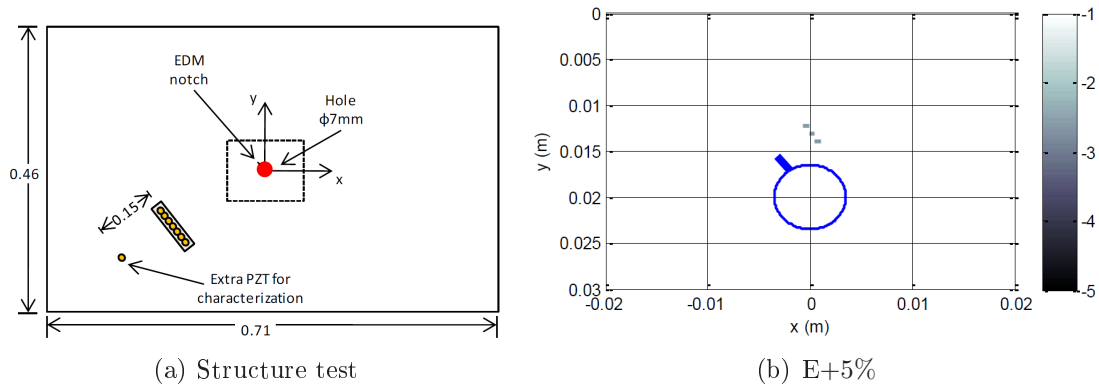


Figure 2.28 Effet de propriétés mécaniques erronées sur l'imagerie [Ostiguy *et al.*, 2011]

Suite à cette étude, il apparaît pertinent de mettre en place une technique de caractérisation *in-situ* des propriétés mécaniques basée sur l'étude des ondes ultrasonores.

2.5 Caractérisation mécanique

2.5.1 Approches traditionnelles

Calculs théoriques

Selon l'*American Society of Materials* (ASM) [Miracle *et al.*, 2001], les propriétés mécaniques théoriques d'un composite selon tous les axes, tel que montrées à la Fig. 2.29 sont calculées à partir de la fraction de fibres et de matrice. Connaissant les propriétés des constituants, les lois des mélanges s'appliquent pour le calcul des propriétés équivalentes.

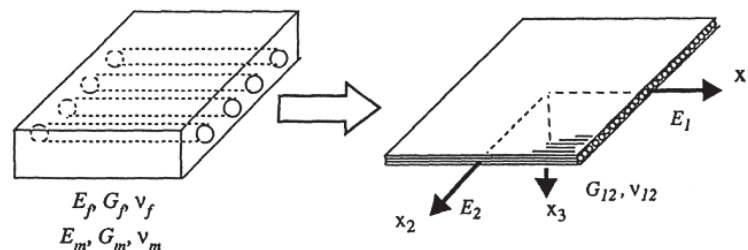


Figure 2.29 Axes principaux d'un composite laminé [Gürdal *et al.*, 1999]

La Fig. 2.30 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.

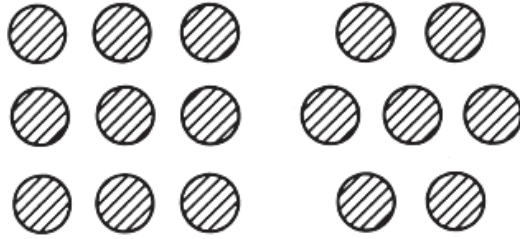


Figure 2.30 Configurations possibles des fibres, carrée (gauche) et hexagonale (droite) [Miracle *et al.*, 2001]

Pour un composite laminé, les calculs théoriques permettent de déterminer les coefficients de Poisson, les modules d'élasticité, la densité ainsi que les modules de cisaillement. Néanmoins, ces équations ne permettent pas de considérer la qualité de l'interface entre les fibres et la matrice ainsi que les possibles endommagements de la structure, donc sont moins fiables.

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 :

$$[\bar{S}] = [T_\epsilon^{-1}][S][T_\sigma] \quad (2.5)$$

où T_ϵ^{-1} et T_σ sont les matrices de transformation des contraintes et des déformations respectivement. Par la suite, les propriétés mécaniques peuvent être calculées en sommant les valeurs de chaque épaisseur selon l'orientation. Bien que ces équations permettent le calcul des propriétés mécaniques théoriques, une variation importante entre les propriétés calculées et celles réelles peut être obtenue. C'est pourquoi la caractérisation en laboratoire est préférable.

Méthodes de caractérisation standard

La caractérisation en laboratoire suivant les normes ASTM, bien connues, peut être effectuée selon 2 stratégies. La première stratégie de caractérisation par évaluation indirecte consiste à estimer les propriétés mécaniques à partir du taux de fibres et de résine. La seconde méthode de caractérisation consiste à évaluer séparément chaque propriété via

des tests mécaniques. L'avantage de la seconde méthode est qu'elle considère la porosité et les imperfections du composite, ce qui n'est pas le cas pour la méthode indirecte. Les principaux tests sont :

- D792-00 Mesure de densité [ASTM, 1991];
- E111-97 Détermination du module d'élasticité [ASTM, 1997];
- E132-97 Détermination du coefficient de Poisson [ASTM, 2004];
- E143-02 Détermination du module de cisaillement [ASTM, 2002];
- E756-04 Détermination de l'amortissement [ASTM, 1993].

Limitations des approches ASTM

Bien que ces tests permettent des résultats près des propriétés mécaniques exactes, soit généralement de l'ordre de 5 % des propriétés mécaniques, les méthodes comprennent certaines limitations. Les tests sont destructifs, ils nécessitent l'achat de matériel dispendieux, du temps de manipulation et un personnel qualifié, des études statistiques sur plusieurs échantillons et souvent nécessitent de fabriquer une pièce en parallèle de taille et forme spécifique, pouvant être testée.

2.5.2 Caractérisation par ondes ultrasonores

La section suivante est divisée en trois sous-sections. La première partie traite des méthodes permettant le calcul des propriétés mécaniques de la structure. La deuxième partie traite des méthodes par ultrasons et ondes guidées pour la caractérisation de l'amortissement. La troisième traite des approches de caractérisation utilisant les ondes guidées pour estimer l'épaisseur des structures. La section est divisée de cette façon car les articles publiés en caractérisation se penchent soit sur la mesure de l'épaisseur, soit l'amortissement où bien les propriétés mécaniques, mais aucune sur l'ensemble des paramètres. Une revue exhaustive des méthodes de caractérisation par émission d'ondes guidées est présentée dans la littérature [Chimenti, 1997]. La section suivante présente les méthodes de caractérisation par ultrasons, vibrations et ondes guidées pour la caractérisation de l'épaisseur, de l'amortissement et des propriétés mécaniques des matériaux.

PROPRIÉTÉS MÉCANIQUES

Les méthodes actuelles sont fondées sur des hypothèses limitantes, soit au niveau du type de structure pouvant être étudiée ou du caractère destructif des tests. Dans l'ensemble, les méthodes de caractérisation mécanique fondées sur la propagation d'ondes guidées ou de

volume requièrent l'utilisation d'une méthode indirecte, ou inverse ainsi que l'exploitation d'un algorithme de convergence, soit l'algorithme génétique (GA), le simplex où les réseaux de neurones artificiels (ANN). Les algorithmes génétiques sont une méthode rapide de recherche d'un espace de valeurs afin d'arriver très près des solutions globales optimales. Néanmoins, les GA souffrent d'une mauvaise sensibilité lorsque plusieurs paramètres sont étudiés simultanément et qu'ils ne sont pas conditionnés adéquatement.

Caractérisation par la transmission (temps de vol)

Cette méthode consiste à analyser des ondes propagées à l'aide d'un transducteur couplé à la structure, où la transmission des ondes est assurée par un gel, de l'eau ou de l'air. L'échantillon étant posé sur un goniomètre, des ondes sont par la suite propagées de façon oblique à différentes orientations et les vitesses de groupe sont mesurées pour chacune des orientations. Les vitesses des modes propagés, de 2 à 3 normalement, sont comparées aux vitesses de groupe calculées pour diverses combinaisons de propriétés mécaniques à partir de la matrice de Christoffel, où l'objectif est de réduire l'écart entre ces vitesses à l'aide d'une fonction des moindres carrés où l'optimisation est assurée par un algorithme génétique. La Fig. 2.31 présente un montage expérimental typique.

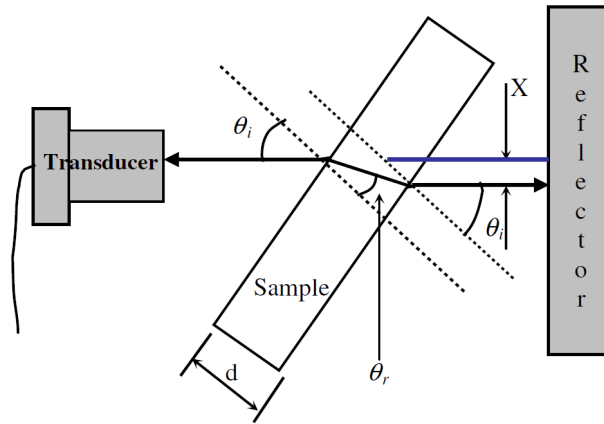


Figure 2.31 Montage expérimental pour l'évaluation des propriétés mécaniques par transmission à travers [Vishnuvardhan *et al.*, 2008]

Les ondes de volume sont exploitées dans le cadre de cette étude [Vishnuvardhan *et al.*, 2008]. Les approches par transmission à travers un matériau ont également permis d'évaluer le niveau d'anisotropie, grâce à une méthode inverse, où l'optimisation est assurée par un algorithme génétique. La validation est effectuée dans un matériau unidirectionnel, quasi-isotrope et une plaque coupée à 45 degrés par rapport à l'angle des fibres à partir d'une plaque CFEP unidirectionnelle [Vishnuvardhan *et al.*, 2008]. Cette méthode d'inversion aveugle calcule simultanément le module d'élasticité de la classe de matériau et l'orientation des plans de symétrie principaux. Néanmoins, l'empilement doit être connu.

Les résultats obtenus sont à 10 % des propriétés mécaniques obtenues suivant des tests standardisés. Expérimentalement, l'échantillon est tourné par pas de 1 degré pour évaluer les ondes de compression et les ondes de cisaillement se propageant dans le matériau.

Caractérisation via la reconstruction de fonctions de transfert

Une variante de la caractérisation par temps de vol consiste plutôt à reconstruire la fonction de transfert de la réponse mesurée pour différentes orientations [Le Crom, 2010]. Considérant la propagation d'une onde plane dans la structure, des mesures sont prises à différentes orientations et une technique itérative de minimisation est utilisée pour reconstruire analytiquement la réponse de la structure se corrélant le mieux avec la mesure, menant à l'obtention des propriétés mécaniques du matériau. Un exemple de montage expérimental est présenté à la Fig. 2.32, et un exemple de résultat obtenu après convergence de la technique est présenté à la Fig. 2.33.

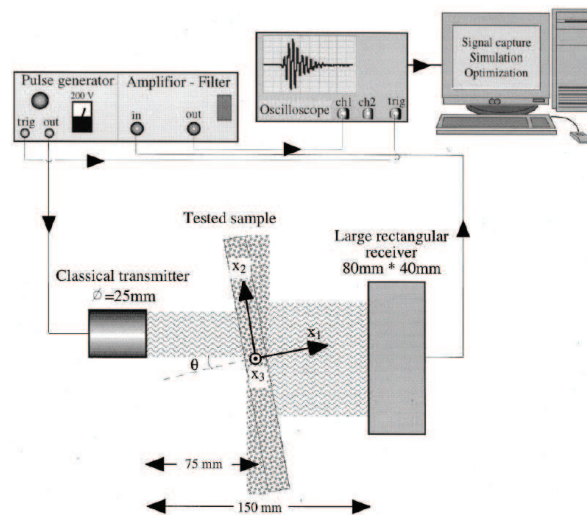


Figure 2.32 Montage expérimental pour l'évaluation des propriétés mécaniques par fonction de transfert [Le Crom, 2010]

Caractérisation via l'utilisation de transformées Fréquence-Nombre d'onde

Un nombre grandissant de techniques de caractérisation mécanique se basent sur l'utilisation de représentations fréquence-nombre d'onde (permettant d'extraire les courbes de dispersion de la structure). Pour se faire, une onde guidée est générée par une impulsion au laser [Pierce *et al.*, 1997] ou bien une céramique piézoélectrique [Ambrozinski *et al.*, 2015; Eremin *et al.*, 2015].

Leur objectif consiste à minimiser l'erreur entre les nombres d'onde mesurés expérimentalement et ceux calculés analytiquement. Ces techniques offrent l'avantage d'être simples à implanter. Néanmoins, la précision de la reconstruction des propriétés mécaniques est

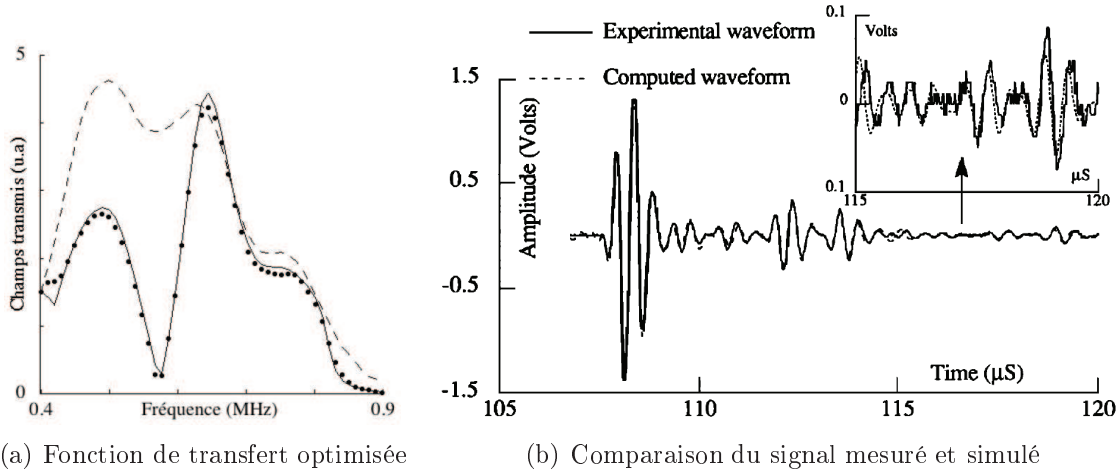


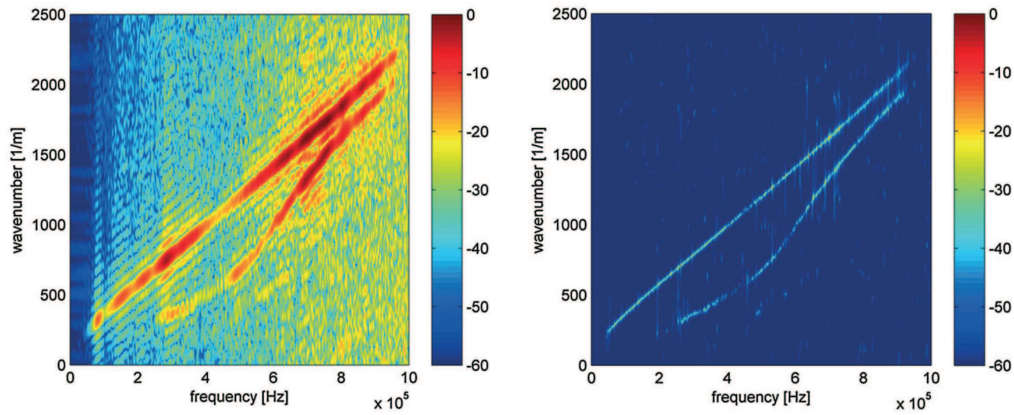
Figure 2.33 Résultats obtenus suite à une caractérisation par fonctions de transfert [Le Crom, 2010]

grandement dépendante de la qualité de la sélection des nombres d'onde évalués. Des travaux récents [Ambrozinski *et al.*, 2015] ont démontré que l'utilisation de post-traitement sur les représentations fréquence-nombre d'onde, telle l'utilisation de l'algorithme MUSIC, permet de mieux sélectionner les points à comparer aux nombres d'onde calculés analytiquement. Les méthodes les plus répandues consistent à générer des ondes guidées sur une plage de fréquences élargie et par la suite à mesurer les signaux temporels sur une ligne de points à partir de l'émetteur. Un post-traitement permet de reconstruire une représentation fréquence-nombre d'onde, où le nombre d'onde des modes propagés est comparé à une méthode inverse. Néanmoins, ces techniques possèdent le désavantage de nécessiter l'utilisation d'équipements volumineux et ne sont pas des techniques embarquées en permanence sur la structure.

Ces trois méthodes étant les plus répandues pour la caractérisation des composites par propagation d'ondes, les propriétés pouvant être obtenues selon la technique utilisée sont résumées dans la section 2.9

Tableau 2.9 Comparaison des propriétés pouvant être extraites selon la technique de caractérisation utilisée [Castaings, 2002; Castaings *et al.*, 2000; Le Crom, 2010; Rokhlin et Wang, 1992]

Modèle	Temps de vol	Fonction de transfert	FFT 2D
Propriétés mécaniques	$C_{11}, C_{12}, C_{13}, C_{22}, C_{23}, C_{33}, C_{44}, C_{55}, C_{66}$	$C_{11}, C_{12}, C_{13}, C_{22}, C_{33}, C_{55}, C_{66}$	$C_{11}, C_{12}, C_{13}, C_{22}, C_{33}, C_{55}, C_{66}$
Amortissement	Non	Oui	Oui
Épaisseur	Non	Oui	–



(a) Représentation avec traitement classique (b) Reconstruction avec traitement MUSIC

Figure 2.34 Amélioration des représentations fréquence-nombre d'onde permettant une comparaison optimale des mesures expérimentales aux calculs théoriques [Ambrozinski *et al.*, 2015]

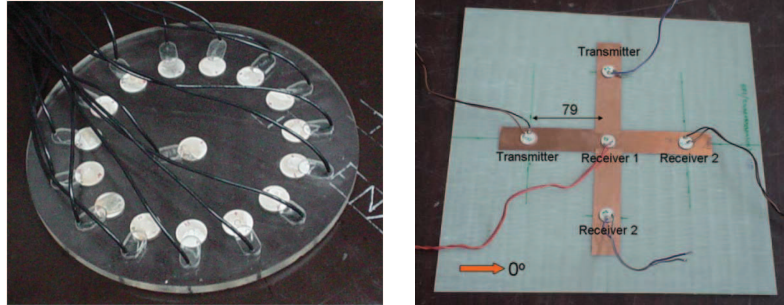
Estimation des propriétés mécaniques via la vitesse de groupe mesurée par piézocéramiques embarquées

Des études portant sur la faisabilité de reconstruire les 9 propriétés d'une plaque orthotrope via l'utilisation d'une antenne STMR est démontrée [Vishnuvardhan *et al.*, 2007], où les modes A_0 et S_0 sont exploités à diverses orientations, via l'utilisation d'une antenne de 21 piézocéramiques. La reconstruction des propriétés mécaniques est assurée via l'utilisation d'un algorithme génétique. Une plaque unidirectionnelle et une plaque $[0/90]$ sont caractérisées. Les caractéristiques de propagation des ondes de Lamb et les modules d'élasticité de la structure sont reliés ensemble par les équations de l'élasticité en 3D où l'objectif est de minimiser la fonction de coût F suivante :

$$F = \sum_{i=0.2}^{i=90.2} [V_i^c(\phi) - V_i^m(\phi)]^2. \quad (2.6)$$

Les hypothèses posées sont très limitantes. Il est considéré que ni l'adhésif, ni la piézocéramique, ni sa dynamique n'ont d'effet sur l'onde propagée, et que la vitesse de groupe peut être précisément mesurée par temps de vol. Les résultats obtenus au terme de cette étude démontrent qu'il est possible de reconstruire la matrice de rigidité de la structure à moins de 10 % d'erreur [Vishnuvardhan *et al.*, 2007]. D'autres méthodes, telle l'utilisation de réseaux de neurones (ANN) ont été évaluées pour la caractérisation mécanique. Une étude faite par Ramadas *et al.* [Ramadas *et al.*, 2011b] a déterminé le potentiel des ANN pour la caractérisation des composites transverses isotropes où seul un mode est utilisé pour la caractérisation et où l'objectif de l'ANN est de reconstruire les 5 propriétés mé-

caniques, la fraction de fibres ainsi que la densité du laminé. Seul le mode S_0 est évalué pour la reconstruction, et les mesures sont uniquement prises dans la direction des fibres et perpendiculairement à celle-ci. La Fig. 2.35 présente la configuration expérimentale utilisée.



(a) Antenne STMR, algorithme générique (b) Montage expérimental pour évaluer les propriétés mécaniques d'un composite par ANN [Ramadas *et al.*, 2011b]

Figure 2.35 Antennes utilisées pour la caractérisation des propriétés mécaniques d'un composite à l'aide de piézocéramiques

Les résultats obtenus par l'auteur sont à moins de 10 % des propriétés exactes. L'ANN n'est par contre entraîné que pour un seul ratio fréquence/épaisseur, et pour une seule combinaison de propriétés mécaniques des fibres et de la résine. La méthode est également limitée par le besoin d'utiliser des signaux non dispersifs, permettant de linéariser le problème.

Transmission avec signaux dispersés

L'évaluation des propriétés mécaniques peut également être effectuée à l'aide de piézocéramiques collées en permanence à une structure. L'approche proposée est d'exploiter les modèles de dispersion des ondes guidées des modes A_0 et S_0 , afin de corréler des mesures expérimentales à des signaux dispersés où les propriétés sont optimisées. La propagation est assurée via l'utilisation des modèles analytiques *pin-force*, où le phénomène de *shear lag* est considéré, défini par l'efficacité du transfert de cisaillement de la piézocéramique à la structure, lorsqu'un adhésif est présent. La corrélation entre le signal analytique et la mesure est par la suite optimisée, où un algorithme génétique est utilisé pour assurer l'optimisation. Les résultats préliminaires obtenus numériquement démontrent que les propriétés mécaniques d'un matériau isotrope peuvent être estimées à moins de 1 % d'erreur [Ostiguy *et al.*, 2012c,d], et pour les composites, moins de 4 % [Ostiguy *et al.*, 2012c].

Les modèles semi-analytiques, telle la méthode *Semi-Analytic Finite Element* (SAFE) [Bartoli *et al.*, 2006], exploitent des modèles numériques pour générer une partie de la

propagation des ondes dans une plaque. Dans le cas de la méthode SAFE, les courbes de dispersion des vitesses de phase et de groupe sont recalculées pour des structures de formes complexes, qu'elles soient isotropes où anisotropes [Raisutis *et al.*, 2011]. De telles méthodes peuvent par la suite être exploitées pour la caractérisation mécanique. Des travaux, basés sur la méthode SAFE, ont été présentés pour la caractérisation de matériaux [Sale *et al.*, 2011]. Le potentiel de l'approche est démontré expérimentalement sur une structure isotrope, où un transducteur ultrasonore est utilisé pour la génération et la mesure est faite au laser. Les vitesses de groupe expérimentales sont estimées à plusieurs fréquences pour les modes A_0 et S_0 , où la transformée par ondelette est utilisée pour obtenir ces vitesses. Un algorithme simplex est utilisé pour l'optimisation. Des propriétés mécaniques sont injectées dans l'algorithme SAFE, qui recalcule les courbes de vitesse de groupe et les compare aux mesures expérimentales. Les propriétés sont prédites en minimisant la différence entre les courbes de dispersion, en utilisant la méthode des moindres carrés. Les résultats obtenus sont à moins de 14 % des propriétés mécaniques du fournisseur, écart causé par de grandes incertitudes sur le coefficient de Poisson.

Méthode par analyse modale

Les propriétés d'une structure composite peuvent être évaluées par analyse modale. Le potentiel de cette méthode a été démontré pour un composite [Hwang *et al.*, 2009]. Pour les plaques minces, le travail suppose la structure comme étant mince, réduisant le nombre de propriétés à quatre (module d'élasticité longitudinal, module d'élasticité transverse, coefficient de Poisson dans le plan et module de cisaillement dans le plan). L'analyse modale permet de déterminer les fréquences naturelles de la structure et la forme des modes de déformation. La différence entre les fréquences de résonance du modèle numérique pour 35 points de mesures de la structure expérimentale pour les six premiers modes est le critère à minimiser. La minimisation est assurée par un algorithme génétique. Cette méthode est néanmoins grandement affectée par les conditions aux supports requises, ainsi que le temps de convergence, estimé à 6 heures. Les propriétés sont estimées à moins de 5 % pour les propriétés mécaniques à l'exception du coefficient de Poisson, où l'erreur est d'environ 40 %.

AMORTISSEMENT

L'atténuation des ondes guidées dépend principalement de quatre facteurs, soit la dispersion, l'amortissement structural, la dissipation de l'énergie dans les matériaux adjacents et l'atténuation géométrique causée par la propagation des ondes [Schubert et Herrmann, 2011]. Une méthode ASTM permettant d'estimer l'amortissement d'une structure a été proposé [ASTM, 1993]. Néanmoins, cette méthode est valide pour les fréquences situées

entre 50 et 5000 Hz pour les matériaux homogènes et est une méthode indirecte utilisant la théorie des poutres pour reconstruire l'amortissement. Ramadas et al. [Ramadas *et al.*, 2011a] ont exploité la propagation d'ondes guidées dans un composite viscoélastique afin d'estimer l'amortissement, en s'appuyant sur le modèle d'amortissement de Rayleigh pour le mode S_0 , où la décroissance d'amplitude est évaluée. Des transducteurs ultrasonores couplés à l'air sont utilisés pour reconstruire le coefficient d'amortissement du matériau (Np/m). L'approche est validée numériquement à l'aide d'un modèle 2D. Celui-ci considère la dispersion mais l'atténuation due à la propagation cylindrique n'est pas prise en compte dans la formulation. L'approche est démontrée expérimentalement sur un laminé quasi-isotrope, où une comparaison entre un modèle FEM et les mesures expérimentales est effectué pour caractériser l'amortissement. Le modèle utilisé considère les parties de l'amortissement attribuées à la masse et la rigidité. Bien qu'intéressants, les résultats obtenus ne sont pas comparés aux valeurs expérimentales d'amortissement ainsi qu'à d'autres méthodes de caractérisation. L'amortissement, considérant une propagation cylindrique, est considéré selon l'équation suivante :

$$k_i = \frac{1}{(x_2 - x_1)} \ln \frac{A(x_1)}{A(x_2)}. \quad (2.7)$$

Les travaux les plus avancés en caractérisation de l'atténuation sont revus dans la littérature par [Schubert et Herrmann, 2011], qui reconstruisent l'atténuation d'une structure avec des transducteurs ultrasonores pour la mesure. Expérimentalement, des piézo-céramiques réceptrices mobiles sont utilisés, et le *shear lag* n'est pas pris en compte, le modèle utilisé n'est pas validé numériquement, et il est considéré qu'un modèle de propagation isotrope sur un composite est adéquat. Également, l'étude est limitée à la caractérisation de l'amortissement d'un seul mode.

La dispersion des signaux dans le temps permet de considérer l'atténuation géométrique. Afin de minimiser cet effet, des signaux fenêtrés sont souvent utilisés. L'atténuation est évaluée dans les axes principaux du composite. Les analyses sont fondées sur le calcul du temps de vol de la vitesse de groupe, où les vitesses sont mesurées via l'utilisation de la transformée par ondelettes, tel que montré à la Fig. 2.36. Les réponses des capteurs ont été regroupées pour toutes les directions pour des fréquences entre 15 et 400 kHz par pas de 15 kHz.

La Fig. 2.37 présente la méthodologie de caractérisation d'amortissement utilisée par Schubert et al. [Schubert et Herrmann, 2011]. La Fig. 2.38 présente les résultats obtenus pour l'amortissement selon les 2 méthodes d'analyse utilisées, soient la transformée de Hilbert

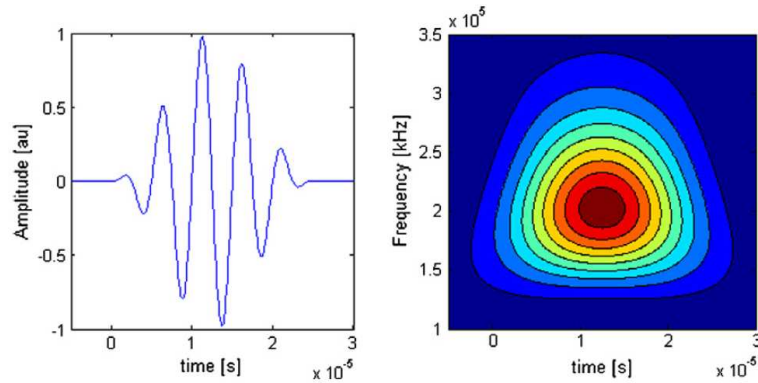


Figure 2.36 Signal sinusoïdal fenêtré à 200 kHz dans le domaine fréquentiel (gauche) et la transformée par ondelettes de ce signal (droite) [Schubert et Herrmann, 2011]

et la transformée par ondelettes et l'extraction de l'amplitude du signal central d'excitation. Selon l'étude, l'utilisation de la transformée par ondelettes permettrait d'obtenir des résultats plus précis.

ÉPAISSEUR

L'épaisseur influence la vitesse de phase des ondes guidées de certains modes en basses fréquences, tel le mode A_0 . L'estimation de l'épaisseur par la propagation d'ondes guidées dans une plaque composite est caractérisée par Moreno [Moreno et Acevedo, 1997]. La méthode proposée est fondée sur le fait que les ondes guidées du mode A_0 sont sensibles à des variations d'épaisseur, ce qui n'est pas le cas pour le mode S_0 en basses fréquences. L'approche présentée compare les vitesses de phase théoriques à celles expérimentales via une configuration *pitch and catch*, suivant la méthode de vitesse de phase, tout en nécessitant l'accès à une seule face de la structure. Les signaux sont mesurés à l'aide d'accéléromètres. Néanmoins, la méthode proposée requiert l'utilisation de plusieurs points de mesures et la connaissance des propriétés mécaniques de la structure de façon exacte, et ne considère pas la dispersion du signal.

La caractérisation de l'épaisseur peut également être effectuée à l'aide de transducteurs acoustiques électromagnétiques (EMAT). La longueur d'onde étant définie par la dimension de l'EMAT, il est possible de reconstruire la vitesse de phase en étudiant la fréquence du signal émis. La méthode proposée par Luo et Rose [Luo et Rose, 2003] offre des résultats à moins de 2 % de l'épaisseur exacte de la structure pour diverses épaisseurs de plaques isotropes. Cette méthode nécessite néanmoins également la connaissance des propriétés mécaniques de la structure de façon précise.

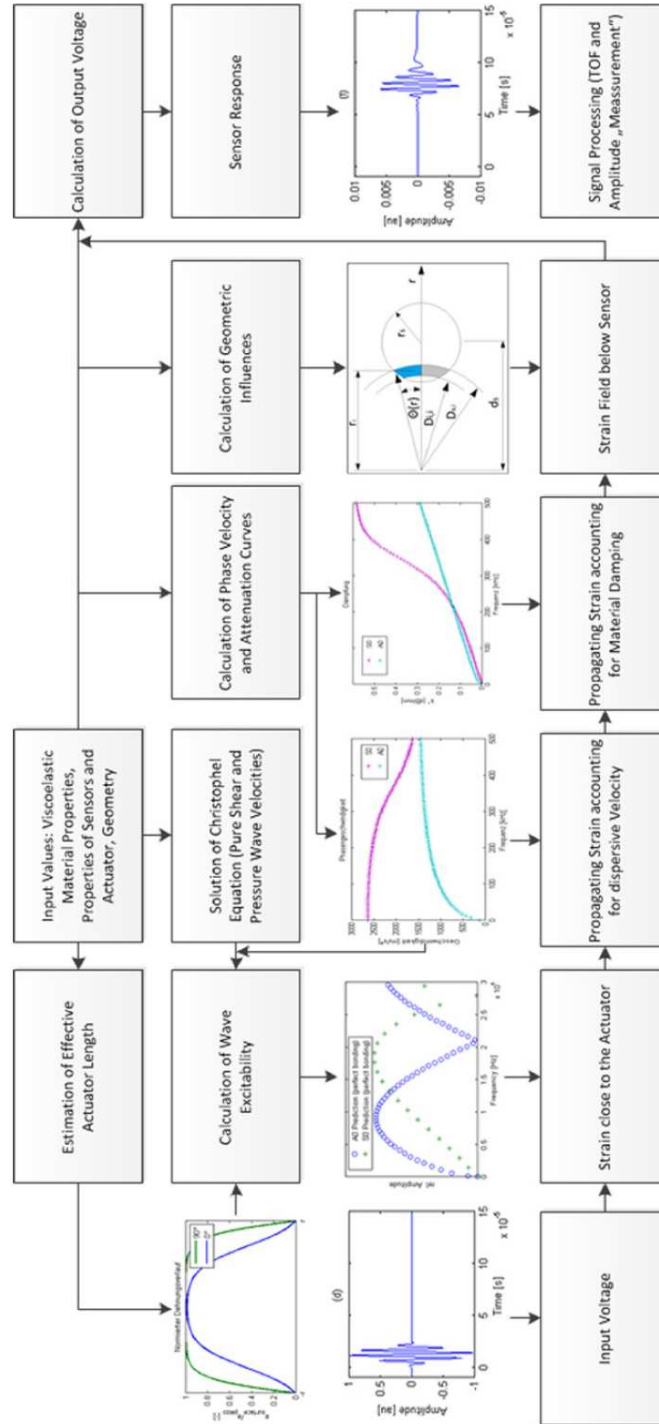


Figure 2.37 Méthodologie utilisée pour évaluer l'amortissement de la structure [Schubert et Herrmann, 2011]

2.5.3 Effet de la température sur la propagation d'ondes

La variation des conditions environnementales, notamment la température, peut affecter la génération et la propagation des ondes guidées. Que ce soit en déformant la structure

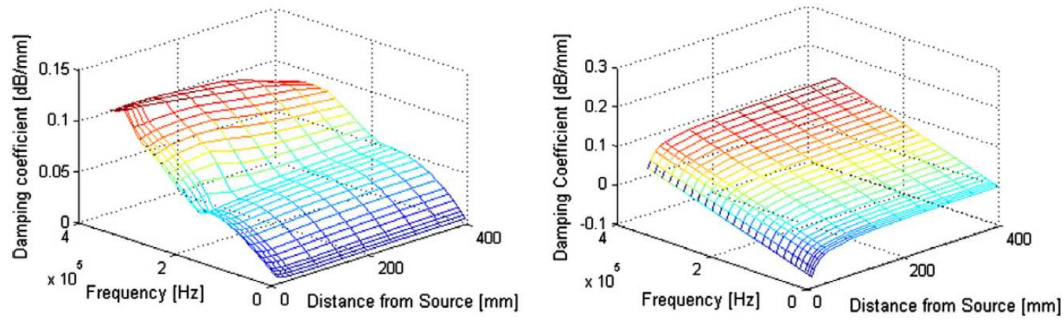


Figure 2.38 Atténuation prédite via la transformée d'Hilbert (gauche) et la transformée par ondelette au maximum de la fréquence d'excitation (droite) [Schubert et Herrmann, 2011]

ou bien en modifiant ses propriétés mécaniques, la vitesse des ondes guidées peut s'en retrouver changée.

Des travaux effectués sur des structures composites ont démontré que des variations de température vont modifier les paramètres de la matrice de rigidité de la structure causant des variations dans les vitesses de groupe. La Fig. 2.39 donne un exemple d'une étude comparative entre des mesures expérimentales et la technique de modélisation SAFE, sur l'effet de varier la température sur la vitesse de groupe mesurée d'un composite unidirectionnel pour les modes A_0 et S_0 .

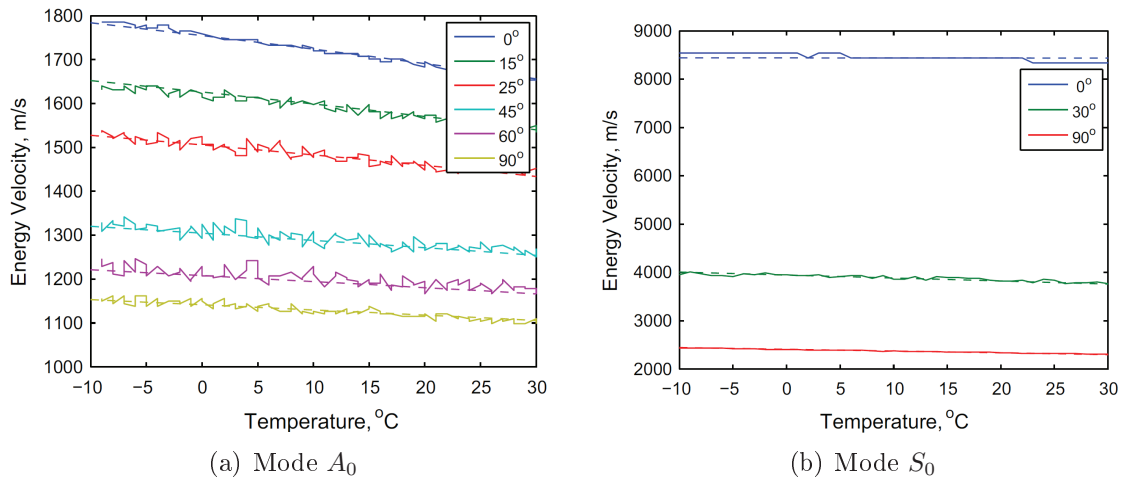


Figure 2.39 Exemple de l'effet de la température sur la vitesse de groupe des ondes guidées dans un composite unidirectionnel, où l'angle représente l'orientation par rapport à la direction des fibres [Putkis *et al.*, 2015]

Pour les composites, en plus d'affecter les propriétés mécaniques, une dilatation ou une contraction des matériaux peut se produire, modifiant la géométrie de la structure dans

laquelle les ondes se propagent. De plus, une variation de la température peut affecter la viscosité de la résine et l'amplitude des ondes propagées s'en trouve changée.

2.5.4 Méthodes d'imagerie par antenne semi-autonomes

Le concept d'imagerie par antenne précédée par une approche de caractérisation embarquée a été peu exploré. Une seule étude [Vishnuvardhan *et al.*, 2009a] a présenté un concept de caractérisation précédant l'imagerie à l'aide d'un quadrant à double anneaux constitué de 21 transducteurs piézo-céramiques de 10 mm de diamètre (80 mm et 120 mm de rayons). Le potentiel de l'algorithme est démontré sur un composite quasi-isotrope, où seul le mode S_0 , non dispersif aux fréquences étudiées, est utilisé pour la reconstruction des propriétés mécaniques et l'imagerie. La Fig. 2.40 présente les résultats expérimentaux obtenus avec le quadrant.

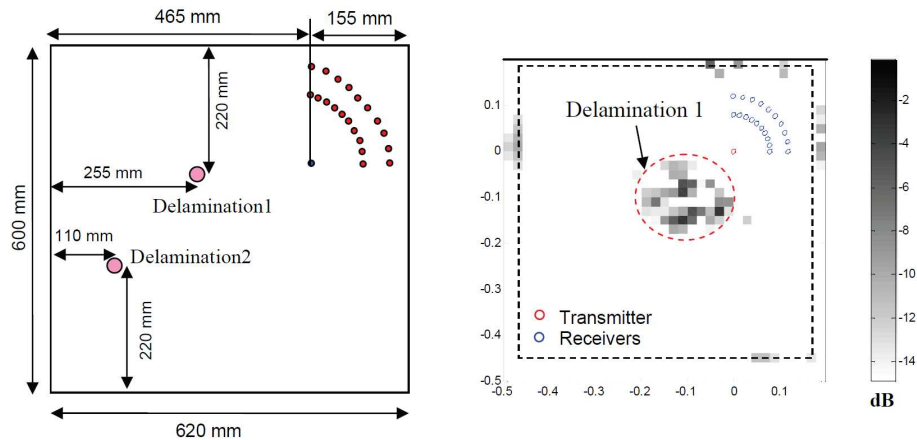


Figure 2.40 Reconstruction expérimentale des endommagements sur une plaque quasi-isotrope [Vishnuvardhan *et al.*, 2009a]

Des signaux sinusoidaux fenêtrés temporellement de deux cycles sont propagés à 200 kHz et il est considéré que les vitesses de groupe, mesurées par temps de vol, sont similaires aux vitesses de phase. Une erreur de 10 % dans les propriétés est obtenue. Les avantages de l'antenne développée par l'auteur sont qu'elle est relativement compacte, a un faible poids, les composantes électroniques sont réduites au maximum. Elle couvre une grande surface et peut évaluer les propriétés mécaniques *in-situ*. Néanmoins, aucune démonstration de la faisabilité de l'approche à détecter des endommagements sur des composites fortement anisotropes n'est démontrée.

CHAPITRE 3

PROBLÉMATIQUE ET OBJECTIFS

3.1 Problématique

En inspection embarquée des structures, la plupart des techniques d'imagerie se fondent sur l'interaction des ondes guidées avec les endommagements. Pour les matériaux isotropes, comme il a pu être constaté dans la revue de littérature, les recherches sont bien avancées.

Pour ce qui est des composites, la propagation des ondes guidées est plus complexe. Celle-ci dépend notamment du caractère anisotrope de la propagation, où la vitesse de phase varie selon les propriétés mécaniques du laminé dans la direction de propagation.

3.1.1 Modélisation de la propagation des ondes guidées dans les composites

Également, le *steering effect* présent lors de la propagation d'ondes dans les composites conduit à un décalage entre la direction de la vitesse de phase et de la vitesse de groupe dans la direction de propagation, tel que montré à la Fig. 3.1. Pour une direction de propagation, représentée par le trait solide, la direction des vitesses de groupe, ou d'énergie, (traits pointillés) est perpendiculaire à la courbe de lenteur pour cette orientation.

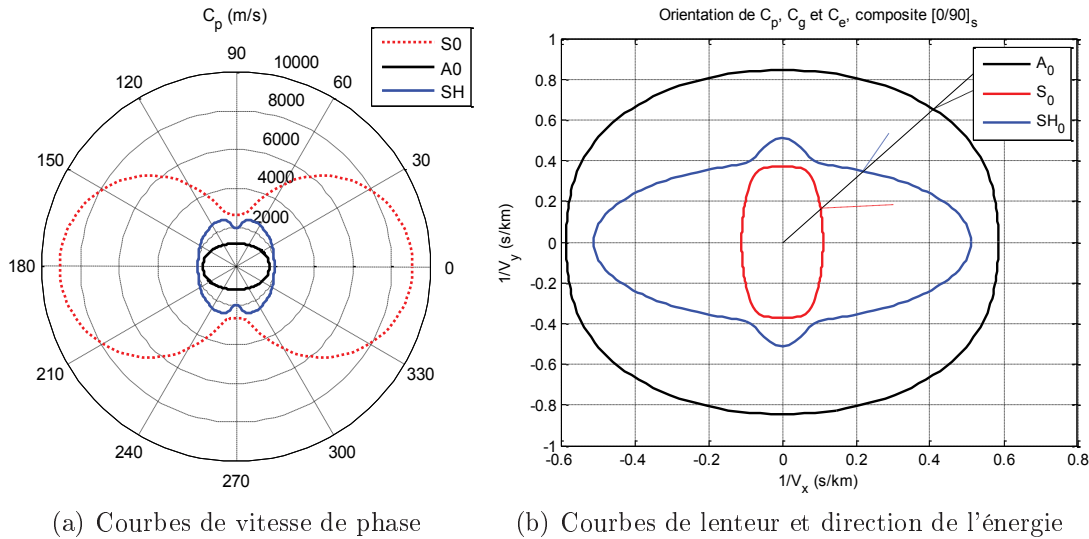


Figure 3.1 Direction de la vitesse de phase et de la vitesse de groupe dans un composite (tiré de l'examen pré-doc, PC Ostiguy)

De par les formulations mathématiques utilisées dans les modèles, la performance des techniques d'imagerie basées sur un modèle peuvent être affectées par le comportement particulier de la propagation dans les composites. Ne pas considérer de tels effets pourrait réduire la performance lors de la reconstruction de la propagation d'ondes, menant entre

autres à un biais dans le positionnement des endommagements détectés sur la structure à l'étude.

Pour l'instant, plusieurs modèles de propagation sont utilisés pour reconstruire les signaux dispersés sur les structures métalliques. Néanmoins, pour l'imagerie sur les composites, plusieurs techniques sont encore fondées sur l'hypothèse simplificatrice que le comportement en propagation dans ces matériaux est le même que pour les matériaux isotropes.

Bien que des modèles de propagation dans les composites, considérant le *steering effect* et le caractère dispersif des ondes aient été proposés, aucun de ces modèles n'a encore été utilisé en imagerie. Même dans le cas de la technique d'imagerie Excitelet, la performance de ces modèles pour effectuer de l'imagerie n'a pas encore été démontrée.

Puisque l'utilisation de ces modèles n'a pas encore été faite pour les structures composites, la pertinence d'utiliser de tels modèles sur l'amélioration de la technique d'imagerie reste encore inconnue.

3.1.2 Sensibilité des ondes guidées à la variation des conditions structurales et environnementales

En plus de la formulation utilisée, la plupart des études en imagerie se concentrent sur des cas en laboratoire, où aucune variation dans les conditions structurales ou environnementales ne se produit entre la mesure de la structure sans endommagement de celle contenant une information du dommage. Ces conditions sont optimales pour bien isoler la signature du dommage.

Au-delà de la complexité mathématique des modèles utilisés en imagerie basées sur des modèles, ces méthodes demandent la connaissance d'un ensemble de paramètres en entrée dans les modèles. Ces paramètres peuvent affecter soit la soustraction des signaux contenant l'information de l'endommagement à celui de la structure saine ou la modélisation de la propagation des ondes dans la structure

Pour la première partie, la qualité de la soustraction sera grandement affectée par la similarité entre les conditions structurales et environnementales entre les mesures qui ont été prises avec et sans endommagements. Par exemple, des mesures prises sous des conditions de chargement ou de température pourraient avoir un effet sur la qualité de la soustraction et l'isolation de l'information présentant l'endommagement.

3.1.3 Sensibilités de la modélisation des ondes guidées aux paramètres en entrée dans les modèles

Comme pour l'ensemble des techniques basées sur un modèle, ceux-ci considèrent tout au moins la propagation des ondes guidées dans les structures. Cette propagation est affectée par les caractéristiques géométriques et les propriétés mécaniques de celle-ci. Ces propriétés étant à la base des formulations utilisées, il est important de s'assurer que la non-connaissance de ces propriétés n'aura pas plus d'impact sur l'imagerie que l'utilisation d'une formulation plus précise. À ce point, l'ampleur de son impact est encore incertain sur son effet sur la performance des techniques d'imagerie, et des stratégies permettant aux techniques d'être plus robustes sont encore limitées.

3.1.4 Aspects à être abordés pour l'évaluation de la performance d'une technique d'imagerie basée sur un modèle et question de recherche en découlant

Bien que sur les structures métalliques, la technique Excitelet a permis d'obtenir des résultats satisfaisants en comparaison aux autres techniques, du travail reste encore à faire pour obtenir une méthode autonome et efficace pour détecter des endommagements sur les composites. Une technique SHM devrait adresser au moins 4 aspects :

- Une évaluation de la performance de la technique d'imagerie ;
- Une évaluation de la robustesse de la technique d'imagerie ;
- L'évaluation de la capacité de la technique d'imagerie à se calibrer ;
- La comparaison de la technique d'imagerie à d'autres techniques existantes.

Ces aspects peuvent être présentés par la question générale suivante :

Comment modéliser adéquatement la génération et la propagation des ondes guidées pour les matériaux composites et quel est l'impact de mieux comprendre la propagation des ondes guidées sur l'imagerie ?

Cette questions générale peut être divisée en cinq sous-questions plus spécifiques définissant le projet de recherche, soit :

- La formulation analytique utilisée derrière les techniques d'imagerie peut-elle améliorer la performance des techniques d'imagerie telles Excitelet, même sur les matériaux métalliques ?

- Afin de garder la force de la technique d'imagerie Excitelet, soit de permettre l'imagerie avec l'ensemble des modes générés simultanément, de quelle façon la formulation analytique actuellement utilisée doit-elle être modifiée pour considérer la génération et la propagation sur les composites ?
- Quelle est la performance de la technique d'imagerie Excitelet sur un composite par rapport aux autres techniques ?
- Quel est l'effet d'une variation des conditions environnementales sur la performance des approches d'imagerie, et comment réduire son effet ?
- Quels autres paramètres peuvent avoir un effet sur la propagation des ondes guidées dans les structures composites ?

3.2 Objectifs

La thèse a pour objectif de répondre à la question principale de recherche à travers la réponse aux sous-questions. Ces sous-questions sont posées afin d'aborder les quatre thèmes principaux et besoins d'une technique d'imagerie en SHM. Pour y arriver, les sous-objectifs suivants sont posés :

- Définir des paramètres permettant d'améliorer de façon significative les modèles de génération d'ondes guidées utilisés en imagerie sur les matériaux isotropes (performance) ;
- Transposer ces améliorations dans une formulation considérant la propagation des ondes dans les composites (performance) ;
- Évaluer l'effet de ces nouveaux modèles sur la performance en imagerie pour les structures (performance, comparaison) ;
- Comparer numériquement et expérimentalement les performances de la technique d'imagerie Excitelet sur les composites (performance, comparaison) ;
- Évaluer les paramètres pouvant affecter la propagation d'ondes dans les structures et exploiter ces effets pour la caractérisation des structures (calibration, robustesse).

3.3 Division de la thèse

Cette thèse par articles est divisée en 8 chapitres, regroupés en 3 sections. Chacun des chapitres a pour objectif de valider une nouveauté obtenue suite au projet de recherche.

Le chapitre 4 porte sur l'amélioration du modèle de génération des ondes guidées pour les matériaux isotropes (amélioration de la performance). Un modèle semi-analytique, récupérant les contraintes planes sous l'émetteur est couplé au modèle *pin-force*, afin de reproduire plus fidèlement le comportement des ondes guidées générées dans une structure isotrope. Ces travaux ont été présentés à la conférence *SPIE Smart Structures / NDE 2014* à San Diego à l'hiver 2014 et l'article est inclus dans les comptes-rendus de la conférence.

Les améliorations apportées par cette formulation sont par la suite reprises au chapitre 5 pour une propagation dans les structures composites. Ces travaux ont été présentés à la conférence *SPIE Smart Structures / NDE 2015* à San Diego à l'hiver 2015 et l'article est inclus dans les comptes-rendus de la conférence.

Au chapitre 6, le potentiel de la nouvelle formulation est démontré dans le cas de l'imagerie sur une structure isotrope (performance). Ces travaux ont été présentés à la conférence de l'*European Workshop on Structural Health Monitoring* à Nantes à l'été 2014 et l'article est inclus dans les comptes-rendus de la conférence.

Au chapitre 7, le potentiel de la technique Excitelet à détecter avec précision des endommagements sur un composite est démontré. Le fort potentiel de la technique couplée à une méthode de caractérisation embarquée est démontré dans ce chapitre et l'article a été soumis à la conférence de l'*European Workshop on Structural Health Monitoring* pour être présenté à Bilbao à l'été 2016. Les thèmes touchés sont la calibration et la performance de la technique.

Au chapitre 8, une analyse comparative de la technique d'imagerie Excitelet à d'autres techniques d'imagerie est faite pour les composites. La sensibilité de la technique à une incertitude sur la connaissance précise des propriétés mécaniques de la structure est également présentée dans cette section. Un article contenant ces résultats est en évaluation au *Structural Health Monitoring Journal* en décembre 2015. Les thèmes touchés sont la calibration la performance, la comparaison de la technique avec d'autres techniques ainsi que la robustesse.

Les chapitres 9 à 11 se penchent sur une analyse exhaustive de l'effet des conditions environnementales, de l'effet de l'amortissement et de la présence de revêtement sur un laminé sur la propagation d'ondes guidées dans une structure. Les résultats du chapitre

9 ont été présentés à l'*European Workshop on Structural Health Monitoring* à Dresden à l'été 2012 et sont inclus dans les comptes-rendus de la conférence. Les résultats du chapitre 10 ont été publiés dans le *Structural Health Monitoring Journal* en 2014. Les résultats du chapitre 11 ont été publiés dans le journal *NDT&E* 2015 et une partie de ces résultats a également été présenté à la conférence *SPIE Smart Structures / NDE* 2015 à San Diego à l'hiver 2015. Ces chapitres portent principalement sur l'évaluation de la robustesse de la technique d'imagerie Excitelet.

Finalement, le chapitre 12 propose une synthèse des nouvelles connaissances scientifiques développées dans le cadre de cette thèse de recherche.

CHAPITRE 4

AMÉLIORATION DE LA DÉTECTION D'EN- DOMMAGEMENTS EN IMAGERIE PAR L'UTI- LISATION DU MODÈLE HYBRIDE PIN-FORCE

Improved damage imaging in aerospace structures using
a piezoceramic hybrid pin-force wave generation model

Pierre-Claude OSTIGUY
Nicolas QUAEGBEUR
Patrice MASSON
GAUS, département de génie mécanique
Université de Sherbrooke

Papier présenté et inclus dans les comptes-rendus de la conférence SPIE Smart Structures/NDE 2014

SPIE conference on Smart Structures / NDE 2014 San Diego, CA

9-13 Mars 2014

10 pages

4.1 Résumé du papier

Dans ce chapitre, une analyse plus approfondie du modèle de propagation utilisé dans la formulation Excitelet est effectuée. L'objectif est de déterminer si une amélioration du modèle, au niveau de la génération des ondes, est possible, afin d'améliorer la technique comparativement au modèle *pin-force* utilisé normalement.

Jusqu'à maintenant, le modèle utilisé considère la formulation *pin-force* pour représenter la génération des ondes, où il est considéré que l'émetteur, une piézocéramique, exerce une déformation en circonférence de l'émetteur pour générer des ondes guidées dans la structure. Cette formulation repose sur l'hypothèse qu'aucune force de traction n'est exercée sous le PZT et que la déformation transmise par la piézocéramique à la structure est constante peu importe la fréquence d'excitation. Dans cet article, l'effet d'intégrer le patron de cisaillement sous l'émetteur sur la génération et la propagation des ondes guidées dans la structure est évalué.

Pour se faire, un modèle FEM de l'émetteur couplé à la structure est modélisé afin de permettre l'extraction du patron de cisaillement entre l'émetteur et le substrat. Par la suite, ce patron de cisaillement est intégré dans la formulation de génération à la place du modèle *pin-force*. Une validation numérique et une validation expérimentale sont effectués. Les courbes d'amplitude, dans le domaine fréquentiel, ainsi que les signaux temporels sont comparés en considérant la dépendance fréquentielle et la distribution de cisaillement sous la piézocéramique.

Dans tous les cas, l'intégration du patron de cisaillement sous la piézocéramique a permis d'améliorer la corrélation entre les signaux temporels, tant pour le mode A_0 que le mode S_0 . Au niveau fréquentiel, la considération du patron de cisaillement a permis d'obtenir une meilleure corrélation entre les courbes d'amplitude obtenues de la FEM comparativement au modèle *pin-force* seul.

Ces résultats ont contribué à l'avancement du projet de recherche en permettant non seulement de mieux comprendre l'impact des hypothèses simplificatrices du modèle *pin-force* sur la reconstruction de signaux temporels, mais également de présenter une avenue intéressante pour améliorer la formulation utilisée dans l'approche d'imagerie Excitelet.

Suite aux résultats obtenus dans cet article, deux voies ont été poursuivies. D'abord, au niveau du modèle, les résultats obtenus ont été appliqués à un cas de génération et de propagation dans les structures composites. Par la suite, l'impact d'exploiter un meilleur

modèle de génération et de propagation sur l'imagerie a été analysé pour une structure métallique. Ces résultats sont présentés dans les chapitres suivants.

4.2 Abstract

In this study, a correlation-based imaging technique called Excitelet is used to monitor an aerospace grade aluminum plate, representative of an aircraft component. The principle is based on ultrasonic guided wave generation and sensing using three piezoceramic (PZT) transducers, and measurement of reflections induced by potential defects. The method uses a propagation model to correlate measured signals with a bank of signals and imaging is performed using a round-robin procedure (Full-Matrix Capture). The formulation compares two models for the complex transducer dynamics : one where the shear stress at the tip of the PZT is considered to vary as a function of the frequency generated, and one where the PZT is discretized in order to consider the shear distribution under the PZT. This method allows taking into account the transducer dynamics and finite dimensions, multi-modal and dispersive characteristics of the material and complex interactions between guided wave and damages. Experimental validation has been conducted on an aerospace grade aluminum joint instrumented with three circular PZTs of 10 mm diameter. A magnet, acting as a reflector, is used in order to simulate a local reflection in the structure. It is demonstrated that the defect can be accurately detected and localized. The two models proposed are compared to the classical pin-force model, using narrow and broad-band excitations. The results demonstrate the potential of the proposed imaging techniques for damage monitoring of aerospace structures considering improved models for guided wave generation and propagation.

4.3 Introduction

In Structural Health Monitoring (SHM), damage detection based on imaging algorithms aims to detect, localize and estimate damage severity on a structure. These algorithms are based on the interaction and/or reflection of ultrasonic guided waves (GW) with defects within a structure. Piezoceramic (PZT) transducers are typically used to generate and sense the GWs and imaging methods are implemented in pitch-and-catch mode [Beard *et al.*, 2007] or in reflection mode (delay-and-sum [Giurgiutiu, 2008], Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a], dispersion compensation [Wilcox, 2003], or triangulation [Su *et al.*, 2006]). However, most of these methods use simplified assumptions in the generation and

propagation models used to reconstruct the dispersed signals, which can have an impact on imaging results.

Most GW damage detection algorithms are based on the estimation of Time of Flight (ToF), which requires knowledge of group velocity. These approaches have been widely used to process signals measured from the transducers for sparse and compact arrays [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Most of these algorithms use an approach similar to delay-and-sum (phased-array) with a round-robin procedure to image defects within the far field of the array. Whether these consider non-dispersive waves, such as EUSR [Giurgiutiu, 2008], or dispersive waves, such as Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a], they rely on the accurate knowledge of the dispersion curves in a given frequency range [Ostiguy *et al.*, 2012a,d], and also on the accuracy of their analytical formulation [Quaegebeur *et al.*, 2011a].

Model-based algorithms such as Excitelet rely on the accurate modeling of the generation, propagation and sensing of the dispersed ultrasonic GWs in the structure. For this purpose, the classical pin-force model [Raghavan et Cesnik, 2005] is usually used for the PZT, where some aspects of the finite geometry of the receiver are considered [Sohn et Lee, 2010]. Also, the shear lag effect can be considered to increase the robustness of the approach [Crawley et Luis, 1987]. However, this model is limited by its principal assumptions : the PZT is fully decoupled from the substrate, it exerts only traction at its periphery, the transducers dynamics are not considered, and the amplitude of this traction is constant over the whole frequency range of interest. These assumptions limit the validity range of the model to low frequencies (classically below 200 kHz). However, imaging using Excitelet can employ bursts up to 400 kHz in order to properly detect defects in structures [Quaegebeur *et al.*, 2011a].

Few analytical models considering the dynamics of the transducer coupled with the structure are proposed in the literature [Huang *et al.*, 2010; Huang et Sun, 2006; Jin et Wang, 2011; Wang et Huang, 2001]. However, at the moment, these approaches are limited to 2D cases, not computationally efficient and, to the authors knowledge, none of them are implemented into damage imaging approaches.

Few hybrid approaches have been proposed in the literature in order to perform imaging [Giridhara *et al.*, 2010]. These approaches, such as the Local Interaction Simulation Approach (LISA) rely on the numerical modelling of the displacements generated by the PZT in the structure in the near-field and then couple it to an analytical formulation for the propagation of GWs. This formulation however requires extracting the displacements on the whole thickness of the structure.

In this paper, two models for GW generation by PZTs are proposed and compared to the classical pin-force model. For this purpose, a Finite Element Model (FEM) of the transducer coupled to the host structure is first performed to extract the shear distribution under the transducer. Then, the distribution of the shear stress with regard to frequency at the tip of the PZT is considered in a first hybrid pin-force model in order to see its effect on in-plane amplitude curves for the first hybrid model. The distribution of the shear stress as a function of frequency and space is then considered with a second hybrid model and compared to the numerically obtained amplitude curves. Then, this complex shear stress distribution is integrated in the Excitelet imaging algorithm and its interest for detecting and localizing a reflector on an experimental aerospace grade structure is assessed. Results show that the consideration of the shear distribution under the PZT has a relative effect on the amplitude curves and it allows increasing the correlation level, demonstrating the interest of using more representative generation and propagation models for imaging technique.

4.4 Wave generation models for imaging

4.4.1 Correlation-based imaging using pin-force model

Among the existing imaging techniques, the Excitelet algorithm aims at reconstructing a damage index mapping of a structure by discretizing its surface into a 2D grid of equally spaced observation points. For each point, a theoretical dispersed signal (traveling from the emitter to one of the receiver) is reconstructed assuming that there is a perfect reflection at the evaluated point. This theoretical dispersed signal is then correlated to the measurement to determine if there is a damage at this point (associated to a strong correlation) [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. In this work, GWs are generated and measured using circular PZT transducers. The burst $e(t)$ generated at a PZT emitter E propagates into the structure, and the algorithm evaluates the possible reflection at a given pixel (X_i, Y_i) coming back to the PZT receiver R , as shown in Fig. 4.1. For each point, the total propagation distance between the emitter E , the receiver R and the target is $d_s = d_e + d_r$. In the case of multiple transducers on the structure, the elements are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted using the other elements.

For each configuration of transducers and each pixel (X_i, Y_i) on the grid, the normalized correlation coefficient $c(X_i, Y_i)$ between the theoretical signal $S_c(X_i, Y_i)(t)$ and measured voltage signal $u(t)$ is calculated over a time window T using the following relation :

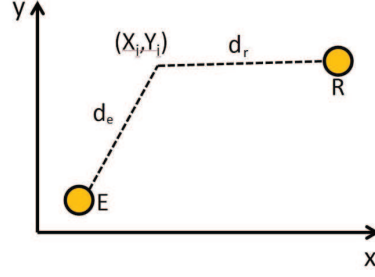


Figure 4.1 Propagation configuration for imaging, emitter (E), receiver (R) and pixel location (X_i, Y_i)

$$c(X_i, Y_i) = \frac{\int_0^T u(t) S_{X_i, Y_i}(t) dt}{\sqrt{\int_0^T [u(t)]^2 dt \int_0^T [S_{X_i, Y_i}(t)]^2 dt}} \quad (4.1)$$

The GW generation and propagation model used in the present section is based on the pin-force model [Raghavan et Cesnik, 2005], and uses a burst excitation signal $e(t)$ transformed into mechanical wave using an emitter. The main assumptions of this model are that the PZT dynamics is neglected, and the strain is integrated over the surface of the PZT receiver. Assuming isotropic propagation of a given mode, the voltage measured at the receiving PZT is thus described by the function $S_{(X_i, Y_i)}(t)$:

$$S_{(X_i, Y_i)}(t) = e(t) * P(t) \quad (4.2)$$

where the propagation function $P(t)$ is given by [9] :

$$P(t) = \mathcal{F}^{-1} \quad (4.3)$$

$$\left[\tau \sum_{\xi} \left(A^{\xi}(\omega) J_1(\xi a) \frac{N(\xi)}{D'(\xi)} \int_{r_s-c}^{r_s+c} \xi r H_0^{(2)}(\xi r) \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{4r^2 d_s^2}{(r^2 + d_s^2 - c^2)^2} - 1} \right) dr \right) \right]$$

where ω is the angular frequency, $\xi(\omega)$ is the wavenumber of the propagating mode (A or S), a the radius of the actuator, c the radius of the receiver, r the center-to-center distance between the transducers, J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second kind [Sohn et Lee, 2010]. While this approach takes into account the diameter of the PZT in the calculation of the propagation function, further optimization of the model is achieved by incorporating the shear-lag parameter to the model. The shear-lag parameter [Crawley et Luis, 1987] corrects for the effective PZT

diameter used in the propagation model. The optimized model including the shear-lag has some limitations however, such as the experimental knowledge of the mechanical and geometrical properties of the adhesives for which experimental evaluation is difficult.

4.4.2 Correlation-based imaging using hybrid pin-force model

In order to allow imaging at higher frequencies, the shear stress distribution under the PZT emitter is modelled using a FEM and the shear stress distribution is then coupled to the analytical propagation model described in the previous section. The hybrid formulation strategy aims at discretizing the surface under the PZT emitter in a number N of equally spaced elements all having a shear value τ_i , as shown in Fig. 4.2.

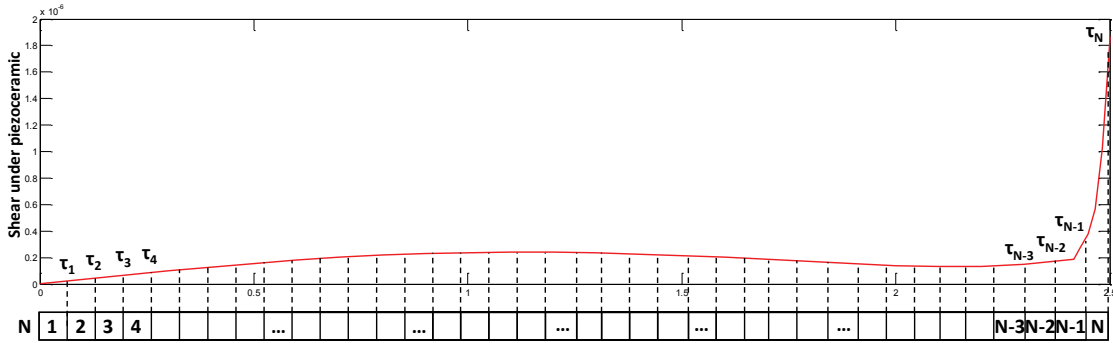


Figure 4.2 Discretized PZT transducer

At each element, a radius r_n is defined and associated to a shear value. This step is done for each frequency of interest and the stress distribution under the PZT actuator is integrated in the propagation model as follows :

$$P(t) = \mathcal{F}^{-1} \left(4.4 \right) \left[\sum_{r_n=1}^N \sum_{\xi} \left(\tau(\omega, r_n) A^{\xi}(\omega) J_1(\xi a) \frac{N(\xi)}{D'(\xi)} \int_{r_s-c}^{r_s+c} \xi r H_0^{(2)}(\xi r) \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{4r^2 d_s^2}{(r^2 + d_s^2 - c^2)^2} - 1} \right) dr \right) \right]$$

For the first hybrid model, only the shear stress distribution at the periphery of the PZT over the frequency range is considered. For the second hybrid model, the distribution of shear stress below the PZT is considered as a function of space and frequency, allowing taking into account the complete dynamics of the PZT actuator.

4.5 Numerical assessment

4.5.1 Finite Dimension Model (FEM)

The proposed wave generation models are first evaluated and validated numerically using a FEM. The effect of considering a varying shear stress under the PZT actuator is assessed on the time signals and the amplitudes curves for a frequency range between 1 kHz and 500 kHz. This first step is done in order to demonstrate the potential of such approach to model more accurately the generation and propagation of the GWs at frequencies for which the transducer dynamics can no longer be neglected. The FEM is considered as an appropriate representation of an experimental model, where the dynamics of the PZT and the adhesive are fully taken into account. Since the only difference in the formulation resides in the way the emitter is considered, the dynamics of the receiver is first neglected and in-plane displacements are used for validation [Raghavan et Cesnik, 2005].

In this section, particular attention is paid to evaluate the accuracy, repeatability, and robustness of the hybrid formulations. A 2D axi-symmetric FEM has been built using COMSOL and a transfer function in the frequency domain is computed between the emitter PZT and different measurement points for a frequency range between 1 kHz and 500 kHz with steps of 1 kHz. Third order absorbing regions have been used to reduce the size of the model and also to avoid boundary reflections. Numerical simulations have been performed on a dual six core Intel XEON 5650 2.67 GHz with 96 gigabytes of RAM. Computational time for one analysis is roughly 8 hours to extract only the shear distribution and 24 hours when displacements are obtained away from the PZT. Fig. 4.3 presents the numerical setup and Tab. 4.1 presents the mechanical and geometrical properties used in the FEM.

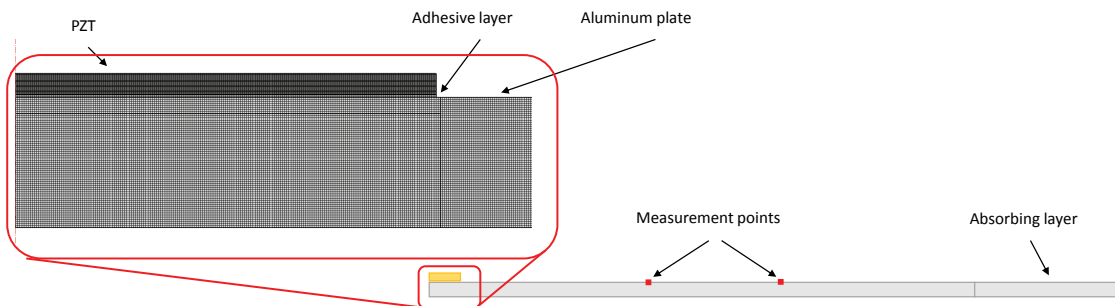


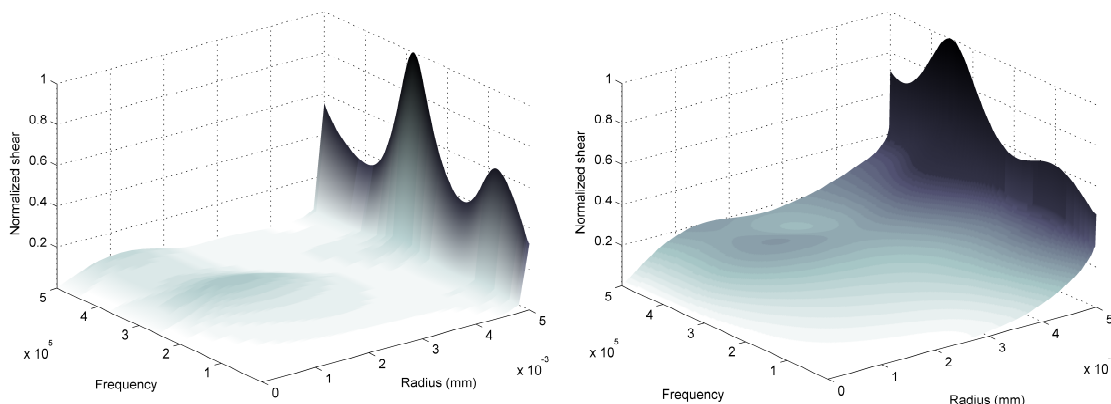
Figure 4.3 Configuration of the FEM on a 1.54 mm thick aluminum plate

Tableau 4.1 Properties used in the FEM

Component	Property	Value
Plate	Poisson's ratio	0.33
	Elastic Modulus	70 GPa
	Density	2700 kg/m^3
	Length	20 cm
PZT	Piezoelectric type	PIC-255 (Physik Instruments)
	Elastic Modulus	60 GPa
	Thickness	0.25 mm
	Diameter	5 mm
Adhesive layer	Adhesive type	Cyanoacrylate
	Elastic modulus	60 GPa
	Poisson's ratio	0.21
	Layer thickness	30 μm
	Density	1200 kg/m^3
FEM parameters	Computation time (approx)	8 hrs (PZT only) 24 hrs (complete model)
	Maximum element size	50 μm
	Number of elements	approx. 850 000
	Frequency range	1 :1 :500 kHz

4.5.2 Simulation results

The shear stress distribution profiles obtained for the simulation with and without adhesive are presented in 4.4. As seen in Fig. 4.4, the shear stress distribution is not constant over the frequency range of interest and its value at the tip depends on the frequency. Also, the presence of adhesive under the PZT tends to distribute the shear stress under over its whole radius.



(a) Shear distribution below a perfectly attached PZT (b) Shear distribution below a bonded PZT

Figure 4.4 Strain distribution under a perfectly bonded PZT (a) and a PZT bonded with a layer of adhesive (b)

For the numerical validation, the fully coupled model is used, since the model with an adhesive is used in the experimental part. The in-plane amplitude curves at one measurement point (Fig. 4.4) for the A_0 and S_0 modes are presented in Fig. 4.5, where the FEM is compared with the pin-force model (PF - Eq. 4.3), the frequency dependent hybrid pin-force model (HPF $\tau(\omega)$) Eq. 4.4 and the frequency and space dependent hybrid pin-force model (HPFA $\tau(\omega, r)$) Eq. 4.4).

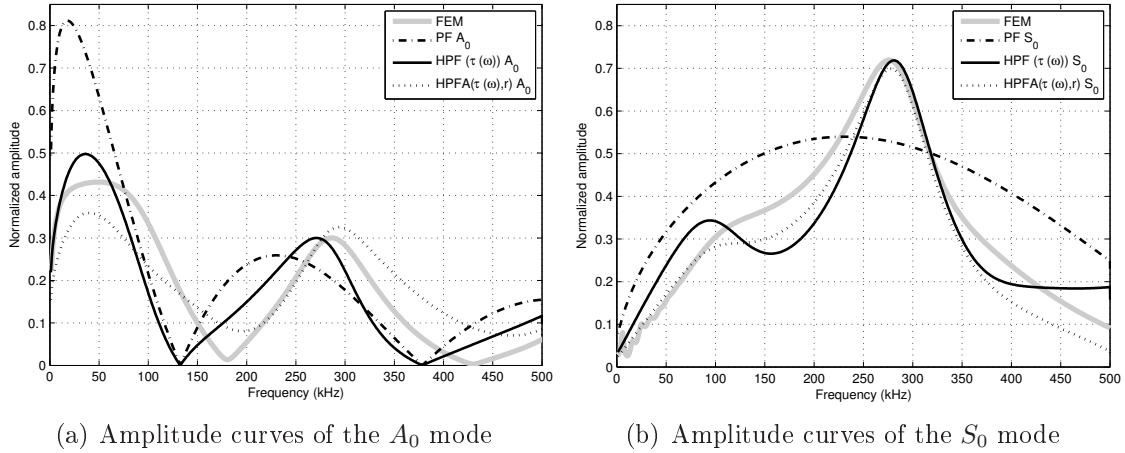


Figure 4.5 Comparison of the in-plane amplitude curves obtained from each theoretical formulation

Fig. 4.5 shows that both hybrid models tend to reproduce more accurately the amplitude curves obtained with the FEM. For the A_0 mode, an important rectification of the peak amplitude is obtained at 50 kHz, and also a rectification on the peak at 275 kHz can be observed. For the S_0 mode, the peak at 275 kHz is properly obtained using both hybrid models. Time signal reconstructed after the propagation of a 1 cycle burst at 200 kHz over a distance of 20 cm is presented in Fig. 4.6. In order to assess more precisely the effect of the hybrid model on both modes, the right part is a close-up on the S_0 mode. Also, the correlation between the time signal obtained with the mods and the time signal obtained numerically was evaluated separately for the A_0 mode, S_0 mode, and with both modes together, as shown in Tab. 4.1. For the A_0 mode, the correlation is first separated into the wave packet at high frequency (between 0.07 and 0.1 ms) and the low frequencies (between 0.1 ms and 0.25 ms). This procedure is done to assess more precisely the effect of having a better correlation on the peaks of the amplitude curves presented in Fig. 4.6.

The results obtained with the first hybrid pin-force model $\tau(\omega)$ allow an increase in the correlation of about 9 % when both modes are used, as compared to the pin-force model. A significant increase in the correlation level of about 14% can be obtained using the hybrid pin-force model $\tau(\omega, r)$. However, this model leads to a slight decrease in the correlation

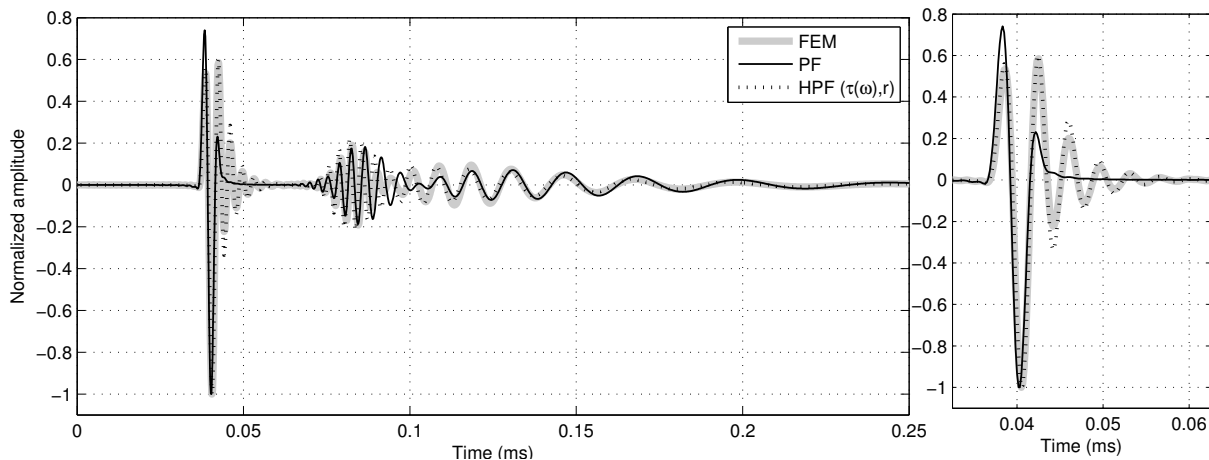


Figure 4.6 Dispersed signal obtained, with FEM, pin-force (PF) and hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models

Tableau 4.2 Correlation levels obtained, A_0 low frequency (LF), A_0 high frequency (HF), A_0 , S_0 , A_0 and S_0

Model	A_0 (LF)		A_0 (HF)		A_0		S_0		$A_0 \& S_0$	
	corr.	% var.	corr.	% var.	corr.	% var.	corr.	% var.	corr.	% var.
Pin-Force	89.9	-	61.9	-	74.9	-	86.9	-	84.9	-
Hybrid Pin-Force $\tau(\omega)$	89.1	-0.9	85.2	37.6	85.3	13.9	94.5	8.7	92.9	9.4
Hybrid Pin-Force $\tau(\omega, r)$	95.2	5.8	70.3	13.6	86.4	15.4	98.7	13.6	93.8	13.7

level of the A_0 mode at higher frequencies. This might be caused by the fact that the amplitude curves of this mode are overestimated at high frequency, as shown in Fig. 4.5. However, an increase in the correlation level of the S_0 mode can be obtained, as shown in Fig. 4.6. This might be caused by the fact that the mechanical resonances of the PZT are properly considered in the dispersed signal. The next section presents the use of these hybrid pin-force models in an experimental implementation of the Excitelet imaging approach. For the experimental validation, the shear distribution curves obtained considering an adhesive layer, presented in this section are used.

4.6 Experimental assessment

The imaging approach is implemented on a 1.54 mm thick 6061-T6 aluminum plate. To ensure isotropy of the structure, the plate was recrystallized before being instrumented. A magnet is used to induce a localized reflection of GWs. The structure is instrumented with three circular PZTs of 10 mm diameter and 0.25 mm thickness, bonded using cyanoacrylate adhesive, and located as shown in Fig. 4.7. The plate is surrounded by damping tape, in order to reduce unwanted reflections from the boundaries of the plate. A National Instruments NI-5105 FPGA platform is used both for generation and sensing, at a sampling

frequency of 10 MHz. A ProduitSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplifier provides excitation signals up to 50 V peak. Hanning windowed bursts from 10.5 to 0.5 cycles with a central frequency of 200 kHz are used in order to demonstrate the validity of the approach for narrow and broad band excitation signals. Since it was previously demonstrated that the Excitelet approach is able to detect and localize with a good level of precision the defect, only the section of the structure in the red box is analyzed for imaging [Ostiguy *et al.*, 2011]. Fig. 4.8 presents the imaging results obtained, where both A_0 and S_0 modes are considered in the Excitelet imaging approach.

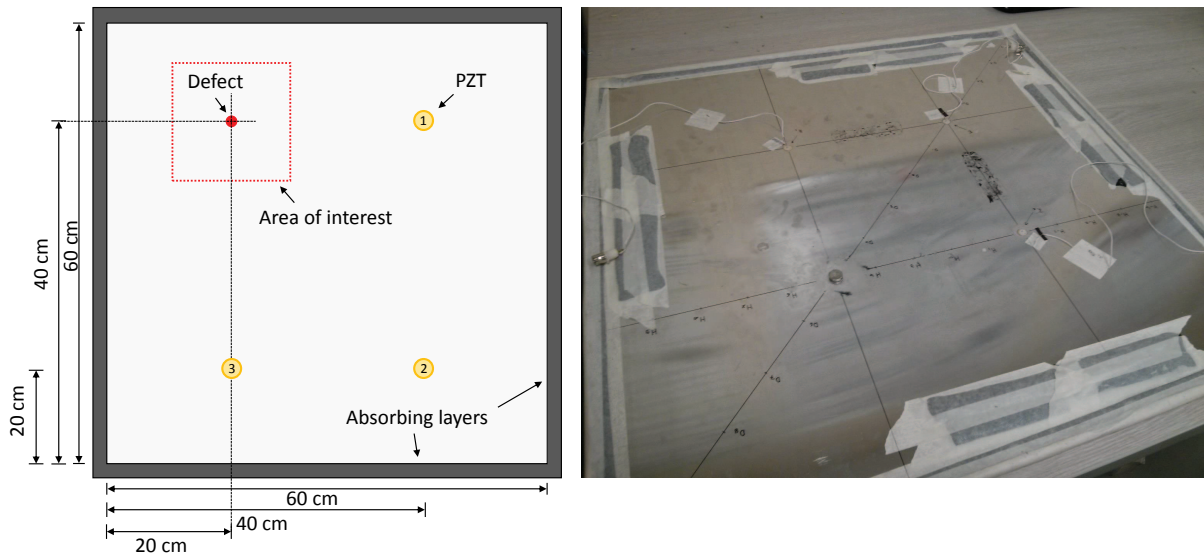


Figure 4.7 Experimental setup for reflector detection on an aluminum plate

Tab. 4.3 presents a comparison of the correlation level and localization accuracy obtained with for the different input signals and GW generation models presented in Fig. 4.8. The reference method for the amplitude correlation is based on the maximal amplitude of the formulation obtained for each number of cycles.

The results obtained with the pin-force model show that a defect can be detected and localized within 1.4 cm of accuracy in the worst case. For signals containing 2.5 cycles, 5.5 cycles and 10.5 cycles, the results obtained with HPF $\tau(\omega, r)$ and HPF $\tau(\omega)$ give similar correlation levels. For imaging over a large bandwidth, a decrease in the correlation level for the pin-force model and HPF $\tau(\omega)$ is observed, whereas $\tau(\omega, r)$ still gives a strong correlation factor. The error on location is similar for all methods and frequency ranges. A decrease in the number of cycles in the excitation tends to increase the accuracy on defect location. However, this also increases the frequency bandwidth, increasing the need for a better analytical formulation. The correlation amplitude of the pin-force model decreases as the number of cycles decreases. These results demonstrate the interest of

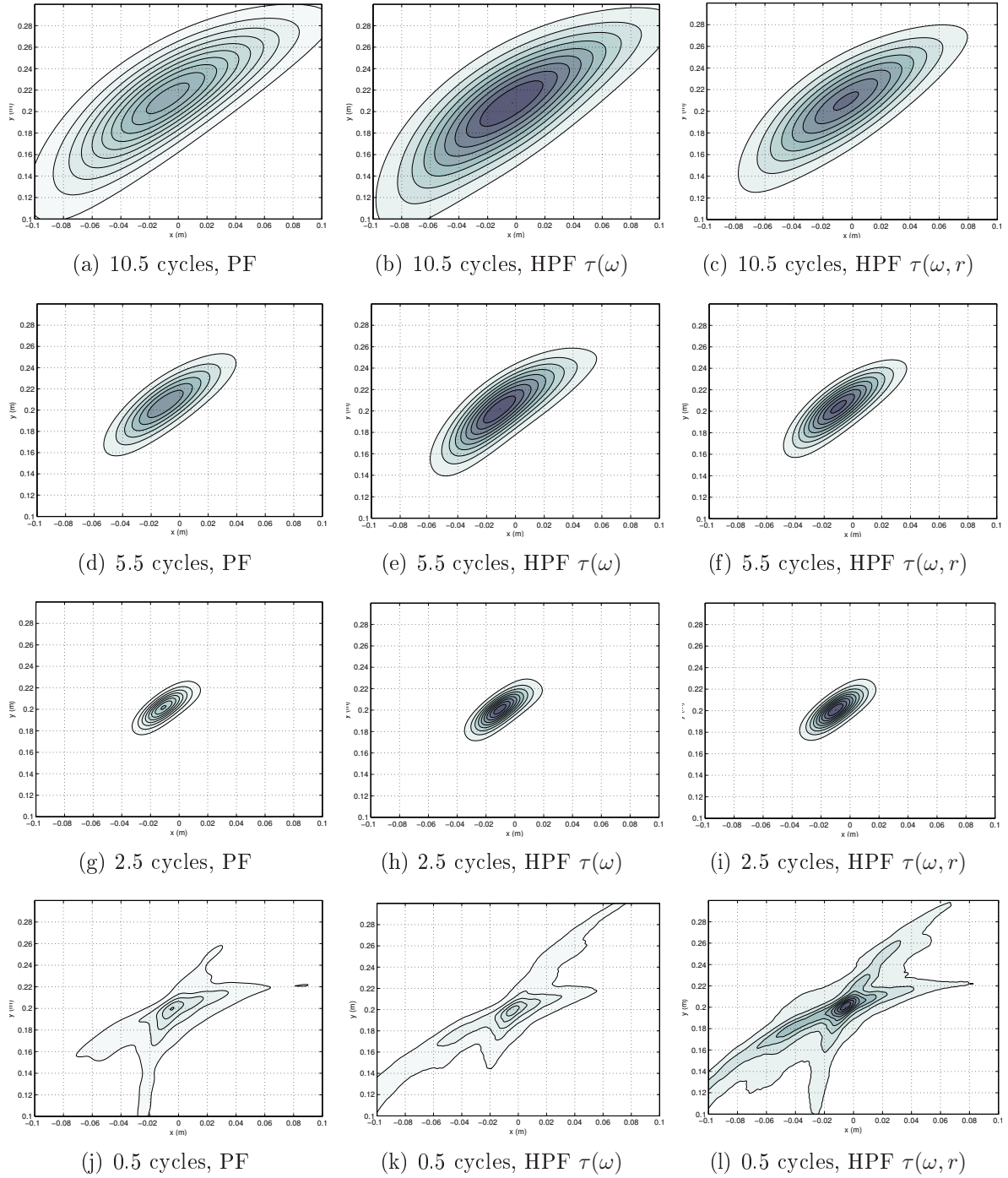


Figure 4.8 Imaging results for various numbers of cycles at 200 kHz using the classical pin-force (PF), the frequency dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega)$) and the frequency and space dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models (normalized according to the highest amplitude for each number of cycles)

considering the transducer dynamics and the shear distribution under the transducer in the imaging approach. Since the HPF $\tau(\omega, r)$ imaging approach multiplies the time required

Tableau 4.3 Comparison of the amplitude level and localization accuracy obtained for defect detection at (0, 0.2) for the classical pin-force (PF), the frequency dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega)$) and the frequency and space dependent hybrid pin-force (HPF $\tau(\omega, r)$) models (results with highest correlation are used as reference)

Number of cycles	Model	Location	Error on location	Difference on correlation amplitude
		(m)	(cm)	(%)
10.5	PF	(-0.009,0.21)	1.35	-47.1
	HPF $\tau(\omega)$	(-0.002, 0.208)	0.83	-
	HPF $\tau(\omega, r)$	(-0.04,0.210)	1.08	-17.9
5.5	PF	(-0.01,0.207)	1.22	-30.3
	HPF $\tau(\omega)$	(-0.01,0.202)	1.02	-
	HPF $\tau(\omega, r)$	(-0.01,0.203)	1.04	-6.3
2.5	PF	(-0.01,0.201)	1.22	-59.4
	HPF $\tau(\omega)$	(-0.01, 0.201)	1.01	-3.2
	HPF $\tau(\omega, r)$	(-.01,.201)	1.01	-
0.5	PF	(-0.004,0.2)	0.40	-74.8
	HPF $\tau(\omega)$	(-0.04,0.2)	0.40	-63.2)
	HPF $\tau(\omega)$	(-0.03,0.2)	0.30	-

for computation by the number of elements considered, and that the variation in the correlation level for 2.5 to 10.5 cycles is moderate, the HPF $\tau(\omega)$ approach seems to be a good compromise between correlation amplitude level and computational time.

4.7 Conclusion

This paper presents the implementation of two hybrid pin-force models for GW generation by PZTs to improve the performance of the correlation-based Excitelet imaging algorithm. These models allow considering more precisely the finite dimensions and dynamics of the PZT transducers. The first hybrid pin-force model considers a shear distribution localized at the tip of the PZT as a function of frequency only, while the second hybrid pin-force model considers the complex shear stress profile under the PZT as depending on frequency and space. In-plane amplitude curves of GWs generated by a PZT of finite dimensions are first compared numerically to these models and to the classical pin-force model. Results demonstrate that both models increase the correlation amplitude by up to 15% between simulated signals and time domain signals obtained using a complete FEM. The hybrid pin-force models are then implemented within a correlation-based imaging technique (Excitelet). The results demonstrate that these models allow detecting the defect with a higher correlation level compared to the standard pin-force model. Ongoing work aims at developing an analytical formulation that fully considers the transducers dynamics.

4.8 Acknowledgements

This work has been supported by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC).

CHAPITRE 5

MODÉLISATION SEMI-ANALYTIQUE DE LA GÉNÉRATION DES ONDES GUIDÉES DANS LES STRUCTURES PAR DES PIÉZOCÉRAMIQUES CIRCULAIRES

Semi-analytical modelling of guided waves generation on composite structures using circular piezoceramics

Pierre-Claude OSTIGUY
Nicolas QUAEGERBEUR
Maxime BILODEAU
Patrice MASSON
GAUS, département de génie mécanique
Université de Sherbrooke

Papier présenté et inclus dans les comptes-rendus de la conférence SPIE Smart Structures/NDE 2015

SPIE conference on Smart Structures / NDE 2015 14 pages

San Diego, CA

8-12 mars 2015

5.1 Résumé du papier

Suite aux résultats obtenus dans le chapitre précédent, soit l'intégration de l'effet du cisaillement plan sous la piézocéramique dans la formulation de génération d'ondes du modèle utilisé pour l'imagerie, un effort similaire a été mis en place pour évaluer l'effet dans le cas de propagation dans les matériaux composites. À la différence des structures isotropes, le comportement des piézocéramiques collées sur les composites n'est pas axi-symétrique. En effet, le patron de cisaillement sous le PZT dépend non seulement de la fréquence, de la position sous la piézocéramique, mais également de l'orientation.

Cet article a d'abord pour objectif de modéliser la génération et la propagation d'ondes guidées dans les composite, en validant la méthode de la matrice globale (GMM) proposé par Lih et Mal [Mal, 1988]. Le second objectif est d'évaluer les limitations du modèle *pin-force* pour ce qui est de la génération des ondes dans les structures composites. Une analyse FEM et expérimentale a été effectuée.

Les résultats obtenus démontrent que la considération des patrons de cisaillement plan sous l'émetteur permettent de mieux s'approcher des courbes d'amplitude obtenues avec la FEM tant pour le mode A_0 que pour le mode S_0 . Également, une meilleure corrélation est obtenue en comparant les traces temporelles peu importe l'orientation dans le composite.

Ces résultats ont permis de confirmer la validité du modèle *pin-force* couplé à la matrice globale, ainsi que de proposer une formulation plus avancée pour représenter plus adéquatement la génération et la propagation d'ondes guidées dans les composites.

Néanmoins, il est également démontré que l'utilisation d'une formulation semi-analytique telle qu'utilisée dans cet article est obtenue au coût de simulations numériques requérant une quantité notable de temps de calcul, limitant pour le moment son applicabilité dans des cas expérimentaux et en imagerie.

Ce papier a contribué à l'avancement du projet en mettant en place une formulation considérant la dynamique particulière de la génération et de la propagation des ondes guidées dans les structures composites, où aucune simplification au niveau de la propagation d'ondes n'est faite. Jusqu'à maintenant, aucun modèle ne considérant cette dynamique particulière n'avait été utilisé au GAUS. À partir de la formulation obtenue dans ce papier, les travaux de recherche sur les composites ont été poussés plus loin en évaluant et comparant la performance d'une formulation de propagation plus avancée à d'autres techniques d'imagerie sur les résultats en imagerie. Ces travaux sont présentés dans les chapitres suivants.

5.2 Abstract

In Structural Health Monitoring (SHM), classical imaging techniques rely on the use of analytical formulations to predict the propagation and interaction of guided waves generated using piezoceramic (PZT) transducers. For the implementation of advanced imaging approaches on composite structures, analytical formulations need to consider (1) the dependency of phase velocity and damping as a function of angle (2) the steering effect on guided wave propagation caused by the anisotropy of the structure and (3) the full transducer dynamics. In this paper, the analytical modelling of guided waves generation by a circular PZT and propagation on composite structures is investigated. This work, based on previous work from the authors, is intended to extend a semi-analytical formulation from isotropic to transversely isotropic plate-like structures. The formulation considers the dependency of the interfacial shear stress under the PZT as a function of radius, angular frequency and orientation on the composite structure. Validation is conducted for a unidirectional transversely isotropic structure with a bonded circular PZT of 10 mm in diameter. Amplitude curves and time domain signals of the A_0 and S_0 modes obtained from the proposed formulation and the classical pin-force model are first compared to Finite Element Model simulations. Experimental validation is then conducted using a 3D laser Doppler vibrometer for a non-principal direction on the composite. The results show the interest of considering a semi-analytical formulation for which the transducer dynamics where the shear stress distribution under the transducer is considered in order to reproduce more precisely the generation of guided waves on composite structures.

5.3 Introduction

In Structural Health Monitoring (SHM), strategies based on imaging aims to detect, locate and estimate damage size over a structure [Ostiguy *et al.*, 2014a; Quaegebeur *et al.*, 2015]. Classical methods rely on the use of a network of sparse or distributed piezoelectric transducers (PZT) bonded on the structure. Most of these methods are based on pitch-and-catch, electro-mechanical impedance variations or pulse-echo techniques. For the pitch-and-catch and pulse-echo methods, the interaction of guided waves with a potential damage is exploited and the reflections can be analyzed using post-processing techniques and imaging algorithms [Michaels, 2008; Quaegebeur *et al.*, 2014]. Standard imaging techniques methods in imaging are based either on triangulation [Giridhara *et al.*, 2010], Delay and Sum (EUSR), Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2014], or dispersion compensation.

Most of the imaging approaches rely on the use of an analytical formulation to predict the generation, propagation and interaction of guided waves with a potential damage. Efficient damage detection strategies thus require an optimization of the transducers configuration regarding geometry, material and location, and also dynamic properties. Also, it has been demonstrated that an increase in the precision of the analytical formulation to reproduce properly the generation of guided waves can lead to drastic improvements in the performance of imaging approaches in terms of detection, damage discrimination, positioning and size estimation [Ostiguy *et al.*, 2014a, 2011; Quaegebeur *et al.*, 2012b].

Amongst classical methods used in transducer design, most of them are based on the use of, or variants of, the Pin-Force model [Obenchain *et al.*, 2013; Raghavan *et al.*, 2005, 2007a; Sohn *et al.*, 2010; Velichko *et al.*, 2007], assuming that a piezoceramic can be modelled as producing a uniform shear distribution located on its circumference, independent of the frequency generated or the host structure. However, the assumptions behind this model are only valid for infinitely thin PZTs, assuming a weak coupling between the PZT and the host structure, and when the wavelength generated is larger than the PZT size (below the first electro-mechanical resonances). In practice, these assumptions are only verified at low frequencies (below 50 kHz for typical PZTs), such that design rules obtained with this model are generally limited [Ostiguy *et al.*, 2014b; Wang *et al.*, 2001]. Improvements in terms of precision and spectral content can be observed at the cost of complex numerical simulations using either Finite Element Models (FEM) or Spectral Element Models (SEM). In order to prevent the burden associated to numerical simulations, while keeping the strong coupling between the PZT transducer and the host structure, semi-analytical [Glushkov *et al.*, 2007; Huang *et al.*, 2006; Juan *et al.*, 2014; Wang *et al.*, 2001] methods are proposed, considering the shear distribution below the PZT, under the assumption of plane strain. However, the numerical burden of these methods and their limited precision when compared to experimental simulations are limiting factors for a practical implementation. Recent work in imaging demonstrated the limitations of such models in the case of imaging on isotropic structures [Ostiguy *et al.*, 2014a]. To overcome these limitations, the use of a hybrid formulation [Ostiguy *et al.*, 2014a,b] who can be coupled to an empirical/analytical model [Quaegebeur *et al.*, 2015] is proposed and it has been demonstrated to improve the performance of imaging algorithms.

However, much work still has to be done to implement appropriate propagation models in composites, for which the PZT response is not axisymmetrical and where the coupled dynamics is only partially considered [Obenchain *et al.*, 2013]. In order to properly implement the imaging approaches on composite structures, efficient formulations have to be

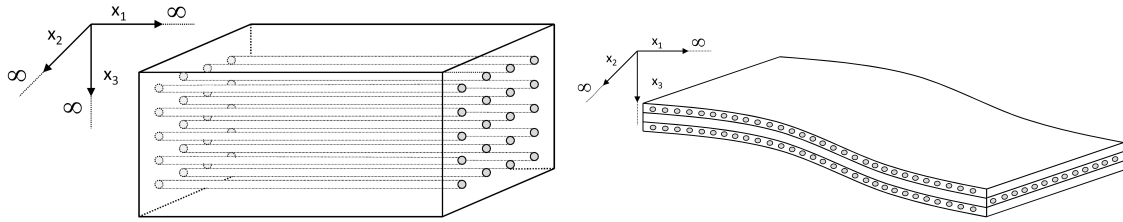
developed, considering (1) the visco-elastic behavior of the material [Ostiguy *et al.*, 2012b], (2) the steering effect of the guided wave propagation caused by the structure anisotropy, (3) the dispersion phenomenon of guided waves and (4) the complete dynamics of the transducer [Juan et Perez, 2014].

Only few practical models of the guided wave propagation in the composite structures considering the transducer dynamics and aiming to be implemented in imaging approaches have been proposed in the literature. This paper presents a hybrid numerical/analytical model for the generation and propagation of guided waves by a circular PZT mounted on a composite substrate. The proposed formulation considers the distributed interfacial in-plane stresses under the PZT with regard to the radius, orientation and frequency that is extracted under the PZT based on a numerical model and then integrated to the analytical model.

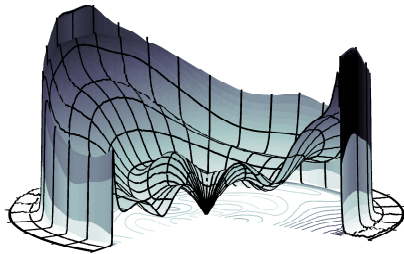
Numerical validation is performed for a transversely-isotropic unidirectional plate on which a 10 mm of diameter circular PZT is bonded. The amplitude curves and time domain signals of the first two modes obtained numerically are compared to the standard Pin-Force and semi-analytical models for the A_0 and S_0 modes. Experimental validation is then conducted on an unidirectional composite plate. The results obtained demonstrate the interest of considering a hybrid formulation where the transducer dynamics is considered for proper modelling of the guided wave generation and propagation on a composite structure.

5.4 Guided waves in composite structures

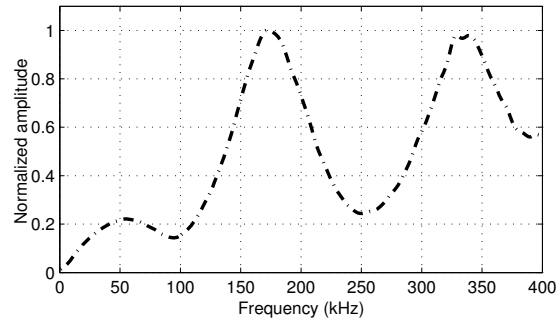
The dispersive behaviour of guided waves on composite laminates depends on the propagation direction. Various analytical formulations have been presented to capture its dispersive behaviour. Among them, the global matrix, based on the 3D elasticity theory is commonly used [Lowe, 1995; Nayfeh, 1995; Wang, 2006; Wang et Yuan, 2007]. The first authors to implement this formulation for the propagation of guided waves in composites are Lih and Mal who consider the dispersive behaviour of guided waves, to allow the integration of damping, any shape of actuator (3D) and also to consider multiple layers [Lowe, 1995]. The formulation is implemented via the use of the global matrix method, more stable than the assembly matrix method [Lowe, 1995]. Since the complete 3D displacement field is considered without any form of simplification, all the propagating modes are considered in the solution. Fig. 5.1 presents the main steps to solve the dispersion problem.



(a) Imposition of the bulk wave solution for a composite of infinite dimensions (b) Definition of the boundary conditions to calculate the guided wave solution in an infinite plate of finite thickness H



(c) Implementation of the forcing function due to the bonded piezoceramic transducer by considering the in-plane stress distribution



(d) Reconstruction of the transfer function of the structure

Figure 5.1 Main steps required to compute the stresses and displacements of guided waves in a multilayered composite of finite thickness generated by a transducer of finite dimensions

5.4.1 Bulk waves in a composite material

Let's consider a laminated composite plate of total thickness H . Each lamina consists of a two phase material composed of randomly distributed parallel fibres embedded in a matrix. It is assumed that the laminate is subjected to a distributed periodic load on its top face while the bottom face is left free of loads. It is also assumed that the wavelengths generated are larger than the diameter of the individual fibres in the matrix, allowing to consider each ply as homogeneous. As shown in Fig. 5.1, a global cartesian coordinate system (X_1, X_2, X_3) is introduced, where the X_1 direction is in the fibre direction, X_2 , transverse to the fibres and X_3 through the thickness of the layer. In this formulation, viscoelastic damping can be modeled by using complex stiffness matrix. Assuming plane wave in the thickness direction and that the wavenumber components are given by ξ_1 , ξ_2 and ζ in the principal directions, the Christoffel equation is obtained :

$$\begin{bmatrix} c_{11}\xi_1^2 + c_{55}(\xi_2^2 + \zeta^2) & (c_{12} + c_{55})\xi_1\xi_2 & (c_{12} + c_{55})\xi_1\zeta \\ (c_{12} + c_{55})\xi_1\xi_2 & c_{55}\xi_1^2 + c_{22}\xi_2^2 + c_{44}\zeta^2 & (c_{23} + c_{44})\xi_2\zeta \\ (c_{12} + c_{55})\xi_1\zeta & (c_{23} + c_{44})\xi_2\zeta & c_{55}\xi_1^2 + c_{44}\xi_2^2 + c_{22}\zeta^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} = \rho\omega^2 \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

where the c_{ij} terms are components of the stiffness matrix of the ply. A similar formulation can be derived using an analogous manner by modifying the Christoffel equation based on the level of anisotropy of the structure [Auld, 1990]. For fixed values of ξ_1 , ξ_2 et ω , there are 6 possible roots ζ , $i = \pm 1 - 3$ of this equation. The first 2 pairs of roots correspond to the quasi-longitudinal and quasi-transverse waves. The wavenumber is given for these roots by :

$$\zeta_1^2 = -\xi_2^2 + b_1 \qquad \zeta_2^2 = -\xi_2^2 + b_2 \quad (5.2)$$

$$b_1 = -\left(\frac{\beta}{2\alpha}\right) - \sqrt{\left(\frac{\beta}{2\alpha}\right)^2 - \frac{\gamma}{\alpha}} \qquad b_2 = -\left(\frac{\beta}{2\alpha}\right) + \sqrt{\left(\frac{\beta}{2\alpha}\right)^2 - \frac{\gamma}{\alpha}} \quad (5.3)$$

$$\alpha = a_1 a_5 \quad (5.4)$$

$$\beta = (a_1 a_2 + a_5^2 - a_3^2)\xi_1^2 - \omega^2(a_1 + a_5) \quad (5.5)$$

$$\gamma = (a_2 \xi_1^2 - \omega^2)(a_5 \xi_1^2 - \omega^2) \quad (5.6)$$

The third pair of roots corresponds to pure shear waves and their wavenumber in the thickness direction is given by :

$$\zeta_3^2 = -\xi_2^2 + (\omega^2 - a_5 \xi_1^2)/a_4 = (\omega^2 - a_5 \xi_1^2 - a_4 \xi_2^2)/a_4 \quad (5.7)$$

The a_i terms are constants associated to the square of the bulk waves velocities for a transversely isotropic material propagating in the ply :

$$a_1 = c_{22}/\rho \quad (5.8)$$

$$a_2 = c_{11}/\rho \quad (5.9)$$

$$a_3 = (c_{12} + c_{55})/\rho \quad (5.10)$$

$$a_4 = (c_{22} - c_{23})/\rho = c_{44}/\rho \quad (5.11)$$

$$a_5 = c_{55}/\rho \quad (5.12)$$

The general solution for the displacement vector in a transversely isotropic composite ply is then given by :

$$\mathbf{U} = \sum_{i=1}^3 C_{i+} \mathbf{e}_{i+} e^{i\zeta_i x_3} + \sum_{i=1}^3 C_{i-} \mathbf{e}_{i-} e^{-i\zeta_i x_3} \quad (5.13)$$

where $C_{i\pm}$, $i = 1 : 3$ are free constants, and where the e_i terms ($i = 1 - 3$) for top and ($i = 4 - 6$) for bottom surface of layer are the displacement eigenvectors of the ply.

5.4.2 Guided wave solution for a multi-layered laminate

From the general bulk waves solution, it is possible to obtain the particular solution of the guided waves. For a multilayered structure, surface traction conditions are given by :

$$\sigma_{i3}^1(X_1, X_2, 0) = f_i(X_1, X_2, 0) \quad (5.14)$$

$$\sigma_{i3}^N(X_1, X_2, H) = 0; i = 1 : 3 \quad (5.15)$$

where the functions f_i represents the excitation field due to the actuator which depends on the shape of the actuator. Considering traction and displacement continuity at the interface of the layers, the 2-D spatial Fourier transform is introduced as follow :

$$\Psi(K_1, K_2) = \iint_{-\infty}^{\infty} \psi(X_1, X_2) e^{i(K_1 X_1 + K_2 X_2)} dX_1 dX_2 \quad (5.16)$$

In the following, it is assumed that \mathbf{U} , $\hat{\sigma}$ and \mathbf{F} denote the 2D spatial Fourier transform of the variables u , σ and f respectively. Moreover, as for the bulk wave solution, an harmonic

excitation at the angular frequency ω is considered (the $e^{i\omega t}$ term is neglected to simplify the equations and brought back at the end). Based on the stress-displacement continuity condition, a 'stress-displacement' vector is used, and defined by :

$$\mathbf{S}^m(X_3) = \{\mathbf{U}^m(X_3)\delta^m(X_3)\}^T \quad (5.17)$$

From these equations, the stress-displacement vector can be related to the characteristics of the ply and the propagating mode by :

$$\mathbf{S}^m(X_3) = \begin{bmatrix} \mathbf{L}^m & 0 \\ 0 & \mathbf{L}^m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{Q}_{11}^m & \mathbf{Q}_{12}^m \\ \mathbf{Q}_{21}^m & \mathbf{Q}_{22}^m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{E}_+^m & 0 \\ 0 & \mathbf{E}_-^m \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{C}_+^m \\ \mathbf{C}_-^m \end{Bmatrix} = \mathbf{Q}^m(X_3)\mathbf{C}^m \quad (5.18)$$

where the exact formulation is taken from [Mal, 1988] and main results are presented in this paper. L^m is the transformation matrix considering the angle of the ply with respect to the global coordinates of the laminate.

$$\mathbf{Q}_{11} = \begin{bmatrix} \mathbf{e}_1^m & \mathbf{e}_2^m & \mathbf{e}_3^m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i\xi_1 q_{11} & i\xi_1 q_{12} & 0 \\ i\xi_2 q_{21} & i\xi_2 q_{22} & i\zeta_3 \\ i\zeta_1 q_{21} & i\zeta_2 q_{22} & -i\xi_2 \end{bmatrix} \quad (5.19)$$

$$\mathbf{Q}_{12} = \begin{bmatrix} \mathbf{e}_4^m & \mathbf{e}_5^m & \mathbf{e}_6^m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i\xi_1 q_{11} & i\xi_1 q_{12} & 0 \\ i\xi_2 q_{21} & i\xi_2 q_{22} & -i\zeta_3 \\ -i\zeta_1 q_{21} & -i\zeta_2 q_{22} & -i\xi_2 \end{bmatrix} \quad (5.20)$$

$$\begin{aligned} q_{11} &= a_3 b_1 & q_{21} &= \omega^2 - a_2 \xi_1^2 - a_5 b_1 \\ q_{12} &= a_3 b_2 & q_{22} &= \omega^2 - a_2 \xi_1^2 - a_5 b_2 \end{aligned} \quad (5.21)$$

where the \mathbf{e}_i terms are the displacement eigenvectors of the ply of interest. The terms Q_{11} and Q_{12} are related to the top and bottom displacement equations of the ply, while the top and bottom stresses are expressed by :

$$\mathbf{Q}_{21} = \begin{bmatrix} -\rho a_5 \xi_1 \zeta_1 (q_{11} + q_{21}) & -\rho a_5 \xi_1 \zeta_2 (q_{12} + q_{22}) & \rho a_5 \xi_1 \xi_2 \\ -2\rho a_4 \xi_2 \zeta_1 q_{21} & -2\rho a_4 \xi_2 \zeta_2 q_{22} & \rho a_4 (\xi_2^1 - \zeta_3^2) \\ \mu_1 & \mu_2 & 2\rho a_4 \xi_1 \zeta_3 \end{bmatrix} \quad (5.22)$$

$$\mathbf{Q}_{22} = \begin{bmatrix} \rho a_5 \xi_1 \zeta_1 (q_{11} + q_{21}) & \rho a_5 \xi_1 \zeta_2 (q_{12} + q_{22}) & \rho a_5 \xi_1 \xi_2 \\ 2\rho a_4 \xi_2 \zeta_1 q_{21} & 2\rho a_4 \xi_2 \zeta_2 q_{22} & \rho a_4 (\xi_2^1 - \zeta_3^2) \\ \mu_1 & \mu_2 & -2\rho a_4 \xi_1 \zeta_3 \end{bmatrix} \quad (5.23)$$

$$\mu_1 = \rho \begin{bmatrix} (a_5 - a_3) \xi_1^2 q_{11} & -(a_1 - 2a_4) \xi_2^2 q_{21} & -a_1 \zeta_1^2 q_{21} \end{bmatrix} \quad (5.24)$$

$$\mu_2 = \rho \begin{bmatrix} (a_5 - a_3) \xi_1^2 q_{12} & -(a_1 - 2a_4) \xi_2^2 q_{22} & -a_1 \zeta_2^2 q_{22} \end{bmatrix} \quad (5.25)$$

In this case, Q_{21}^m and Q_{22}^m are matrices for which the columns are the eigenvectors of the stress for the corresponding m th ply for the wavenumber in the X_3 axis, where ζ_i are the through thickness wavenumbers that are obtained from the displacement eigenvectors. The terms C_m are free constants associated to the top and bottom surfaces of the plate.

$$\mathbf{C}^m = \begin{bmatrix} \mathbf{C}_+^m & \mathbf{C}_-^m \end{bmatrix}^T \quad (5.26)$$

and where the matrix E is a matrix of exponential related to the top + and bottom – surface of the ply.

$$\mathbf{E}_+^m(X_3) = \text{diag} \left[e^{i\zeta_1(X_3 - X_3^{m-1})} \quad e^{i\zeta_2(X_3 - X_3^{m-1})} \quad e^{i\zeta_3(X_3 - X_3^{m-1})} \right] \quad (5.27)$$

$$\mathbf{E}_-^m(X_3) = \text{diag} \left[e^{i\zeta_1(X_3^m - X_3)} \quad e^{i\zeta_2(X_3^m - X_3)} \quad e^{i\zeta_3(X_3^m - X_3)} \right] \quad (5.28)$$

In this case, the coordinates X_3^m is the X_3 denote the coordinate between 2 plies, m and $m - 1$. Since the plies can be oriented arbitrarily, the local ply coordinated can be expressed as a function of the global coordinates X_1, X_2, X_3 using a transformation matrix L_m , where m indicates the ply number, and ϕ^m is the angle between the local and global coordinates :

For visco-elastic materials, damping can be considered by using complex stiffness constants [Lowe, 1995]. This formulation has the advantage of providing stable results at high frequency, compared to the assembly matrix method [Nayfeh, 1995]. The global matrix allows calculating the propagating wavenumbers at a specific frequency and orientation, defined by the roots of its determinant. However, it is necessary to properly remove only the roots associated to the bulk waves propagating in the laminate to obtain the GW wavenumbers only. The next step consists in calculating the response of the structure to a specific forcing function.

5.4.3 Improved forcing function due to circular piezoelectric transducer

In the previous formulations of the Pin-Force, transducer dynamics was neglected. In the proposed formulation, the in-plane stress profiles are calculated under the transducer using FEM. For a circular shaped piezoceramic located at the center of the coordinate system, the excitation terms F_i :

$$\begin{aligned} F_1 &= -i \int_0^R \tau_{xz}(r) r J_1(Kr) dr \\ F_2 &= -i \int_0^R \tau_{yz}(r) r J_1(Kr) dr \end{aligned} \quad (5.34)$$

where r is the radial location of the integrated point under the transducer at a specific orientation, R the radius of the transducer, and where the third component of F_3 is set to 0. $J_1()$ is the Bessel function of the first type of order 1, K and Γ are the polar coordinates of the wavenumber, where $K = \sqrt{(K_1^2 + K_2^2)}$ and $\Gamma = \tan^{-1}(K_2/K_1)$. Due to the size of the global matrix for multilayered structures, the constants in the previous equations can be resolved numerically using Cramer's rule :

$$C_{1+}^1 = \frac{N^1(K, \Gamma)}{\Delta(K, \Gamma)} \quad (5.35)$$

where :

where the index i denotes the direction of interest (X_1, X_2, X_3), D denotes the distance of propagation. From this formulation, the transfer function of the plate at a specific location over the frequency range of interest can be calculated. The next section presents the numerical validation of the model

5.5 Numerical validation

5.5.1 Validation of the dispersion curves

In the proposed formulation, the N/Δ' term in Eq. 5.38 represents the contribution of the transducer dynamics on the propagation of guided waves. The precision of the calculated terms strongly depends on the precise calculation of the admissible wavenumbers. Validation of the selected formulation is first assessed by comparing the roots obtained to those obtained using the assembly matrix method [Nayfeh, 1995], where precision of the roots extracted is ensured by using the bisection algorithm (with a precision threshold set at $1e-12$ m/s on the phase velocity extracted). An example of transfer functions that would be obtained for a piezoceramic of 20 mm in diameter bonded on a unidirectional composite are presented in Fig. 5.2 for the A_0 and S_0 modes, where the properties of the structure are presented in Tab. 5.1.

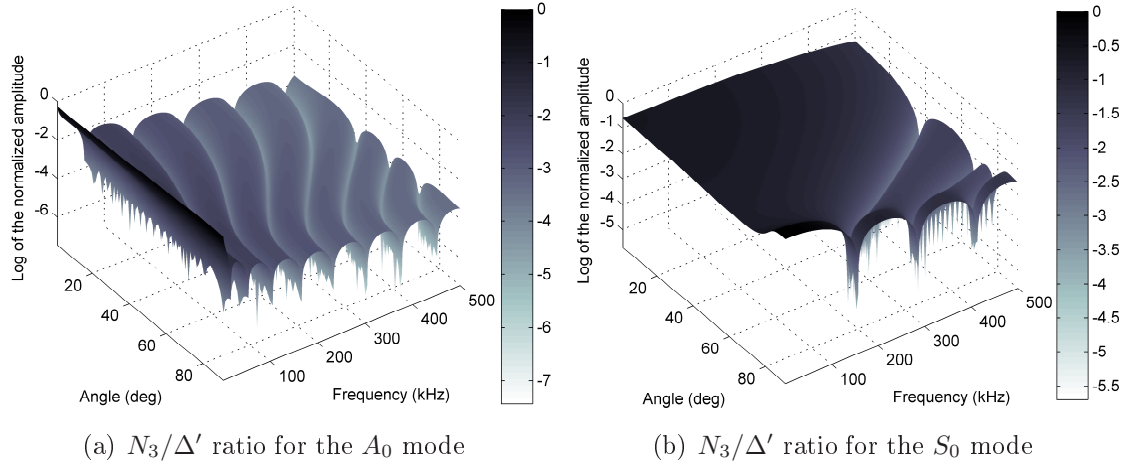


Figure 5.2 Effect of the transducer on the amplitude of out-of-plane displacements

As it can be observed on Fig. 5.2, no irregularities in the shape of the transfer functions can be observed. Also, as the angle tends towards the transverse direction of fibres, the number of lobes increases. This is due to coupling of the size of the transducer to specific phase velocities. At 90 degrees, the phase velocity of the modes is lower, thus more

frequencies tends react strongly to a transducer of a specific size. Following this procedure but considering the variation of stress under the PZT, the transfer functions of the semi-analytical formulation can be calculated in a similar way.

5.5.2 Numerical validation

The proposed semi-analytical model is first assessed numerically using FEM. Time domain signals and amplitude curves for the A_0 and S_0 modes are calculated for a frequency range between 1 kHz and 400 kHz. The FEM is considered as an appropriate representation of an experimental model, where the dynamics of the PZT and the adhesive are fully taken into account, as shown in 12.8. This validation is done in order to demonstrate the interest of considering the transducer dynamics on the propagation of guided waves for frequencies for which the transducer dynamics can no longer be neglected. To fully capture the propagation characteristics on the composite, a full 3D model is built using COMSOL. In-plane stress profile is extracted under the PZT, and the transfer function of the displacement fields at 8 cm from the emitter are measured for angles ranging from 0 to 90 degrees. The interface between the piezoceramic and the host structure is ensured by a thin visco-elastic layer condition [Dessai *et al.*, 1984] that couples the displacement fields using a normal k_n and a tangential k_t stiffness coefficient. Third order absorbing regions are used to avoid boundary reflections and reduce model size. Numerical simulations have been performed on a dual six core Intel XEON 5650 2.67 GHz with 96 gigabytes of RAM. Computational time for one analysis is roughly 5 days. Fig. 5.3 presents the numerical model and Tab. 5.1 its mechanical and geometrical properties.

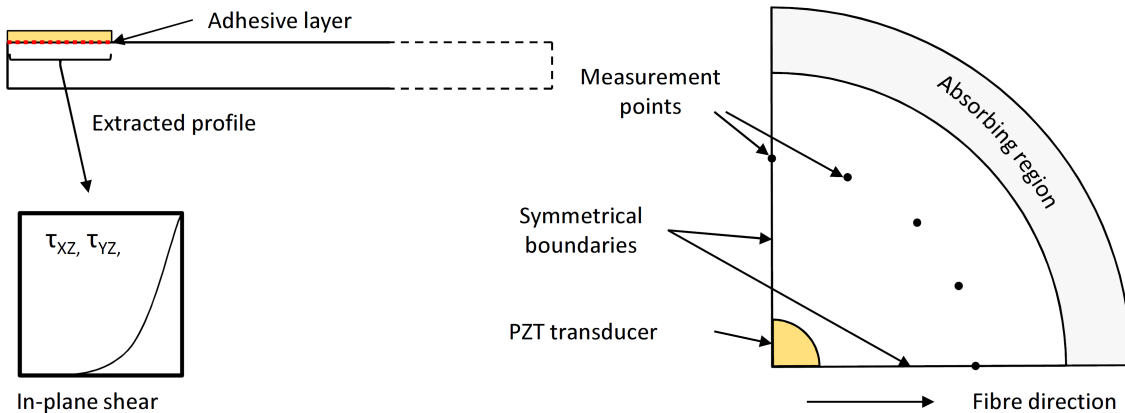


Figure 5.3 Numerical model considered, the model was divided by 4 using symmetry conditions

Tableau 5.1 Properties used in the FEM

Component	Property	Value
Plate	Thickness	1 mm
	Density	1699 kg/m^3
PZT	Piezoelectric type	PZT-5A
	Thickness	0.25 mm
	Diameter	10 mm
Adhesive layer	Thickness	30 μm
	k_n	5e13 * (1+j0.05) Pa
	k_t	1.33e14 * (1+j0.05) Pa
FEM parameters	Maximum element size	1 mm
	Number of elements	approx. 245 000
	Frequency range	1 :1 :500 kHz

5.5.3 Shear stress profiles extracted

From the FEM, in-plane shear stress profiles in the (X_1, X_2) directions below the PZT are extracted. For each angle, the surface under the PZT is discretized into 240 points. Representation of the radial shear stress calculated from the extracted shear stresses profiles at specific frequencies are shown on Fig. 5.4. These figures shows that the in-plane shear stress (1) vary in amplitude over the frequency range of interest (2) are dependent on the orientation, and (3) are not only located at the edge of the PZT.

5.5.4 Effect on the amplitude curves obtained

Figs. 5.5 and 5.6 present the normalized in-plane and out of plane velocity amplitude curves extracted from the FEM in the main directions at the 8 cm from the emitter, compared to the amplitude curves obtained using the Pin-Force model, where only constant shear at the tip of the PZT is considered, and the semi-analytical model proposed. Normalization of the absolute amplitude of the curves over the frequency ranging from 1 to 400 kHz has been performed for each curve in order to better compare the profiles of the amplitude curves to each other.

For for both in-plane and out-of plane velocity curves, the semi-analytical model performs better than the Pin-Force model, for both the amplitude and the location of the peaks. Also, at high frequencies, variations between the FEM and the results obtained using the semi-analytical formulations can be measured. This is mainly caused due to computational limitations, since it was not possible to ensure a minimum of 10 nodes per propagating wavelength in the 3D model. Fig. 5.7 presents velocity curves at 30, 45 and 60 degrees. It should be noted that for in-plane velocities, both in the X_1 and X_2 directions, similar results can be obtained.

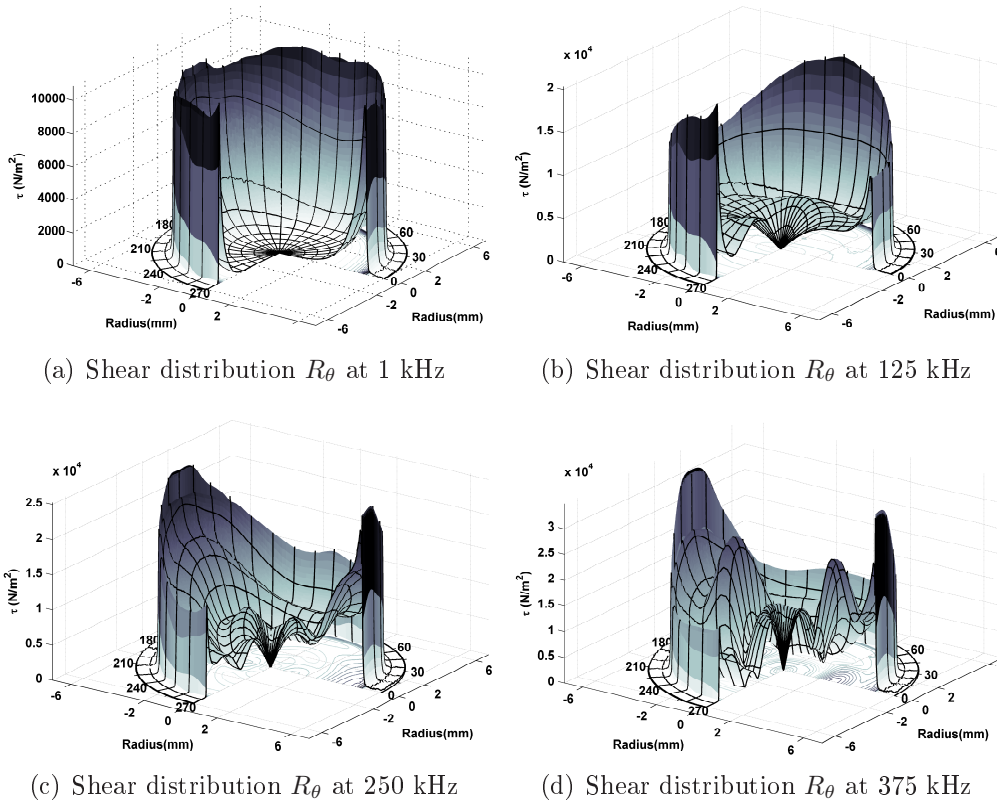


Figure 5.4 Absolute value of the radial shear stress distribution under a 10 mm diameter PZT for frequencies between 1 kHz and 375 kHz

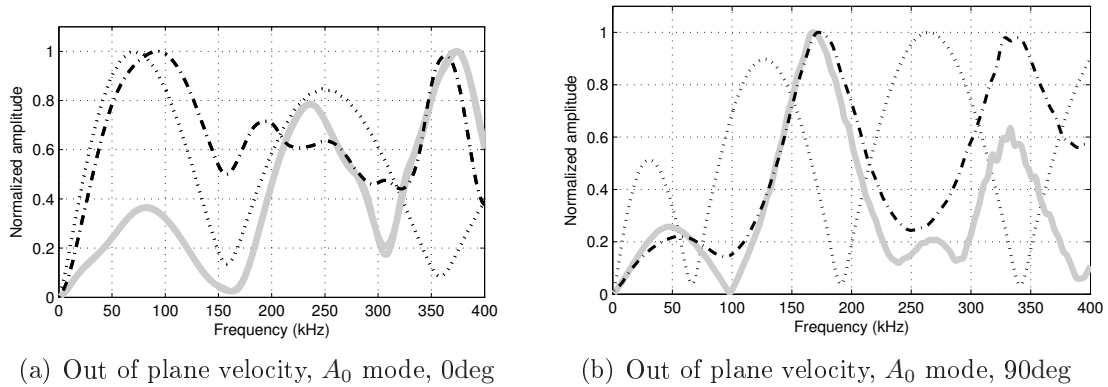


Figure 5.5 Normalized out-of-plane velocity curves of the A_0 mode for principal directions, grey : FEM, dotted : Pin-Force, dash-dotted : semi-analytical (similar legend for all figures)

5.5.5 Assessment of the effect on time domain signals

From the amplitude curves obtained in the previous section, time domain signals are reconstructed. A burst of 2.5 cycles is used as input signals to reconstruct signals in the out of plane directions at an angle of 45 degrees, as shown in Fig. 5.8.

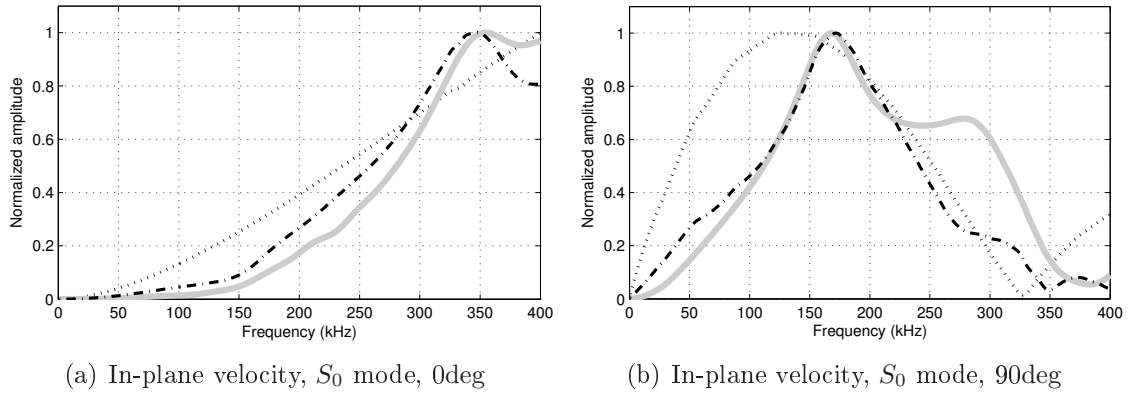


Figure 5.6 Normalized in-plane velocity curves of the S_0 mode for principal directions

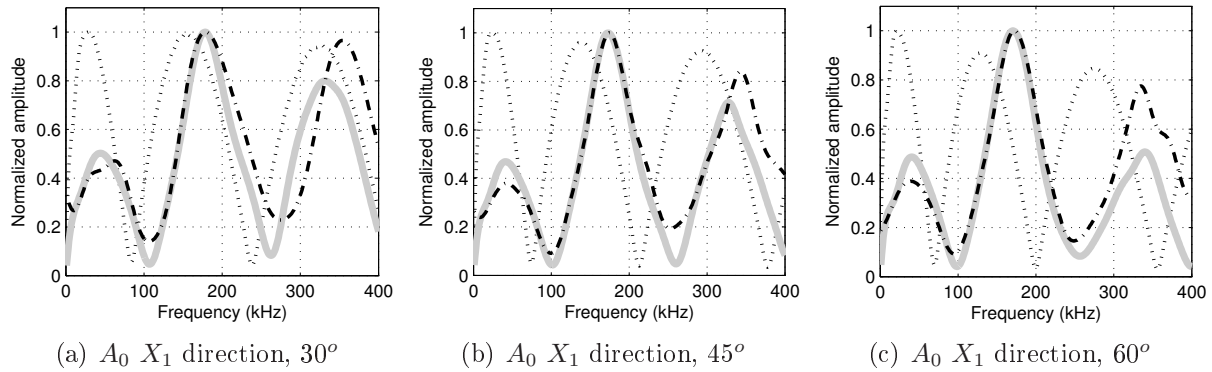


Figure 5.7 Velocity curves of the A_0 mode at 30,45 and 60 degrees

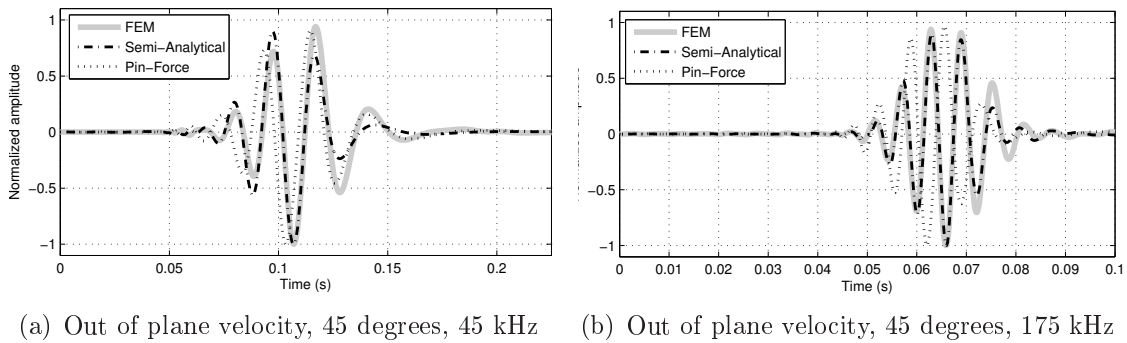


Figure 5.8 Comparison of the out-of plane velocity at 45 degrees for a 2.5 cycles burst at 45 degrees for a unidirectional plate measured at 8 cm from the source

For both frequencies, a significant improvement can be observed that the time domain signals obtained using the hybrid formulation. This could be expected since the amplitudes curves presented on Fig. 5.7 provide a better match at 45 degrees with the semi-analytical model. Variations obtained by the Pin-Force formulation might be caused by the fact the

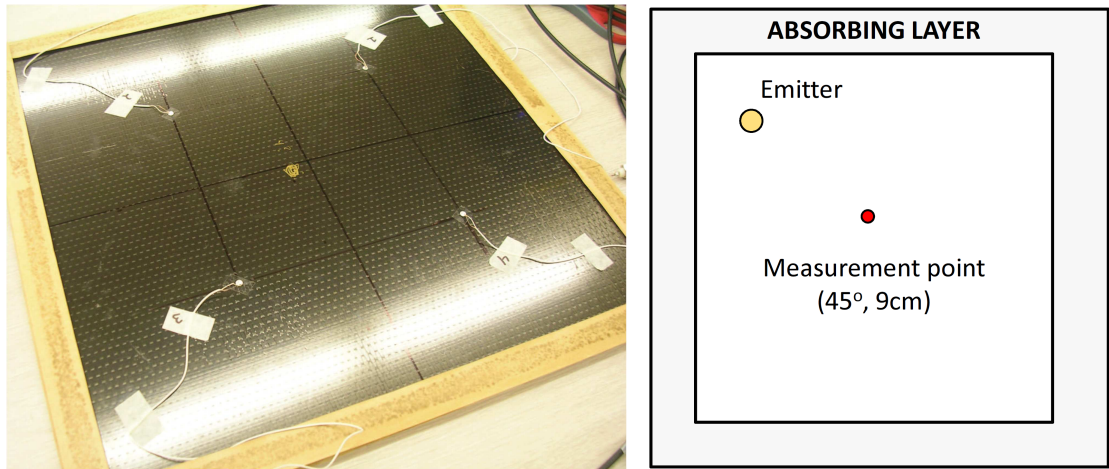
the shear distribution under the PZT tends to strongly vary in amplitude and distribution with regard to frequency and orientation, however the Pin-Force neglects this behavior.

5.6 Experimental validation

Preliminary validation of the semi-analytical formulation is conducted on a 2.33 mm thick $[0]_{16}$ CF-EP plate with the properties presented. The stiffness constants of the composite are $C_{11}=1.1782e11$ Pa, $C_{12}=0.0369e11$ Pa, $C_{23} = 0.0340E11$ Pa $C_{22} = 0.098E11$ Pa and $C_{55}=9.0390$ Pa, with a density of 1508 kg/m^3 . The structure is instrumented with a 10 mm PZT-5A actuator bonded using epoxy adhesive. A signal generator (HP 33120A) with a sampling frequency of 15 MHz is used to generate the burst and an acquisition board (NI PCI 5105) is used to record signals with a sampling frequency of 60MHz. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth amplified the excitation signals to 200 VPk. Bursts of 2.5 cycles are used as input signal and measured at a distance of 9 cm at 45 degrees from the source using a 3D laser doppler vibrometer. Out-of-plane displacements only at 45 degrees is used, since it is already demonstrated in the literature that the Pin-Force model can accurately predict the propagation of guided waves on principal directions [Ostiguy *et al.*, 2012b]. Fig. 5.10 presents the dispersed signals measured at 45 degrees. A similar procedure as for the FEM was followed to extract the shear distribution under the PZT. As seen on Fig. 5.10, the preliminary results obtained using the hybrid formulation are slightly better than those obtained using the Pin-Force model. However, improvements could be reached by considering the damping on the structure, which was previously demonstrated to be important [Ostiguy *et al.*, 2012b].

5.7 Conclusion

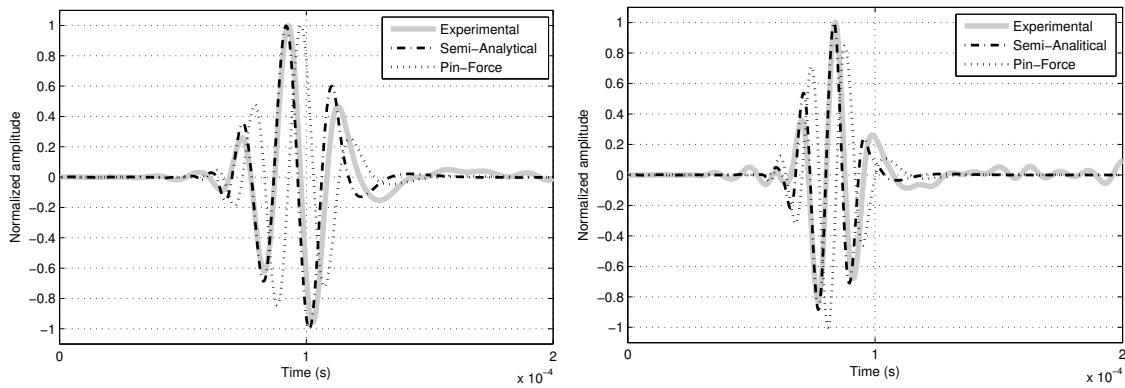
This article proposes a hybrid semi-analytical model for the generation and propagation of guided waves in composite structures. The model is based on integrating the in-plane shear stress profile generated by a bonded PZT, obtained numerically, to an analytical formulation of a propagation model (Pin-Force). The results obtained, compared to FEM, shows that an improvement can be obtained by considering these profiles properly. Ongoing work will aim at considering also the contribution of the normal stress profiles, consider the damping in the propagation of guided waves, and develop an empirical/analytical model for guided wave generation and propagation in composite structures.



(a) Experimental structure, 0_{16} laminate

(b) Measurement setup, 5mm radius PZT of 0.25 mm thickness

Figure 5.9 Experimental setup for the validation of guided wave propagation at 45 degrees



(a) Out of plane velocity, 45 degrees, 50 kHz

(b) Out of plane velocity, 45 degrees, 75 kHz

Figure 5.10 Comparison of the out-of plane velocity at 45 degrees for a 2.5 cycles burst for a unidirectional plate measured at 9 cm from the source

5.8 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for their funding.

CHAPITRE 6

DÉTECTION, POSITIONNEMENT ET ESTIMATION DE LA TAILLE DES ENDOMAGEMENTS EN IMAGERIE PAR L'UTILISATION DE SIGNAUX EN LARGE BANDE

Damage detection, localization and size estimation using broadband correlation-based imaging

Pierre-Claude OSTIGUY
Nicolas QUAEGBEUR
Patrice MASSON
GAUS, département de génie mécanique
Université de Sherbrooke

Papier présenté et inclus dans les comptes-rendus de la conférence EWSHM
International Workshop on Structural Health Monitoring, Nantes, France
8 pages
8-11 juillet 2014

6.1 Résumé du papier

Jusqu'à maintenant, bien qu'évoluées, la plupart des techniques d'imagerie basées sur un modèle de propagation ne considèrent pas ou qu'en partie la présence de l'émetteur lors de la reconstruction des signaux temporels. Dans cet article, le modèle semi-analytique présenté au Chapitre 4 est utilisé afin de déterminer son impact sur l'imagerie. Pour se faire, une plaque d'aluminium a été instrumentée à l'aide de transducteurs piézocéramique et des réflecteurs omnidirectionnels (aimants) ont été couplés à la structure afin de représenter des dommages potentiels.

La technique d'imagerie Excitelet considérant la formulation du *pin-force* a été comparée au modèle semi-analytique considérant le cisaillement plan sous l'émetteur. Les résultats obtenus avec la technique Excitelet ont pour leur part été comparés au modèle de compensation en dispersion proposé par Wilcox [Wilcox, 2003].

Une validation expérimentale de la méthode est effectuée. Également, l'utilisation de signaux dispersifs, ayant un contenu fréquentiel plus large a été utilisé pour l'analyse (0,5 cycles) et a été comparée à des signaux normalement utilisés en imagerie (5,5 cycles). L'utilisation de tels signaux a montré (1) qu'il est possible de dissocier des défauts près l'un de l'autre avec ce type d'excitation et (2) que l'utilisation d'une formulation représentant mieux la génération des ondes permet d'augmenter la corrélation et de réduire l'erreur sur la position des dommages détectés.

Ces résultats ont contribué à l'avancement du projet en démontrant l'impact de bien considérer la dynamique des émetteurs sur les signaux temporels reconstruits, mais également l'intérêt d'exploiter des signaux possédant un contenu fréquentiel plus élargi, augmentant les chances que les ondes interagissent avec un défaut. Suite à ces résultats, le potentiel de la technique d'imagerie Excitelet à détecter des dommages sur un composite est évalué au chapitre suivant.

6.2 Abstract

Imaging approaches based on guided waves aim at detecting, locating and estimating the damage severity on a structure. The actual limitations of imaging approaches are that (1) sensitivity to damage depends on frequency used, and (2) the damage growth can be observed but not yet quantified. This paper presents a robust methodology for damage imaging and size estimation using reconstructed broadband signals, where measurements of the transfer function between each emitter and receiver are made using a sub-band decom-

position strategy. Pristine transfer function is subtracted from damage transfer function signature. Imaging is conducted using a correlation-based approach (Excitelet), and dispersion compensation with reconstructed broadband signals. The approach is validated experimentally on a 1.54 mm thick aluminium plate, where only three piezoceramic transducers are bonded on the structure. Measurements are taken for two artificial damages of 13 mm and accurate detection and dimensioning is achieved. The analysis of the transfer functions using the A_0 mode shows that the wavelengths reflecting most of the energy are associated to the damage size within an accuracy of one millimetre.

6.3 Introduction

Structural Health Monitoring (SHM) based on the interaction of Guided Waves (GW) with a defect are a cost-effective method for quick and continuous inspection metallic [Masson *et al.*, 2011], composites [Quaegebeur *et al.*, 2011b] and assemblies [Quaegebeur *et al.*, 2012b]. GW approaches rely on interrogating a structure using permanently mounted transducers [Giurgiutiu *et al.*, 2002; Ihn et Chang, 2008]. Among these approaches, imaging algorithms aims to detect, locate and estimate the damage severity of a structure. Bonded piezoceramic (PZT) transducers are typically used as actuators and sensors to generate and measure bursts. Imaging algorithms are implemented in pitch-and-catch [Masson *et al.*, 2011] or reflection mode (using delay-and-sum [Giurgiutiu, 2008], Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a], dispersion compensation [Wilcox, 2003], or triangulation [Giridhara *et al.*, 2010]). Most GW damage detection algorithms are based on the estimation of Time of Flight (ToF), which requires knowledge of group velocity at a given frequency. Many approaches have proposed to process signals measured from the transducers for sparse and compact arrays [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Most of these algorithms use an approach similar to delay-and-sum (phased-array) with a round-robin procedure to image defects within the far field of the array. Whether these consider non-dispersive propagation, such as EUSR [Giurgiutiu, 2005], or dispersive propagation, such as Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a], they rely on the accurate knowledge of the dispersion curves in a given frequency range [Ostiguy *et al.*, 2014b, 2012d], and also on the completeness of their analytical formulation [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Strategies for compensating the effects of dispersion have been proposed [Giridhara *et al.*, 2010] to recover the shape of the input signal, and thus providing a better estimate of the ToF when coupled to delay-and-sum strategies. Model-based algorithms such as Excitelet rely on the accurate modeling of the generation, propagation and sensing of the dispersed ultrasonic GWs in the structure. For this purpose, the classical Pin-Force model [Raghavan et Cesnik, 2005] coupled to the shear

lag effect [Yu *et al.*, 2010] is usually used for the PZT, where only some aspects of the finite geometry of the receiver are considered [Sohn et Lee, 2010], limiting the validity range of the model to low frequencies [Quaegebeur *et al.*, 2014]. Recent improvements in a Hybrid Pin-Force formulation allowed to improve the correlation level and to better consider the transducers dynamics up to 0.75 MHz*mm [Ostiguy *et al.*, 2014b]. These results allow the use of broadband signals in model-based imaging. However, the generation of broadband signals involves lower energy transferred to the structure : this approach is thus affected by lower signal to noise ratio (SNR).

Most of the imaging methods uses burst excitations. However, this procedure is counter-intuitive since optimal interaction of the guided waves with defect should occur when the wavelength is of the same order than the size of the defect [Alleyne et Cawley, 1992], thus defect size needs to be known to select the frequency range to be used. One method to remove this limitation would be to exploit broadband signals. Methods are presented in the literature for defect size estimation. One of them consists of detecting the defect using SHM and then using an NDT method for local estimation of defect size [Michaels *et al.*, 2014]. Other work also demonstrated that [Hu *et al.*, 2008] defect size has an effect on guided waves. Since optimal defect interaction should be achieved when size of the defect is in the order of the wavelength, a method to estimate defect size would be to measure the transfer function of the structure and then determine which frequencies (associated to a certain wavelength) interact the most with the defect. To overcome the limitations of broadband excitation associated to low SNR, a robust methodology has been proposed in the literature to reconstruct the experimental transfer function of a structure from a sub-band decomposition technique up to 1.5 MHz [Quaegebeur *et al.*, 2012a].

In this paper, a robust methodology is proposed to detect, locate and estimate defect size, based on imaging and sub-band decomposition method to reconstruct transfer function of (i) the pristine structure and (ii) the damaged structure in order to subtract defect signature. Time domain signals are reconstructed for imaging, and then the damage signature is used to estimate defect size. Section 1 compares the standard Excitelet technique using bursts and reconstructed signals to detect and localize one defect, section 2 extends the work to multiple defect detection close to each other using reconstructed broadband signals and section 3 presents the interest of extracting the defect signature for size estimation.

6.4 Correlation-based imaging using the Pin-Force model (Excitelet)

Among the existing imaging techniques, the correlation-based Excitelet algorithm aims at reconstructing a damage index mapping of a structure by discretizing its surface into a 2D grid of equally spaced observation points (Fig. 6.1 a). For each point, a theoretical dispersed signal (traveling from the emitter to one of the receiver) is calculated assuming that there is a perfect reflection at the evaluated point. This theoretical dispersed signal is then correlated with the measurement to determine if there is damage at this point. The measured signal can be reconstructed from a sub-band reconstruction as presented in [Wilcox, 2003]. The reconstruction method consists in injecting different bursts of finite frequency bandwidth in the structure and then reconstruct the transfer function of the plate [Quaegebeur *et al.*, 2012a]. This method allows reconstructing any type of excitation and increasing the SNR. Fig. 6.1 b) presents a reconstructed transfer function of the plate prior and after a reflector is introduced, and the extracted defect signature. In this work, GWs are generated and measured using circular PZT transducers. The burst $e(t)$ generated at a PZT emitter E propagates into the structure, and the algorithm evaluates the possible reflection at a given pixel (X_i, Y_i) coming back to the PZT receiver R , as shown in Fig. 6.1 a). For each point, the total propagation distance between the emitter E , the receiver R and the target is $d_s = d_e + d_r$. In the case of multiple transducers, the elements are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted using the other transducers.

For each configuration of transducers and each pixel (X_i, Y_i) on the grid, the normalized correlation coefficient $c(X_i, Y_i)$ between the Hilbert transform of the theoretical signal $S_{(X_i, Y_i)}(t)$ and measured voltage signal $u(t)$ is calculated over a time window T using the following relation :

$$c(X_i, Y_i) = \frac{\int_0^T u(t)S_{X_i, Y_i}(t)dt}{\sqrt{\int_0^T [u(t)]^2 dt \int_0^T [S_{X_i, Y_i}(t)]^2 dt}} \quad (6.1)$$

The use of the Hilbert transform allows smoothing the imaging results in order to provide a slightly more extended region where the correlation level is high. The GW generation and propagation model used in the present section is based on the Hybrid Pin-Force model [Ostiguy *et al.*, 2014b], and uses a burst excitation signal $e(t)$ transformed into mechanical wave using an emitter. The main assumptions of this model are that the PZT dynamics

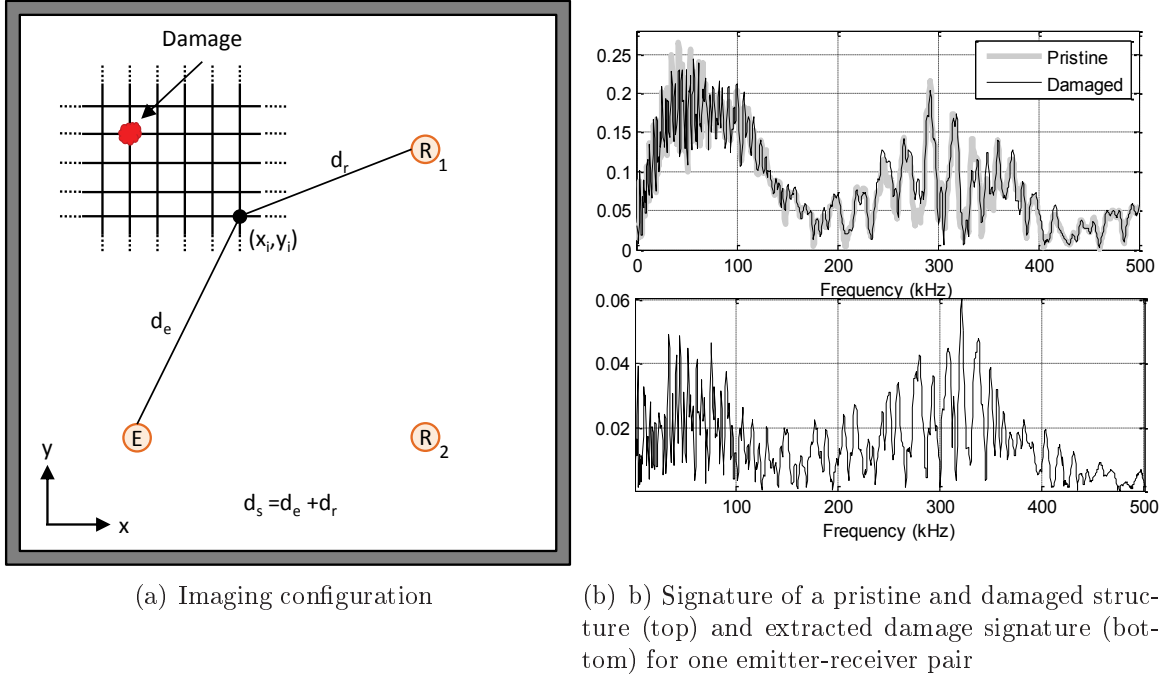


Figure 6.1 Imaging configuration for imaging, emitter (E), receiver (R) and pixel location (x_i, y_i) , and damage signature in the frequency domain obtained experimentally

is neglected, and the stress is integrated over the surface of the PZT receiver. Assuming isotropic propagation of a given mode, the voltage measured at the receiving PZT is thus described by the function $S_{(X_i, Y_i)}(t)$:

$$S_{(X_i, Y_i)}(t) = e(t) * P(t) \quad (6.2)$$

where the theoretical propagation function $P(t)$ is given by :

$$P(t) = \mathcal{F}^{-1} \left(\sum_{\xi} \left(\tau(\omega) A^{\xi}(\omega) J_1(\xi a) \frac{N(\xi)}{D'(\xi)} \int_{r_s-c}^{r_s+c} \xi r H_0^{(2)}(\xi r) \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{4r^2 d_s^2}{(r^2 + d_s^2 - c^2)^2} - 1} \right) dr \right) \right) \quad (6.3)$$

where ω is the angular frequency, $\xi\omega$ is the wavenumber of the propagating mode (A or S), a the radius of the actuator, c the radius of the receiver, r the center-to-center distance between the transducers, J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second kind, and N_s and D_s are terms that depend on the emitter dimensions [Sohn et Lee, 2010]. While this approach takes into account the diameter of

the PZT in the calculation of the propagation function, further optimization of the model is achieved by incorporating the shear-lag parameter to the model [Yu *et al.*, 2010]. The optimized model has some limitations however, such as the experimental knowledge of the mechanical and geometrical properties of the adhesives for which experimental evaluation is difficult.

6.5 Experimental assessment

6.5.1 Experimental setup

The imaging approach is implemented for a 1.54 mm thick recrystallized 6061-T6 aluminum plate, where magnets are used as reflectors. The structure is instrumented with three circular PZTs of 10 mm diameter and 0.25 mm thickness, bonded using cyanoacrylate adhesive, and located as shown in Fig. 6.2. The plate is surrounded by damping tape, to reduce unwanted reflections from the boundaries. A National Instruments NI-5105 FPGA platform is used both for generation and sensing, at a sampling frequency of 6 MHz. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplifier provides excitation signals up to 50 V peak. Hanning windowed bursts from 10.5 to 0.5 cycles are used with a central frequency of 200 kHz and broadband identification is conducted using sub-band decomposition for frequencies between 1kHz and 500 kHz.

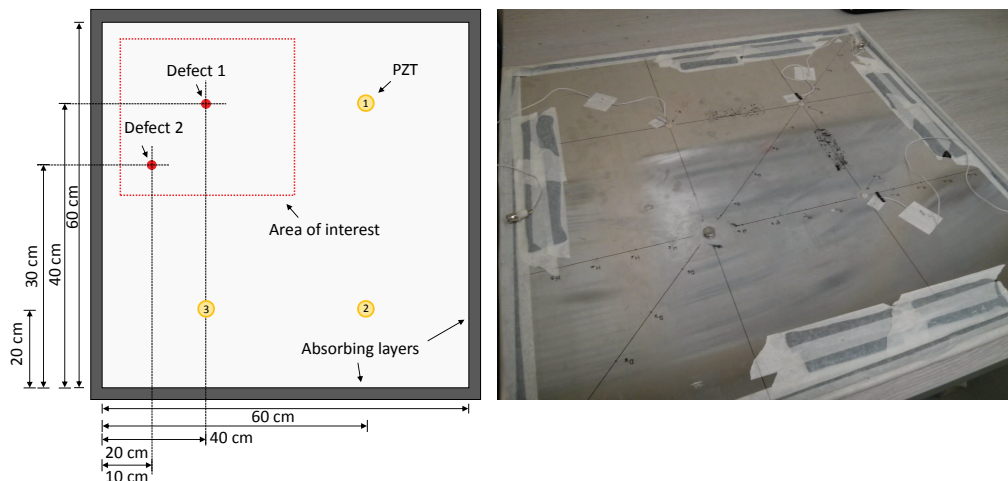


Figure 6.2 Experimental setup, the dotted red line represents the section where imaging is performed

6.5.2 Imaging using reconstructed broadband signal

This section demonstrate the validity of using time domain signals reconstructed from broadband identification. Reconstructed signals are obtained by multiplying in the frequency domain the excitation to the signature of the reflectors, obtained by subtracting the damages signature to the pristine signature of the structure. Since the Excitelet approach has already been demonstrated to provide few false positives, only the imaging results located in the red dotted section of the plate as shown in Fig. 6.2 are presented. Fig. 6.3 presents imaging results where 2 reflectors (magnets) located at 10 cm from each other are assessed using 5.5 cycles and 0.5 cycles (Fig. 6.2). The imaging results obtained using the Excitelet approach and imaging based on dispersion compensation [Wilcox, 2003] technique are compared.

For both imaging methods used, it seems impossible to discriminate the 2 reflectors at 5.5 cycles either using A_0 , S_0 or both modes together. However, with signals reconstructed from broadband excitation at 0.5 cycles, it is possible to discriminate defects using both modes, S_0 mode and A_0 mode in the case of the dispersion compensation technique. For both modes combined, both imaging methods give precise results. A slightly better positioning of the centre of the defect (0.1, 0.3) can be obtained with the Excitelet approach. However, the A_0 mode is too dispersive to allow an accurate positioning of both defects. Fig. 6.4 presents the time signals obtained after reconstruction from broadband identification, for 0.5 cycle and 5.5 cycles.

At 5.5 cycles, it can be seen that the maximum correlation obtained by the A_0 mode is biased by the fact that at this frequency, the amplitude of the S_0 mode is much higher than the A_0 . Since the signal is narrowband, thus the A_0 mode is also correlated with S_0 wave packets, thus leading to false results. Also, at 5.5 cycles, neither the echoes of the A_0 nor the S_0 mode coming from the two reflectors can be separated, which is not the case for a burst of 0.5 cycle. The next section details the procedure to get a first estimation of the reflector size.

6.5.3 Reflector size estimation based on defect signature

This section details the effect of varying reflector size on imaging results and defect signature in the frequency domain. Fig. 6.5 presents the imaging results obtained for reflector diameters from 6.75 mm to 18.75 mm.

From Fig. 6.5, it appears that the defect size cannot be easily estimated based on the results alone. Fig. 6.6 shows wavelength/amplitude curves extracted from the defect signature in

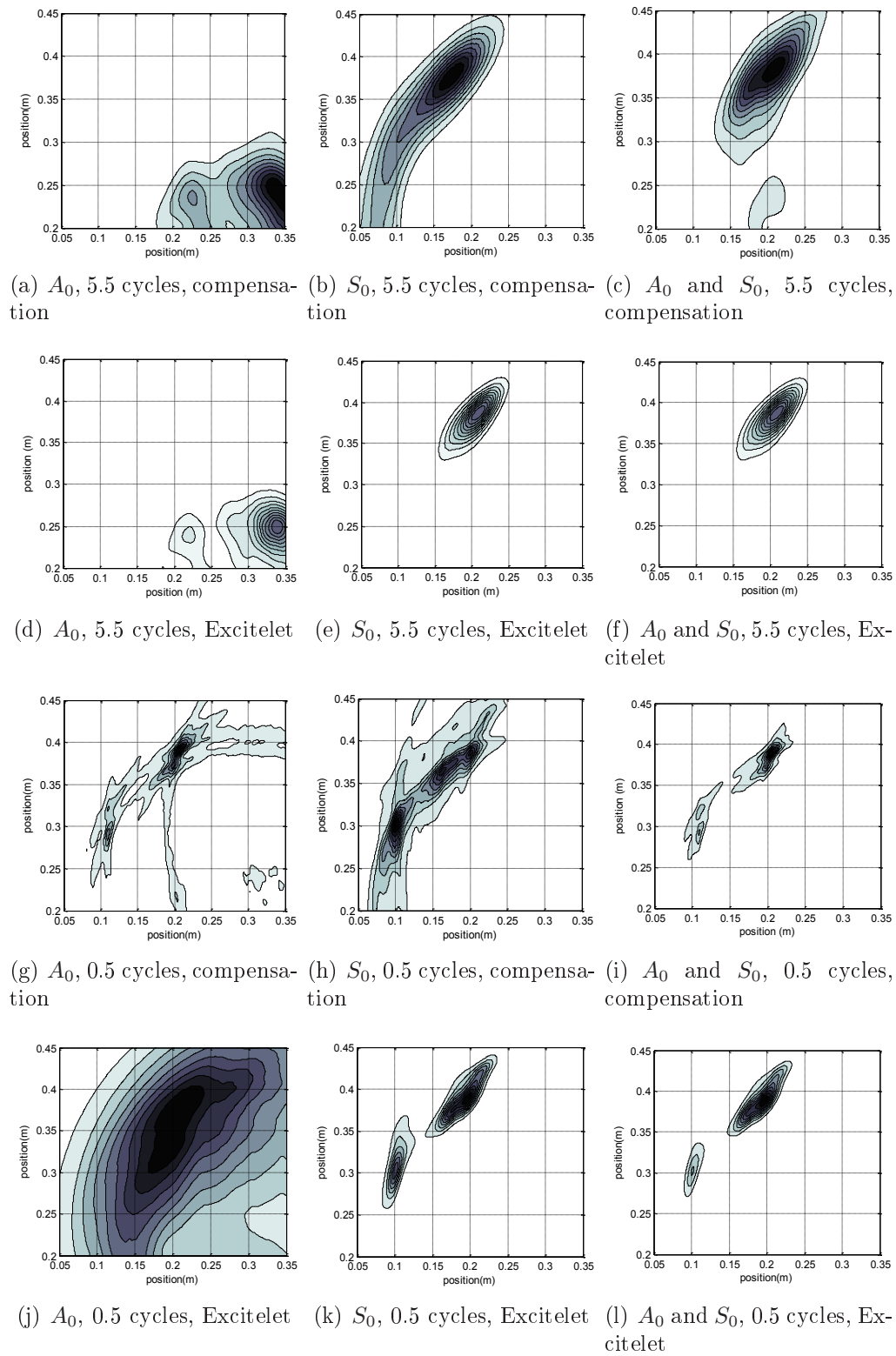


Figure 6.3 Comparison of imaging results of a 5.5 cycles and 0.5 cycle burst using Excitelet and the dispersion compensation technique

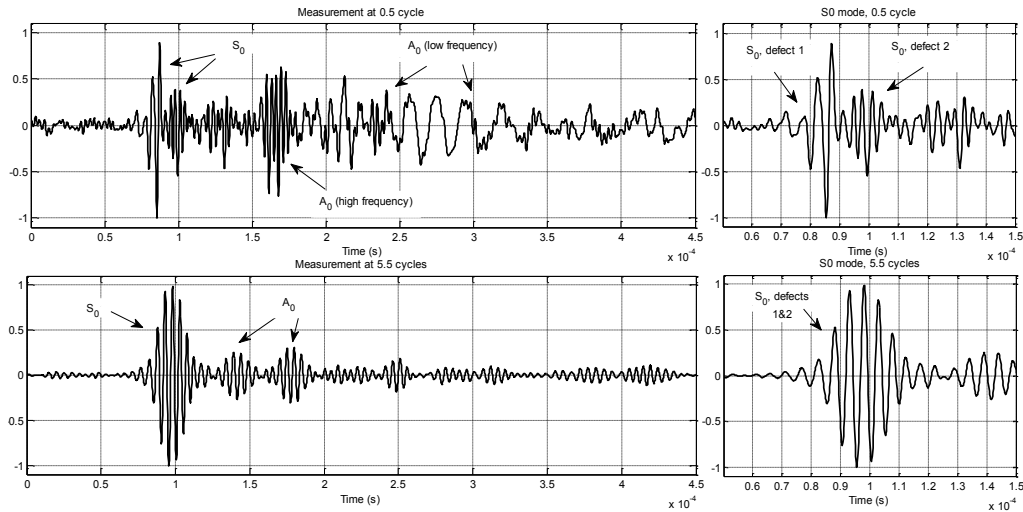


Figure 6.4 Comparison between a time signal obtained at 5.5 cycles and 0.5 cycles. The S_0 mode of the 0.5 cycle signal allows to separate the reflection coming from the defects, while it is not possible with a 5.5 cycles burst

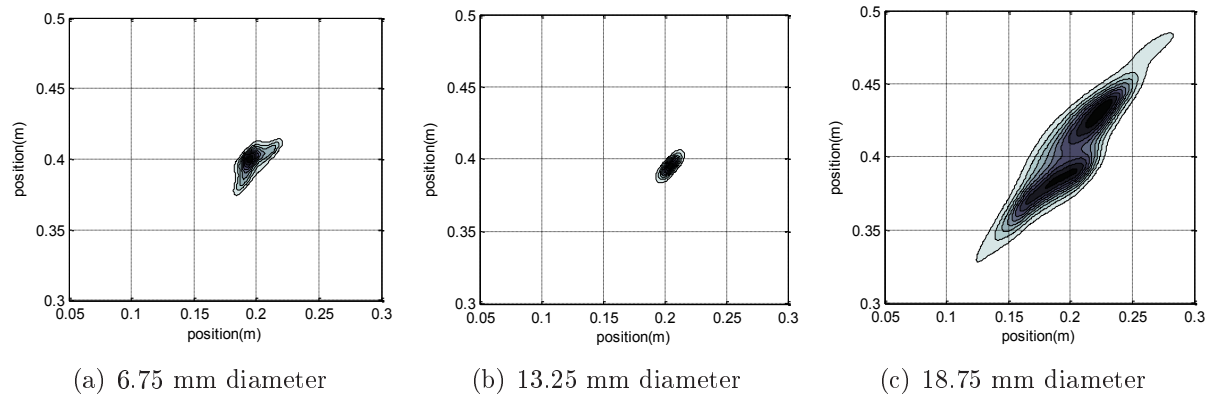


Figure 6.5 Imaging results for various defect sizes

the frequency domain. These curves are obtained by converting the frequency axis into a wavelength axis based on the A_0 mode (more sensitive to slight variations in the reflector size due to its small wavelength). Also, a low pass filter is applied on the measurements to smoothen the oscillations. Tab. 6.1 presents the characteristics of the peak with the highest reflection.

Tableau 6.1 Mechanical properties used in the FEM

Reflector size (mm)	Estimated size (mm)	Error (mm)	Error (%)
6.75	5.81	0.94	13.94
13.25	12.71	0.54	4.08
18.75	18.58	0.17	0.91

For all cases, the wavelength associated to the peak having the highest amplitude is close to the defect size (below 1 mm). Most of the peaks with a lower amplitude can be associated

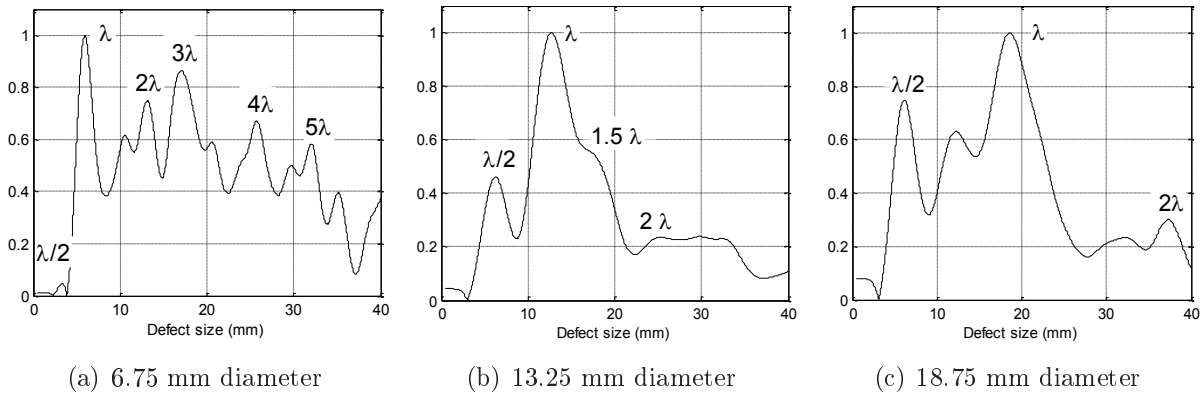


Figure 6.6 Wavelength of the normalized reflection amplitude graphs of the defect signature for the A_0 mode for reflectors sizes from 6.75 mm to 18 mm

to fractions of the reflector size (λ , 2λ , $\lambda/2$, $3\lambda/2$, 3λ). These preliminary results tend to demonstrate that using a broadband reconstruction of the transfer function of the plate prior to and after a defect is introduced, it is possible to get a first estimate of the defect size.

6.6 Conclusion

This article presents a novel strategy to exploit the broadband signature in the frequency and wavelength domains of a structure to detect, locate and provide a first estimate of the defect size within a few millimetres of accuracy. For imaging, the Excitelet approach is used and compared to the dispersion compensation approach, based on the HPF model. The signature of the defect is obtained in the frequency domain from a robust sub-band decomposition method. Imaging results show similar results as the one obtained using bursts, where the main difference between the two comes from the fact that the SNR is reduced when signals are reconstructed from the sub-band decomposition method. Multiple defects close to each other are also detected using a reduced set of three PZTs. Defect size estimation has been conducted for three defect sizes, and preliminary results show that the reflector signature allows estimating the defect size using the A_0 mode wavelengths. Further work will aim at developing a robust and autonomous methodology to estimate damage size from the defect signatures.

6.7 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural and Science Research Council of Canada (NSERC) for their funding of this project.

CHAPITRE 7

PERFORMANCE DE LA TECHNIQUE D'IMAGERIE EXCITELET SUR LES COMPOSITES

Performance of the Excitelet imaging technique on composites

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

Papier soumis et à être présenté et inclus dans les comptes-rendus de la conférence EWSHM 2016

European Workshop on Structural Health Monitoring 2016, Bilbao, Espagne

6-8 Juillet 2016

7.1 Résumé du papier

Les résultats d'imagerie présentés dans les articles précédents, basés sur la technique d'imagerie Excitelet ont montré son fort potentiel, ainsi que des améliorations permettant de (1) augmenter son autonomie (2) augmenter sa robustesse vis-à-vis la variation des conditions climatiques (3) reconstruire de façon plus fidèle le modèle mathématique derrière

la technique d'imagerie. Les améliorations présentées ont permis de repousser son potentiel sur les structures métalliques. Dans le cas de cet article, le potentiel de la technique d'imagerie est démontré pour un composite unidirectionnel. Cet article touche trois axes de recherche, soit l'amélioration des modèles d'imagerie pour reproduire la propagation dans les composites, l'augmentation de la robustesse de la technique en la couplant à une méthode de caractérisation mécanique *a priori*, ainsi que l'utilisation de techniques de corrélation plus poussées, permettant de réduire l'effet de la dispersion sur la taille des défauts affichés (utilisation de la technique de corrélation croisée généralisée).

Les résultats obtenus montrent le fort potentiel de l'approche à détecter avec précision la position des réflecteurs sur la structure, pour 3 positions différentes.

Dans cette étude, des hypothèses simplificatrices ont été nécessaires. D'abord, la modélisation du récepteur n'a pas été considérée. Cette hypothèse forte a été nécessaire étant donné qu'aucune formulation analytique n'a pu être reconstruite considérant le récepteur, et que l'intégration numérique des patrons de cisaillement sous la piézocéramique est linéairement proportionnel au nombre de points nécessaires au maillage sous celui-ci. La formulation ne pouvant intégrer analytiquement la mesure au point du récepteur, le calcul numérique des signaux mesurés par celui-ci lors de la construction des bibliothèques de signaux aurait représenté une augmentation du temps de calcul directement proportionnelle à la finesse du maillage sous celui-ci lors de l'intégration des déformations en 3D sous la piézocéramique.

Considérant la complexité et le temps de calcul nécessaire à la modélisation précise du patron de cisaillement sous chacun des piézocéramiques utilisées expérimentalement représentant un temps non négligeable, le modèle *pin-force* à lui seul a été utilisé, limitant la plage de fréquences exploitables. Il est toutefois considéré que l'omission du récepteur ne réduit que légèrement la précision de la technique de caractérisation et d'imagerie, conduisant à de légères variations entre les signaux mesurés et ceux calculés analytiquement.

Cet article s'intègre dans le doctorat en démontrant l'intérêt de coupler la technique d'imagerie à une de caractérisation *a priori*. Les travaux dans cet article sont suivis d'une analyse plus exhaustive de la performance de la technique Excitelet sur le composite, ainsi que la comparaison de cette technique avec d'autres méthodes d'imagerie pour les composites.

7.2 Abstract

In Structural Health Monitoring, the implementation of model-based imaging techniques regarding detection, positioning and sizing capabilities still poses a challenge for composite assemblies. Current techniques are limited by their model assumptions, that don't fully consider the effect of anisotropy on guided wave generation and propagation. This article presents the potential of a two-step procedure based on a correlation-based model, used both to identify the mechanical properties of a laminate and detect damage. The modeling of the wave generation is considered using the pin-force model, and the Global Matrix Method (GMM), based on the 3D elasticity theory, is used to model the wave propagation in a composite structures. The performance of the technique is first demonstrated numerically for a unidirectional laminate, and then experimentally for a unidirectional laminate. Results show the strong potential of such a technique for damage detection, even on substrates where the anisotropy has a strong effect on guided wave generation and propagation.

7.3 Introduction

In Structural Health Monitoring (SHM), damage detection strategies based on imaging aim at detecting, localizing and estimating damage severity over a structure [Su *et al.*, 2006]. Classical methods rely on the use of a network of sparse or distributed bonded piezoceramic transducers (referred as PZT). Most of these methods are based on pitch-and-catch [Beard *et al.*, 2007] or pulse-echo techniques, where the interaction of guided waves (GW) with a potential damage is exploited and analyzed using post-processing techniques [Michaels, 2008; Quaegebeur *et al.*, 2014]. However, most of these techniques are based on simplified assumptions regarding the generation and propagation models, which can impair their performance on composite structures.

Most GW damage detection algorithms rely on the estimation of Time-of-Flight (ToF). These algorithms have been widely used to process signals measured from the transducers for sparse and compact arrays [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Most of them use an approach similar to delay-and-sum (phased-array with a round-robin procedure) to image damages within the far field of the array. Whether these consider non-dispersive waves such as triangulation [Giridhara *et al.*, 2010; Su *et al.*, 2006] or EUSR [Giurgiutiu, 2008; Michaels, 2008], or dispersive waves such as Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a, 2015], or dispersion compensation [Wilcox, 2003], they rely on the knowledge of the dispersion curves for a given frequency range [Ostiguy *et al.*, 2012d] and also on the accuracy of their analyti-

cal formulation [Quaegebeur *et al.*, 2011a] used to predict the generation, propagation and interaction of GW with a potential damage. Most of the classical methods used in transducer design are based on the use of, or variants of, the pin-force model, [Obenchain *et al.*, 2013; Raghavan et Cesnik, 2005, 2007a; Sohn et Lee, 2010; Velichko et Wilcox, 2007] assuming that the PZT actuation can be modelled as a uniform shear stress on its circumference, independent of the frequency generated or the host structure. However, in practice, the assumptions behind this model are only valid for infinitely thin PZTs at low frequency (typically below 50 kHz), assuming a weak coupling between the PZT and the host structure, and when the wavelength generated is larger than the PZT size (below the first electro-mechanical resonance). Correlation-based (CB) imaging techniques consider the reconstruction of dispersed guided waves. The classical pin-force model is usually coupled to the shear-lag model [Raghavan et Cesnik, 2005], allowing considering some aspects of the finite geometry of the receiver [Crawley et Luis, 1987; Sohn et Lee, 2010]. Although limited, this formulation increases the range of validity of the formulation up to 200 kHz. However, imaging techniques based on correlation-based techniques can employ bursts up to 400 kHz for damage detection [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Extensive work in guided wave modelling has demonstrated the limitations of such models on isotropic [Ostiguy *et al.*, 2014c] or composite [Ostiguy *et al.*, 2015] structures. To overcome these limitations in imaging, the use of a hybrid formulation, which is an empirical/analytical model, is proposed and it has been shown to improve the performances of imaging algorithms on isotropic structures [Quaegebeur *et al.*, 2015].

This paper presents a first implementation of the correlation-based imaging technique for composite laminates. Based on the Global Matrix Method (GMM) and the pin-force formulation, the finite size of the transducer and the steering effect of guided waves in composite laminates are considered. As it was shown previously, the variability in the mechanical properties of a structure [Ostiguy *et al.*, 2012d] can impair the performance of imaging algorithms [Ostiguy *et al.*, 2014c, 2012d]. Thus, an *in-situ* characterization approach has been implemented *prior* to imaging to better extract the dispersion curves of the laminate. Numerical validation is performed for a transversely-isotropic unidirectional plate on which 10 mm diameter circular PZTs are bonded, where 2 correlation techniques are addressed, namely normalized cross correlation (time domain), and Generalized Cross Correlation (frequency domain). Results show the potential of both A_0 and S_0 modes to properly detect and locate the reflector. Experimental validation is then conducted on a unidirectional composite plate, where the performances of the imaging technique are demonstrated whatsoever the level of anisotropy.

7.4 Theory

7.4.1 Guided waves in composite laminates

For composite laminates, the dispersive behavior of guided waves depends of the propagation direction and frequency. Among the analytical formulations presented to capture this dispersive behaviour, the 3D elasticity theory is thoroughly used [Lowe, 1995; Nayfeh, 1995; Wang, 2006]. This formulation allows considering the dispersive behaviour of GW on multi-layered laminates, damping and any shape of actuator [Lowe, 1995]. The formulation is implemented via the use of the GMM, more stable than the assembly matrix method [Lowe, 1995]. Since the complete 3D displacement field is considered without any form of simplification, all the propagating modes are considered in the solution (GW, SH waves, bulk waves, etc.). Fig. 7.1 shows the main steps required to reconstruct time domain signals.

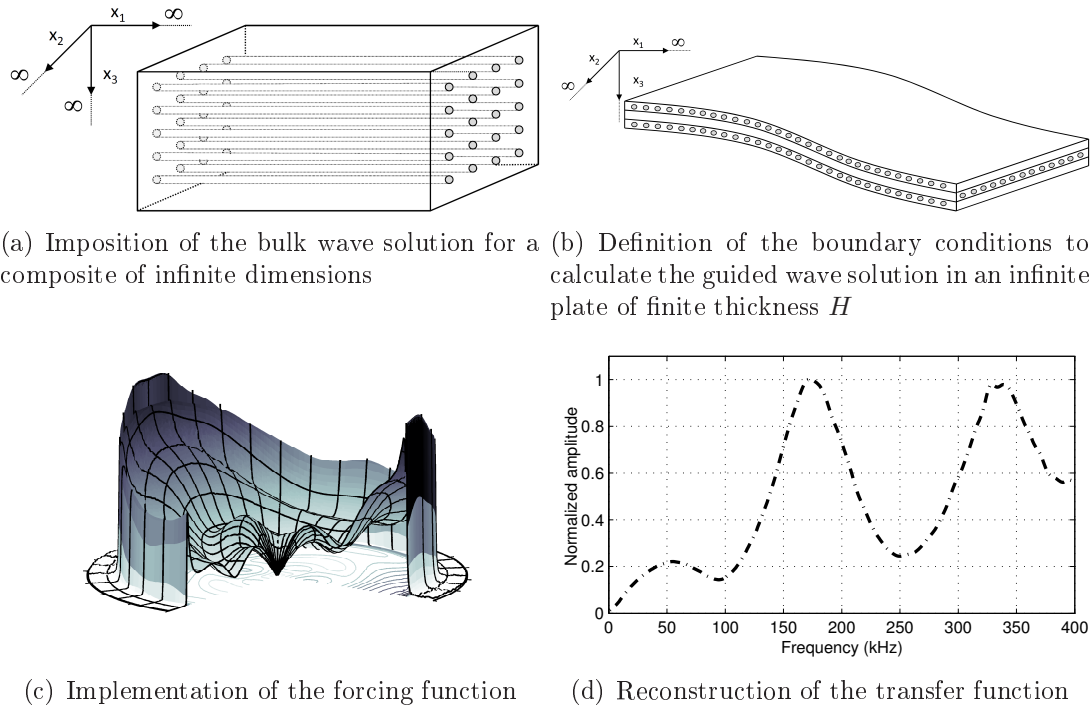


Figure 7.1 Main steps required to compute the stresses and displacements of guided waves in a multilayered composite of finite thickness generated by a circular transducer of finite dimensions

Considering a laminated composite plate of total thickness H . It is assumed that the laminate is subjected to a distributed load on its top surface (transducer) while the bottom face is left free of loads, and that the wavelengths generated are larger than the diameter of the individual fibers in the matrix, allowing considering each ply as homogeneous

(the scattering is neglected). A global Cartesian coordinate system X_1, X_2, X_3 is first introduced, where the X_1 direction is in the fiber direction, X_2 , transverse to the fibers and X_3 through the thickness of the layer. In this formulation, viscoelastic damping can be modeled by using complex stiffness constants. Assuming plane wave in the thickness direction, the first step of modelling consists in the imposition of the bulk wave solution for a transversely isotropic composite of infinite dimensions. From this solution, boundary conditions in the thickness of the plate are defined, and with the use of the GMM, layers of finite thickness are defined. This leads to the dispersion curve solution (admissible propagating wavenumbers in the structure for a specified frequency). Then, using Cramer's rule, forcing function is imposed in the assembled matrix. Finally, using an inverse double Fourier transform to recover the time domain signals from the wavenumber domain signals and using the residue theorem, the displacement and stress at any location and thickness through the laminate can be computed.

7.4.2 Imaging technique

Among the existing imaging techniques, the correlation-based technique aims at reconstructing a damage index mapping of a structure by discretizing its surface into a 2D grid of equally spaced points. The damage signature is considered as being the residue of the subtraction of a measurement on the pristine structure with a measurement following the damaging of the structure. The burst $e(t)$ generated at an emitter E is transformed into a mechanical wave propagating into the structure, and the algorithm evaluates the possible reflection at a given pixel, X_i, Y_i coming back to the receiver R_n , as shown in Fig. 7.2. For each pixel, the propagation distance between the emitter E , the receiver R and the target is $d_s = d_E(\theta_i, d) + d_R(\theta_R, d_{R_n})$. In the case of multiple transducers on the structure, the elements are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted using the other elements. However, since the steering angle and propagation direction depends on the orientation (θ), the time domain signal of the theoretical omnidirectional reflector is obtained by first calculating the propagation from the emitter to the pixel, and then back to the receiver.

At each pixel, the theoretical transfer function is reconstructed assuming that there is a perfect reflection at the evaluated point. For circular transducers, the propagation function of the displacement from the emitter to the reception point is of the form :

$$u_i^0(d, \theta, \omega) = \frac{1}{4\pi} \sum_k \int_0^{2\pi} \frac{N_i(k, \omega, r)}{\Delta'(k, \Gamma, \omega)} k e^{-ikd \cos(\theta - \Gamma)} d\Gamma \quad (7.1)$$

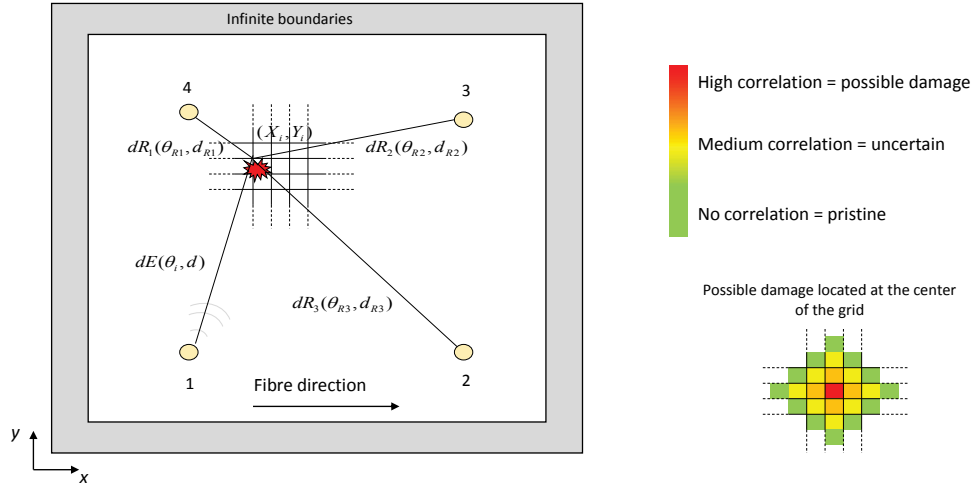


Figure 7.2 Imaging technique, where a damage index map of possible reflectors is reconstructed from theoretical signals

where $u_i^0(d, \theta, \omega)$ is the displacement in the global direction i , r is the radius of the emitter, d is the distance of propagation and θ is the angle of observation. Also, $\frac{N_i}{\Delta T}$ is calculated from the GMM and represents the contribution of the transducer to the theoretical signal reconstructed [Obenchain *et al.*, 2013]. In this case, the theoretical dispersed signal $S_{CB}^m(t)$ is obtained by computing transfer functions of the signal propagated from the emitter E to the theoretical location D of the damage $u_{ED}(\omega)$ and back to the receiver R , $u_{DR}(\omega)$ with the excitation burst $e(\omega)$ such that :

$$S^m(t) = \mathcal{F}^{-1} [e(\omega) \cdot u_{ED}(\omega) \cdot u_{DR}(\omega)]. \quad (7.2)$$

The main assumptions of this model are that the transducer dynamics is neglected. In this study, low frequencies are selected (1) to reduce the effect of damping on guided wave propagation and (2) to reduce the influence of transducer dynamics on guided wave propagation. Also, in this paper, the displacements are considered at the receiver as the measured signal, which is a strong approximation of a realistic case, where the receiver measures the averaged strain field below its surface. For each pixel, the correlation coefficient C is calculated between the theoretical dispersed signal S^m and a measured signal $u(x)$ using a normalized cross correlation in the time domain or using the Generalized Cross Correlation in the frequency domain over the time or frequency window (T) of interest.

$$C(t) = \frac{\int_0^T u(t) S^m(t) dt}{\sqrt{\int_0^T u(t)^2 \int_0^T S^m(t)^2 dt}} \quad C(\omega) = \sum_0^T \frac{u(f) [S^m(f)]^*}{|u(f) [S^m(f)]^*|} df \quad (7.3)$$

7.4.3 Estimation of material properties

The stiffness matrix of a transversely isotropic material is defined by five stiffness parameters, obtained from the mechanical properties of the structure. These properties can be estimated experimentally on simple coupons using destructive tensile and flexure tests [D792-13, 2015]. However, variability in the manufacturing process can lead to large variations between two structures. To reduce uncertainty associated to this variability, an in-situ characterization technique, based on the same formulation, is used. Fig. 7.3 reviews the main steps of the characterization process used to estimate *a priori* the mechanical properties of the structure [Ostiguy *et al.*, 2012a]. The strategy of the characterization technique aims on obtaining the highest correlation between the measured and simulated signals for each emitter-pixel-receiver paths (sets of two transducers).

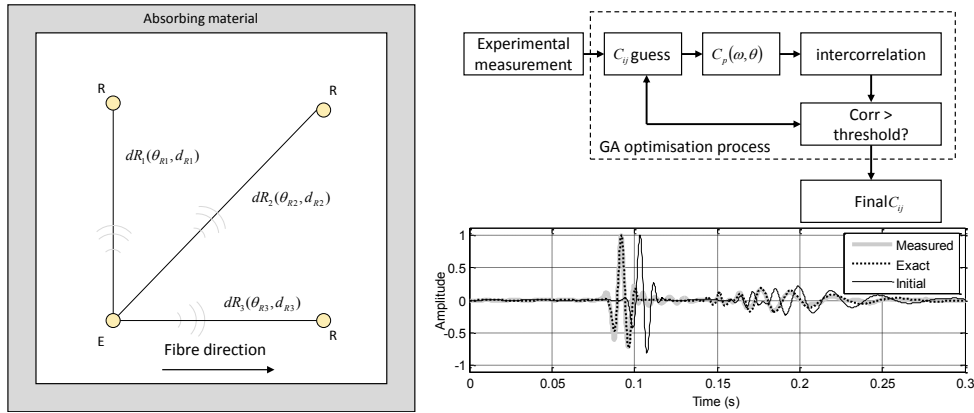


Figure 7.3 Characterization strategy, measurements at various orientations where these measurements are cross-correlated to theoretical signals using a genetic algorithm (GA) to converge towards the highest correlation

Knowing the transducer size and structure thickness, the analytical formulation for a set of stiffness constants is used to simulate the response at the receivers. Iterations are performed by a Genetic Algorithm (GA) with the objective of converging towards the parameters giving the best inter-correlation between the simulated (theoretical) signals and the measured signals. When the change in the correlation obtained by varying the mechanical properties is below the value of a fixed stopping criterion, the algorithm ends. In this case, the density was fixed since it is easy to calculate experimentally. The evaluation of the stiffness constants is performed using the A_0 and S_0 modes simultaneously for all

propagating directions. The algorithm was coded in MATLAB 2014 using the GA toolbox, where the termination parameters are set to a maximum number of iterations of 300 or until the cumulative change in the fitness function value is less than $1E-4$.

7.5 Numerical validation

The performance of the imaging technique is first assessed numerically regarding the detection and localization level potential, for a case where the mechanical properties are well known. An omnidirectional reflector, located at position $(x = 0.225m, y = 0.142m)$, away from any direct path, is modelled semi-analytically, considering that the reflector generates an equivalent response whatsoever the orientation over the frequency range of interest. The imaging technique is simulated for a 1 mm thick unidirectional laminate and instrumented with 4 circular piezoceramics of 10 mm of diameter, where the sensors are distributed on Fig. 7.1. Time domain signals used for imaging are reconstructed from a burst of 1.5 cycles at 200 kHz. Imaging results are shown at Fig. 7.4, where figure amplitudes are normalized.

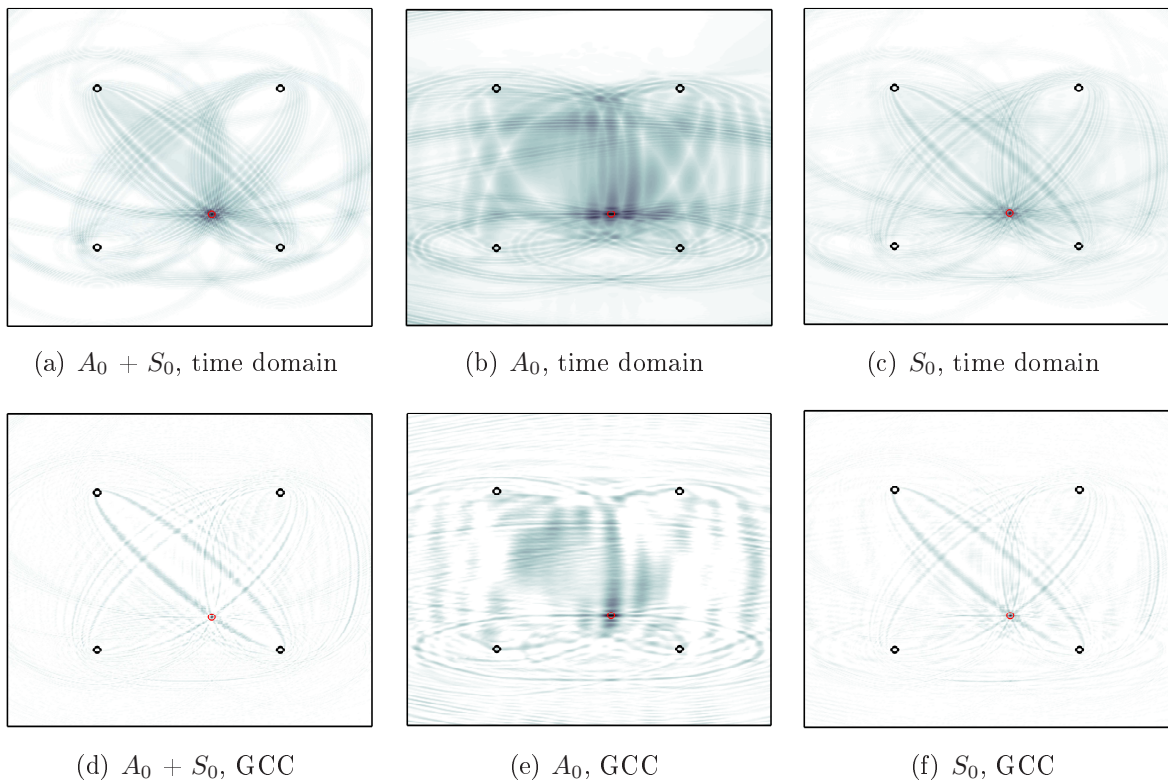


Figure 7.4 Imaging results considering the A_0 and/or S_0 modes for damage detection of an omnidirectional reflector on a unidirectional composite, red circle : reflector location, black circles : transducers locations

As shown in Fig. 7.4, both modes show a good detection and localization potential within a few millimeters of the reflector location. Since the formulation used is based on the full 3D elasticity theory, the steering effect of the waves is fully taken into account in the imaging process. Also, for the S_0 mode, second ellipses are observed. These ellipses are caused by the correlation of the non-dispersive S_0 mode on the reflected A_0 mode, possibly leading to errors or false positive on the imaging results obtained. For both correlation techniques, good performance in damage detection and localization were obtained. Also, when frequency domain correlation maps are obtained, the background noise is clearly reduced compared to the time domain correlation maps, where the localization precision is equivalent. To reduce the amount of false positives associated to the inter-mode correlation, it should be considered to correlate all propagating modes simultaneously. In such case, a strong correlation is obtained at the location of the damage, reducing the apparent background noise. The next section shows the experimental validation of the technique for unidirectional.

7.6 Experimental validation

The imaging and material characterization strategies are implemented on a 2.3 mm thick CF/EP unidirectional laminate. Magnets of 13 mm in diameter are used to induce a localized reflection of GWs. The structure is instrumented with four circular transducers of 10 mm diameter and 0.25 mm thickness, bonded using cyanoacrylate adhesive, and located as shown on 7.1. The plate is surrounded by damping tape, in order to reduce unwanted reflections from the plate boundaries. A National Instrument NI-5105 platform is used both for generation and sensing, at a sampling frequency of 6 MHz. A ProduitSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplifier provides excitation signals up to 50 V peak. To better assess the potential of the imaging technique, 3 reflector locations are assessed for the unidirectional plate. Bursts of 0.5 cycles at 75 kHz are used for imaging, in order to sweep a large frequency bandwidth, remain at low frequency and reduce the effect of damping on imaging results. The mechanical properties used to calculate dispersion curves are reconstructed following the *in-situ* characterization strategy.

7.6.1 Material characterization

Measurements for 1.5 cycles burst at 100 kHz are used to reconstruct the stiffness matrix of the laminate. Measurements at 0, 45 and 90 degrees were used for convergence analysis.

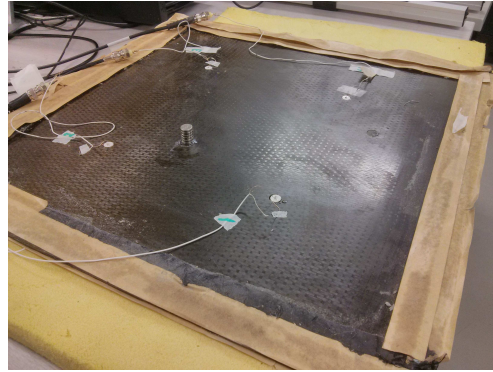


Figure 7.5 Experimental structure addressed

The time-domain signals obtained from the reconstructed stiffness parameters are shown in Fig. 7.6.

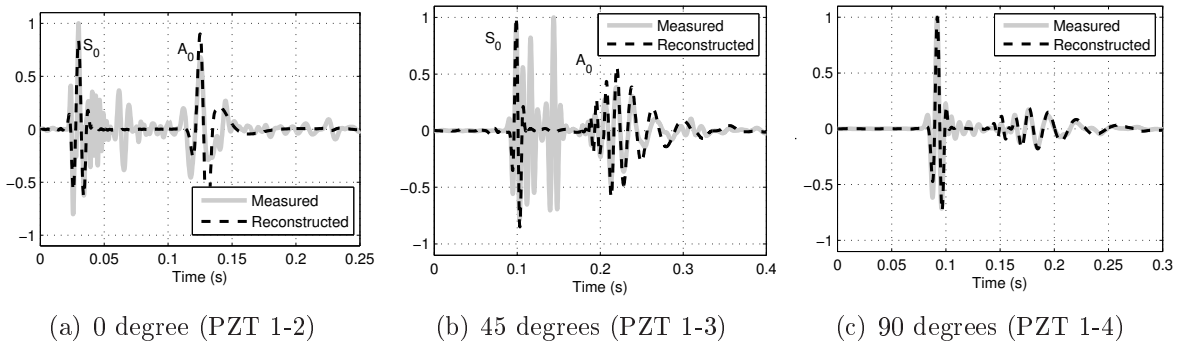


Figure 7.6 Reconstructed signal at various frequencies using the Pin-Force formulation

Following characterization, the mechanical properties obtained are $C_{11}= 118 \text{ GPa}$, $C_{12}= 10 \text{ GPa}$, $C_{23}=3.69 \text{ GPa}$, $C_{22}= 3.40 \text{ GPa}$, $C_{55}= 4.05 \text{ GPa}$ and $\rho = 1508 \text{ kg/m}^3$. Slight variations between these properties and the exact structure properties that would be obtained following ASTM standards are observed, due to the simplifications of the model used. On the generation and measurement sides, the model used does not consider the transducer dynamics, or the finite dimensions of the receiver. On the propagation side of view, this formulation does not yet consider material damping. Also, it can be observed that at 45 degrees, a wave packet is present between the A_0 and S_0 modes, most probably related to the propagating SH mode.

7.6.2 Imaging results on unidirectional laminate

Fig. 7.7 shows the results for the detection of the 3 reflector positions on the unidirectional composite. Detection results regarding the precision on localization are shown in Tab. 7.1.

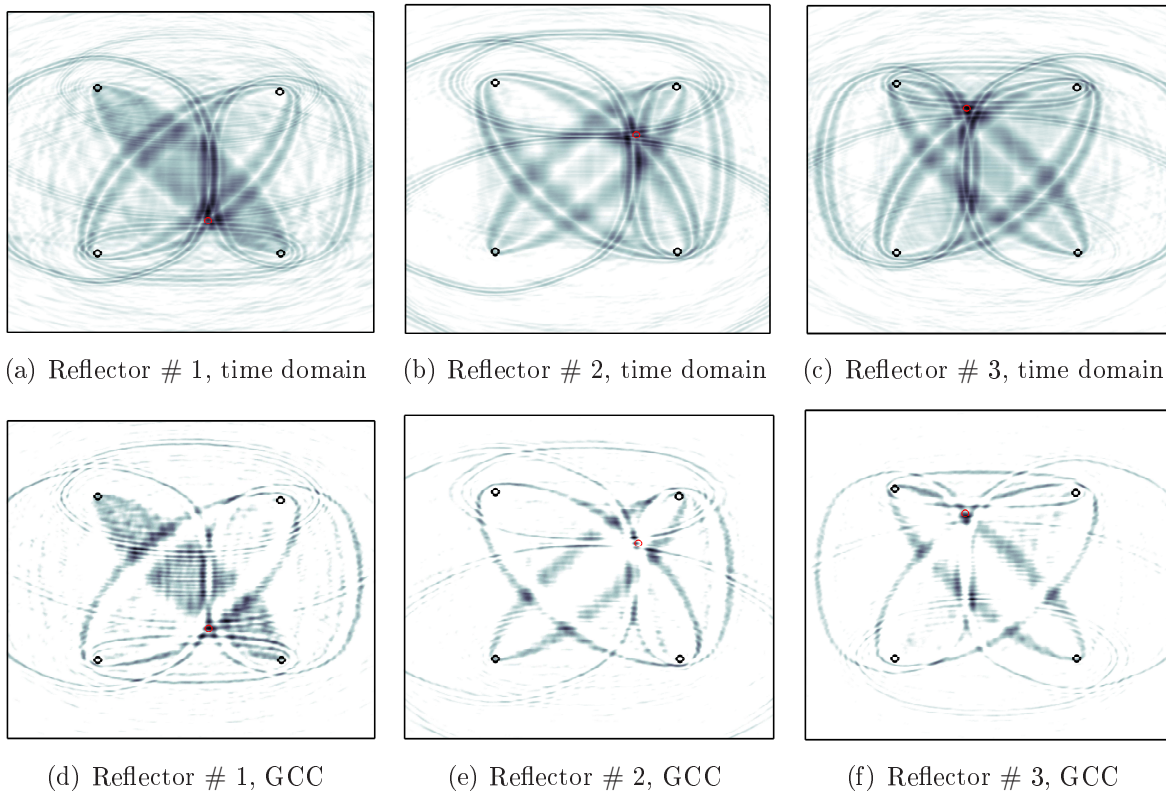


Figure 7.7 Imaging results obtained on a unidirectional laminate for the detection of reflectors located at 3 different positions using both A_0 and S_0 modes simultaneously.

Tableau 7.1 Imaging results obtained experimentally for the unidirectional composite (mm)

Damage # and location	Corr. Technique	A_0 and S_0		A_0	
		Estimated	Error	Estimated	Error
Damage 1 (220,140)	Time domain	(217,139)	3.16	(220,134)	6.00
	GCC	(221,140)	1.00	(221,140)	1.00
Damage 2 (254,242)	Time domain	(249,244)	5.39	(256,241)	2.24
	GCC	(250,249)	8.06	(250,249)	8.06
Damage 3 (178,285)	Time domain	(182,273)	12.65	(181,279)	6.71
	GCC	(179,271)	14.31	(179,271)	14.31

As observed in Fig. 7.7, , it is possible to detect precisely, within 15 mm, the location of the reflectors whatsoever their position and correlation technique using both A_0 and S_0 modes. As compared to the numerical model, equivalent performances for damage detection are observed using both modes. However, for the experimental results, since the wavelength of the S_0 mode is larger than the reflector for most propagating directions, the interaction of this mode with the damage is reduced, limiting the ability of this technique to detect the reflector using only this mode. Improvements of the imaging technique could be achieved by considering the propagation and interaction of the S_H mode in the laminate, where

this mode is generated by the transducer in non-principal directions, and conducted to false positives when the A_0 or S_0 modes correlated with this mode. For the unidirectional composite, large variations are observed on the angular velocity (from 10 km/s to 2.5 km/s) so that smaller wavelengths were interacting with the reflector. Fig. 7.8 shows an example for path 1-2, where the differences between the measured signals shows that the S_0 mode does not interact with the reflector at the frequency used for imaging. As shown, the difference in the amplitude of time trace of the pristine plate and the time trace containing the damage information represents about 15 % of the pristine signal amplitude for this path. Also, for this path, no interaction between the reflector and the S_0 mode is observed.

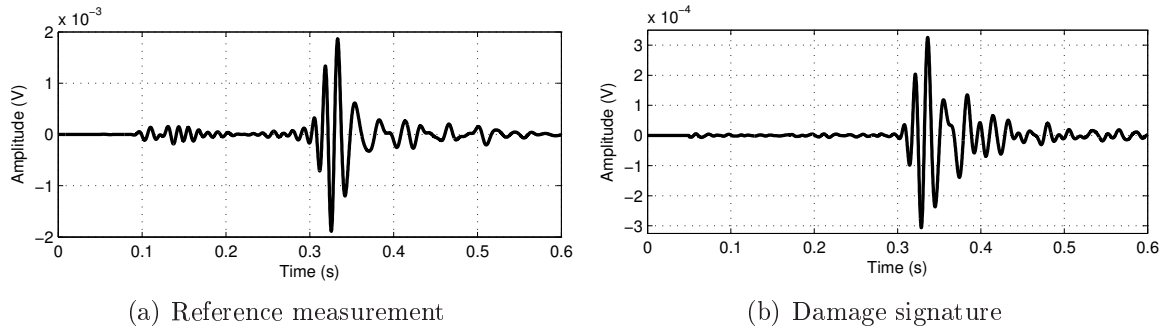


Figure 7.8 Extracted damage signature (right) from the reference measurement (left). As shown, the S_0 mode did not interact with the reflector

7.6.3 Discussion

Numerical validation shown that both A_0 and S_0 modes can detect and locate, within a good precision, a reflector. However, this is based on the assumption that the reflector or damage interacts with both modes for all transducers sets. The correlation level and Signal to Noise Ratio obtained with the S_0 mode is below the level of the A_0 mode. Also, it is shown that although the formulation used is simplified, considering the steering effect of guided waves on the propagation allows proper damage detection. Experimentally, the characterization technique allowed to reconstruct a stiffness matrix that lead to precise imaging of the structure even on a unidirectional composite. The properties obtained were close to the stiffness parameters obtained following standard ASTM tests. Also, it has been demonstrated that the A_0 mode is an excellent candidate for damage detection, where the S_0 mode shown less potential. This is caused by the large angular variation in the wavelengths associated to the S_0 mode, thus reducing the possible interaction of this mode with the reflector for orientations where the wavelength is longer, which is not the case for the A_0 mode.

The formulation proposed in this paper is limited by the actual assumptions behind the analytical model. Indeed, the complete transducer dynamics is not considered. This could be achieved semi-analytically, at the cost of complex numerical simulations. Also, material damping is not considered, thus limiting the frequency range to low frequencies, where the S_0 mode does not fully interact with the damage. Finally, the dynamics of the receiver are not taken into account. This could be considered at the cost of extensive numerical integration of the strain below the receiver, where this calculation would be necessary for each point of the grid. These simplifications may have slightly impaired the precision of the characterization and imaging algorithms, leading to reduced correlation and signal to noise ratios, and could be addressed thoroughly in a subsequent paper.

7.7 Conclusion

This article presents the application of a correlation-based imaging strategy for damage detection on composite laminates, whatsoever their stacking. The novelty of this paper resides in the integration of the GMM to allow the correlation-based imaging technique to properly detect reflectors on composite structures, where the phase velocity of guided waves is dependent on the orientation of propagation. Robust numerical and experimental validations are performed. Results demonstrate the potential of the correlation-based technique to properly detect and locate a reflector on a unidirectional composite, both numerically and experimentally. Also, it is demonstrated that time- and frequency-domain correlation can lead to proper damage detection and positioning. The interest of extracting the dispersion curves, using an in-situ characterization technique is also demonstrated experimentally. Based on these results, further work will aim at implementing the effect of the damping and the full transducer and receiver dynamics on the correlation-based formulation.

7.8 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC), the Consortium for Research and Innovation in Aerospace in Quebec (CRIAQ), Bombardier Aerospace and L3-MAS for their funding.

CHAPITRE 8

COMPARAISON DE TECHNIQUES D'IMAGERIE SUR UN COMPOSITE TRANSVERSE ISOTROPE

Comparison of model-based imaging techniques on transversely isotropic composites

Pierre-Claude OSTIGUY

Nicolas QUAEGBEUR

Patrice MASSON

GAUS, département de génie mécanique

Université de Sherbrooke

Papier soumis au journal *Structural Health Monitoring*, décembre 2015 13 pages

En évaluation

8.1 Résumé du papier

Peu de travaux ont été faits en SHM à ce jour pour les composites unidirectionnels, ce qui n'est pas le cas des composites quasi-isotropes. Dans ces cas, les techniques basées sur le temps de vol, soit le *delay-and-sum*, telles EUSR, sont utilisées. Ces méthodes considèrent qu'un signal se propage dans la structure sans que la forme de l'excitation change, donc

aucune dispersion n'est présente dans le signal. Les hypothèses simplificatrices derrière ces formulations ne tiennent que très peu compte du comportement anisotrope des composites, ainsi que la dynamique particulière de la propagation des ondes guidées dans ce type de matériaux. En complément à l'étape, et afin de démontrer le fort potentiel de la technique d'imagerie Excitelet, cette étude se penche sur une analyse comparative de la performance de cette technique avec les méthodes d'imagerie plus classiques.

Les méthodes sont d'abord comparées numériquement, où l'objectif est d'évaluer leur capacité à détecter, positionner, et donner un niveau de corrélation élevé par rapport à un réflecteur fictif. La capacité des modèles à détecter le défaut en se servant d'un et de plusieurs modes est également évaluée.

Par la suite, la sensibilité des techniques d'imagerie à des incertitudes dans les courbes de dispersion en entrée du modèle d'imagerie est étudiée en détails. Une comparaison expérimentale des techniques est finalement effectuée pour un composite unidirectionnel. Les résultats obtenus montrent que la technique Excitelet, ainsi que la technique de compensation en dispersion offrent des résultats équivalents pour ce qui est du positionnement. Cet article démontre l'intérêt de considérer adéquatement la dispersion des ondes guidées dans les composites, mais également permet de voir les bénéfices rattachés à l'utilisation de formulations analytiques plus avancées en imagerie sur les structures composites.

8.2 Abstract

In order to reduce operation and maintenance costs of aircraft, *in-situ* Structural Health Monitoring techniques are implemented on critical parts and assemblies. Many of these techniques rely on models considering, with various levels of complexity, the generation, propagation and interaction of ultrasonic guided waves with potential damages, in order to detect, localize and estimate damage severity. Although their potential has been extensively demonstrated on isotropic substrates, their implementation still poses a challenge for composite assemblies for which only quasi-isotropic and cross-ply composites have been considered. This is mainly due to the limitations of the models to properly predict the complex behavior of guided waves on composites, where the assumptions behind the models actually used for damage imaging do not fully consider the impact of the anisotropy on guided wave generation and propagation. This article presents a comparative analysis of the performances of three model-based damage imaging techniques for composites previously validated on isotropic substrates. Performances of (1) delay-and-sum (2) dispersion compensation and (3) correlation-based techniques are addressed numerically and

experimentally. The analysis is conducted on a unidirectional transversely isotropic laminate instrumented with four circular piezoceramic transducers. A robustness analysis of the models is performed numerically, where the effect of varying stiffness parameters and velocity is addressed. The correlation-based technique is adapted for the first time to composite laminates where the generation is considered using the pin-force model and the propagation is modelled via the use of the Global Matrix Model (GMM). Experimental validation is carried out and the results obtained show the benefit of considering the steering effect for well-resolved multi modal damage imaging.

8.3 Introduction

In Structural Health Monitoring (SHM), damage detection strategies based on imaging aim to detect, localize and estimate damage severity on a structure using either pitch-and-catch [Beard *et al.*, 2007] or pulse-echo [Ostiguy *et al.*, 2014d; Quaegebeur *et al.*, 2015] techniques. These techniques have been widely used to process the information obtained on the interaction of guided waves (GW) with a potential damage using post-processing techniques [Giurgiutiu, 2008; Michaels, 2008; Quaegebeur *et al.*, 2011a, 2014; Su *et al.*, 2006; Wilcox, 2003].

Most of these techniques relies on the estimation of Time-of-Flight (ToF), which requires knowledge of group (energy) velocity. Standard imaging models are based either on triangulation, [Giridhara *et al.*, 2010] beamforming or delay-and-sum (also referred as Embedded Ultrasonic Structural Radar, EUSR), correlation based (CB) [Wilcox, 2003] or correlation-based (CB), such as Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2015], which is an extension of delay-and-sum technique compensating the dispersive nature of the propagation.

Most of these algorithms use an approach similar to delay-and-sum (with a round-robin procedure) to image damage within the far field of the array. Whether these consider non-dispersive waves, such as triangulation, [Giridhara *et al.*, 2010; Su *et al.*, 2006] or EUSR [Giurgiutiu, 2008; Michaels, 2008; Moll *et al.*, 2010; Su *et al.*, 2002] (Delay-And-Sum, DAS), dispersive waves, such as correlation-based [Quaegebeur *et al.*, 2011a, 2015], or dispersion compensation [Wilcox, 2003], they rely on the accurate knowledge of the dispersion curves [Ostiguy *et al.*, 2012d], and also on the accuracy of their analytical formulation [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. However, most of the models are based on simplifying assumptions (regarding the transducer dynamics, directivity, strong coupling, finite thickness, etc), which can limit imaging performance.

Efficient damage detection strategies require an optimization of the transducers configuration regarding geometry, material and location, and also frequency bandwidth to be addressed [Leleux *et al.*, 2013]. Also, an increase in the precision of the analytical formulation to reproduce properly the generation of guided waves can lead to drastic improvements in the performance and signal to noise ratio of imaging techniques in terms of detection capabilities, damage discrimination, localization and size estimation [Ostiguy *et al.*, 2011, 2014d; Quaegebeur *et al.*, 2012b].

The correlation-based imaging technique, also referred as Excitelet, rely on the accurate modeling of the generation, propagation and sensing of the dispersed ultrasonic GWs in the structure. For this purpose, the classical pin-force model [Obenchain *et al.*, 2013; Raghavan et Cesnik, 2005, 2007a; Sohn et Lee, 2010; Velichko et Wilcox, 2007] is usually used for the piezoceramic transducer (often referred as PZT), where some aspects of the finite geometry of the receiver are considered [Sohn et Lee, 2010]. Also, the shear lag effect can be considered to increase the robustness of the approach [Crawley et Luis, 1987]. However, this model is limited by the principal assumption that the transducers are fully decoupled from the substrate and that it exerts only traction at its periphery, while its dynamics are not considered. Moreover, the amplitude of this traction is considered constant over the whole frequency range of interest. These assumptions are only valid at low frequencies (classically below 200 kHz), but it has been shown that the correlation-based model can still be used for frequencies up to 500 kHz [Ostiguy *et al.*, 2014b; Quaegebeur *et al.*, 2011a, 2015].

Improvements in terms of modeling can be obtained at the cost of complex numerical simulations using either Finite Element Models (FEM) or Spectral Element Models (SEM). In order to minimize the burden associated to numerical simulations, while keeping the strong coupling between the PZT transducer and the host structure, semi-analytical [Glushkov *et al.*, 2007; Huang et Sun, 2006; Juan et Perez, 2014; Wang et Huang, 2001] methods are proposed for isotropic structures, considering the shear distribution below the PZT, under the plane strain assumption. However, the numerical burden of these methods and their limited precision when compared to experimental simulations are still limiting factors for a practical implementation.

Recent work in imaging demonstrated the limitations of such models in the case of isotropic structures [Ostiguy *et al.*, 2014b] or composite structures [Ostiguy *et al.*, 2015]. To overcome these limitations, the use of a hybrid formulation, which can be coupled to an empirical/analytical model is proposed and it has been demonstrated to improve the performance of imaging algorithms on isotropic structures [Quaegebeur *et al.*, 2015].

This paper compares the performances of imaging techniques for composite laminates. For this purpose, the correlation-based formalism has been adapted to the composite structures, based on the Global Matrix Method (GMM) and the pin-force formulation, such that the finite size of the transducer and the steering effect of guided waves in composite laminates are considered. The objective of this article is to compare these imaging techniques in order to extract the strengths and weaknesses of the approaches regarding the localization performance and computational burden. Numerical validation is performed for a transversely-isotropic unidirectional plate on which 10 mm diameter circular PZTs are bonded. Results show the potential of both A_0 and S_0 modes to properly detect and localize the artificial reflectors. Experimental validation is then conducted on a unidirectional laminate. Results also demonstrate the benefit of using more precise analytical formulations on localization, at the cost of complex numerical calculations, leading to longer calculation time of the overall transfer functions.

8.4 Theory

8.4.1 Guided waves in composite laminates

In composite laminates, the dispersive behaviour of guided waves varies with the propagation direction and frequency. Fig. 8.1 shows the out-of-plane velocity measured on a composite plate by a laser-Doppler vibrometer. As shown in Fig. 8.1, experimental measurements of the propagation of guided waves generated by a wedge oriented at 45 degrees with regard to the fibre direction on a unidirectional composite reveal the particular behavior of guided waves. Although directive wedges are used to generate guided waves in a certain direction as the distance increases, the energy propagation velocity tends to steer towards the fibre direction, leading to increased energy along this direction. To properly consider this steering, various analytical formulations have been proposed in the literature. Among them, the GMM, based on the 3D elasticity theory, is thoroughly used [Lowe, 1995; Nayfeh, 1995; Wang, 2006; Wang et Yuan, 2007]. The first authors to implement this formulation for the propagation of guided waves in composites are Lih and Mal [Mal, 1987], who consider the dispersive behaviour of guided waves, allowing considering damping, any shape of actuator (3D) and also multi-layered plates [Lowe, 1995]. The formulation is implemented via the use of the GMM, more stable than the assembly matrix method [Lowe, 1995]. Since the complete 3D displacement field is considered without any form of simplification, all the propagating modes can be considered in the solution.

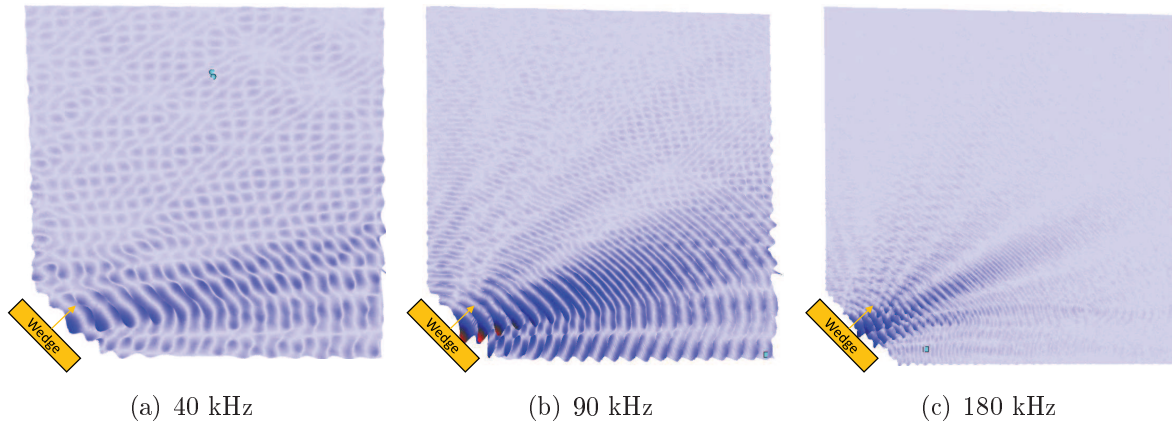


Figure 8.1 Measured out-of plane surface velocity on a $[0]_{16}$ composite plate as a function of frequency, horizontal : fibre direction

The main steps required to reconstruct time domain signals based on the GMM [Mal, 1987]. Let us consider a laminated composite plate of total thickness H . Each lamina consists of a two phase material composed of randomly distributed parallel fibres embedded into a matrix. It is assumed that the laminate is subjected to a distributed load on its top surface (transducer) while the bottom face is left free, and that the wavelengths generated are larger than the diameter of the individual fibres in the matrix (thus the scattering is neglected), allowing to consider each ply as homogeneous. A global cartesian coordinate system (X_1, X_2, X_3) is introduced, where the X_1 direction is in the fibre direction, X_2 , transverse to the fibres and X_3 through the thickness of the layer. In this formulation, visco-elastic damping can be modeled by using complex stiffness constants. Assuming plane wave propagation, the first step of modelling consists in the imposition of the bulk wave solution for a transversely isotropic composite of infinite dimensions. From this solution, boundary conditions in the thickness of the plate are defined, and with the use of the GMM, layers of finite thickness are defined. This leads to admissible propagating wavenumbers in the structure for a given frequency. Then, using Cramer's rule, forcing function is imposed in the assembled matrix. Finally, using an inverse double Fourier transform to recover the time domain signals from the wavenumber domain signals and using the residue theorem, the displacement and stress at any location and thickness through the laminate can be computed.

For composite materials, the model of propagation for guided waves requires to take into consideration the steering effect. For guided wave propagation in composites, the energy velocity c_E , is not in the same direction as the phase velocity. The energy velocity associated to the phase velocity in a direction of propagation θ is calculated from :

$$\begin{Bmatrix} c_{Ex} \\ c_{Ey} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta \\ \sin\theta & \cos\theta \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\delta\omega}{\delta k} \\ -\frac{\delta\omega}{k\delta\theta} \end{Bmatrix} \quad (8.1)$$

Where ω is the angular frequency and k the wavenumber. The calculation of the energy velocity c_e and steering angle ϕ , which is the angle between the direction of the phase velocity and the direction of energy velocity presented in Fig. 8.2 are obtained from :

$$c_e = \sqrt{c_{ex}^2 + c_{ey}^2} \quad (8.2)$$

$$\phi(\theta) = \theta - \tan^{-1} \frac{c_{ey}}{c_{ex}} \quad (8.3)$$

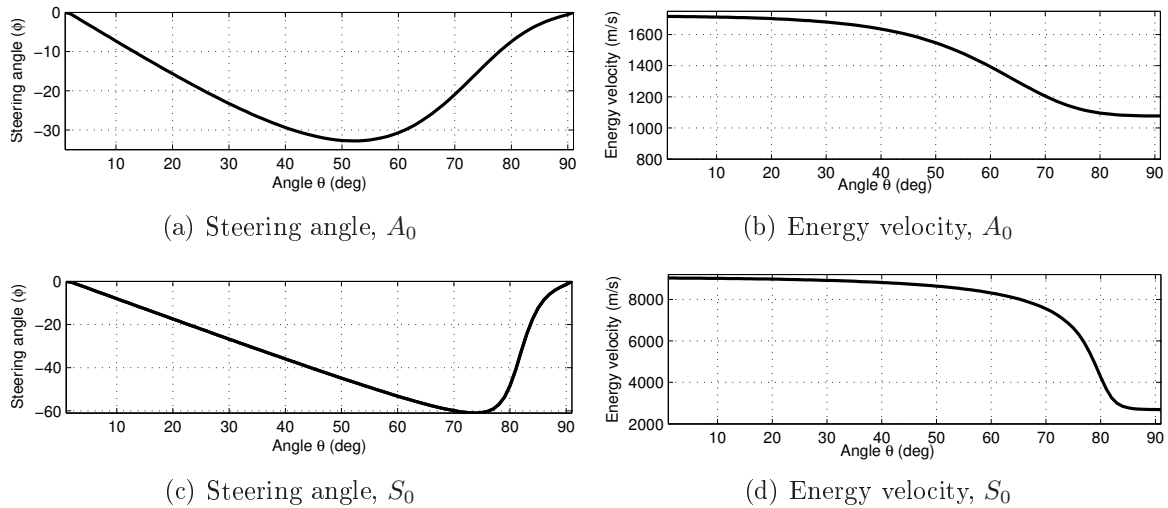


Figure 8.2 Effect of anisotropy on the energy velocity and steering angle for a unidirectional composite at 80 kHz.

As it can be seen in Fig. 8.2, the steering angle tends to guide the energy towards the fibre direction or perpendicular to the fiber direction (i.e. at 30 degrees for the A_0 mode, the steering angle is -23 degrees, thus the energy is steered towards the 7 degrees direction). For example, at 80 kHz for the A_0 mode, the energy velocity is steered towards the fibre direction for angles ranging up to 52 degrees. For angles over 50 degrees, the energy velocity tends to steer towards the phase velocity. A similar behavior is observed for the S_0 mode, where the steering towards the fibre direction can be observed up to an angle of 70 degrees. In order to calculate the ToF in presence of steering for a certain direction of observation, the energy velocity has to be reorganized in order to take into consideration the steering angle, as shown in Fig. 8.4. For each propagation direction of

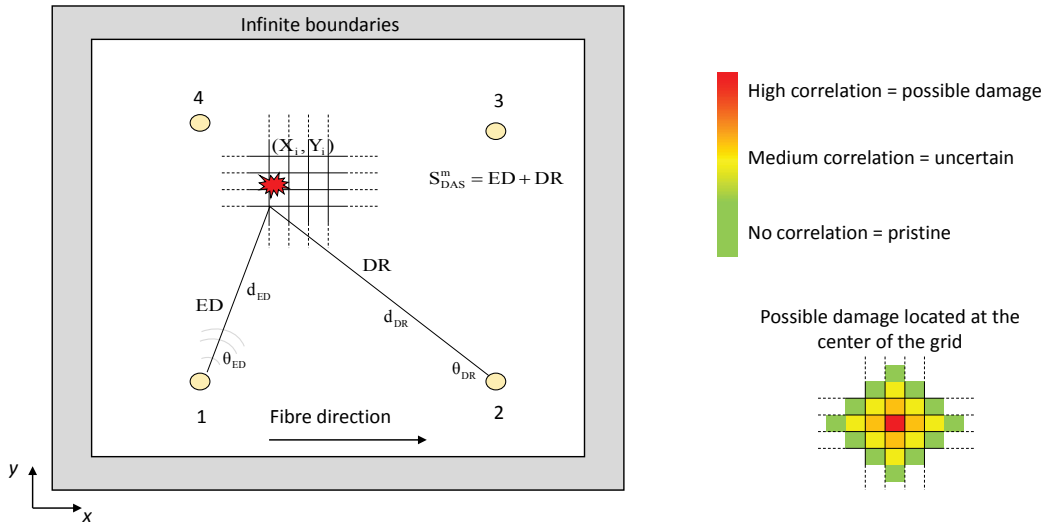


Figure 8.3 Correlation-based imaging technique, where a damage index of the location of possible reflectors is reconstructed

the phase velocity, the associated energy velocity and steering angle is calculated. These energy velocities are then reorganized based on their associated corrected angle (angle of propagation - steering).

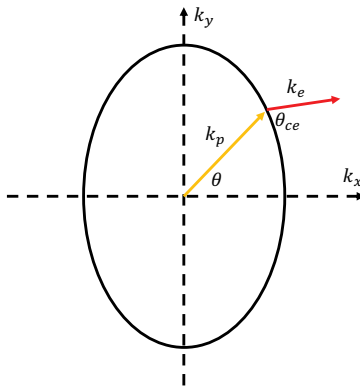


Figure 8.4 Selection of the reorganized energy velocity associated to an angle of propagation

8.4.2 Imaging techniques

General formulation

Imaging techniques aim at reconstructing a damage index mapping of a structure by discretizing its surface into a 2D grid of equally spaced pixels. At each pixel, a theoretical signal (travelling from the emitter back to one of the receivers) is reconstructed using a model, with varying level of complexity, assuming that there is a perfect reflection at the

evaluated pixel. This analytical time domain signal is then correlated to the measurement to determine if there is a damage at this pixel (associated to a strong correlation) [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. In this work, guided waves are generated and measured using circular piezoceramic transducers. The burst $e(t)$ generated at an emitter E is transformed into mechanical wave propagating into the structure, and the algorithm evaluates the possible reflection at a given pixel, (X_i, Y_i) coming back to the n^{th} receiver R_n , as shown in Fig. 8.3. For each pixel, the propagation distance between the emitter E , the n^{th} receiver R_n and the target is $d_{ED} = dE(\theta_{ED}, d_{ED}) + dR_n(\theta_{DR}, d_{DR})$. In the case of multiple transducers on the structure, the elements are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted using the other elements.

8.4.3 Calculation of the correlation coefficient

For each pixel of the damage map, a normalized correlation coefficient c^m for a path between an emitter E and a receiver R is calculated from :

$$c = \frac{\int_0^T u_{ER}(t)S(t)dt}{\sqrt{\int_0^T u_{ER}(t)^2 \int_0^T S(t)^2 dt}} \quad (8.4)$$

where $u_{ER}(t)$ is the measured signal between the emitter and receiver, $S^m(t)$ is the theoretical signal computed after propagation from the emitter to a pixel back to the receiver and T is the time window over which the correlation is performed. For each set of emitter-receiver, a correlation map is calculated and these correlation maps are then added together to evaluate the reflector location.

Delay-and-sum model (DAS)

The delay-and-sum model [Giurgiutiu, 2008; Michaels, 2008; Vishnuvardhan *et al.*, 2009b,c], consists in reconstructing a theoretical signal by shifting a Dirac function burst in the time domain for a calculated time delay. Such model requires the knowledge of the distance and energy velocity that is function of the angle of propagation for the emitter-reflector and reflector-receiver paths. This delayed signal is then correlated with the experimental measurement to evaluate the correlation level using Eq. 8.4. DAS models have the advantage to be simple to implement and fast to compute. Also, the performances of this method have been thoroughly demonstrated on isotropic structures. However, this formulation does not consider the steering effect of the waves, the attenuation, the transducer dynamics and the dispersive behavior of guided waves. For one mode, the theoretical signal S_{DAS}^m of a

mode m associated with an observation pixel is a Dirac delta function shifted at the time step associated with the ToF of the generated Lamb wave :

$$S_{DAS}^m = \delta(t - \Delta t_{ED}(d_{ED}, \theta_{ED}) + \Delta t_{DR}(d_{DR}, \theta_{DR}) + \Delta t_e) \quad (8.5)$$

where δ stands for the Dirac delta function, Δt_{ED} and Δt_{DR} the time delay between the emitter-scanned pixel (damage) and scanned-pixel receiver respectively and Δt_e is the time delay to the center of the excitation burst.

Dispersion compensation model (DC)

Dispersion compensation model is a variant of the delay-and-sum model, where pre-processing is done to the experimental measurement $u_{ER}(t)$, prior to imaging. Pre-processing of this signal aims at removing the dispersive behavior of the guided waves for a specific propagating mode, in order to obtain a non-dispersed signal in the time domain $\overline{u_{ER}(t)}$. The pre-processing of this technique is performed in the frequency domain, where the knowledge of the phase velocity is required [Wilcox, 2003]. Then, the obtained compensated signal is correlated to a theoretical signal S_{DAS}^m , similar as the one calculated using the DAS technique.

For of multimodal propagation, the reconstruction of multiple signals is required, since it is not possible to compensate simultaneously multiple modes with this model. However, errors from this reconstruction can appear, i.e. the S_0 mode can be compensated by the A_0 velocities, possibly leading to false positives. The potential of this method has been previously demonstrated on isotropic structures [Ostiguy *et al.*, 2014b]. For a proper implementation for composite structures, it is necessary to reconstruct the signals for each emitter-reflector-receiver set, since the phase and energy velocities, required in this model, have to be adapted regarding the propagation distance and orientation. As for the delay-and-sum technique, this method does not consider damping, transducer dynamics or steering effect of guided waves.

Correlation-based model (CB)

The correlation-based model is the most complex imaging technique addressed in this paper, not yet used for composites [Ostiguy *et al.*, 2015]. The idea resides in reconstructing a bank of theoretical signals for each set of emitter-pixel-receiver and then to compare this bank of signals to the damage signature. The steering effect of guided waves is considered via the use of the GMM, coupled to the pin-force formulation, in order to take into account the finite size of the transducer. For each pixel, a theoretical signal (travelling from the

emitter back to one of the receivers) is reconstructed assuming that there is a perfect reflection at the evaluated pixel. For circular transducers, the displacement solution for a composite laminate from an emitter to a pixel is of the form :

$$u_i^0(d, \theta, \omega) = \frac{1}{4\pi} \sum_k \int_0^{2\pi} \frac{N_i(k, \omega, r)}{\Delta'(k, \Gamma, \omega)} k e^{-ikd \cos(\theta - \Gamma)} d\Gamma \quad (8.6)$$

where u_i is the displacement in the global direction i , r is the radius of the emitter, d is the distance of propagation and θ is the angle of observation. Also, $\frac{N_i}{\Delta'}$ is calculated from the GMM and represents the contribution of the transducer to the theoretical signal reconstructed [Obenchain *et al.*, 2013]. In this case, the theoretical signal $S_{CB}^m(t)$ is obtained by computing transfer functions of the signal propagated from the emitter E to the theoretical location D of the damage $u_{ED}(\omega)$ and back to the receiver R , $u_{DR}(\omega)$ with the excitation burst $e(\omega)$ such that :

$$S_{CB}^m(t) = \mathcal{F}^{-1} [e(\omega) \cdot u_{ED}(\omega) \cdot u_{DR}(\omega)]. \quad (8.7)$$

The main assumptions of this technique are that the transducer dynamics is neglected. However, as it has been shown previously, improvements can be achieved by considering the full transducer dynamics [Ostiguy *et al.*, 2014b, 2015; Quaegebeur *et al.*, 2015]. Using a semi-analytical formulation, due to the numerical burden associated to the complexity of the inherent model, low frequencies are selected to (1) reduce the effect of damping on guided wave propagation (2) reduce the influence of the transducer dynamics on guided wave propagation. Also, in this paper, the sensor voltage is assumed proportional to the out-of-plane surface displacement at the center of the transducer, which is a strong approximation of a realistic case, where the receiver should integrate the contribution of the interfacial strain field below its surface. This assumption is done since this process requires numerical integration that represents a computational burden.

8.5 Numerical validation

In this section, the performances of the three different imaging techniques are compared to each other regarding their detection and localization performances. The numerical model is composed of a 1 mm thick unidirectional composite and instrumented with 4 circular piezoceramics of 10 mm diameter. The sensors are distributed in a 200×200 mm square configuration as shown in Fig. 8.3. A reflector at location ($x = 0.225$ m , $y = 0.142$ m)

is modelled. Since the objective is to assess the performances of imaging techniques and selected mode for imaging, it is also considered that the reflector generates an equivalent response whatsoever the wavelength, propagating mode and orientation over the frequency range of interest. It is considered that the dimensions of the plate are infinite, thus no boundary reflections are modeled. Time domain signals used for imaging are reconstructed from an broadband excitation burst of 1.5 cycles at 200 kHz. This type of bursts was selected since in practical cases the use of broadband signals have demonstrated their potential for improved damage detection, localization and multi-damage discrimination [Ostiguy *et al.*, 2014d].

8.5.1 Comparison of the modes used for imaging

As it can be seen in Tab. 8.1, when using all the propagating modes or using the modes separately, the position obtained are good for all the proposed techniques. Fig. 8.5 shows the individual imaging results for the path between transducer 1 (emitter) and 2 (receiver) for each mode and imaging technique in order to properly assess the effect of the model used for imaging on the correlation maps obtained.

As shown in Fig. 8.5, for the A_0 mode, the correlation map of all techniques for this emitter-receiver set shows a good detection and localization potential within a few millimeters of the exact damage location. Moreover, the dispersion compensation technique has the advantage over the correlation-based method to remove the dispersion from the measurement, thus the thickness of the ellipse, leading to improved average signal to noise ratio at the slight cost of precision on damage localization for this mode. The correlation-based technique for its part gives a better localization of the reflector and improved correlation level using the A_0 mode. Concerning the S_0 mode, since this mode is non-dispersive, similar results are obtained whatsoever the imaging technique, as long as the steering effect is properly taken into account.

From these results, all imaging techniques show a strong potential, but the highest correlation and best localization is obtained using either the DC or the CB techniques. In the case of the CB technique, since the formulation used is based on the full 3D elasticity theory, the steering effect of the waves is fully taken into account in the imaging process. When considering the S_0 mode for imaging, a second ellipse far from the reflector location is observed independently on the considered imaging technique. These ellipses are caused by the correlation of the non-dispersive S_0 mode on the reflected A_0 mode, slower than the S_0 , possibly leading to errors or false positive on the imaging results obtained. To reduce the amount of false positives associated to the correlation of one mode on the other,

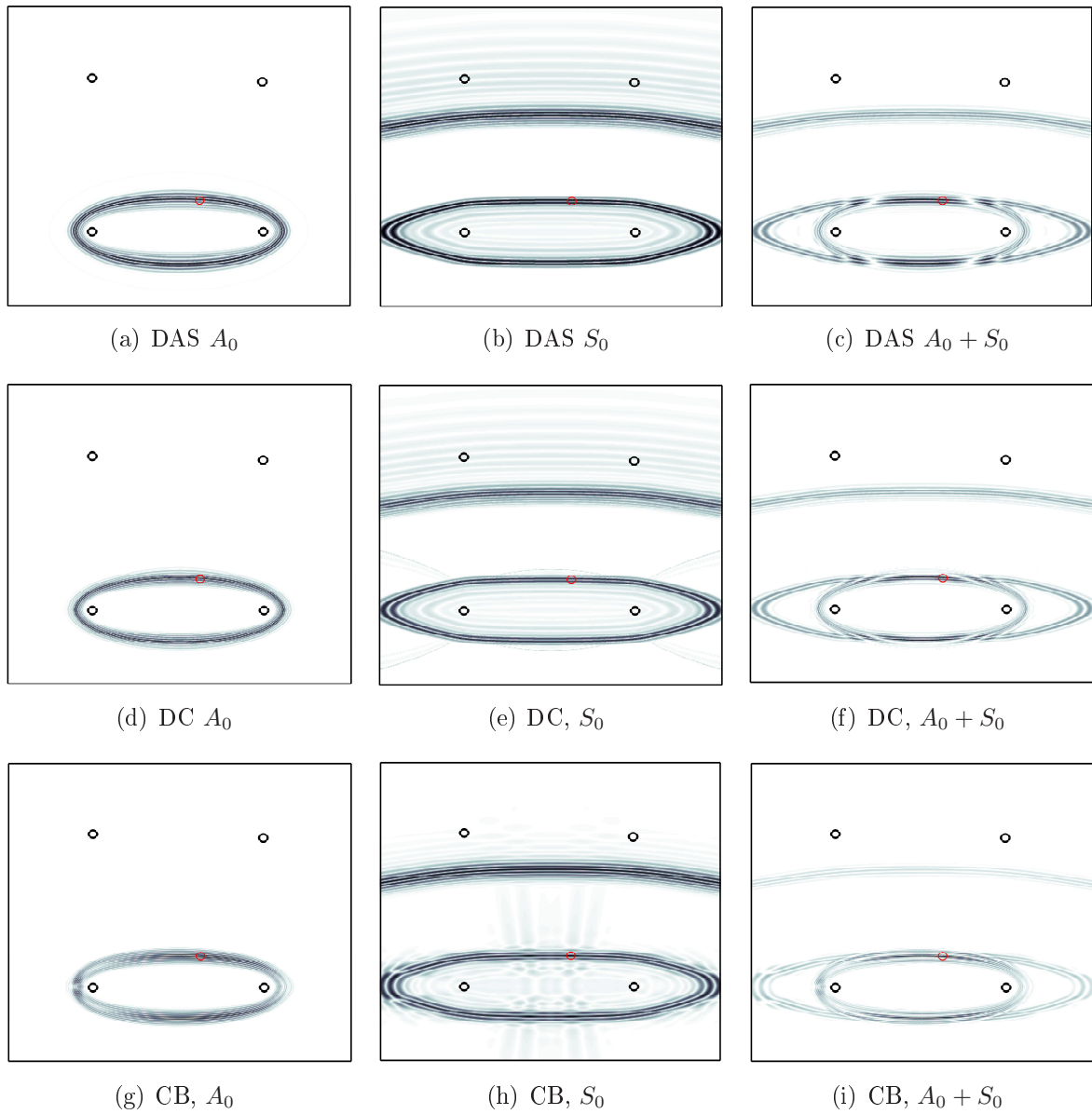


Figure 8.5 Comparison of the imaging results obtained for the A_0 , S_0 and $A_0 + S_0$ modes separately for path 1-2 (bottom transducers)

it should be considered to correlate all propagating modes simultaneously with the CB method.

8.5.2 Imaging results

Imaging results obtained for the detection of the omnidirectional reflector are shown in Fig. 8.6. These figures are normalized with respect to the maximum correlation level obtained with the method showing the highest correlation amplitude, in this case

the correlation-based model. Imaging results shown were obtained using both A_0 and S_0 modes.

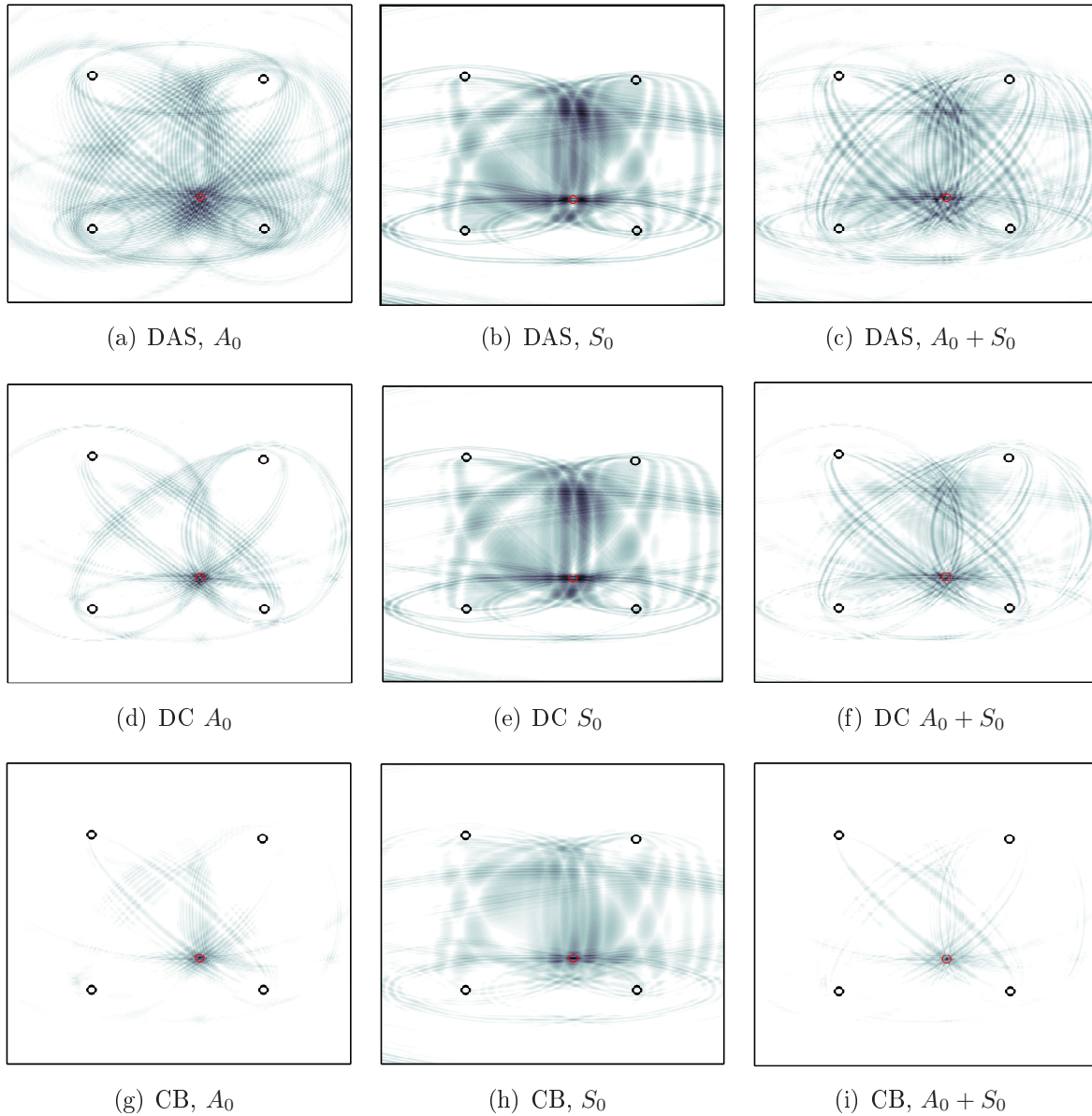


Figure 8.6 Imaging results obtained considering the A_0 and S_0 modes for damage detection of an omnidirectional reflector on a unidirectional composite, red circle : damage location, black circles : transducers locations, linear scale, black = high correlation (100%), white = low correlation (0%)

As shown in Fig. 8.6, the delay-and-sum (DAS), dispersion compensation (DC) and correlation-based (CB) models show good results regarding the detection and localization of the reflector. However, in the case of the delay-and-sum technique, the ellipses do not cross perfectly the position of the reflector, since the dispersive behavior of GW is not

fully considered. Details on the results obtained are shown in Tab. 8.1. Also, the maximum amplitude is obtained when both A_0 and S_0 modes are used with the correlation-based technique.

Tableau 8.1 Comparison of the performances of imaging techniques on a unidirectional composite

Model	A_0		S_0		A_0 and S_0	
	Δ Position (mm)	Correlation (%)	Δ Position (mm)	Correlation (%)	Δ Position (mm)	Correlation (%)
DAS	13.0	9	14.0	9	3.6	10
DC	5.4	14	9.2	10	3.2	21
CB	0	83	0	55	0	100

The results shown in Fig. 8.6 and detailed in Tab. 8.1 show that the performances of the imaging techniques can be greatly affected by the precision of the formulation used in the case of unidirectional composite structures, where improvements can be obtained when using formulations that allow compensating the dispersion effect. The next section presents a comparison of the results obtained regarding the mode selected for one single emitter/transducer pair for the DC and CB techniques in order to determine if proper damage localization is possible whatsoever the mode selected for imaging. Prior to experimental validation, the next step consists in assessing precision of imaging techniques with regard to uncertainty on the phase velocity (or stiffness parameters).

8.5.3 Sensitivity of imaging to the mechanical properties

The imaging techniques presented in this article rely at different levels on modeling of the guided wave propagation into structures, based on the precise knowledge of the dispersion curves, and thus on the mechanical properties of the structure. In this section, the effect of slight uncertainty on the mechanical properties used for the calculation of the dispersion curves on the performances of imaging techniques regarding the amplitude of the correlation and the localization of the reflector detected is addressed. In real case applications, experimental burden associated to material characterization using standard ASTM testing [D792-13, 2015; E111-04, 2010; E143-13, 2013] or *in-situ* material characterization [Ostiguy *et al.*, 2012a] can lead to uncertainty of $\pm 5\%$ of the exact properties.

Although slight, the variation of some of the stiffness parameters leads to changes in the phase velocity of the waves. Also, variations of some of the stiffness parameters do not affect all propagating directions in the same way. In order to address this effect on imaging, this step aims at evaluating more globally the effect on damage detection and localization of uncertainties in the dispersion curves used for imaging. Simulations were conducted for

various error on the dispersion curves ranging from 95 % to 105 % of the the exact phase velocity, which is a good representation of the possible error when the phase velocity of $\pm 5\%$ is measured experimentally from wavenumber representation for instance. The results obtained are shown in Fig. 8.7. From the imaging results, the location and amplitude of the maximum correlation was extracted and are presented in Fig. 8.7

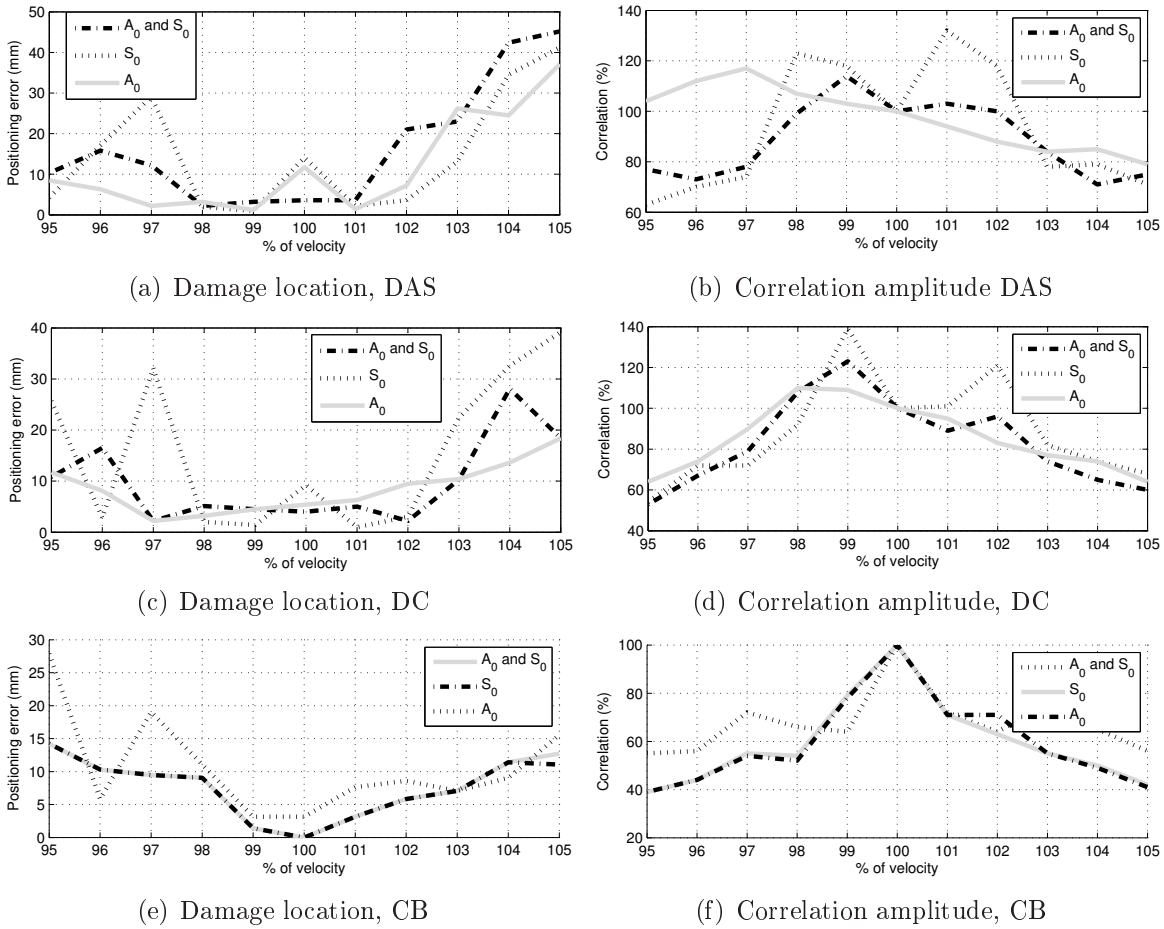
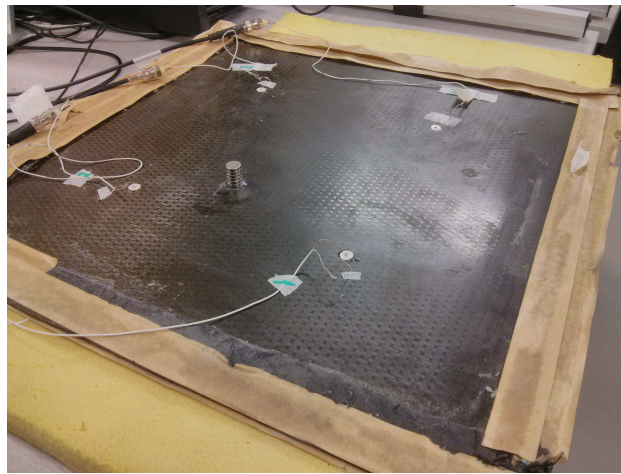


Figure 8.7 Effect of varying phase velocity on damage position and correlation amplitude

The results obtained show that even slight uncertainties, in the dispersion curves calculated can lead to large variations in the location and correlation levels obtained. The most sensitive mode to these variations is the S_0 mode, where a decrease of over 40% of the correlation level and an uncertainty of 25 mm on damage location is obtained for variations of 5 % in the dispersion curves. Following the results obtained, the CB and DC techniques offers a good level of performance, can resist to slight variations of the mechanical properties within 2 % without an important impact on the detection capabilities and correlation level.

8.6 Experimental validation

The DAS, DC and CB imaging techniques are implemented on a 2.3 mm thick CF/EP unidirectional laminate. The structure is instrumented with four circular PZTs of 10 mm diameter and 0.25 mm thickness, bonded using cyanoacrylate adhesive, and located at the corners of a 200 mm square as shown in Fig. 8.3. The plate is surrounded by damping tape, in order to reduce unwanted reflections from the boundaries of the plate. Magnets of 13 mm in diameter are used to induce a localized reflection of GWs. A National Instruments NI-5105 platform is used both for generation and sensing, at a sampling frequency of 6 MHz. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplifier provides excitation signals up to 50 V peak. Bursts of 0.5 cycles at 75 kHz are used for imaging, in order to sweep a large frequency bandwidth, to remain at low frequency, to reduce the effect of damping on imaging results and to avoid transducer resonance around 250 kHz. Four reflector locations are addressed : reflector 1 at location (220,140), reflector 2 at location (203,215), reflector 3 at location (254,242) and reflector 4 at location (178,285).



(a) Experimental structure

Figure 8.8 Experimental setup and location of the reflectors

As shown previously, the variability in the mechanical properties of a structure can impair the performance of imaging algorithms [Ostiguy *et al.*, 2014b, 2012d]. In this paper, the mechanical properties of the structure (stiffness matrix) are reconstructed using an *in-situ* technique, also demonstrated in previous papers [Ostiguy *et al.*, 2012d]. The process can be achieved by taking broadband measurements at various orientations and then correlating these signals with reconstructed signals, where the objective is to converge towards the optimal mechanical properties leading to a maximal correlation level. For transversely isotropic materials, at least two measurements are required, at 0 degrees and

also 90 degrees. A third measurement allows improving the precision of the characterization technique. A genetic algorithm is used in order to converge towards the stiffness matrix leading to the optimal mechanical properties for the structure.

Fig. 8.9 presents the reconstructed theoretical signals using the pin-force formulation after convergence of the genetic algorithm, demonstrating the accuracy of the propagation model and validating the in-situ characterization method.

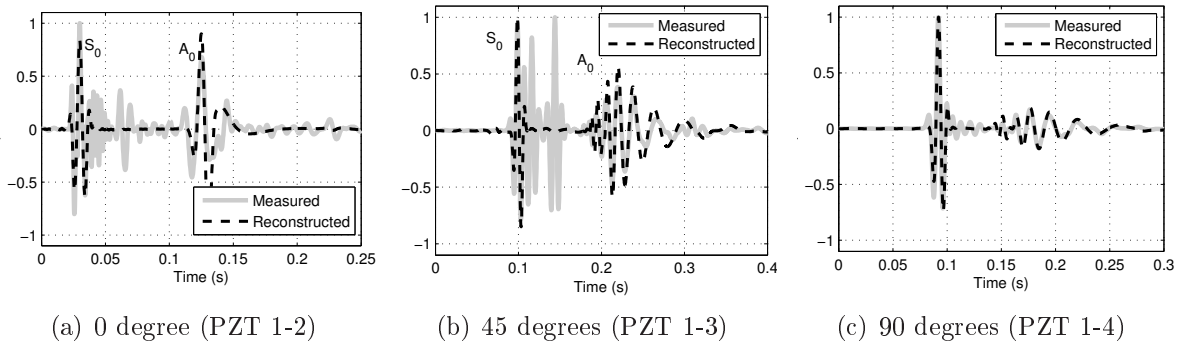


Figure 8.9 Reconstructed signal at various frequencies using the pin-force formulation for the direct paths

8.6.1 Imaging results

Fig. 8.10 shows the imaging results obtained in the case of the detection of 4 reflectors using A_0 and S_0 modes. As seen in Fig. 8.10, it is possible with both the DC and the CB imaging techniques to properly detect and localize the damage whatsoever the damage location.

Moreover, as shown in Fig. 8.10, the precision of the detection and localization of both CB and DC techniques are close. The CB technique tends to reduce the size of the detected spot. This is mainly due to the fact that the strategy better takes into consideration the complex propagation of guided waves in this type of structure.

In order to validate that, the numerical results are in line with the experimental results, the correlation maps shown are compared considering the S_0 mode with the CB technique. Considering that the mechanical properties and the damage location is almost similar numerically and experimentally for damage 1, it is expected that the results obtained show a similar behavior. However, a variation in the relative amplitude of the A_0 to the S_0 mode is observed experimentally, leading to a difference in the amplitude of the ellipses seen on the correlation maps, which is a limitation of the pin-force model. As shown in 8.11, it can be seen that the experimental damage maps obtained are prone to background

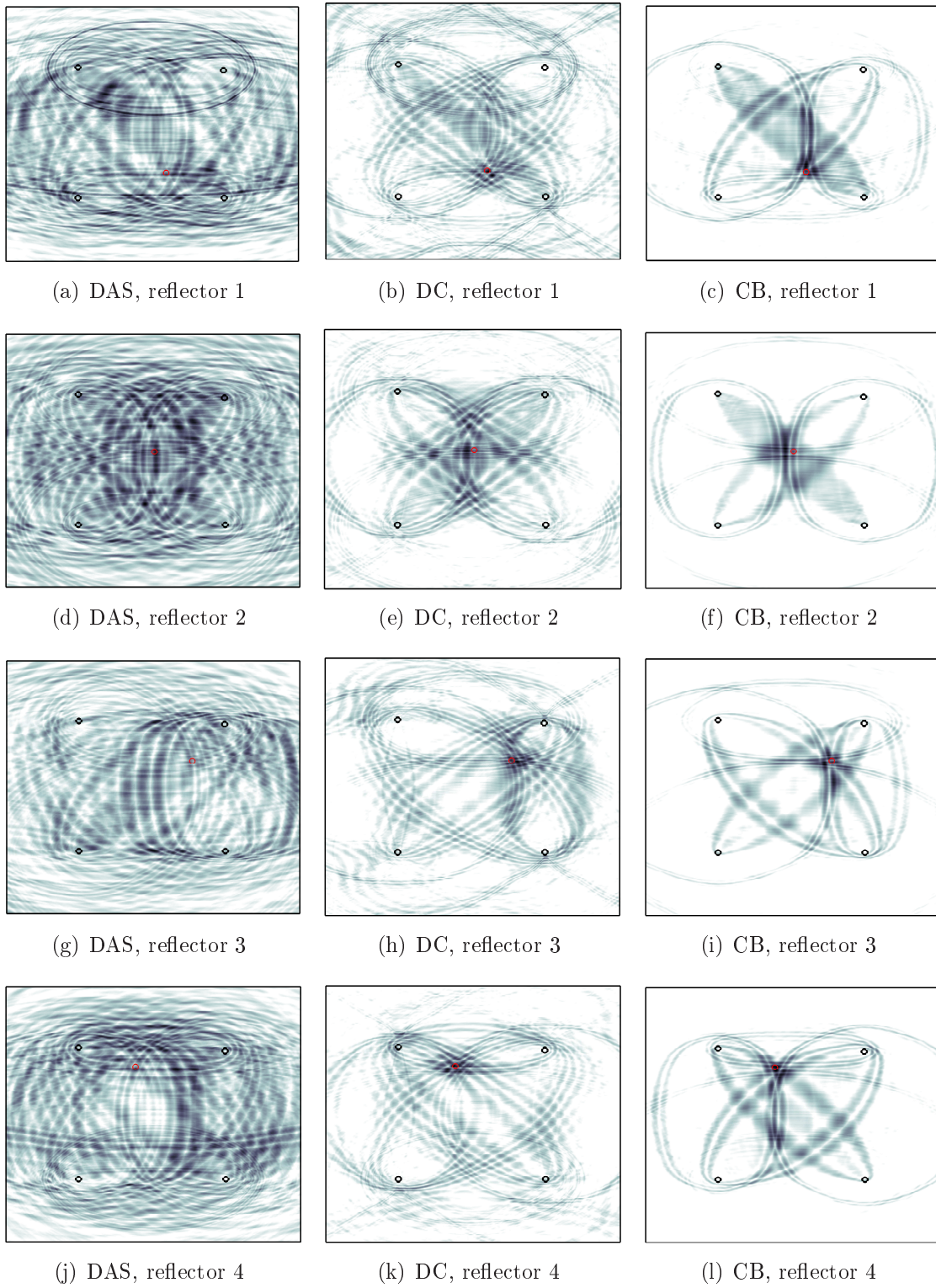
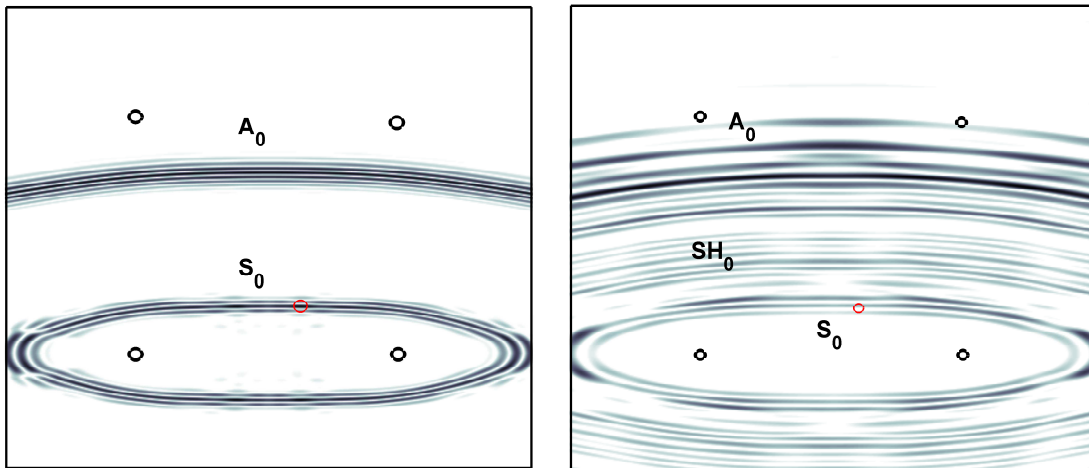


Figure 8.10 Reflector detection on a unidirectional composite using A_0 and S_0 modes, red : damage , black : transducers, linear scale

Tableau 8.2 Imaging on detection and localization performances obtained experimentally

Damage #	Location (%)	Model	A_0 and S_0		A_0 only	
			Error (mm)	Correlation (%)	Error (mm)	Correlation (%)
Damage 1	(220,140)	DAS	175.0	10.7	116.8	10.7
		DC	9.9	17.6	9.9	17.5
		CB	12.0	93.0	5.1	100
Damage 2	(203,215)	DAS	84.0	7.9	83.0	9.5
		DC	10.2	16.8	10.2	16.9
		CB	11.7	98.2	12.1	100
Damage 3	(254,242)	DAS	151.3	9.86	75.4	8.4
		DC	8.3	17.4	8.3	17.5
		CB	11.2	96.9	11.2	100
Damage 4	(178,275)	DAS	184.2	8.7	58.0	10.0
		DC	2.2	18.1	2.2	18.3
		CB	5.4	91.7	2.2	100

noise. Amongst the possible causes for these differences, it is possible that the S_0 mode does not only correlate on the propagated S_0 mode but also on propagated SH mode.



(a) Correlation map, path 1-2, CB, numerical (b) Correlation map, path 1-2, CB, experimental

Figure 8.11 Numerical and experimental correlation maps for path 1-2 for the S_0 using the CB technique

Also, the ellipses found on the damage maps are well localized with respect to the location of the reflector, as it was also demonstrated numerically. Due to the large wavelengths of the S_0 mode compared to the A_0 mode, the level of interaction of this mode with the reflector is less than with the A_0 , leading to smaller reflection amplitudes, thus justifying the reduced correlation level.

8.6.2 Discussion

From the numerical and experimental results obtained, and also based on the limitations of the formulations used, some recommendations can be made in order to ensure proper damage detection and localization in composite structures. To reduce the effect of material damping on imaging, it is recommended to remain at low frequency. This would also allow the pin-force model to better represent the generation of guided waves without requiring to use a semi-analytical model. Then, if the generation and measurement are properly considered, material damping could be integrated to the formulation. Tab. 8.3 shows a summary of the results obtained.

Tableau 8.3 Comparison of the performance of imaging techniques on a unidirectional composite

Name	Complexity	Library comp. time	False positive	Localization precision
DAS, $v(\theta)$	-	++	-	-
DC	+	+	+	+
CB	++	-	++	++

Even if the correlation level of the DC technique is lower than for the CB technique, this limitation is compensated by its simplicity to be implemented in practice. The CB technique for its part has the advantage of offering a higher correlation level and a more precise damage localization, for any propagating mode. However, this technique requires to compute a library of reflector response for each location of the grid analyzed, which requires high computational time. However, once the library is constructed, the time required is equivalent to the time required for the DC technique. This paper show good example of the worst case scenario for damage detection, since unidirectional composites represent the highest phase velocity variations that can be found for a laminate. For quasi-isotropic laminates, the phase velocity variations with respect to angle would be reduced, thus the performance of all imaging techniques could be increased.

8.7 Conclusion

This article presents and compares three damage imaging strategies for damage detection on composite structures : delay-and-sum (DAS), dispersion compensation (DC) and correlation-based (CB). The novelty of this paper resides in the assessment of the performance of the CB algorithm on composite structures, where the basis of the formulation has been modified to integrate the dispersive behavior of guided waves on transversely isotropic structures by using the GMM and the pin-force formulation to simulate the finite

dimensions of the emitter. Numerical and experimental validations are performed. Results demonstrate the potential of the CB and the DC techniques to properly detect and localize a reflector on a unidirectional composite, both numerically and experimentally. The interest of extracting the exact dispersion curves, using an *in-situ* technique is also demonstrated numerically. Based on these results, further work will aim at implementing damage imaging on realistic composite aerospace structures.

8.8 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC), the Consortium for Research and Innovation of Québec (CRIAQ), Bombardier Aerospace and L-3 MAS for their funding.

CHAPITRE 9

CARACTÉRISATION IN-SITU DE L'AMORTISSEMENT POUR L'AMÉLIORATION DES TECHNIQUES D'IMAGERIE EN INSPECTION EMBARQUÉE DES STRUCTURES

In-Situ Damping Characterization for Improved Imaging in Structural Health Monitoring

Pierre-Claude OSTIGUY
Nicolas QUAEGBEUR
Patrice MASSON
GAUS, département de génie mécanique
Université de Sherbrooke

Papier présenté et inclus dans les comptes-rendus de la conférence EWSHM
European Workshop on Structural Health Monitoring, Dresden, Allemagne
8 pages
3-6 juillet 2012

9.1 Résumé du papier

Bien que le potentiel de la technique d'imagerie Excitet a été démontré pour les composites, et que des stratégies ont été proposées pour améliorer sa performance, certains paramètres en propagation d'ondes dans les composites méritent attention. Les sections suivantes évaluent les paramètres pouvant affecter la propagation d'ondes guidées dans les structures.

Ce papier présente une technique permettant de déterminer l'amortissement des ondes guidées dans une structure. Pour se faire, des mesures expérimentales sont prises au laser dans les directions principales d'un composite, où le modèle de propagation utilisé permet d'intégrer l'amortissement des ondes. Un algorithme génétique est utilisé pour estimer l'amortissement pour la plage de fréquences étudiées. Les résultats préliminaires obtenus montrent qu'il est possible d'évaluer l'amortissement dans les composites, l'amortissement étant fonction de l'orientation dans le composite.

Néanmoins, bien que les résultats obtenus montrent qu'il est possible d'évaluer l'amortissement d'un matériau à l'aide de points de mesures au laser, dans un cas pratique, ou des piérocéramiques sont utilisées pour la mesure, l'évaluation de ce paramètre serait difficile, étant donné que l'amplitude des signaux mesurés dépend notamment de la qualité du collage et de la précision du modèle analytique utilisé pour reconstruire les signaux temporels.

Ces travaux ont permis de mieux comprendre le rôle que joue l'amortissement dans la propagation des ondes guidées dans les composites. Néanmoins, leur caractérisation pouvant difficilement se faire *in-situ* à l'aide de deux capteurs, ce paramètre n'a pas été considéré dans les modèles utilisés en imagerie.

9.2 Abstract

The damping of a material affects the distance over which guided waves can travel, determining the effective area of a structure which can be monitored by a given configuration of actuators and sensors in structural health monitoring (SHM). The attenuation of waves practically limits the efficiency of damage imaging approaches based on Time of Flight. More recent damage strategies exploiting propagation models such as Excitelet rely on the knowledge of material properties and damping has not been considered up to now. This paper presents the preliminary results of a method based on guided wave propagation for in-situ estimation of material damping. This parameter, together with other parameters such as Young's modulus, Poisson's ratio and density, could then be used in

the propagation models used for damage imaging. The method evaluates the attenuation of a material by correlating time domain measurements, with model-based predicted dispersed versions of an excitation signal, generated by a piezoceramic actuator. Predicted dispersed versions of the excitation signal are generated by a propagation models using complex wavenumbers, where the imaginary parts represent the damping coefficient. The approach is first validated numerically using a finite element model (FEM) of three isotropic structures having different damping coefficients. In these models, the generation of a windowed burst onto the structure is simulated using an actuating bonded PZT. The time signal of the generated burst at the emitter is dispersed using propagation models. The damping is estimated using a genetic algorithm, by finding the optimal complex wavenumbers in the propagation model leading to the highest correlation between the FEM measurement measured and the model-based predicted dispersed time signals. An experimental assessment of the approach is then carried out on a 2.33 mm thick composite plate. Measurement points are taken using Lased Doppler Vibrometer (LDV). The results obtained in this work show the potential of the approach to estimate accurately the damping of a material.

9.3 Introduction

The damping of a material affects the distance over which guided waves can travel. This parameter, combined with the attenuation, determines the effective area of a structure which can be monitored by a given configuration of actuators and sensors in structural health monitoring (SHM). Time-of-Flight (ToF) approaches have been used within imaging techniques to process signals measured from the elements of sparse and compact arrays [Yu et Giurgiutiu, 2008]. More recently, the Excitelet algorithm was proposed using dispersed versions of the excitation signal with a round robin procedure to image defects within the far field of the array [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. This approach requires the knowledge of the phase velocity, which depends on the wavenumber, based on the mechanical and geometrical properties of the structure. The accuracy and reliability of this approach can be impaired by erroneous knowledge of the mechanical properties [Ostiguy *et al.*, 2011]. Traditional approaches can be used to determine a structure's mechanical properties [Chimenti, 1997; on High Modulus Fibers et Composites, 1990], but in order to increase the robustness of the Excitelet approach, recent methods based on guided wave dispersion were presented to indentify in-situ the mechanical properties of a structure [Ostiguy *et al.*, 2012a]. Even if the damping of a structure is considered in the literature by calculating complex wavenumbers [Rose, 2004], at the moment, no imaging approaches considering the

damping in their models have been found. Among the existing approaches used for damping estimation, modal analysis and Oberst beam are very popular approaches [Giraudeau *et al.*, 2010]. However, these require samples of the structure to estimate accurately the damping of a structure and the sensors cannot be embedded onto the structure. In this paper, a technique based on guided wave propagation using bonded piezoceramics (PZT) as emitter and Laser Doppler Vibrometer (LDV) as receiver is used to assess the potential of guided waves for damping characterization. The long term objective of this work is to develop an in-situ methodology that could increase the robustness of imaging approaches. The approach proposed in this paper is based on the fact that guided waves are very sensitive to damping on long range propagation. Thus, this sensitivity is exploited to evaluate its potential to accurately characterize the damping of a material. The potential of this study is evaluated by both numerical and experimental assessment of the characterization algorithm. Section 2 presents the formulation of the approach, Section 3 presents the finite element model (FEM) assessment, and Section 4 presents the experimental assessment.

9.4 Characterization method

9.4.1 Wave Propagation Model for a Circular Emitter

From the equation of motion for an elastic media, the displacement of dispersed guided wave at a certain distance r from the emitter can be calculated. In this paper, the dynamics of the actuator are neglected. Considering Cartesian coordinates on a plate of thickness $2b$, the displacement component in the propagation direction for the first symmetrical mode S_0 , u_1^s is given by [Raghavan et Cesnik, 2005]

$$u_1^s(\omega) = \frac{1}{4\pi^2} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\cos \beta b e^{-i(\xi_1 x_1 + \xi_2 x_2 - \omega t)}}{\beta \sin \beta b D_s(\xi)} \times \left\{ -\bar{F}_1(\xi_1, \xi_2) [((\xi^2 - \beta^2) + \xi_1^2(\xi_2^2 + \beta^2)) \cos \alpha b \sin \beta b + 4\alpha \xi_2^2 \sin \alpha b] \right\} \quad (9.1)$$

where :

$$\alpha = \sqrt{-\xi_1^2 + \xi_2^2 + \frac{\omega^2}{c_p^2}} \quad (9.2)$$

and where the wavenumber $\xi = \sqrt{\xi_1^2 + \xi_2^2}$, c_s and c_p are the longitudinal and shear velocities, ξ_i is the wavenumber in the propagation direction, and :

$$D_s = (\xi^2 - \beta^2)^2 \cos \alpha b \sin \beta b + 4\xi^2 \alpha \beta \cos \beta b \quad (9.3)$$

Phase velocity can be calculated from guided wave theory [Rose, 2004]. Considering the emitter to be a circular transducer of finite radius a_0 , the functions \bar{F}_1 and \bar{F}_2 are defined as :

$$\bar{F}_1 = \frac{-i [a_0 J_1(\xi a_0)] \xi_1}{\xi} \quad (9.4)$$

$$\bar{F}_2 = \frac{-i [a_0 J_1(\xi a_0)] \xi_2}{\xi} \quad (9.5)$$

where , $J_1()$ is the Bessel function of the first kind of order 1. Integrating these equations and transforming into polar coordinates yields to the final displacement in the propagation direction :

$$u_1^s(\omega) = \frac{\pi i \tau_0}{4\mu} e^{i\omega t} \sum_{\xi} a_0 J_1(\xi a_0) \frac{N_s}{D'_s} H_1^{(2)}(\xi r) \quad (9.6)$$

where μ is a Lamé constant, τ_0 the strain generated at the boundaries of the piezo actuator, D'_s is the derivate of $D_s(\xi)$, and $H_1^{(2)}()$ is the Hankel function of the second type of order unity and :

$$N_s = 2\alpha\beta \sin \alpha b \cos \beta b + (\xi^2 - \beta^2) \sin \beta b \cos \alpha b. \quad (9.7)$$

The effective diameter of the PZT considered in the propagation model is calculated from the shear lag theory [Sohn et Lee, 2010]. The theoretical shape of the S_0 mode signal measured at point p after propagation from the emitter m is expressed by :

$$s_m p^s(t) = \int_{-\infty}^{\infty} E_m(\omega) u_1^s(\omega) e^{i\omega t} d\omega \quad (9.8)$$

where $E_m(\omega)$ is the Fourier transform of an excitation signal $e_m(t)$ at the actuator.

9.4.2 Damping characterization based on guided waves

A ratio between the maximum amplitude of the simulated signal $s_{mp}^s(t)$, and the maximum amplitude of the measured signal $u(t)$ is first estimated for various distances. The standard deviation between the ratios for various propagation distances is then used as the cost function minimized by a genetic algorithm used for optimization. During the calculation of phase velocity, imaginary part of stiffness parameter is used to integrate damping in the propagation model, as described by :

$$E' = E(1 + i\eta) \quad (9.9)$$

where E represents an elastic modulus of the stiffness matrix and η the associated damping coefficient. The strategy used for the characterization method is presented in Fig. 9.1.

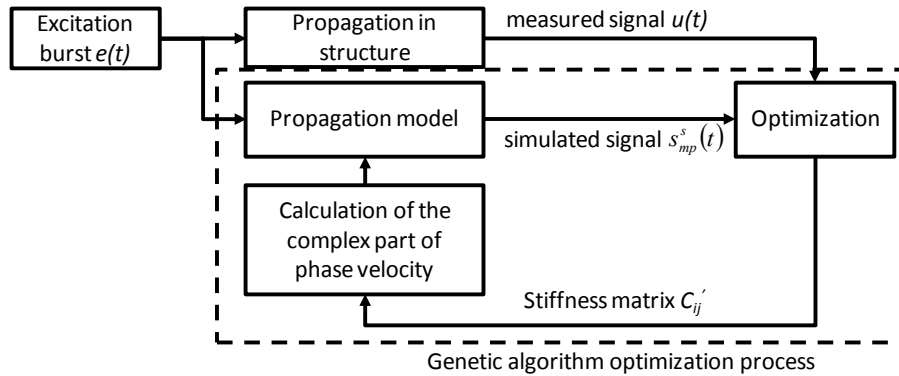


Figure 9.1 Characterization method

The strategy is based on reducing the standard deviation between the amplitude ratios of signals measured at various frequencies from the emitter with a theoretical dispersed signal. The minimization algorithm uses the genetic algorithm method because of its simplicity, accuracy and speed of calculation. The termination conditions are the maximum number of iterations, set to 200, and a tolerance of 1×10^{-4} of variation between the results for two successive iterations. In general, one analysis requires 100 iterations.

9.5 Numerical assessment

9.5.1 FEM setup

The proposed characterization method is first assessed with FEM by following the characterization methodology to recover the damping coefficient used in the FEM. A 3D FEM

has been built using COMSOL 4.2 and a transfer function for the in plane displacement in the frequency domain was calculated between a PZT emitter for a frequency range between 1 kHz and 100 kHz with steps of 1 kHz. Three simulations of an isotropic structure have been performed, each having a different imaginary part of the Young Modulus of 1 %, 5 % and 10 %. Perfectly matched layers (PML) have been used to reduce the size of the model and to avoid boundary reflections. Particular attention is paid to ensure at least 30 elements per wavelength. Numerical simulations were performed on a dual six core Intel XEON 5650 2.67 GHz with 96GB of memory. Computational time for one analysis is roughly 18 hours. The model is presented in Fig. 9.2. Table 9.1 presents the mechanical and geometrical properties of the FEM.

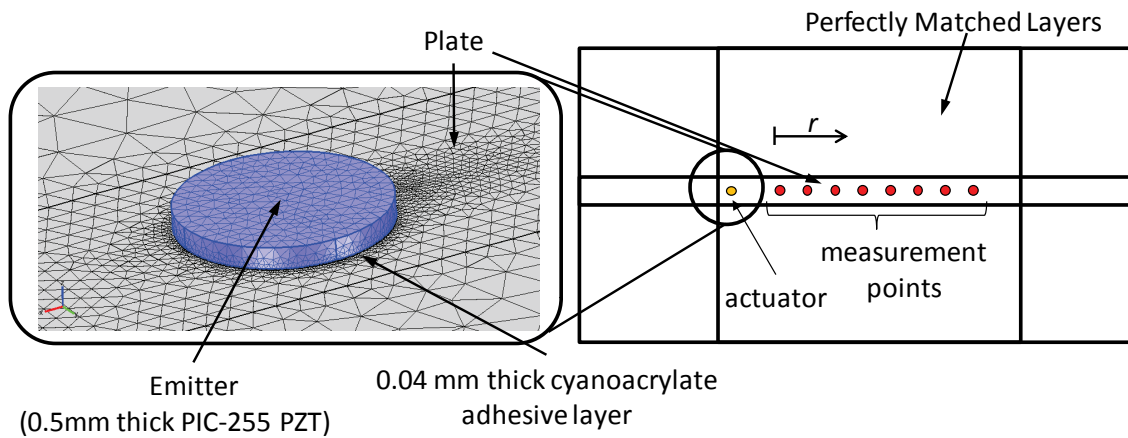


Figure 9.2 FEM of a 1mm thick isotropic plate with bonded PZTs

Tableau 9.1 Mechanical properties used in the FEM

Component	Property	Value
Plate	Dimensions (l, w, t)	170 x 7.5 x 1 mm
	Elastic modulus E	70 GPa
	Damping coefficient E'	1 %, 5 %, 10 %
	Density	2700 kg/m ³
	Poisson's ratio μ	0.33
Adhesive	Thickness	0.04 mm
	Adhesive type	Cyanoacrylate
	Elastic modulus E	1.2 GPa
	Poisson's ratio ν	0.21
PZT	PZT type	PIC-255
	Thickness	0.5 mm
	Elastic modulus	60 GPa
	Diameter	5 mm
FEM properties	Number of elements	682 800
	Time to solve (approx)	18h
	Max element size	0.45 mm
	Number of DoF	3 409 000
	Frequency range	1 :100 kHz

9.5.2 Results

Time domain signals made of 5.5 cycles bursts are generated and were simulated at each measurement point for various frequencies from the frequency domain transfer function obtained with the FEM. These time signals are then compared with the propagation model to evaluate the damping properties. The damping properties are evaluated with a time signal using only S_0 mode since the propagation model is available in the literature [Raghavan et Cesnik, 2005]. The boundaries of the explored domain of damping coefficients are between 20 % and 0 %. Fig. 9.3 presents the comparison between the FEM using 10 % damping, the signals simulated using the propagation model with the damping obtained from the characterization method, and theoretical dispersed signals at 80 kHz with a damping coefficient of 0 %.

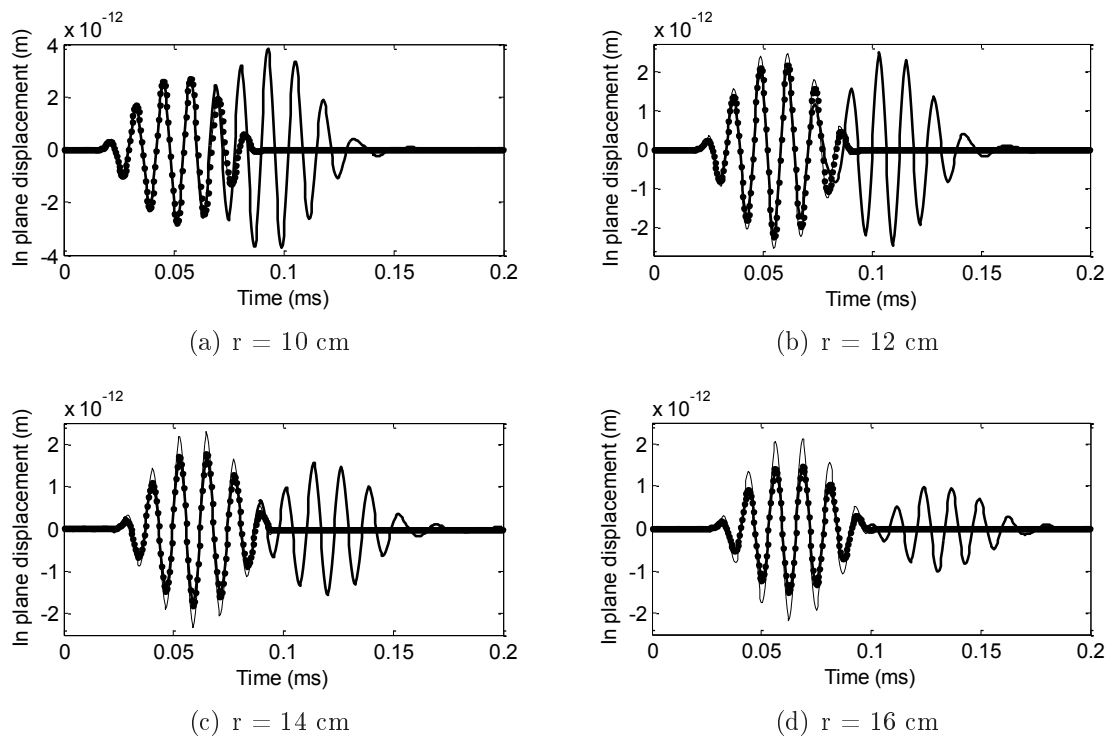


Figure 9.3 Signal amplitudes (solid = FEM, dotted line = propagation model with characterized damping, thin solid = 0 % damping)

The amplitude of the simulated (dotted and thin solid) and measured (thick solid) signals are normalised with respect to the measurement at 10 cm in order to better assess the variation in amplitude. An excellent agreement for the S_0 packets is demonstrated by visually comparing the amplitudes of the generated bursts. The peak amplitude is in excellent agreement for all the distances presented. The optimal damping coefficient

estimated after convergence for each frequency and model is presented in Table 9.2 for different frequencies used for the excitation signal.

Tableau 9.2 Estimated damping coefficients (numerical)

FEM	Freq.	50	60	70	80	90	Average
% E'		kHz	kHz	kHz	kHz	kHz	
1 %	E'	1.24	0.95	0.74	1.25	0.98	1.03
	% Var.	24%	5%	26%	25%	2%	3.0%
5 %	E'	4.85	4.93	5.25	4.83	5.12	4.99
	% Var.	3.0%	1.4%	5.0 %	3.4 %	2.4%	0.2%
10 %	E'	9.78%	9.76%	10.40%	9.56 %	10.66%	10.03
	% Var.	2.2%	2.4%	4.0%	0.4%	6.6%	0.3%

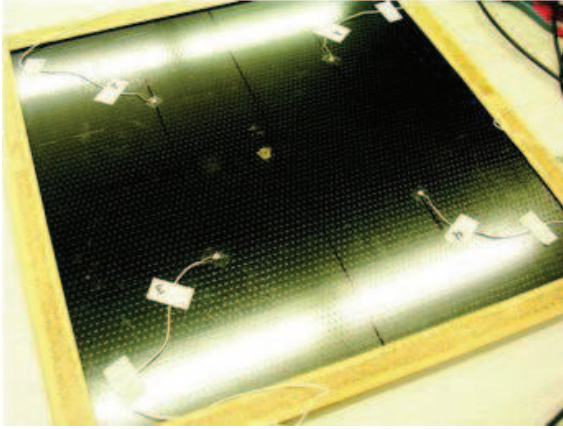
9.5.3 Discussion

For the three damping coefficients modeled (imaginary part of the percentage of the elastic modulus), accurate characterization can be achieved. In order to obtain accurate results, proper mode discrimination is required, such that a minimal distance of 10 must be considered. Variations are noticed for low damping structures (1 %), which might be impaired by numerical uncertainty. These variations might also be caused by the fact that the propagation model does not consider the dynamics of the emitter.

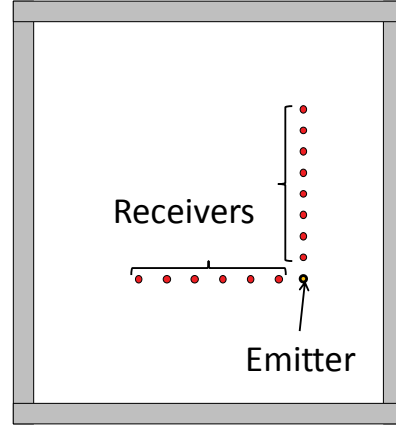
9.6 Experimental assessment

9.6.1 Experimental setup

The characterization approach is implemented for a 2.33 mm thick $[0]_{16}$ CF-EP plate with the properties presented in Table 3. The structure is instrumented with a 5 mm PIC-255 PZT actuator bonded using cyanoacrylate adhesive. A signal generator (HP 33120A) with a sampling frequency of 15 MHz is used to generate the burst and an acquisition board (NI PCI 5105) is used to record signals with a sampling frequency of 60 MHz. A ProduitSon UA-8400 high voltage and large bandwidth amplified the excitation signals to 200 Vpk. Bursts of 5.5 cycles at frequencies between 50 and 200 kHz are used as input signal and measured at distances from 1 cm to 10 cm of the emitter. Fig. 9.4 presents the experimental setup. The in-plane displacement model is used to model the out of plane displacement as a first approximation to demonstrate the repeatability of the approach to evaluate the same damping over multiple frequencies.



(a) Experimental structure



(b) Schematic

Figure 9.4 Experimental setup

Tableau 9.3 Mechanical properties of the structure

Component	Property	Value
Plate	Dimensions (l, w, t)	51x51x0.23 cm
	Longitudinal modulus E_L	115.75 ± 14 GPa
	Transverse modulus E_T	8.55 ± 0.39 GPa
	Shear modulus G_{12}	3.87 ± 0.2 GPa
	Poisson's ratio ν_{12}	0.28 ± 0.05
	Density ρ	1488 kg/m ³

9.6.2 Results

Fig. 9.5 presents the comparison between the experimental signals at 50 kHz simulated using the propagation model with the damping obtained from the characterization method, and theoretical dispersed signals with a damping of 0 %. The optimal damping coefficient estimated after convergence for each frequency is presented in Table 4 for different frequencies used in the excitation signal.

Tableau 9.4 Estimated damping coefficients of the experimental structure

Freq.	50	75	100	125	150	Average
	kHz	kHz	kHz	kHz	kHz	
E'_L (%)	3.48	2.15	1.85	2.03	1.69	2.40 ± 0.71
E'_T (%)	6.75	6.92	5.57	3.52	6.41	5.83 ± 1.39

9.6.3 Discussion

The experimental results demonstrate that accurate amplitude is predicted with the characterized damping, as shown in Fig. 9.5. The numerical results show that the damping coefficient is higher in transverse to the fiber direction. In order to better assess the damping of the structure, the theoretical equations of the out of plane displacement should

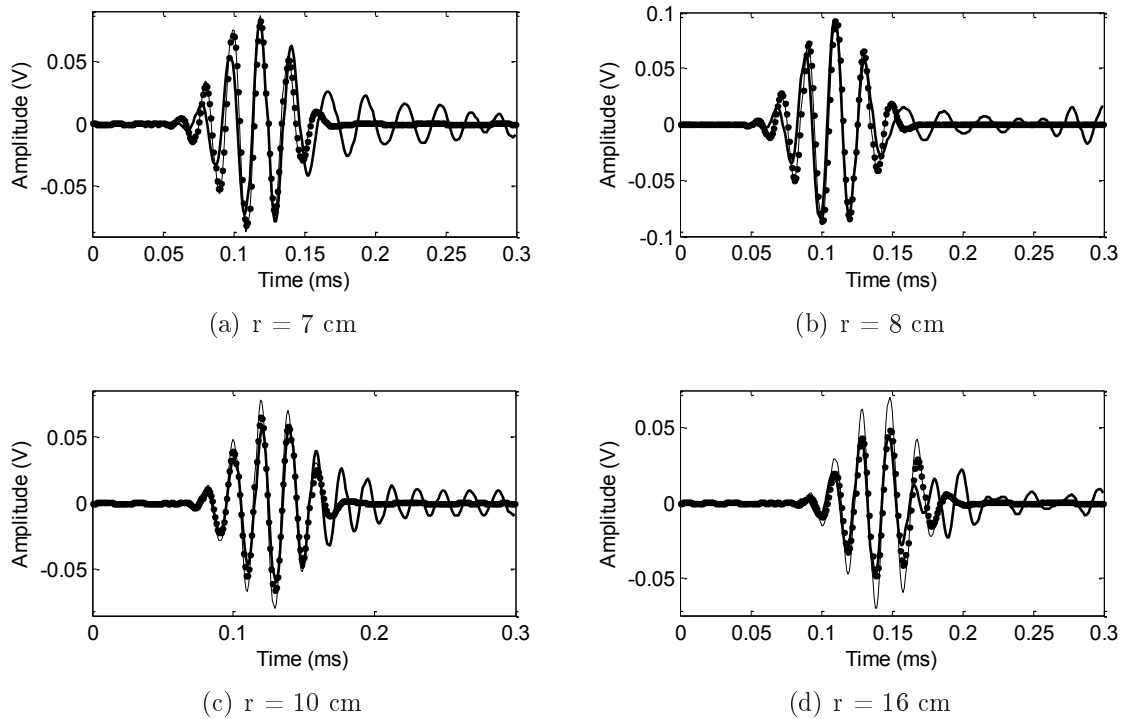


Figure 9.5 Signal amplitudes in the fiber direction (solid = experimental, dot = propagation model with characterized damping, thin solid=0 % damping)

be used for further work. Also, the amplitude variation obtained is in a good agreement with the experimental measurement. The accuracy of the propagation model could also be improved by considering the dynamics of the actuator.

9.7 Conclusion

This paper presents a method to evaluate the damping properties of both an isotropic and a composite plate-like structure using guided wave propagation. For known geometrical and mechanical properties, the damping coefficients are evaluated using a characterization method. The FEM assessment demonstrates the potential of the approach to evaluate accurately the damping properties of the structure within 5 % of the exact damping. The experimental analysis demonstrates the potential of the approach to estimate accurately the amplitude drop of the signals. Ongoing work aims at developing and implementing the out of plane displacement equations, integrate the dynamics of the adhesive and PZT, and integrating the method to imaging approaches in order to increase the autonomy of imaging methods.

9.8 Acknowledgements

This work has been supported by the National Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC).

CHAPITRE 10

EFFET SUR L'IMAGERIE DES CONDITIONS ENVIRONNEMENTALES

In-situ characterization technique to increase robustness of imaging approaches in structural health monitoring using guided waves

Pierre-Claude OSTIGUY¹

Alain LE DUFF

Nicolas QUAEGBEUR¹

Louis-Philippe BRAULT¹

Patrice MASSON¹

¹ GAUS, département de génie mécanique, Université de Sherbrooke

² LUNAM Université, LAUM, CNRS UMR 6613, Université du Maine, Av. O. Messiaen, 72085 Le Mans Cedex 9, France

Structural Health Monitoring Journal, 8 mai 2014, doi : 1475921714532988, 12 pages

10.1 Résumé du papier

Dans les études précédentes, l'intérêt d'utiliser une formulation analytique reconstruisant plus précisément la génération et la propagation d'ondes guidées dans les structures a

d'abord été démontré. Par la suite, la performance de la technique d'imagerie Excitelet a été démontrée pour les composites.

Néanmoins, un élément clé sur quoi repose la technique d'imagerie est l'utilisation de signaux contenant uniquement les informations associées à la signature du défaut. En laboratoire, une mesure de la structure considérée comme 'saine' est soustraite à une mesure prise après un dommage pour obtenir cette signature.

Dans un cas d'utilisation plus réaliste, la variation des conditions environnementales peut entraîner des variations dans les propriétés mécaniques d'une structure, affectant directement la propagation des ondes guidées. Ceci a pour impact direct de réduire la qualité de la signature du défaut extraite.

Cet article adapte une solution pour pallier ce problème, soit de coupler la méthode d'*Optimal Baseline Subtraction* (OBS) aux signaux en entrée d'Excitelet, mais également pour une première fois d'ajuster les propriétés mécaniques selon la température à laquelle l'imagerie est effectuée. Pour se faire, une approche embarquée de caractérisation est utilisée *a priori* pour déterminer les propriétés de la structure.

Cet article contribue à l'avancement du projet de doctorat pour ce qui est de la caractérisation de la propagation des ondes guidées, mais également pointe vers des pistes de solution qui permettent l'amélioration de la robustesse de la technique d'imagerie Excitelet dans des situations d'utilisation plus réelles. Néanmoins, l'étude est limitée à un cas sur une structure métallique pour des fins de simplicité. L'étude de ce paramètre sur des structures composites aurait été plus complexe puisque plusieurs modules d'élasticité et plusieurs coefficients d'amortissement définissent la structure. Ces différences auraient demandé d'étendre la technique de caractérisation à plus de paramètres simultanément.

10.2 Abstract

The performance of guided wave imaging strategies used in Structural Health Monitoring (SHM) rely on the accurate knowledge of mechanical properties for proper damage detection and localization. In order to increase the performance and robustness of such algorithms, it is desirable to implement autonomous approaches that can characterize the mechanical properties of the structure whatsoever the Environmental Operating Conditions (EOC). This paper presents an innovative in-situ and integrated characterization procedure based on guided waves that evaluates the thermo-mechanical properties of a structure when subjected to thermal variations prior to imaging using the same set of

piezoceramic transducers used for imaging. These properties are then exploited in the damage imaging using a correlation based algorithm (Excitelet) combined with the Optimal Baseline Subtraction (OBS). The characterization strategy uses a genetic algorithm to identify the optimal set of mechanical properties leading to the best correlation between an analytical formulation of dispersed guided waves propagation and experimental measurements. The strategy is assessed experimentally on an aluminium plate with three sparse bonded piezoceramic transducers used for both characterization and imaging at various temperatures, representative of operational conditions of an aircraft. An artificial damage is subsequently introduced in the plate and the effect of the accuracy of the mechanical properties estimation on imaging is assessed through the detection capability, positioning, accuracy and correlation amplitude. The approach is then compared to three imaging methods, namely baseline-free imaging, imaging without considering thermo-mechanical effects, and imaging using stretching methods traditionally used to compensate for temperature effects.

10.3 Introduction

In Structural Health Monitoring (SHM), damage detection based on imaging aims to detect, localize and estimate damage severity on a structure. These algorithms are based on the interaction and reflection of guided waves (GW) with defects within a structure. Imaging methods are split into two categories, namely pitch and catch [Acellent, 2013] and pulse-echo (EUSR [Giurgiutiu, 2008], Excitelet [Quaegebeur *et al.*, 2011a], or triangulation [Su *et al.*, 2006]). However, few studies have been conducted on the assessment of the robustness and accuracy of these algorithms when the test specimen is subjected to uncontrolled environmental conditions (temperature, load or variations in boundary conditions) [Putkis et Croxford, 2012], which have a direct impact on guided wave propagation, affecting :

- the mechanical properties of the structure and the transducers,
- the thermal expansion/contraction of the system,
- the capacitance of the transducer,
- the damping of the structure, and
- the electro-mechanical properties of the transducers.

Most GW damage detection algorithms are based on the estimation of Time of Flight (ToF), which requires knowledge of group velocity. These approaches have been used within imaging techniques to process signals measured from the transducers in sparse and compact arrays [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. Most of these algorithms use an approach similar to phased-array with a round-robin procedure to image defects within the far field of the array. Whether these consider non-dispersive waves, such as EUSR, or dispersive waves, such as Excitelet, they rely on the accurate knowledge of the dispersion curves in a given frequency range [Ostiguy *et al.*, 2012c,d]. The accuracy and robustness of these approaches can therefore be compromised by erroneous knowledge of material properties. Moreover, in real environmental conditions, the current limiting factor is the difficulty in differentiating changes on the time trace due to damage and those caused by changing Environmental and Operational Conditions (EOC) [Croxford *et al.*, 2010]. It has been shown that an accurate knowledge of the mechanical properties is crucial for the performance of imaging algorithms such as Excitelet [Ostiguy *et al.*, 2011]. Traditional methods for mechanical characterization use standardized testing which are well proven methods defined by the American Standard for Testing and Materials (ASTM) Society [AST, 2004b; ASTM, 1997, 2004]. Most of the ASTM tests are destructive and require numerous test samples for accurate results [Augereau *et al.*, 2007]. Alternative methods for characterization are available [Li, 2001] : C-scan, through transmission [ASTM, 1993] and modal analysis [Pintelon *et al.*, 2003]. However, these approaches are inappropriate for in-situ mechanical characterization, since they require the removal of the test piece from the structure, and are hard to implement when testing the thermo-mechanical properties of structures.

It has also been demonstrated that factors such as temperature and loading variations can have an effect on the baseline signal as strong as the effect of damage [Cawley *et al.*, 2012]. Multiple studies demonstrated that the compensation for the temperature effect is critical in order to maintain good sensitivity to damage [Cawley *et al.*, 2012; Putkis et Croxford, 2012]. In order to compensate for the variations caused by temperature in imaging, two methods are mostly used in the literature : the Optimal Baseline Subtraction (OBS) [Konstantinidis *et al.*, 2010; Putkis et Croxford, 2012], where a baseline measurement is subtracted from a measurement with a damage, and the Best Signal Stretch (BSS), where a reference signal is stretched to fit the damaged measurement [Konstantinidis *et al.*, 2010; Putkis et Croxford, 2012]. Although efficient, the BSS method has some disadvantages, as the central frequency of the reference signal is slightly stretched, due to re-sampling [Konstantinidis *et al.*, 2006]. Also, the BSS method has the disadvantage of leaving small variations, after the subtraction of the reference signal with the stretched one, that can

lead to false positives. It has been shown that a combination of OBS and BSS provides an effective temperature compensation strategy and also allows to reduce the number of required baseline time traces, with a step as small as 1 or 2 °C [Croxford *et al.*, 2010]. Previous studies reported in the literature focus on methods to extract damage information from the signal, such as OBS and BBS, but none focuses on the identification of material properties and on the accuracy of damage positioning.

In this paper, a technique based on the correlation with theoretical dispersed guided waves is used for both material characterization and imaging of the structure under varying temperature. The proposed approach is based on the fact that guided waves are very sensitive to the mechanical properties of a material, and thus easily affected by temperature changes. The technique, based on guided wave propagation using piezoceramic transducer as emitters and receivers, is first used for material characterization and then to detect and localize a defect in an aluminum plate at various temperatures from -40°C to +40°C.

10.4 Imaging and characterization based on correlation

10.4.1 Correlation based imaging using guided waves

Among the existing imaging techniques, the Excitelet algorithm aims at reconstructing a damage map of a structure by discretizing its surface into a 2D grid of equally spaced points. For each point, a theoretical dispersed signal (traveling from the emitter to one of the receiver) is reconstructed assuming that there is a reflection at the evaluated point. This theoretical dispersed signal is then correlated to the measurement to determine if there is a damage at this point (associated to a strong correlation) [Quaegebeur *et al.*, 2011a]. In this work, guided waves are generated and measured using circular piezoceramic (PZT) transducers. The burst $e(t)$ generated at a PZT emitter E propagates into the structure, and the algorithm evaluates the possible reflection at a given pixel (X_i, Y_i) coming back to the PZT receiver R , as shown in Fig. 10.1(a). For each point, the propagation distance between the emitter E , the receiver R and the target is $d_s = d_e + d_r$. In the case of multiple transducers on the structure, the elements are actuated following standard round-robin procedure and the measurement is conducted using the other elements.

For each configuration of transducer and each pixel (X_i, Y_i) on the grid, the correlation coefficient $c(X_i, Y_i)$ between the theoretical signal $S_{(X_i, Y_i)}(t)$ and measured voltage signal $u(t)$

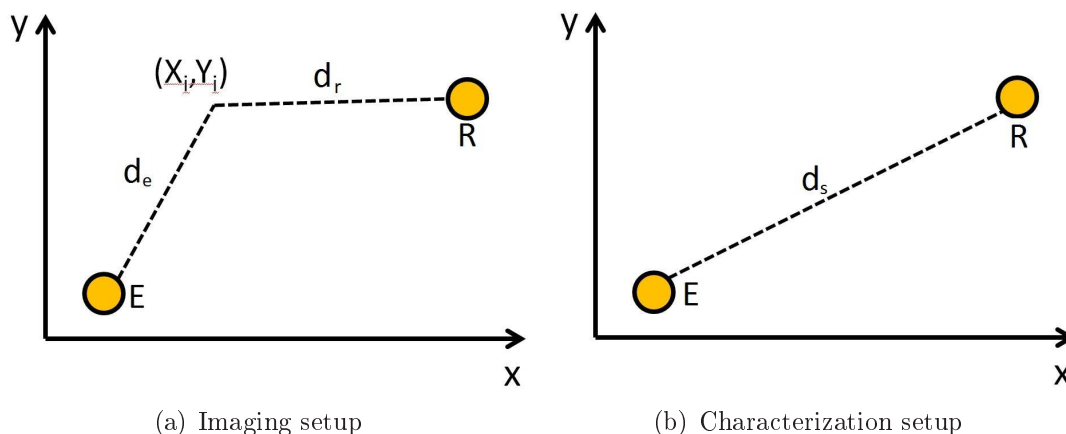


Figure 10.1 Propagation configuration for imaging and characterization, emitter(E), receiver (R) and pixel location (X_i, Y_i)

is calculated over a time window T where the inspection is performed with the correlation function given by :

$$c(X_i, Y_i) = \frac{\int_0^T u(t) S_{X_i, Y_i}(t) dt}{\sqrt{\int_0^T [u(t)]^2 dt \int_0^T [S_{X_i, Y_i}(t)]^2 dt}} \quad (10.1)$$

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 because of dispersion. The propagation model used is based on the pin-force model [Raghavan et Cesnik, 2005], and uses a burst excitation signal $e(t)$ generated using an emitting PZT and measured at a receiving PZT. The main assumptions of the model used are that the piezoceramic dynamics is neglected, and the strain is integrated over the surface of the piezoceramic. Assuming isotropic propagation of a given mode, the voltage measured at the receiving PZT is described by the function $S_{(X_i, Y_i)}(t)$:

$$S_{(X_i, Y_i)}(t) = e(t) * P(t) \quad (10.2)$$

where the propagation function $P(t)$ is given by [Sohn et Lee, 2010] :

$$P(t) = \mathcal{F}^{-1} \left[\sum_{\xi} \left(A^{\xi}(\omega) J_1(\xi a) \int_{r_s-c}^{r_s+c} \xi r H_0^{(2)}(\xi r) \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{4r^2 d_s^2}{(r^2 + d_s^2 - c^2)^2} - 1} \right) dr \right) \right] \quad (10.3)$$

where ω is the angular frequency, $\xi(\omega)$ is the wavenumber of the propagating mode (A or S), a the radius of the actuator, c the radius of the receiver, r the center-to-center distance between the transducers, J_1 is the Bessel function of first order, $H_0^{(2)}$ is the Hankel function of order 0 of the second type and $A^\xi(\omega)$ is the geometrical amplitude adjustment factors of the propagating mode [Sohn et Lee, 2010]. While this approach takes into account the diameter of the PZT in the calculation of the propagation function, further optimization of the model is achieved by incorporating the shear lag parameter to the model. The shear lag parameter [Crawley et Luis, 1987] corrects for the effective piezoceramic diameter, used in the propagation model. The optimized model including the shear lag has some limitations however, such as the experimental knowledge of the mechanical and geometrical properties of the adhesives for which experimental evaluation is difficult. Due to the assumptions of the analytical formulation, low frequencies are selected for mechanical characterization, allowing a higher precision on characterization. For imaging, higher frequencies are selected in order to use frequencies where the wavelength is more likely to interact with the defect.

10.4.2 Characterization based on guided waves

From existing literature, it is known that an increase in temperature decreases the elastic modulus and the density, while expanding the structure, and has only a slight effect on the Poisson's ratio. These variations tend to modify the dispersion curves, thus affecting the propagation of guided waves [Raghavan et Cesnik, 2008], as illustrated in Fig. 10.2. As shown in Fig. 10.2, the location of the wave packets of the A_0 and S_0 modes are shifted in time, and it can also be seen that the shape of the A_0 wave packet is slightly modified. Work reported in the literature showed that variation of temperature in the medium [Brenguier *et al.*, 2008; Poupinet *et al.*, 1984] induces a time dilation of the waveform of the signals, and a change in velocity of ultrasonic wave propagation. More specifically, studies on reverberant ultrasonic field in an aluminium cavity for various temperatures have shown that signals suffer an almost pure time dilation when the temperature changes [Lobkis et Weaver, 2003; Weaver et Lobkis, 2000]. Moreover, signals undergo some distortion due to the different rates of change of longitudinal and shear velocities. There is therefore a need to identify mechanical properties to ensure robustness of guided waves. Standard methods to evaluate the variation in the mechanical properties are based on ASTM tests, require numerous test samples, and are destructive. Another option is to perform *in-situ* characterization using the same PZT used for SHM on the structure.

In order to evaluate the mechanical properties at different temperatures, the material characterization strategy uses two piezoceramics, one as an emitter and the other as a

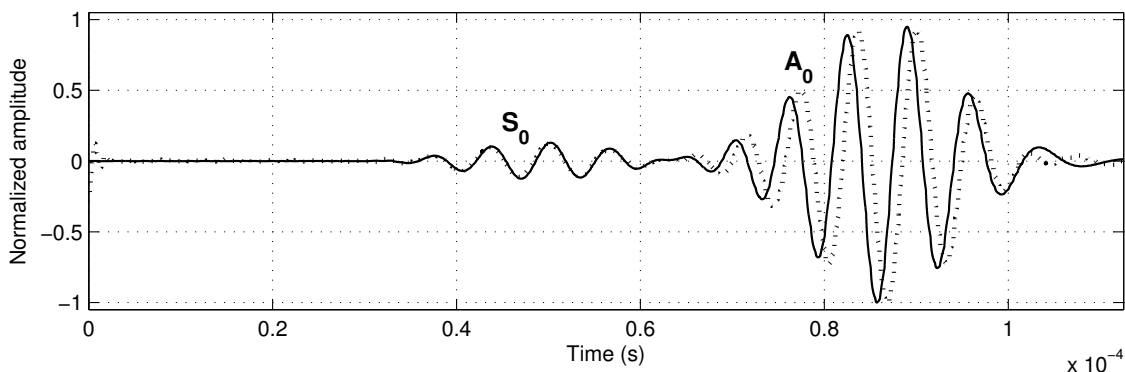


Figure 10.2 Effect of temperature on GW, dotted=80°C, solid=20°C

receiver with a known fixed distance d_s between them, as illustrated in Fig. 10.1 b). The characterization process is presented in Fig. 10.3.

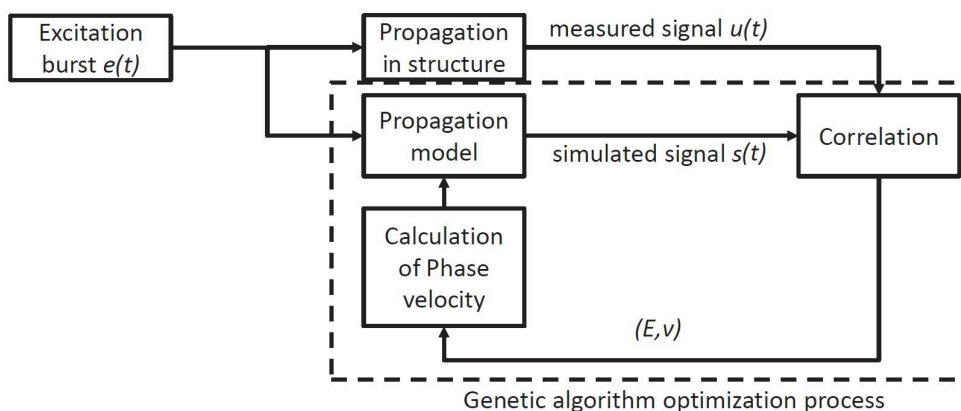


Figure 10.3 Characterization process

A windowed burst $e(t)$ is injected at the emitter and $u(t)$ is measured at the receiver. With knowledge of the geometric properties of the structure, an approximate thermal expansion coefficient of the structure, and the transducer size and location, the response is simulated at the receiver with the propagation model given by Eq. 10.2 [Sohn et Lee, 2010]. As shown in Eq. 10.3, to reconstruct analytically the dispersed signal, the wave-number of each of the frequencies and modes contained in the excitation signal must be known, which requires the calculation of the phase velocity ($\xi = \omega/c_p$). For guided wave propagation in isotropic media, the calculation of the phase velocity relies on solving the Lamb wave equations, where the three mechanical properties (Elastic modulus E , density ρ , Poisson's ratio ν) are related to only two equations, and has to be fixed to solve the equations. These properties are related to the dispersion curves by the calculation of the longitudinal c_L and shear c_T velocities, allowing the calculation of the dispersion curves using the GW dispersion equation [Giurgiutiu, 2008]. Iterations are performed using a

genetic algorithm to converge towards the parameters giving the best correlation between the simulated signal and the measured signal (fitness value), until the cumulative change in the fitness value between two successive iterations is below a certain threshold. The correlation between the theoretical signal and the measured signal is calculated using Eq. 10.1. Since local minima can exist in the studied space, multimodal correlation is used and the convergence analysis is performed using a Genetic Algorithm (GA). The genetic algorithm is more likely to evaluate the global minimum of the function and is independent of the initial parameter [Dantzig et Thapa, 2003]. The characterization algorithm was coded in MATLAB 2012 using the Genetic Algorithm toolbox. The algorithm iterates for a maximum of 100 iterations or until the cumulative change in the fitness function value is less than 10^{-4} .

10.5 Temperature compensation techniques

The approach proposed in this paper is compared to two approaches available in the literature, the Optimal Baseline Subtraction (OBS) and the Baseline Signal Stretch (BSS), presented in the following section.

10.5.1 Optimal Baseline Subtraction (OBS)

Optimal Baseline Subtraction aims at minimizing the impact of changes caused by temperature variations by using a pool of baseline signals which are collected in a variety of operating environmental conditions and temperatures. The baseline signal is thus selected based on the optimal baseline that minimises the Root Mean Square (RMS) value of the residual signal (difference between the baseline measurement and measurement containing damage information), thus improving the chances of having only damage-related information on the signal difference [Cawley *et al.*, 2012]. However, there are some disadvantages to such a procedure : the method assumes that the structure is undamaged during the acquisition of baseline set and also the temperature of the baseline has to be known exactly [Putkis et Croxford, 2012].

10.5.2 Baseline Signal Stretch (BSS)

It has been shown that the received signal is stretched or compressed when temperature changes [Ribay *et al.*, 2007; Tourin *et al.*, 2001]. This phenomenon is due to the change in the travel time and this can be attributed to the the thermal expansion of the structure and the temperature dependance of the elastic modulus of the medium which both affect

the propagation velocity of acoustic waves [Lu et Michaels, 2005]. The BSS involves a single baseline being compressed to best match the recorded signal, using a scale factor estimation. Methods based on a multi-step stretch procedure or an evolutionary process have also been proposed in the literature [Cawley *et al.*, 2012]. Although efficient, pure stretching of the time axis alters the frequency content of the time trace, because the time trace has to be resampled [Croxford *et al.*, 2010]. The technique is also limited by the fact that the temperature change has to be homogeneous, and it assumes that only one guided wave mode is present [Croxford *et al.*, 2010]. This technique is also limited in suppressing the temperature effect to a desired level even at relatively small temperature changes ($< 10^{\circ}\text{C}$). Several signal processing methods can be used for scale factor estimation such as the short-time cross-correlation (STXC), the stretching (STRE), the minimum variance based estimator (MVBE) and the scale transform based estimator method (STBE) [Cohen, 1992a,b, 1993]. The latter is chosen in this work because it can estimate the scale factor with a good accuracy, a low computational complexity, and it does not involve any setting. Also, in order to increase robustness, a combination of OBS and BSS are usually used to compensate for temperature variations [Putkis et Croxford, 2012].

10.6 Experimental assessment

10.6.1 Experimental setup

The characterization and imaging approaches are implemented on a 2.11 mm thick 6061-T6 aluminum plate with properties at room temperature (23°C) presented in Tab. 10.1. In order to ensure isotropy of the structure, the plate was recrystallized before being instrumented. A loose bolt is used in order to simulate a damage on the plate, such that a change in the tightening induces a change in the reflection of GW and can be imaged. The structure is instrumented with three circular PZTs of 5 mm diameter and 0.25 mm thickness bonded using cyanoacrylate adhesive, located as shown in Fig. 10.4 and used for both imaging and characterization of the plate in the temperature range of interest. A distance d_s of 20 cm between the actuator and sensors is selected in order to measure well separated wave packets for characterization in the frequency range of interest. The plate is surrounded by damping tape, in order to reduce unwanted reflections from the boundaries of the plate. It should be considered that on more realistic structures, the reflections coming from the structural features would decrease the maximum correlation amplitude but this should not affect the detection capabilities of the approach. A National Instruments NI-578 FPGA platform is used both for generation and sensing, at a sampling

frequency of 10 MHz. A ProditSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplify the excitation signals sent by the board to 50 V peak. Bursts of 5.5 cycles at frequencies between 25 kHz and 200 kHz for characterization and at 150 kHz and 400 kHz for imaging are used. All the measurements are taken in an environmental chamber, with an uncertainty of 0.1°C on the temperature.

Tableau 10.1 Mechanical properties used in the model

Component	Property	Value
Plate	Poisson's ratio	0.332
	Elastic modulus	70 GPa
	Density	2700 kg/m ³
	Thickness	1.62 mm
	Thermal expansion coefficient	23.6e-6 m/m°C
Transducers	PZT type	PZT-5A
	Elastic Modulus (approx.)	60 GPa
	Thickness	0.25 mm
	Diameter	5 mm
Adhesive	Adhesive type	Cyanoacrylate
	Elastic modulus	1.2 GPa
	Poisson's ratio	0.21
	Thickness	40 μ m

10.6.2 Characterization

Characterization following ASTM tests

Four samples of 8 inches \times 1 inch are cut on the side of the test specimen and are also tested three times in order to get statistically representative results based on 12 tests. Given the limitations of the traction test facility, ASTM [ASTM, 1997] tests could only be performed above room temperature. For accurate comparison, the mechanical properties of the plate are evaluated from room temperature (23°C) up to 100°C, even though average mechanical properties are found in the literature [Kaufman, 1999]. Since the plate was annealed in order to obtain isotropic mechanical properties, strips were cut in both directions of the plate. The standard deviation of the characterization tests at each temperature is represented by the error bars in Fig. 10.6. It is also to be noted that the thermal expansion of the material is considered in the calculation of the elastic modulus. These tests are performed since the type of aluminum alloy used was unknown. The elastic modulus is estimated following standard ASTM tensile tests to avoid buckling. The tensile tests are conducted on an Instron tensile machine and the measurements are done using an extensometer rated up to 200°C. The results, presented in Tab. 10.2 summarize the mechanical properties obtained experimentally, and taken from literature [Kaufman, 1999]. Several sources of bias might justify the variability of the results. The main sources of error

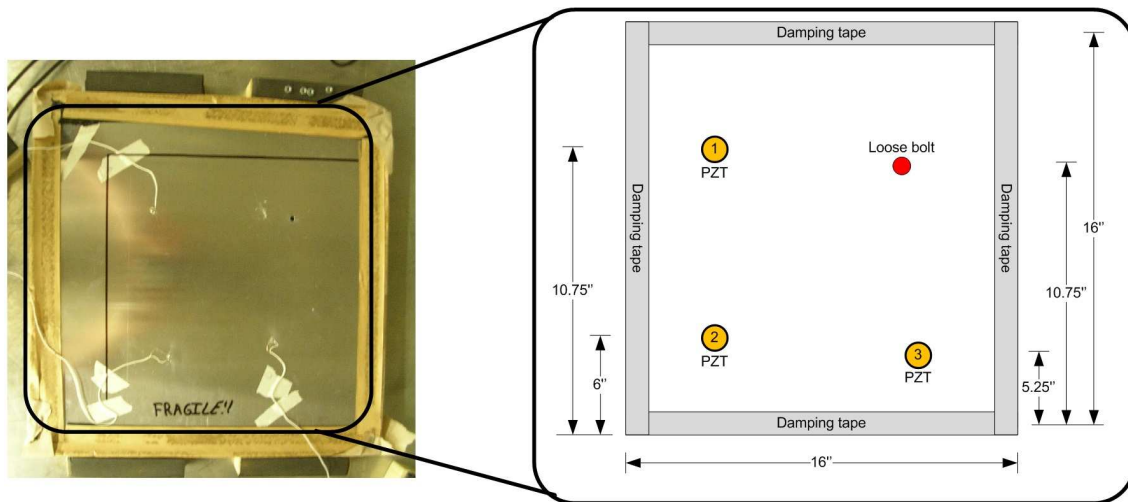


Figure 10.4 Experimental setup : aluminum plate is surrounded by damping tape to avoid reflections. PZT 1 and 2 are used for mechanical characterization, the loose bolt is used to simulate defect

are most likely caused by the manipulation of the extensometer, and the need to un-clamp the sample between each measurement. Indeed, in order to reduce the risk of buckling due to thermal expansion, one of the clamp has to be open when the temperature is changing. However, the mechanical properties are in good agreement with experimental mechanical properties found in the literature [Kaufman, 1999]. The next section describes the experimental methodology used to evaluate *in-situ* the mechanical properties of the structure.

Characterization based on GW

A distance r_s of 20 cm between the piezoceramics is selected in order to evaluate the mechanical properties. The mechanical characterization strategy is the same as the one previously used by the authors in [Ostiguy *et al.*, 2012d], and is briefly outlined in section 2.2 and Fig. 10.3. Also, this characterization method can be extended to composite structures [Ostiguy *et al.*, 2012a]. However, the density, distance and thickness are rectified by recalculating them based on the average thermal expansion coefficient of aluminum ($24 \mu\text{m}/^\circ\text{C}$). Fig. 10.5 presents the signals prior and after convergence of the characterization algorithm.

As the propagation model is based on the pin-force model, it is decided to keep the characterization frequency below 200 kHz to ensure validity of the model. Parallel processing in a 3.2 GHz i7 laptop required 20 minutes to estimate the mechanical properties at each frequency evaluated using Eq.10.1 and Eq.10.2. Poisson's ratio is measured only at room temperature, and is considered as constant over the entire temperature range studied

Tableau 10.2 Mechanical properties obtained following ASTM tests

Temperature (°C)	-40	25	50	75	100
Theoretical elastic modulus E_1 (GPa) [Kaufman, 1999]	72	70	68.88	67.78	66.65
Elastic modulus ASTM E_1 (GPa)	72	69.95	69.34	67.31	66.48
Standard deviation on ASTM modulus(GPa)	–	1.26	1.44	0.556	1.68

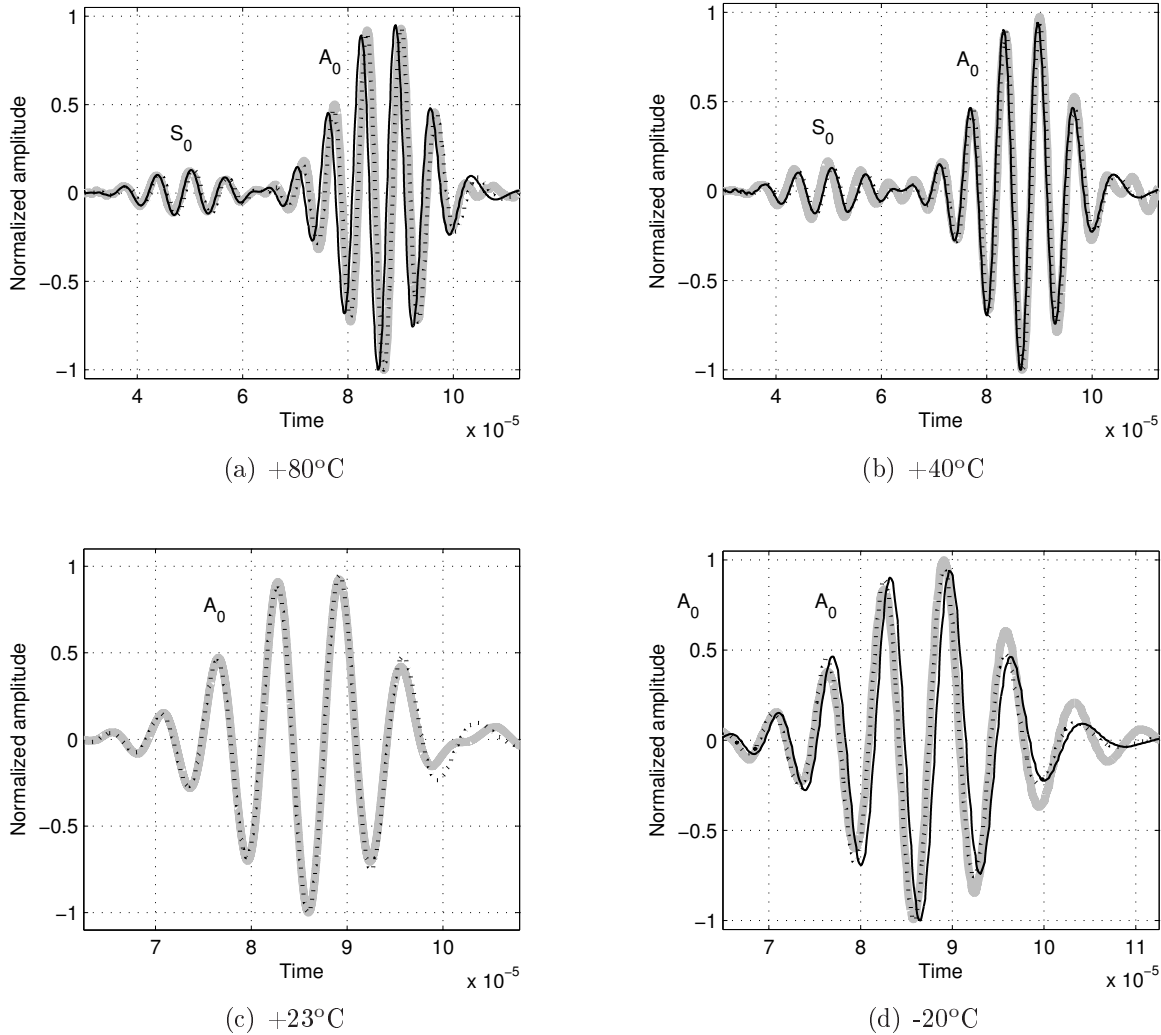


Figure 10.5 Comparison of the signals before and after convergence, grey : experimental, solid black : signal at room (reference) temperature (+23°C), dotted : signal after convergence)

[Augereau *et al.*, 2007]. Fig. 10.5 presents the results obtained after convergence. For measurements at room temperature and close to room temperature, Fig. 10.5 c) and Fig. 10.5 d) present a closer look at the mode A_0 at +23°C and -20°C, where the variations in the mechanical properties at -20°C cause only slight shifts of the A_0 mode.

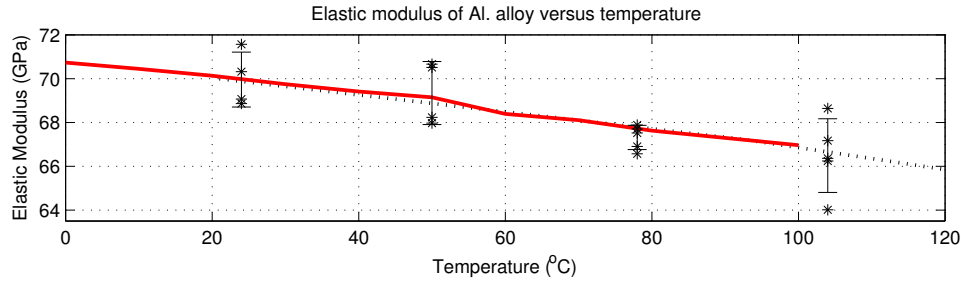


Figure 10.6 Comparison of the mechanical properties obtained (* : ASTM, dotted : literature, solid : GW)

In Fig. 10.6, the dots represent the mechanical properties obtained experimentally following ASTM testing [E111-04, 2010] and the error bars the standard deviation of these results. In order to assess the accuracy of the ASTM testing, the mechanical properties obtained experimentally were compared to the ones found in the literature [Kaufman, 1999]. Finally, the red line represents the mechanical properties obtained experimentally following the GW characterization strategy. The mechanical properties obtained, compared with tensile tests in Fig. 10.6, demonstrate that the properties are in good agreement with those obtained with ASTM tests and in the literature. Since the temperature range studied is relatively low (representative temperature operational conditions of an aircraft), it seems that neglecting the dynamics of PZT is an acceptable assumption for characterization of the elastic modulus at considered frequencies. Therefore, the mechanical properties obtained as a function of temperature are then implemented in the imaging algorithm. The next section assess the effect on imaging quality of using the mechanical properties obtained at the temperature where imaging is performed.

10.6.3 Imaging results

A preliminary study of optimal frequencies to be selected is made prior to imaging. One of the main assumptions of stretching is that it is necessary to use a single mode propagating, such that a frequency where A_0 is the dominant mode (150 kHz) and a frequency where S_0 mode is dominant (400 kHz) are selected. The imaging is obtained by multiplying together the imaging results obtained with S_0 and A_0 separately. This method allows highlighting the echoes that are measured with both the A_0 and S_0 modes, but also allows reducing the amplitude of peaks from false positives (e.g. when the S_0 mode is correlated on a packet of A_0 mode). The imaging approach used, Excitelet, is first validated at room temperature for each mode, as shown in Fig. 10.7. Since the main scope of the article is to optimize the correlation level of the damage detected whatsoever the temperature by implementing a characterization strategy prior to imaging, a simple structure was used.

Baseline measurements were taken from -40 to 40°C with a very tight bolt for the whole temperature range and the damage measurements were then taken with a totally loosened bolt. Three methods are compared to handle temperature variations. The results obtained for damage detection at -40°C , -20°C , $+23^\circ\text{C}$ and $+40^\circ\text{C}$ are presented in Fig. 10.8.

The first method consists in using the OBS as presented in [Cawley *et al.*, 2012], but does not adjust the dispersion curves with regard to the temperature at which imaging is performed. The optimized OBS also relies on the strategy presented in [Cawley *et al.*, 2012], but using dispersion curves corresponding to the temperatures at which baseline measurements are made, such that the approach is expected to give better correlation amplitudes, whatsoever the temperature at which imaging is performed. The third method used is the BSS without a compensation in the mechanical properties. In order to better assess the effect of adjusting the mechanical properties prior to imaging, the amplitude of the figures presented are normalized with respect to maximum amplitude of the OBS method with compensation.

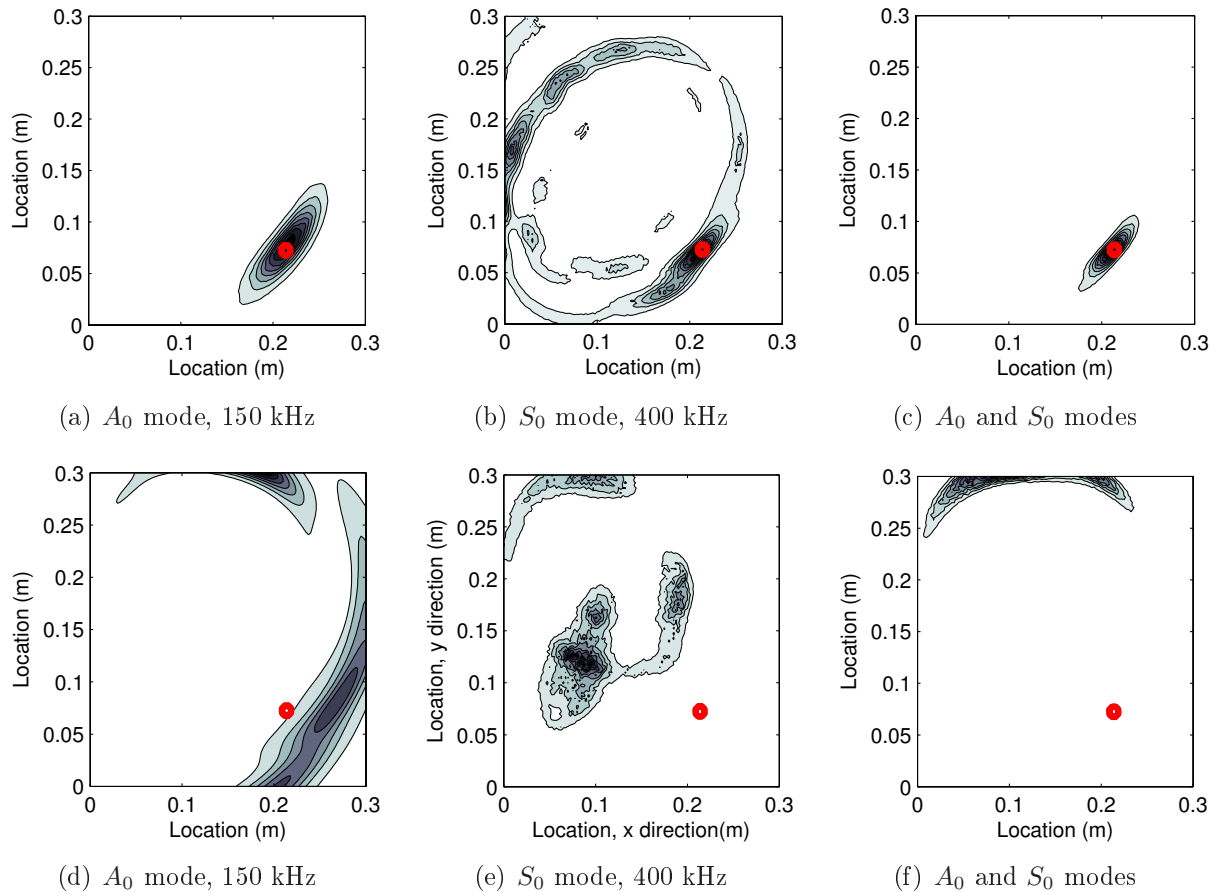


Figure 10.7 Imaging with both A_0 and S_0 modes at room temperature (top), and imaging without baseline (bottom). The defect is the red circle

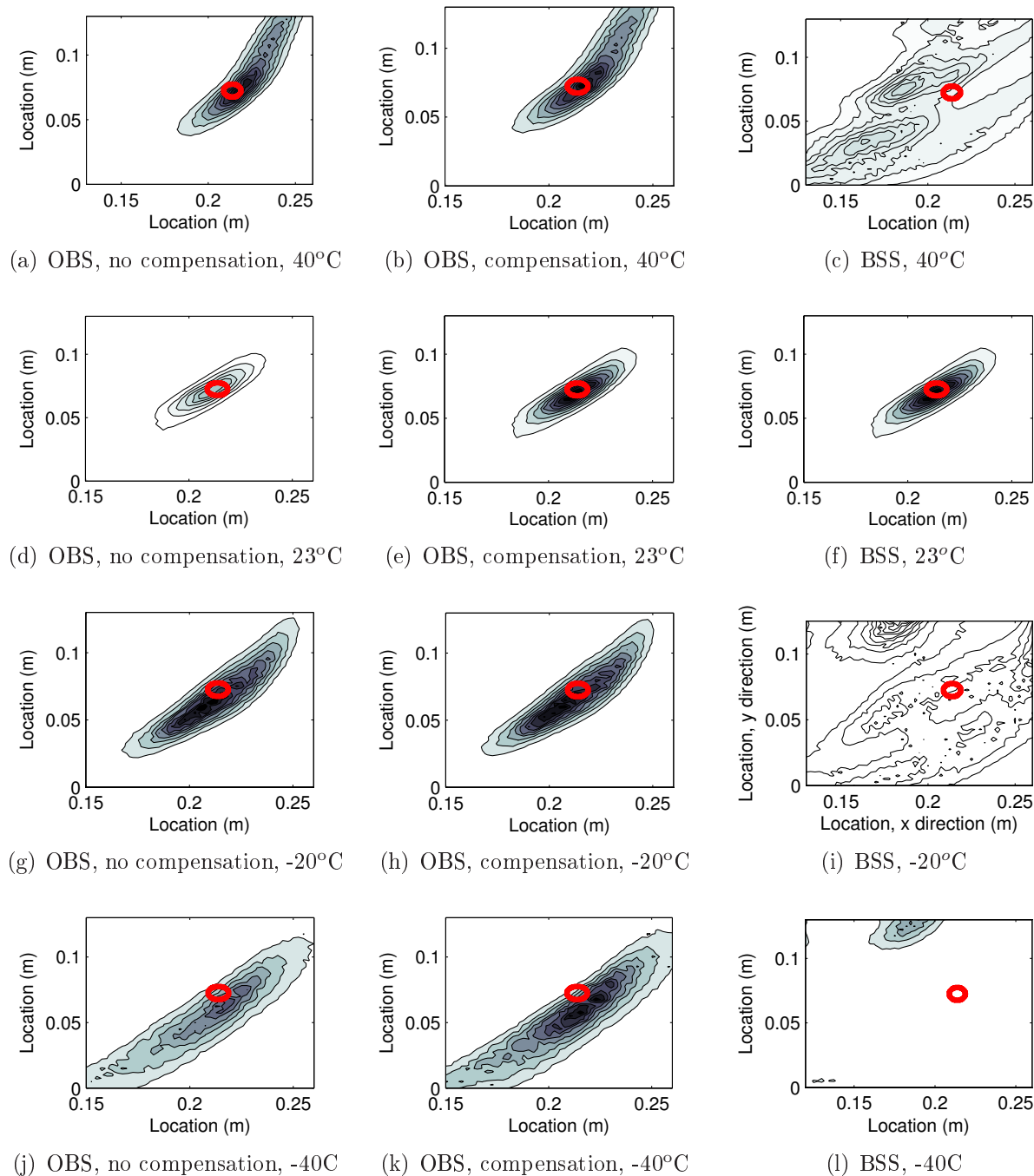


Figure 10.8 Comparison of the damage detection capabilities. The loose bolt is the red circle

Tab. 10.3 presents a comparison of the correlation level calculated with Eq.10.1, where the theoretical signal $S_{(X_i, Y_i)}(t)$ is obtained for each of the methods. The reference method for the amplitude correlation is based on the corrected mechanical properties method.

Tableau 10.3 Comparison of the correlation levels obtained (+ : bad, +++ : good)

Temperature (°C)	Method	Accuracy on defect location	Correlation (%)
-40	Optimized OBS	++	100
	OBS	++	65
	BSS	+	43
-20	Optimized OBS	++	100
	OBS	++	95
	BSS	++	0.30
+23	Optimized OBS	+++	100
	OBS (68 GPa)	+++	33
+40	Optimized OBS	+++	1
	OBS	+++	93
	BSS	++	15

The results obtained by BSS can detect the defect but slight variations are obtained on the estimation of the position of the defect. This might be caused by artefacts in the subtraction of the signals ghost images, resulting in false positives are detected on the structure using the BSS method. For the OBS at room temperature, a variation of the elastic modulus of 2 GPa, which is equivalent to the variability between the elastic modulus of different aluminum alloys leads to a reduction of the correlation amplitude up to 63 %.

For OBS, by adjusting the mechanical properties, the correlation is increased by 7% at +40°C, 5 % at -20°C and 35 % at -40°C. In all cases the location of the damage is close to the actual location, with only a few millimeters of the exact position. These small changes are caused by the size of the wavelength and the low phase shift caused by variations in the modulus of elasticity caused by temperature (a phase shift of about a quarter of cycle at 150 kHz).

The method of OBS when there is a compensation of the mechanical properties gives only a slightly better correlation level when the variation of temperature is small (effect on elastic modulus of less than 1 GPa). However, for large temperature variations, an important effect on the correlation amplitude is observed. Whatsoever, coupling this characterization method to imaging considerably increases the robustness of the method for the temperature range evaluated. Tab. 10.4 presents an assessment of the main parameters for the methods evaluated in this study to handle temperature variations. Based on these results, the Optimized OBS should be used in cases where large variations of the temperature are noticed.

Tableau 10.4 Comparison of the methods (- = poor, + = good, ++ = excellent)

Method	Detectability	Positioning	Correlation	Accuracy vs T°	Complexity
No baseline	+	-	-	-	+
OBS	+	++	+	+	++
Optimized OBS	++	++	++	++	++
BSS	+	-	+	-	+

10.7 Conclusion

This paper presents the implementation of an in-situ material characterization algorithm to compensate for temperature effects prior to imaging using the Excitelet algorithm for isotropic plate-like structures. Bursts below 200 kHz are injected and measured for a temperature range of -40°C to +40°C. The elastic modulus is then estimated using an optimization algorithm. The mechanical characterization is validated and is in good agreement with the literature and ASTM test. Imaging is then performed on the structure to detect a loose bolt for this temperature range. The effect of using the exact mechanical properties on detection and correlation amplitude is then observed. The results demonstrate that the knowledge of the exact properties prior to imaging allows increasing the correlation level of the damage up to 67 % higher than without adjusting the mechanical properties. This work could be extended to complex structures. For characterization prior to imaging, the distance between the emitter and receiver could be reduced, since the formulation allows reconstructing the time domain signals based on the dispersion curves even though A0 and S0 modes are both present; thus allowing application to more realistic structures. Also, extension to implementing the methodology for anisotropic structures may be considered for future application.

10.8 Acknowledgements

This work has been supported by the National Science and Engineering Research Council of Canada (NSERC).

CHAPITRE 11

ÉVALUATION DE L'ÉPAISSEUR D'UN REVÊTEMENT PAR ONDES GUIDÉES

Non-Destructive Evaluation of coating thickness using guided waves

Pierre-Claude OSTIGUY

Nicolas QUAEGBEUR

Patrice MASSON

GAUS, département de génie mécanique

Université de Sherbrooke

Publié dans le journal *NDT&E International*, volume 76, Décembre 2015, pages 17-25,
issn : 0963-8695

doi : <http://dx.doi.org/10.1016/j.ndteint.2015.08.004>

11.1 Résumé du papier

Plusieurs méthodes existent pour protéger l'intégrité des surfaces d'un avion à l'environnement auquel elles font face. Parmi ces techniques, l'utilisation de peinture est très répandue. Néanmoins, l'augmentation du poids associé à une peinture inégale sur un avion mène à une augmentation directe de ses coûts d'exploitation (augmentation du poids = augmentation de la consommation de carburant). Pour pallier ce problème, il est néces-

saire de déterminer l'épaisseur de ce revêtement, que ce soit à l'aide d'ondes de volume ou de courants de Foucault. Néanmoins, dans le cas de substrats en composite, l'utilisation des courants de Foucault est impossible (substrat métallique nécessaire pour bien fonctionner). Si un maillage métallique est pour sa part présent sur la surface du composite (servant de canal pour diffuser l'énergie lorsque la foudre frappe l'avion), la précision des mesures par ondes de volume devient rapidement limitée.

En inspection embarquée des structures, la présence de ce revêtement de peinture, bien que très mince, peut affecter la performance des algorithmes d'imagerie en modifiant le comportement en propagation des ondes guidées. Ce papier a pour objectif d'évaluer l'effet de la présence de peinture sur une structure. Dans un second temps, une technique permettant d'évaluer cette épaisseur à partir d'ondes guidées est développée.

Pour se faire, la propagation d'ondes dans la structure ayant différentes épaisseurs de revêtement est analysée. Par la suite, une méthode simple de variation de temps de vol est utilisée pour estimer l'épaisseur de revêtement sur la structure, considérant que le problème peut être linéarisé.

La méthode est d'abord validée numériquement, où il est démontré que l'épaisseur de revêtement peut être estimée à quelques microns près. Une validation expérimentale sur un substrat métallique et un substrat en composite confirme les résultats obtenus numériquement. En plus de proposer une méthode totalement nouvelle pour évaluer l'épaisseur d'une peinture sur un substrat, cette partie du projet contribue à l'amélioration des connaissances en propagation d'ondes dans le cadre de mon doctorat, où il est démontré encore une fois l'importance de pouvoir caractériser adéquatement la propagation d'ondes dans la structure.

11.2 Abstract

For thin coating thicknesses, techniques for thickness characterization requires a high level of precision. On composite structures, actual bulk wave methods can be impaired by the presence of a periodic metallic mesh on its surface, thus reducing their performance. In this paper, a technique based on guided waves is proposed for coating thickness characterization. This method relies on the interpolation of the linear behavior of the S_0 mode at low frequency with regard to thin coating thicknesses. It is demonstrated numerically and experimentally that coating thickness can be estimated within 10 microns of the actual coating thickness.

11.3 Introduction

Weight reduction and improved fatigue life are major design objectives in aerospace. To achieve this, tremendous amount of work and time are required, whether by improving design or using lighter materials such as composites. However, due to their non-conductive nature, some concerns have been raised on their sensitivity to lightning strikes [Gardiner, 2006; Moupfouma, 2013]. Strategies, such as bonding conductive metallic foils on the top surface of these materials under finish coating [Dexmet, 2007], or using ply integrated lightning strike protection composites (LSP) [Dexmet, 2007; Gardiner, 2006] are typical preventive solutions. On the other hand, since painting is mostly done manually, a high level of variability can be found in the process [FAA, 2012], ranging from thickness of $100\mu\text{m}$ to $500\mu\text{m}$ [Chemartin *et al.*, 2012; Hansen, 1999; Moupfouma, 2013]. This variability affects the lightning strike protection performance and also increases fuel consumption, thus in-service costs [Hansen, 1999]. Precise control of coating thickness is thus crucial to ensure a proper lightning protection and reduce operation costs of the aircraft [Gardiner, 2006]. State-of the art solutions to measure coating thickness are summarized in Table 11.1.

Tableau 11.1 Commercial solutions available for coating thickness measurement

Method	Validity		Thickness (μm)		Portable
	Metallic	Composite	Min	Max	
Eddy current [Dr., 2014]	✓		1	1000	✓
Ultrasonic testing [Defelsko, 2014; Fischer, 2013]	✓	✓	13	1000+	✓
Micro-resistance	✓		0.1	250	✓
Beta-backscattering [Fischer, 2013]	✓	✓	1.2	800	✓
X-ray fluorescence	✓	✓	0.008	NA	
Coulometric [Fischer, 2013]	✓		0.05	40	

Strategies for coating thickness measurement based on eddy current (ET) and ultrasonic (UT) techniques are widespread. UT systems such as the Polytec 45MG system, based on the B-scan (back reflection) technique, can measure thickness ranging from 1.25 mm up to 19 mm [Olympus, 2014]. However, the small wavelengths of UT (below a millimeter at 25 MHz) tend to interfere and diffract with metallic mesh, leading to increased bias in the thickness measurements. Also, the precision of UT techniques is largely affected by surface roughness and only provides localized measurements. For their part, ET methods require a conductive substrate to measure coating thickness, while electromagnetic methods are limited by the necessity to have access to both sides of the structure [Olympus, 2013]. All these solutions thus offer limited performance in the case of coating thickness estimation of composite having a metallic foil on its surface.

Besides this, much research has been conducted on plate thickness measurement. Among them, strategies based on ultrasonic guided waves (GW) are available. Guided waves possess the main advantage of allowing the inspection of large surface quickly compared to standard NDT methods [Luo *et al.*, 2004]. These waves can be generated and measured using laser interferometry [Guo *et al.*, 1997; Yeh *et al.*, 2011], piezoelectric (PZT) transducers, wedges [Luo et Rose, 2004], or electromagnetic acoustic transducers (EMATS) [Guo *et al.*, 1997].

The effect of the presence of coating on the propagation of guided waves has already been demonstrated in the literature [Dalton *et al.*, 2001], mostly for the effect of the coating on the propagation distance of guided waves. The dispersive behavior of guided waves at some frequencies [Hayashi *et al.*, 2009] can be used for thickness measurement. Structural thickness can be estimated based on Time-of-Flight (ToF) via point-by-point measurements in a pitch-and-catch configuration [Fourez *et al.*, 2012; Gao *et al.*, 2003; Lowe *et al.*, 1998; Luo et Rose, 2004; Moreno et Acevedo, 1997], 2D FFT [Yeh *et al.*, 2011], by addressing frequency shift variations in guided waves [Guo *et al.*, 1997], or even by considering the dispersive behavior of guided waves using analytical formulations [Ostiguy *et al.*, 2012d].

Techniques based on the use of EMAT and long wavelength approximation were also used to recover thickness of sub-millimeter structures on metallic conductive plates within a precision of 20 % [McAaughey *et al.*, 2012]. Also, model-based techniques relying on the generation and measurement of guided waves using lasers are also widespread for the measurement of material thicknesses and for material characterization [Hernandez *et al.*, 2001, 2002; Murray *et al.*, 2000].

Even if these methods allow thickness measurements within 5 % of the structure thickness, their applicability is limited by their complexity and the need to know *a priori* the mechanical properties of both the host structure and the coating [Luo et Rose, 2004; Luo *et al.*, 2004; Yeh *et al.*, 2011].

In this article, a method to characterize coating thickness based on guided waves is presented. The novelty resides in its accuracy and simplicity of implementation since the mechanical properties of the host structure and coating are not required. The strategy is first demonstrated by addressing the behavior of the phase velocity with frequencies for the first order modes (A_0 and S_0) below 1 MHz for various substrate and coating thicknesses. The absolute error on thickness is then assessed using a simple inter-correlation strategy. The effect of the dispersive behavior of guided waves on thickness estimation is

then addressed. Experimental validation using the S_0 mode demonstrates that the coating thickness can be estimated on both a metallic and a unidirectional composite with a metallic mesh.

11.4 Guided waves propagation

11.4.1 Guided waves in multi-layered plates

Guided wave propagation in a structure having a coating layer on its surface is first approximated as a multi-layer problem, where the first layer is the coating and the second layer is the substrate. For multi-layered plates, the dispersion curves are calculated using either the assembly matrix method (AMM) or the global matrix method (GMM) [Lowe, 1995]. At high frequencies, the applicability of the AMM method is limited since the matrix product leads to a ill-conditioned matrix. To overcome this limitation, the GMM is used, where a single matrix of $4(n - 1)$ equations representing the complete system, where n is the number of layers, is assembled. In this formulation, sub-matrices $[D]$ representing the boundary conditions of each interface are inserted into the global matrix as shown in Fig. 11.1.

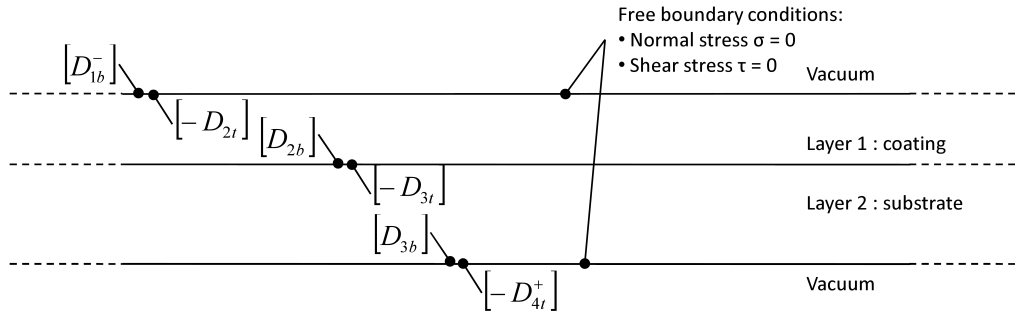


Figure 11.1 General case of a multi-layered medium

The calculation of the dispersion curves is conducted by finding the values of the wave-number leading to a singular matrix for which :

$$\det \begin{bmatrix} [D_{1b}^-] & [-D_{2t}] & 0 & 0 \\ 0 & [D_{2b}] & [-D_{3t}] & 0 \\ 0 & 0 & [D_{3b}] & [-D_{4t}^+] \end{bmatrix} = 0 \quad (11.1)$$

and where the layer top t and bottom b boundary conditions are [Lowe, 1995] :

$$[D_{nt}] = \begin{bmatrix} k & kg_\alpha & C_\beta & -C_\beta g_\beta \\ C_\alpha & -C_\alpha g_\alpha & -k & -kg_\beta \\ i\rho B & i\rho B g_\alpha & -2i\rho k\beta^2 C_\beta & 2i\rho k\beta^2 C_\beta g_\beta \\ 2i\rho k\beta^2 C_\alpha & -2i\rho k\beta^2 C_\alpha g_\alpha & i\rho B & i\rho B g_\beta \end{bmatrix} \quad (11.2)$$

$$[D_{nb}] = \begin{bmatrix} kg_\alpha & k & C_\beta g_\beta & -C_\beta \\ C_\alpha g_\alpha & -C_\alpha & -kg_\beta & -k \\ i\rho B g_\alpha & i\rho B & -2i\rho k\beta^2 C_\beta g_\beta & 2i\rho k\beta^2 C_\beta \\ 2i\rho k\beta^2 C_\alpha g_\alpha & -2i\rho k\beta^2 C_\alpha & i\rho B g_\beta & i\rho B \end{bmatrix} \quad (11.3)$$

where :

$$\beta = \sqrt{\frac{E}{2\rho(1+\nu)}} \quad \alpha = \sqrt{\frac{2-2\nu}{1-2\nu}}\beta \quad (11.4)$$

$$C_\alpha = \sqrt{\left(\frac{\omega^2}{\alpha^2} - k^2\right)} \quad C_\beta = \sqrt{\left(\frac{\omega^2}{\beta^2} - k^2\right)} \quad (11.5)$$

$$g_\alpha = e^{iC_\alpha h} \quad g_\beta = e^{iC_\beta h} \quad B = \omega^2 - 2\beta^2 k^2 \quad (11.6)$$

where k is the wavenumber, ρ the density, E the elastic modulus, ν the Poisson's ratio, α and β are the longitudinal and shear velocities respectively, ω is the angular frequency, and h is the thickness of the layer. At the interface of a layer and vacuum space, specific boundary matrices have to be used :

$$[D^+] = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{13} \\ D_{21} & D_{23} \\ D_{31} & D_{33} \\ D_{41} & D_{43} \end{bmatrix} \quad [D^-] = \begin{bmatrix} D_{12} & D_{14} \\ D_{22} & D_{24} \\ D_{32} & D_{34} \\ D_{42} & D_{44} \end{bmatrix} \quad (11.7)$$

To solve the matrix system, the bulk velocities of the solution for $[D^+]$ and $[D^-]$ are set to non zero values and ρ is set to 0. Details for the resolution and the optimization of these matrices can be found in [Lowe, 1995].

11.4.2 Guided waves in plates with coating

In this section, the effect of coating thickness on the phase velocity is studied for the A_0 and S_0 modes over a wide frequency range. The first step addresses the effect on the dispersion curves, then the linearity of the phenomenon for specific frequencies is addressed and, finally, the most suitable frequency is selected and the absolute error on the coating estimation considering a linear behavior is addressed. To assess the effect of coating properly, typical properties of a polyurethane-based enamel paint, representative of aerospace coating, are used [Paul *et al.*, 2004] as proposed in Tab. 11.2.

Tableau 11.2 Mechanical properties used for numerical validation

Plate	Elastic modulus	70 GPa
	Poisson's ratio	0.332
	Density	2700 kg/m ³
Enamel topcoat	Elastic modulus	4.22 GPa
	Poisson's ratio	0.481
	Thickness	0 μm to 500 μm
	Density	1489 kg/m ³

The effect of coating thickness on dispersion curves is first addressed for frequencies below 1 MHz. Coating thickness range is set from 0 to 500 μm according to the variability found in the literature [Hansen, 1999]. Fig. 11.2 shows the effect of coating on the phase velocity of the A_0 and S_0 modes.

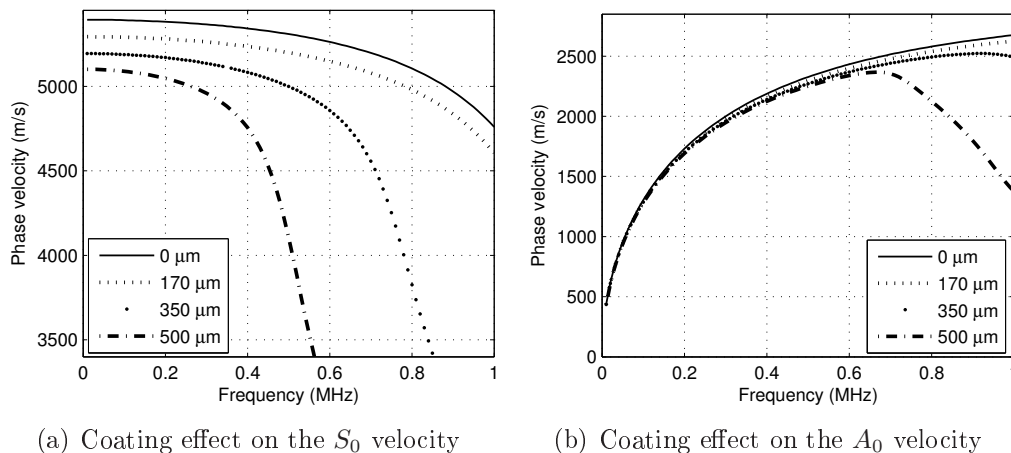


Figure 11.2 Effect of the presence of coating over a 2 mm substrate for the A_0 and S_0 modes

Fig. 11.2 shows that an increase in the coating thickness is responsible for a decrease in phase velocity. This is explained by a decrease of the equivalent material stiffness, thus reducing the equivalent longitudinal C_l and transversal C_t velocities. In order to better

illustrate the trend in the decrease, Fig. 11.3 shows the variation of the velocity as a function of the coating thickness for 4 frequencies (250, 500, 750 and 1000 kHz).

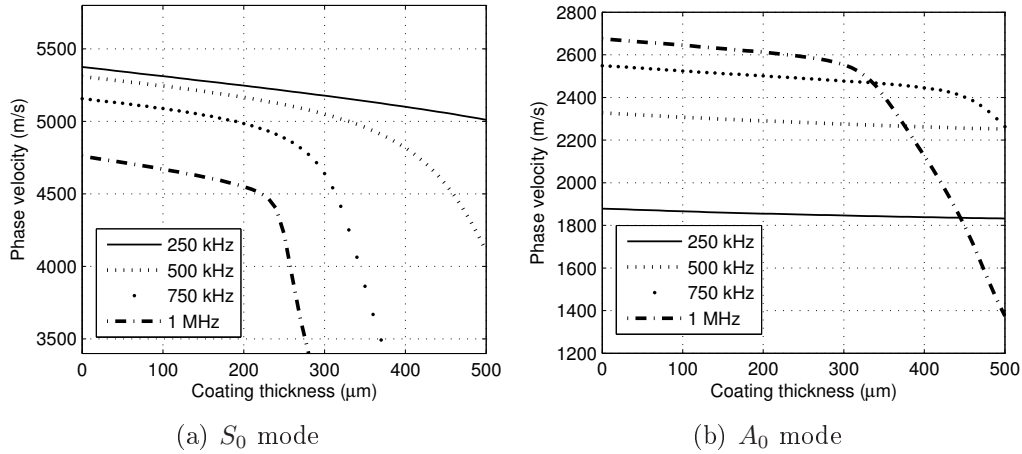


Figure 11.3 Influence of the coating on dispersion curves for a substrate of 2 mm for the S_0 and A_0 modes with coating thicknesses ranging from 0 to 500 μm

From the results presented in Fig. 11.3, it can be observed that the evolution of the phase velocity with respect to coating thickness is almost linear for both modes at 250 kHz (at low frequencies). At high frequencies, for thick coating substrate, the behavior of guided waves for both A_0 and S_0 modes becomes non linear as a function of coating thickness. This non-linear behavior justifies the use of low frequencies to keep the problem linear. Also, the observation of the dispersion curves of both modes as seen in Fig. 11.2 shows that the S_0 mode is less dispersive at low frequencies compared to the A_0 mode. The approach consists in exploiting the linear regime of the phenomenon for estimating the coating thickness.

The next step consists in evaluating the absolute error on the coating thickness estimation that can be obtained by assuming that the problem can be considered as linear. The first step of the error estimation consists in calculating the phase velocity over a wide range of substrate and coating thicknesses at a fixed frequency. Then, for each substrate thickness, a linear regression curve is calculated for the coating thickness range of interest. The error on the estimated coating thickness is then obtained by comparing the thickness used in the calculation of the phase velocity to the one that would be obtained using the regression curve. Fig. 11.4 presents the absolute error on the coating thickness estimation based on linear regression, for a frequency of 250 kHz. Also, in order to demonstrate that a linear regression can be used as a good estimation of the behavior for the estimation of the thickness variation, and that only small improvements can be achieved using a higher

order approximation, a similar analysis is performed using a second order regression curve and the results are presented in Fig.11.5.

As shown in Fig. 11.4, using a linear regression curve, the error on coating thickness estimated with both modes is within $4 \mu\text{m}$, for thick coatings and below $1 \mu\text{m}$ for thin coatings ($<300 \mu\text{m}$). Using a second order regression curve, errors below 2 microns can be obtained over the whole coating thickness range addressed, as it is shown in Fig. 11.5. Also, for both linear and second order regression curves, the error on coating estimation increases when the thickness of the substrate is thin (below 0.5 mm). Also, only small improvements ($2 \mu\text{m}$) are obtained when considering a second order regression curve. Experimentally, the use of a second order regression curve would require the knowledge of three thicknesses, increasing the calibration complexity. Thus, the linear regression curve was used in the rest of this paper.

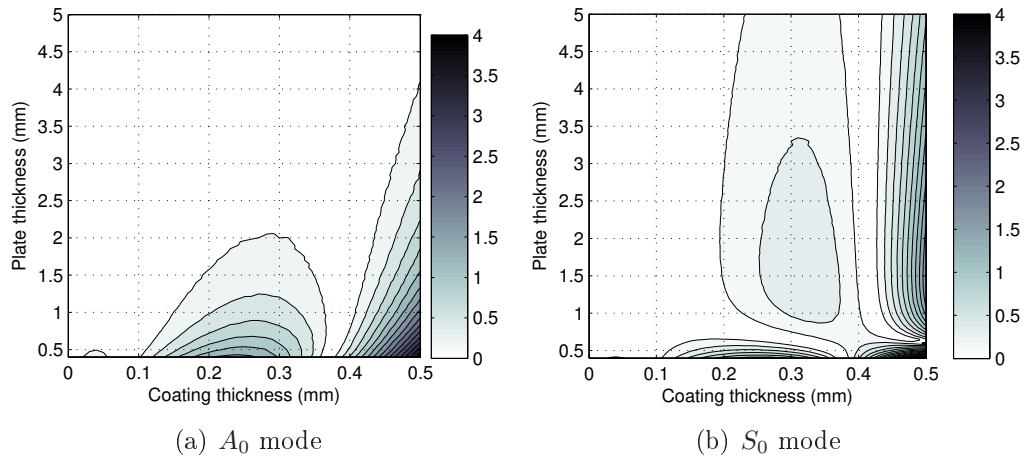


Figure 11.4 Absolute error on the estimated coating thickness (μm) at 250 kHz using a linear regression curve

11.4.3 Approach for thickness evaluation

For this purpose, the in-plane displacement at the surface of the structure is estimated at a distance of 5 cm from the excitation source for a 3.5 cycles burst at 250 kHz . A point-like excitation is used using to simulate the displacement $U(\omega, x)$ of guided wave under the plane-strain assumption in the far field of the excitation at a distance x from the excitation, where the dispersive behavior of the guided waves is taken into account :

$$U(\omega, x) = A(\omega)e^{ikx} \quad (11.8)$$

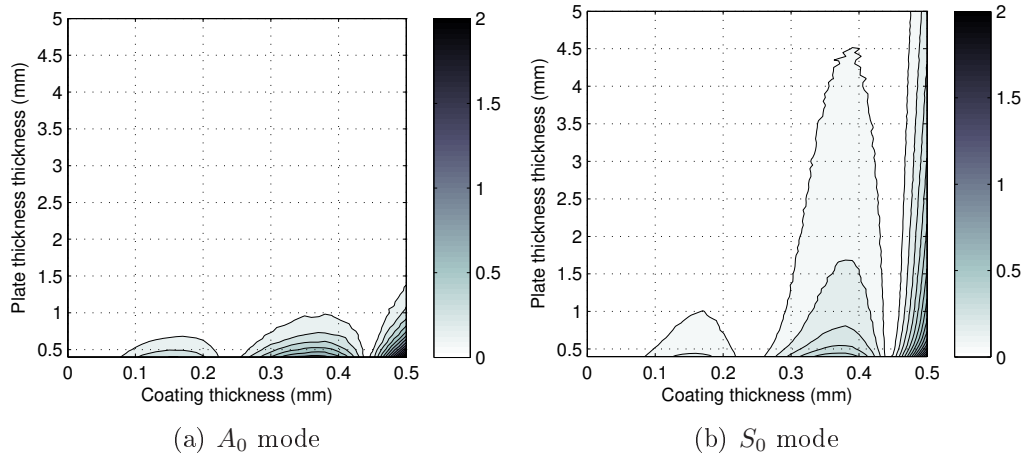


Figure 11.5 Absolute error on the estimated coating thickness (μm) at 250 kHz using a second order regression curve

where $A(\omega)$ is the amplitude of the excitation at a given angular frequency. A 3.5 cycles burst at 250 kHz is used as an input signal and propagation of A_0 and S_0 modes is performed for a 1 mm substrate and different coating thicknesses from 0 to 500 μm . Fig. 11.6 presents the simulated signals and relative variation (time delay variation with respect to the non coating case) in the maximum peaks of the inter-correlation obtained for various coating thicknesses.

Fig. 11.6(a) and 11.6(b) show the normalized signals of the A_0 and S_0 modes considering a coating thickness of 0 and 500 μm on a plate of thickness 1 mm. As shown in Fig. 11.6(a) and Fig. 11.6(b), although slightly dispersive, the shapes of the S_0 and the A_0 modes remains mostly unchanged, due to a linear variation in the behavior of the phase velocity with regard to coating thickness, as shown in Fig. 11.3. However, for the S_0 mode, due to constant group velocity over the excited frequency bandwidth, only slight changes in the shape of the propagated signal are noticed when compared to the excitation burst. The dispersive behavior of the A_0 mode will impact the correlation performance of the technique with increased distance, where the S_0 mode will remain similar due to its non-dispersive nature.

Following the results obtained, the S_0 mode is retained as the best candidate for experimental validation since (1) the variation of the phase velocity with respect to coating thickness is linear (2) the absolute error obtained on thickness measurement is below 5 μm over a wide range of coating/substrate thickness sets and (3) variation of group velocity can be estimated using the inter-correlation between two measurements due to the non-dispersive behavior of the S_0 mode.

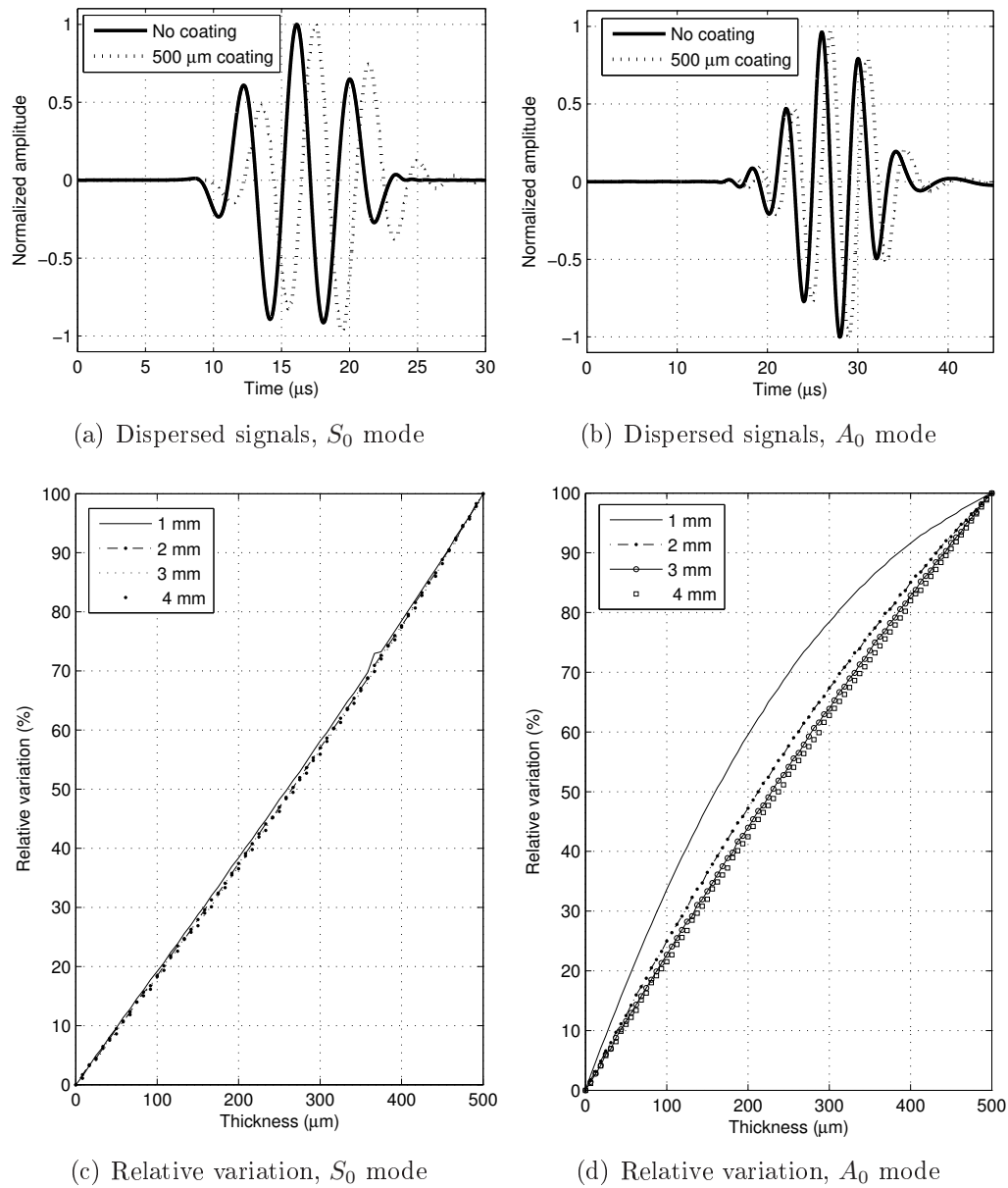


Figure 11.6 Simulated signals and relative variation of the time delays estimated using inter-correlation for A_0 and S_0 modes, for substrate thicknesses of 1,2,3 and 4 mm

11.4.4 Implementation of the coating estimation approach

As demonstrated in the previous section, the variations of S_0 group velocity using inter-correlation can be used for determination of the coating thickness. Also, the variation of time delay with respect to thickness ratio is linear, such that the coating thickness can be properly evaluated with two reference measurements at different coating thicknesses. To evaluate the coating thickness properly, a 3 steps methodology is proposed as presented

in Fig. 11.7. For practical implementation, improved repeatability and mode selective generation and sensing of GW, P-wave transducers mounted on a wedge are used and optimal incidence angle is calculated.

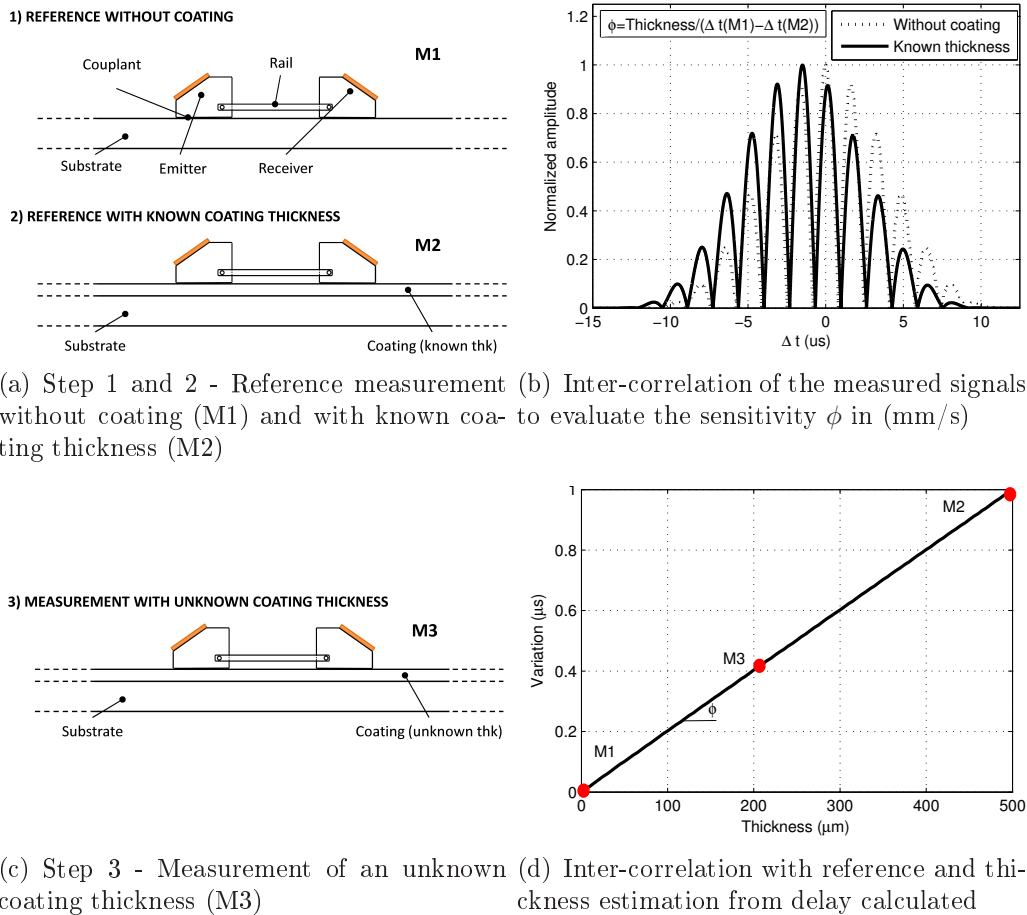


Figure 11.7 Strategy used to estimate coating thickness on a structure

The first 2 steps of the strategy consist in taking a reference measurement on the structure without and with coating, where coating thickness is known. In order to take repeatable measurements, a rail system joining the two transducers at a fixed distance has been developed. In the case where no coating is yet applied, a shim of the paint could be used as a representative replacement. In order to ensure a proper coupling between the substrate and the shim of paint, the shim would require an adhesive layer of properties equivalent to those of the paint. Knowing the thickness of the paint and the adhesive layer (i.e. double sided tape), the second measurement could be performed on this section of the structure. Variability in the thickness of the shim could however lead to increased variability in the measured results.

Then, the inter-correlation between the two reference measurements (without and with known coating thickness) is estimated, as shown in Fig 11.7(b). From the time delay and knowing the coating thickness, the sensitivity ϕ (in mm/s) is then calculated. These 2 steps are conducted only once on a structure.

Step 3 consists in taking a measurement over a portion of the plate where the coating thickness is to be determined. By calculating the time delay from the inter-correlation value and multiplying it by ϕ , the coating thickness can be calculated.

11.5 Experimental validation

11.5.1 Experimental setup

The characterization approach has been implemented for an aluminum plate (Fig. 11.8 a) and a unidirectional composite plate with an integrated metallic mesh.

The fiber direction on the experimental test sample is aligned with the direction of the paint strips. The geometry, number of coating layers and thickness of the composite plate are similar to the plate shown in Fig. 11.8. The metallic mesh was installed on the top surface of the plate, and flatness of the surface was ensured by covering it with epoxy prior to the painting of the structure. In this case, the composite plate represents a situation where both eddy current and through transmission failed to provide accurate thickness measurements.

P-wave transducers (Panametrics) tuned at 500 kHz are mounted on a variable angle wedge for the generation and measurement of the guided waves and the angle is selected in order to favour the S_0 mode, as shown in Fig. 11.8 c. The optimal angle of incidence θ is related to the velocity of the P-wave C_w in the wedge and the phase velocity of the mode desired C_p at a specific frequency is calculated using Snell's law :

$$\theta = \sin^{-1} \frac{C_w}{C_p} \quad (11.9)$$

A distance of 5 cm is ensured between the wedges using a rail fixation system. A 3.5 cycles burst at 500 kHz is used as the excitation in this section. The frequency selected experimentally, as it can be observed, is higher than the frequency used in the numerical validation of the technique. This can be explained by the limitation of the available equip-

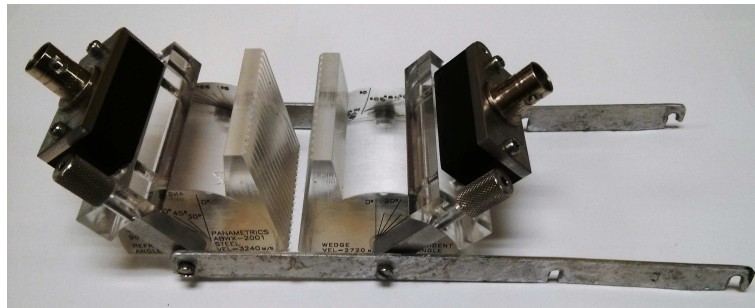
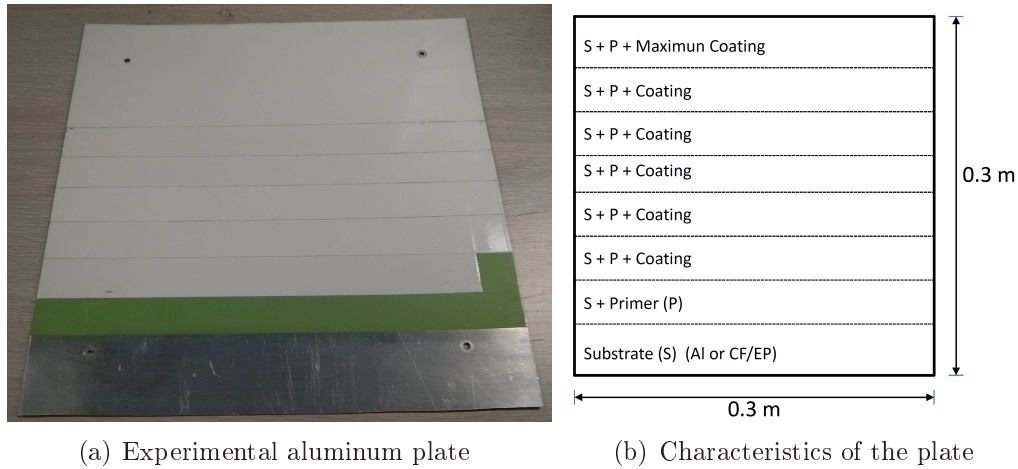


Figure 11.8 Experimental setup : plate with varying coating thicknesses and wedges

ment, where it has been decided to select the optimal center frequency for the wedges available.

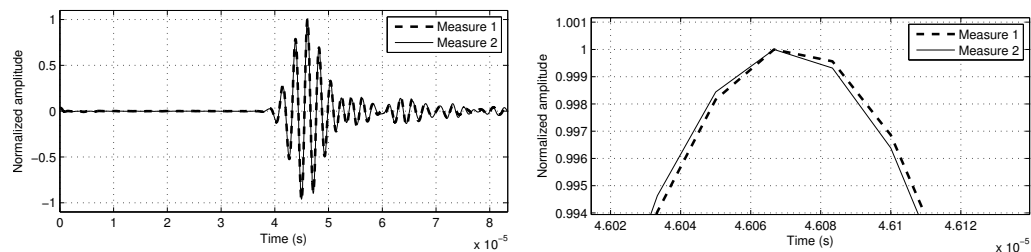
The distance of 5 cm between the transducers was selected in order to ensure quick inspection over large surfaces (such as aircraft fuselage skin), considering that the scope of the technique is to find global thickness changes over areas of the structure. However, systems having closer transducers could be developed. This would however lead to a reduced sensitivity of the characterization technique, since the time of flight of the waves is reduced, but would provide localized thickness measurements. On the other hand, the sensitivity could be compensated by increasing the sampling frequency of the acquisition system.

However, as it can be seen in Fig. 11.3, increasing the frequency used limits the range of validity of the technique (i.e. there is no more linearity for coating thicknesses over 300 μm). For the thickness ranges addressed experimentally in this paper, the coating thicknesses range from 0 μm to 250 μm . Thus the experimental results that will be obtained are representative of the results that could have been obtained using a lower frequency.

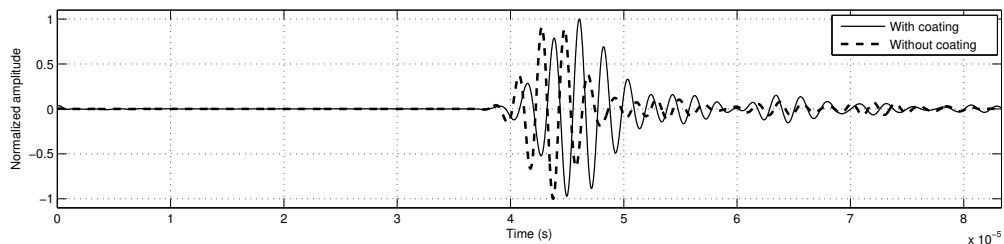
A signal generator (Hewlett-Packard 33120A) with a sampling frequency of 15 MHz is used to generate the burst and an acquisition board (National Instruments PCI 5105) is used to record signals with a sampling frequency of 60 MHz. A ProductSon UA-8400 high voltage and large bandwidth (1 MHz) amplifies the excitation signals sent by the signal generator to 50 Vpk. In order to obtain measurements with a high signal to noise ratio, Sonotech Soundsafe coupling gel has been used.

11.5.2 Robustness of the approach

Prior to the experimental validation, repeatability obtained with the experimental setup is assessed in order to determine if the experimental setup is robust enough to provide repeatable measurements on the same layers of coating. Variability is assessed by taking 10 measurements on each strip of coating and then evaluating the standard deviation in the maximum value of the inter-correlation between each measurements. Also, in order to address simultaneously the variability in the results associated to the measurements, the measurements are performed on the unidirectional CFRP plate, where variability in the orientation of the sensing system would affect wave velocity and could lead to a decrease in the repeatability of the results.



(a) Set of measurements on a coating layer (b) Zoom on two successive measurements in the same area



(c) Comparison between a measurement with and without coating

Figure 11.9 Repeatability of the measurements and range of variability on composite structure

Based on the results of Fig. 11.9, a mean variation of 1 to 2 samples (0.001 to 0.002 μ s) is observed between two repetitions of the same measurement. In comparison, a time

delay of $1.19 \mu\text{s}$ is observed in the presence of a $500 \mu\text{m}$ coating, such that a relative error of approximately 2 % on the coating measurement is obtained, thus representing an uncertainty of $5 \mu\text{m}$ for the structures of interest.

11.5.3 Results and discussion

Measurements taken on both isotropic and composite plates with a metallic mesh structures are presented in this section. Following Fig. 11.7, the portions of the plate without coating (M1) and with known coating thickness (M2) are used as reference signals and the associated coating thickness is measured using a caliper. The experimental results obtained for characterization are presented in Fig. 11.10. The scope of Fig. 11.9 is to demonstrate experimentally the linear behavior of the technique in real cases compared to the interpolated curve obtained from the reference measurements. A total of ten measurements were taken for each coating thickness and the averaged values and standard deviation are represented on the figure by error bars. These error bars are then projected in Fig. 11.9 to address the linear behavior of the coating characterization technique. Table 11.3 details the thickness obtained compared to the thickness measured using a micrometer following the methodology proposed for the aluminum plate and Table 11.4 presents the coating thicknesses obtained on the composite structure.

In order to compare the results obtained using the proposed technique, the experimental coating thickness over the substrates has been measured using a micrometer. This metrology equipment has been chosen since it was easily accessible and also in order to be able to measure thicknesses within a good level of precision. The use of a micrometer for coating thickness measurement has the advantage over techniques, such as through transmission, to be insensitive to the presence of a metallic mesh on the substrate. An Etalon Microrapid micrometer was used to measure plate and then coating thicknesses (graduation of $1 \mu\text{m}$ with a precision of $\pm 1 \mu\text{m}$) for measurement.

To obtain appropriate average values of the coating thickness, a total of ten measurements were taken for each strip of coating. Because of the depth limitation of the micrometer used, measurements were performed up to 2.5 cm from the edge of the plate on each side. In the cases presented in this article, the coating thicknesses measured experimentally ranged from 0 to $250 \mu\text{m}$. Although for aerospace applications typical coating thickness range from 100 to $500 \mu\text{m}$, thin layers of coatings were addressed experimentally to better assess the sensitivity of the technique to small variations using the interpolation strategy presented in this paper.

The average coating thicknesses measured experimentally are presented in Tab. 11.3 and Tab. 11.4. Since the structures were manufactured in a controlled environment for calibration purposes, variations of coating thicknesses within $\pm 5 \mu\text{m}$ were obtained between the measurements on a similar coating layer.

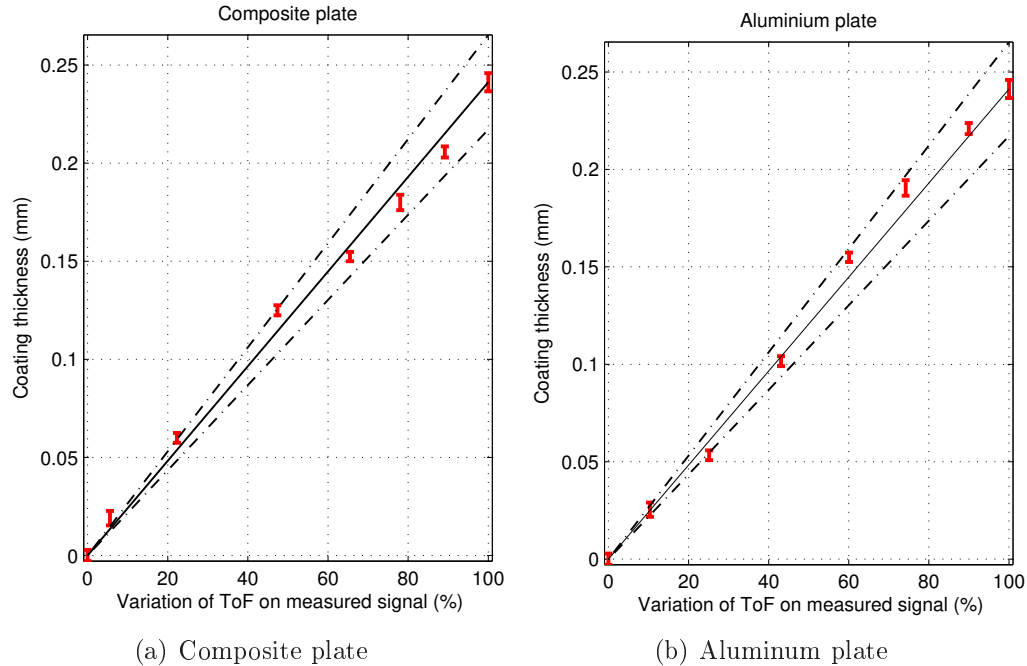


Figure 11.10 Coating thickness estimated on the composite (left) and aluminium (right) plates, solid : linear regression, dotted : 10 % error, bars : estimated

Tableau 11.3 Coating thickness measured, aluminum plate

Layer	Thickness (μm)	Estimated (μm)	Error (μm)
Primer	25.4	25	1
Layer 1	53	60	7
Layer 2	102	104	2
Layer 3	155	146	9
Layer 4	191	180	11
Layer 5	221	217	4

Tableau 11.4 Coating thickness measured, composite plate

Layer	Thickness (μm)	Estimated (μm)	Error (μm)
Primer	19.5	15	4
Layer 1	60	54	6
Layer 2	125	115	10
Layer 3	152	157	6
Layer 4	180	188	8
Layer 5	206	214	8

From the results observed in Fig. 11.10, the least square estimate with respect to a linear regression for the composite plate is 0.9917 and 0.9953 for the aluminium plate, which

demonstrates experimentally the linearity of the extracted metric with respect to coating thickness. From the results of Tab. 11.3 and 11.4, it can be seen that the the estimated coating thickness is below 10 % of the average measured thicknesses.

In this paper, composites were obtained. However, results obtained for isotropic structures (higher level of isotropy), have shown to provide similar or even better accuracy. As shown in Fig. 11.9, slight variations on the angle where the measurement is taken can impact the time domain signals for a unidirectional composite. For cross-ply or quasi-isotropic laminates, since the variation in guided waves velocity with respect to orientation is less important, the robustness of the technique could be improved since the technique will be less sensitive to small uncertainties in the measurement orientation, compared to unidirectional composites. However, increasing the level of isotropy of the laminate will modify the mechanical properties of the laminate. A reduced difference between the elastic modulus of the composite and the elastic modulus of the coating will lead to reduced sensitivity of the technique. This could be compensated either by increasing the distance between the emitter and receiver or by increasing the sampling frequency of the acquisition system.

This methodology is thus able to estimate the coating thickness with a precision below 10 μm of the average measured thickness. This simple methodology thus provides an interesting alternative, for which the presence of metallic mesh does not interfere with the precision of the results, since it is already considered in the baseline measurement. Also, guided waves are less affected than bulk waves by rough surface and provide an average thickness measurement over an extended surface instead of localized thickness measurement.

The technique presented in this paper relies on the calculation of the sensitivity of the guided waves to the presence of a coating over a substrate. The sensitivity was demonstrated for both isotropic and composite structures. However, the calculation of this sensitivity will be affected by the difference between the mechanical properties of the substrate and the coating. Large difference between the substrate and the coating properties will increase the sensitivity of the technique, whereas small difference will reduce it.

11.6 Conclusion

This paper presents a robust methodology to estimate coating thickness over a structure, whether the substrate is metallic, composite or has a bonded metallic mesh. The methodology consists in measuring the changes in ToF of S_0 mode between two reference measurements. The linear dependency of the ToF with respect to coating thickness is first

demonstrated numerically. An experimental analysis is then conducted on an aluminum plate and on an unidirectional aerospace grade composite plate where a metallic mesh is bonded between the composite and the coating. The results obtained for the measured thickness are within 10 μm of the average measured thickness, demonstrating the high potential of the method to estimate in a simple and robust way the coating thickness over any type of structures. Ongoing work aims at developing an autonomous and robust prototype to reduce variability between the measurements of the same coating thickness.

11.7 Acknowledgements

The authors would like to acknowledge the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (NSERC) for their funding. The authors would also like to thank Shihua Tang from Bombardier Aerospace for providing the experimental structures.

CHAPITRE 12

SYNTHÈSE DES RÉSULTATS

À travers ce doctorat, trois volets ont été explorés. Pour chacun d'eux, de nouveaux développements scientifiques ont été apportés contribuant ainsi à l'enrichissement de notre bassin de connaissances actuelles. Gardant comme objectif principal d'améliorer la précision et la robustesse des techniques d'imagerie, les aspects suivants ont été étudiés :

- L'évaluation de la possibilité d'améliorer les modèles de génération et de propagation d'ondes pour la technique d'imagerie Excitelet ;
- L'adaptation de la technique d'imagerie Excitelet pour les composites et une évaluation exhaustive de sa sensibilité sur un composite unidirectionnel vis-à-vis certains paramètres en entrée ;
- L'approfondissement des caractéristiques des structures affectant les ondes guidées et leur impact respectif sur la propagation d'ondes qui en découle.

Ce chapitre présente une synthèse des résultats clés des chapitres précédents. Un survol des contributions et une analyse critique du travail effectuée est faite au chapitre suivant.

12.1 Intégration d'une formulation semi-analytique

L'algorithme utilisé pour reconstruire les signaux théoriques de la technique d'imagerie Excitelet est généralement fondé sur le modèle *pin-force*. Le modèle *pin-force* est une formulation permettant de reproduire le comportement de l'émetteur en basses fréquences, soit lorsque les longueurs d'ondes générées sont beaucoup plus grandes que la dimension de l'émetteur, ce qui limite sa validité. Sa performance à reconstruire de façon représentative des signaux en haute fréquence est donc limitée par ses hypothèses simplificatrices. Parmi celles-ci, il est considéré que l'émetteur exerce une force de traction seulement sur sa circonférence et que l'amplitude de cette force est indépendante de la fréquence d'excitation.

12.1.1 Analyse des patrons de cisaillement sous l'émetteur

Pour évaluer les limites de validité du modèle *pin-force*, une analyse du comportement en traction sous un émetteur a été d'abord effectuée numériquement. Des exemples de patrons

de cisaillement extraits sous une piézocéramique collée à un composite unidirectionnel sont présentés à la Figure 12.1.

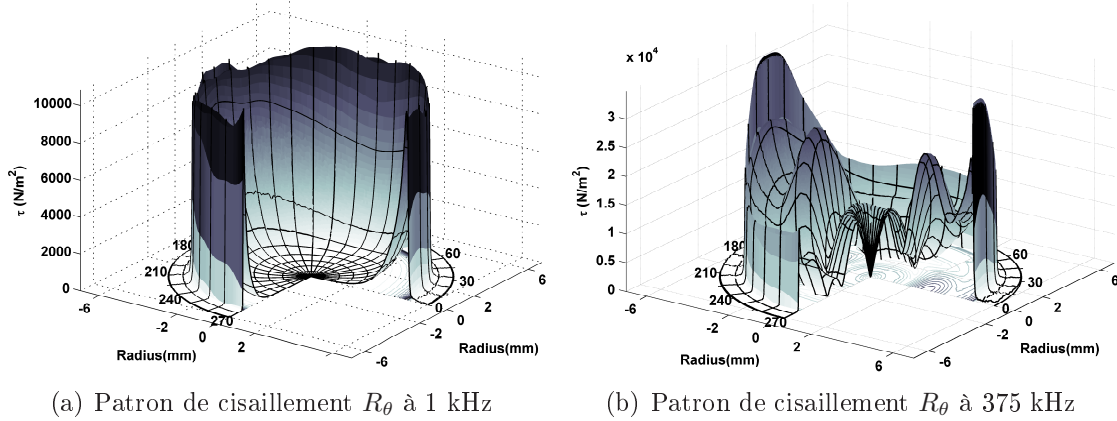


Figure 12.1 Valeur absolue des patrons de cisaillement sous une piézocéramique à 1 kHz et 375 kHz

Tel que montré, l'augmentation de la fréquence d'excitation distribue les contraintes de cisaillement sous la surface d'une piézocéramique, limitant la validité de ce modèle. Une analyse des patrons de cisaillement sous la piézocéramique a montré que les dimensions de l'émetteur (hauteur, épaisseur), les caractéristiques géométriques et mécaniques de l'adhésif, la fréquence d'excitation, ainsi que l'orientation (pour les composites), peuvent affecter la génération des ondes guidées.

12.1.2 Modélisation de l'émetteur : matériaux isotropes

Afin d'intégrer ce comportement de façon simple à la technique d'imagerie, une formulation semi-analytique a été développée. Cette formulation repose sur l'extraction et l'intégration, à partir d'un modèle FEM, des patrons de cisaillement sous l'émetteur. Celle-ci offre l'avantage de ne nécessiter la simulation que de l'émetteur et son substrat, et non la totalité de la structure. Les patrons de cisaillement peuvent par la suite être extraits et intégrés dans le modèle de propagation pour construire une bibliothèque de signaux. Une première validation numérique a été effectuée. Dans ce cas, les patrons de cisaillement obtenus sous un émetteur rond ont été extraits numériquement et intégrés au modèle de génération. Une comparaison des courbes d'amplitude obtenues avec le modèle *pin-force* et avec le modèle hybride (semi-analytique), comparativement aux courbes d'amplitude extraites de la FEM, est présentée à la Figure 12.2.

Tel qu'illustré à la Figure 12.2, l'intégration du patron de cisaillement plan sous l'émetteur permet d'augmenter la corrélation entre les courbes d'amplitude obtenues numériquement

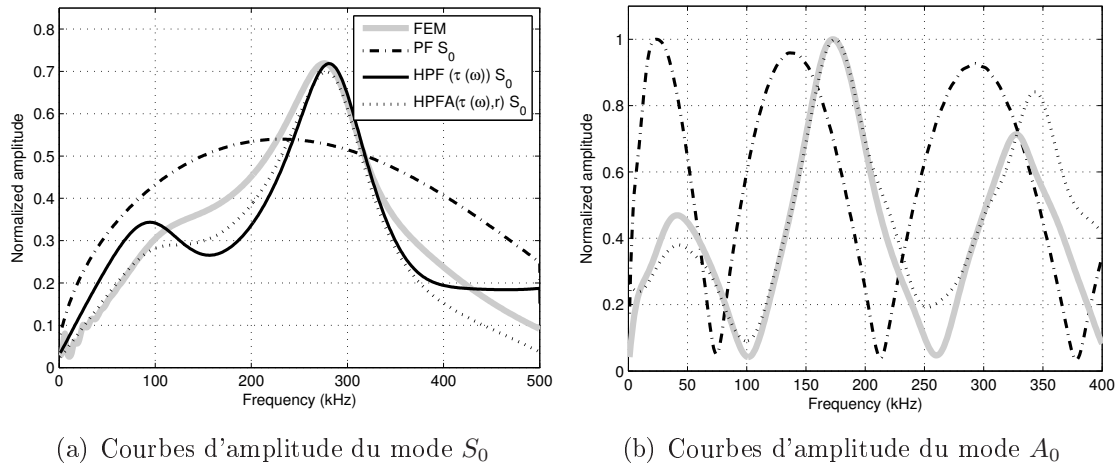
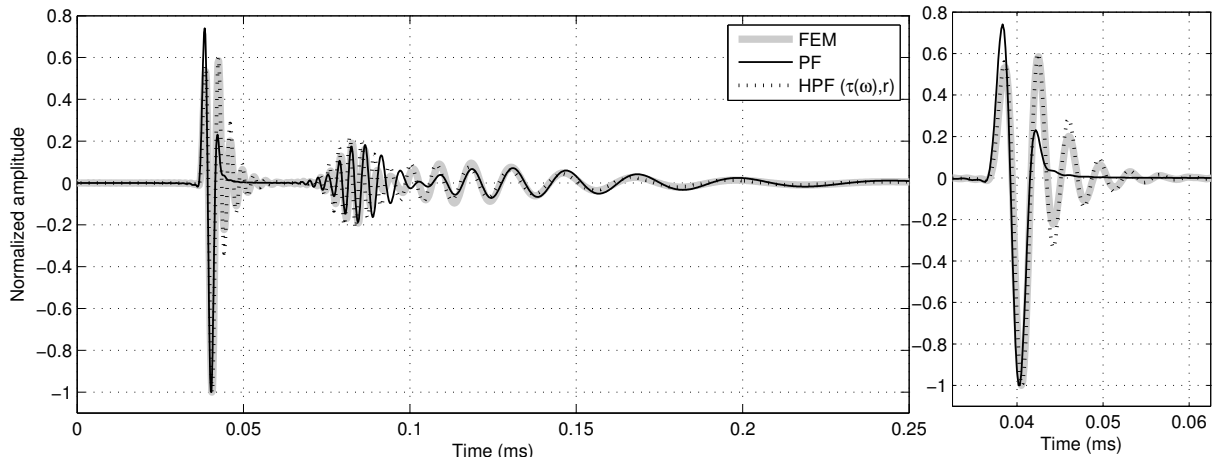


Figure 12.2 Courbes d'amplitude selon le modèle obtenu

comparativement au modèle *pin-force*. Temporellement, cette approche a permis d'obtenir une représentation plus fidèle des signaux dispersés tel que montré à la Fig. 12.3 pour des signaux ayant un contenu fréquentiel élargi.

Figure 12.3 Trace temporelle obtenue, avec FEM, *pin-force* (PF) et modèle hybride ($HPF\tau(\omega, r)$)

La considération adéquate du patron de cisaillement sous l'émetteur permet d'améliorer la reconstruction des modes A_0 et S_0 . Un exemple probant de l'amélioration sur les signaux reconstruits peut être observé pour le mode S_0 , où la résonance de l'émetteur est adéquatement capturée, ce qui n'est pas le cas lorsque le modèle *pin-force* est utilisé.

12.1.3 Modélisation de l'émetteur : matériaux composites

Tel que pour le modèle sur les structures isotropes, une analyse des patrons de cisaillement sous l'émetteur a été effectuée. Dans le cas des composites, étant donné le caractère

non-axisymétrique du substrat, une modélisation 3D du patron de cisaillement était nécessaire pour en extraire ses caractéristiques. L'intégration des patrons de cisaillement dans la fonction de génération a permis de mieux reproduire les courbes d'amplitude des émetteurs, tel que montré à la Figure 12.4, où une comparaison entre les courbes d'amplitudes obtenues avec le modèle *pin-force*, le modèle hybride et la FEM sont illustrées.

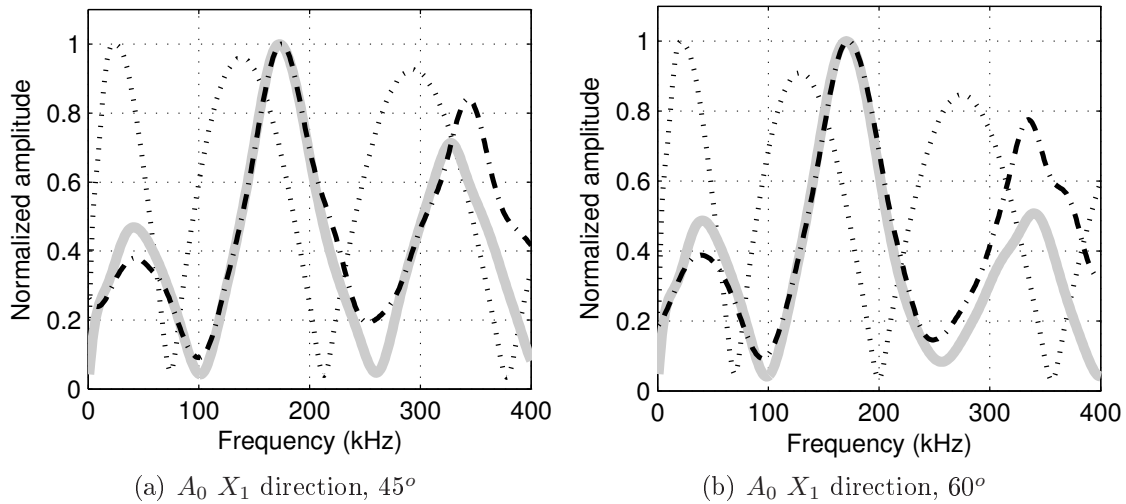


Figure 12.4 Courbes de vitesse du mode A_0 à 30,45 et 60 degrés, gris : FEM, pointillés : *pin-force*, traits pointillés : modèle hybride

Avec cette méthode, des résultats plus représentatifs sont obtenus avec le modèle hybride en comparaison au modèle *pin-force*, même en basses fréquences. En plus d'offrir une amélioration dans les courbes d'amplitude comparativement aux modèles numériques, une intégration des patrons de cisaillement permet d'améliorer les résultats obtenus expérimentalement, tel que montré à la Figure 12.5.

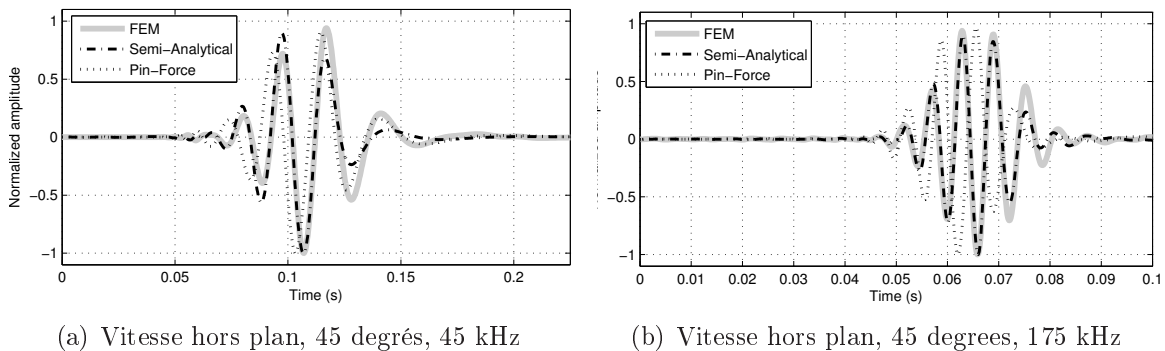


Figure 12.5 Comparaison des vitesses hors plan à 45 degrés pour un signal à 2.5 cycles sur une plaque unidirectionnelle mesurée à 8 cm de la source.

À partir des améliorations et des apprentissages acquis vis-à-vis les modèles de génération, l'étape suivante du doctorat a consisté à évaluer l'effet de mieux considérer la génération

sur l'imagerie (isotrope), et de démontrer le potentiel de la technique d'imagerie Excitelet à détecter des défauts sur un composite.

12.2 Amélioration de la technique d'imagerie Excitelet

Suite aux résultats obtenus permettant d'améliorer les modèles de génération et de la propagation d'ondes guidées dans les structures isotropes et composite, l'étape suivante a consisté à valider l'intérêt d'utiliser des modèles en imagerie. Néanmoins, dans le cas des composites, seul le modèle de propagation a été validé, vue la complexité expérimentale rattachée à reproduire précisément les patrons de cisaillement pour l'ensemble des émetteurs sur la structure, limitant la plage de fréquences pouvant être exploitée de façon fiable. Pour l'imagerie, les signaux ont été obtenus par une reconstruction en sous-bandes de la réponse en fréquence de la structure.

12.2.1 Structures isotropes

À partir de la fonction de transfert (signature de l'endommagement) obtenue, des signaux temporels sont reconstruits et comparés à un signal théorique calculé via la formulation analytique utilisée. Des exemples de résultats obtenus sont présentés à la Fig. 12.6.

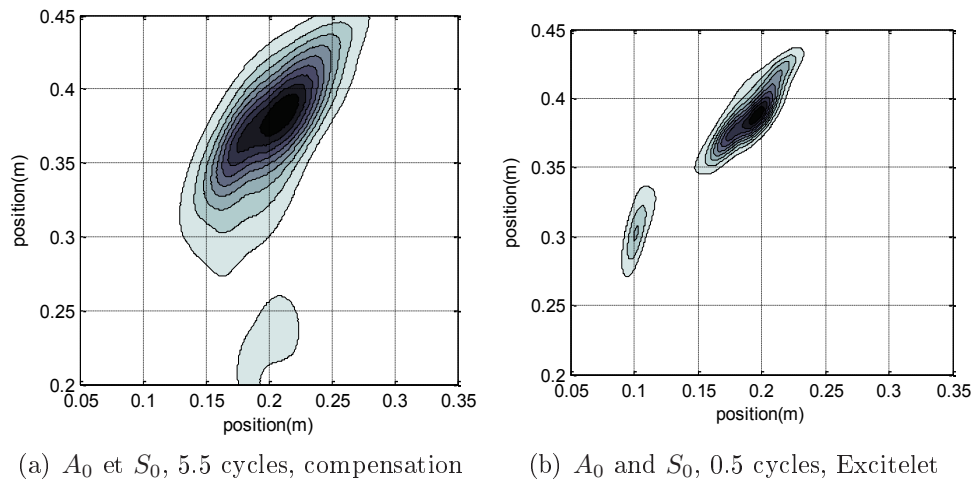


Figure 12.6 Comparaison des résultats en imagerie pour une excitation de 5.5 et 0.5 cycles en utilisant la technique d'imagerie Excitelet

L'utilisation de signaux ayant un contenu fréquentiel élargi a permis non seulement de détecter mais également de discriminer deux défauts en proximité l'un de l'autre, à l'aide de seulement 3 émetteurs piézocéramiques. L'utilisation de signaux ayant un contenu fréquentiel trop resserré, impliquant un nombre de cycles élevés dans le domaine temporel,

empêche une discrimination des échos provenant d'endommagements près l'un de l'autre. Néanmoins, lorsqu'un signal ayant un contenu fréquentiel élargi est utilisé, il est possible de discriminer des défauts près l'un de l'autre, tel qu'illustré à la Fig. 12.6. L'exploitation dans ce cas de meilleures techniques de reconstruction de signaux, tel le modèle hybride a permis d'une part, de s'assurer d'obtenir une précision adéquate sur la détection de l'endommagement et d'autre part, d'obtenir un niveau de corrélation élevé des endommagements.

12.2.2 Structures composites

Pour les composites, la technique d'imagerie Excitelet a démontré sa capacité à détecter et positionner un endommagement peu importe la position de celui-ci sur une structure unidirectionnelle et le mode utilisé. Des résultats numériques sont présentés à la Figure 12.7. Des résultats similaires ont été obtenus expérimentalement sur un composite unidirectionnel.

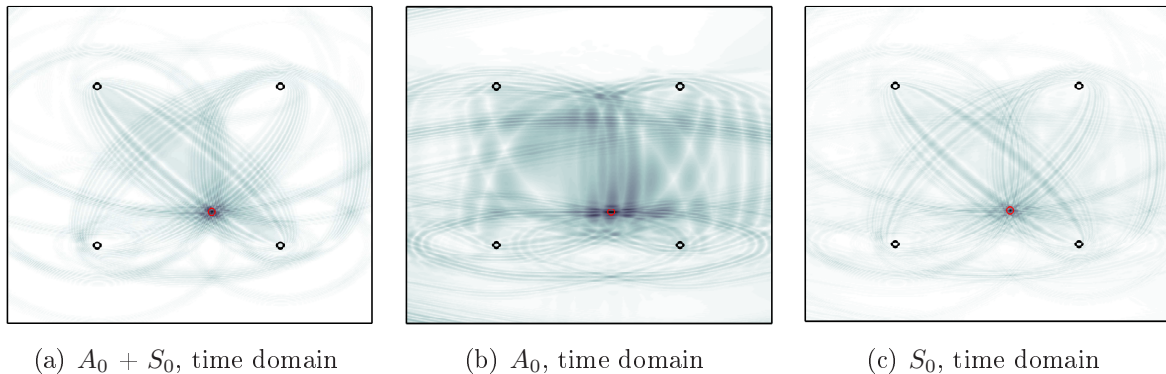


Figure 12.7 Résultats d'imagerie obtenus considérant les modes A_0 et/ou S_0 , validation numérique

Les analyses plus avancées ont également montré qu'expérimentalement, le mode A_0 est un meilleur candidat pour la détection d'endommagements que le mode S_0 , étant donné que celui-ci a plus de chances d'interagir avec un défaut, vue les longueurs d'ondes qui lui sont associées.

12.2.3 Analyse comparative des techniques d'imagerie pour les composites

Les résultats obtenus avec la technique Excitelet (CB) ont ensuite été comparés aux résultats obtenus avec des méthodes d'imagerie plus classiques. Les méthodes de *Delay-and-sum*

(DAS) et de compensation en dispersion (DC) ont été utilisées comme éléments de comparaison. Les résultats sont présentés à la Figure 12.8.

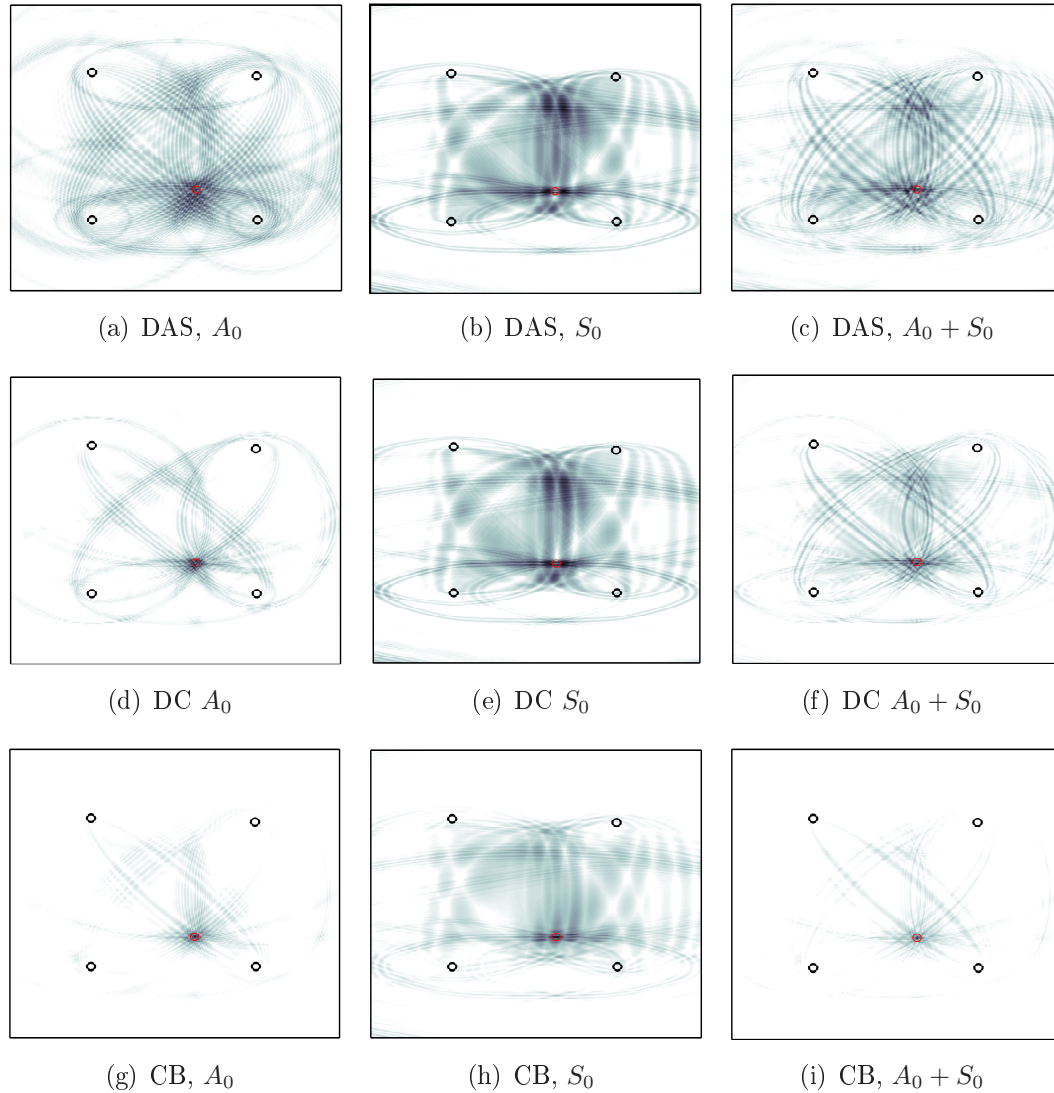


Figure 12.8 Résultats en imagerie obtenus considérant les modes A_0 et S_0 modes pour la détection d'endommagements sur un composite unidirectionnel

Le modèle Excitelet a permis, même dans le cas d'un composite unidirectionnel, de détecter et positionner avec une bonne précision un endommagement en utilisant les modes A_0 et S_0 . Les résultats obtenus ont montré que l'utilisation d'un meilleur modèle de propagation, représentant plus fidèlement la propagation d'ondes guidées dans une structure, a permis d'augmenter le niveau de corrélation et la précision dans la détection des dommages comparativement aux méthodes utilisant des formulations analytiques plus simples. Des résultats similaires ont été obtenus expérimentalement : la technique d'imagerie Excitelet

a permis d'obtenir de bons résultats en détection, positionnement et pour la corrélation des dommages.

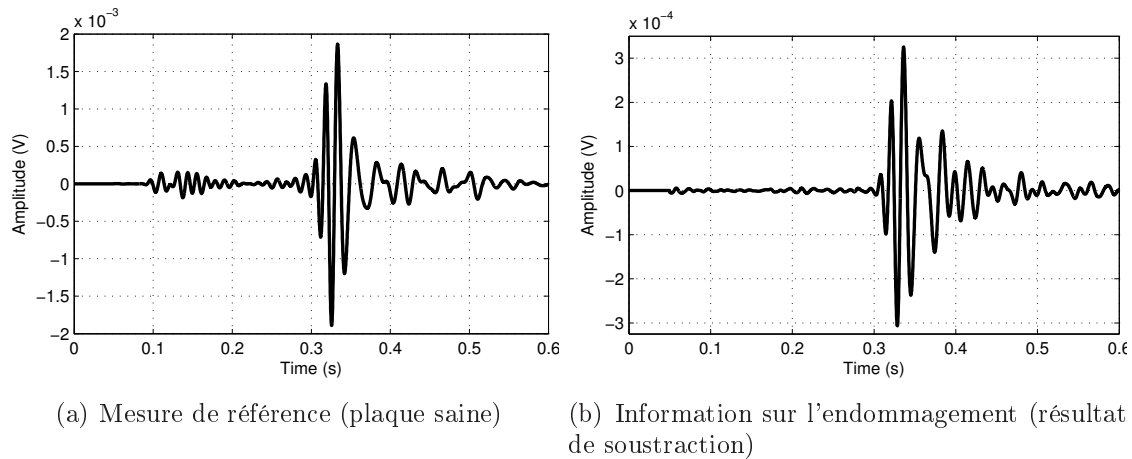


Figure 12.9 Comparaison du signal mesuré avec la signature de l'endommagement

À la Figure 12.9, on peut voir qu'il est impossible de détecter adéquatement un défaut en utilisant uniquement le mode S_0 , non pas parce que la reconstruction n'est pas adéquate, mais parce que pour certaines orientations, les longueurs d'onde de ce mode n'interagissent pas avec la taille du défaut. Néanmoins, pour certaines orientations, une interaction pouvait être mesurée, ce qui a permis d'ajouter la contribution du modèle d'imagerie Excitelet à la détection d'endommagements dans une structure.

12.2.4 Amélioration de la technique de corrélation

Dans les études précédentes faites dans le cadre de ce projet, une corrélation normalisée était utilisée pour détecter les endommagements sur une structure. Une des dernières améliorations apportées à la partie imagerie du projet a été d'exploiter une méthode différente de corrélation, soit la corrélation croisée généralisée (GCC). Cette corrélation s'effectue dans le domaine fréquentiel au lieu du domaine temporel. Un exemple de différence entre les résultats obtenus avec une corrélation normalisée (temporel) versus une corrélation GCC (fréquentiel), est montré à la Figure 12.10. Les résultats obtenus ont montré que l'utilisation de la technique GCC permet d'obtenir des cartes de corrélation où la position exacte de l'endommagement est plus forte que le bruit sur le reste de la carte.

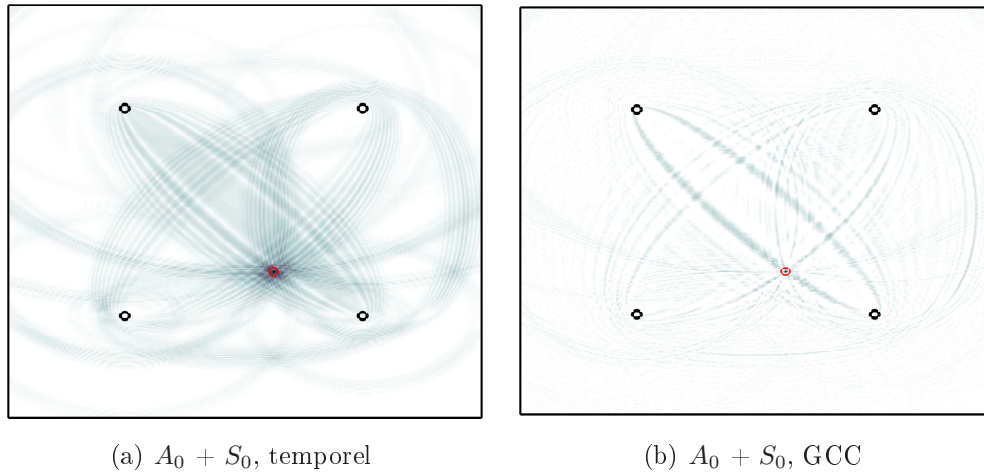


Figure 12.10 Résultats d'imagerie considérant les modes A_0 et/ou S_0 pour la détection d'un réflecteur omnidirectionnel sur un composite. Cercle rouge : endommagement, noir : position des transducteurs

12.2.5 Intégration d'une méthode de caractérisation in-situ

Afin de démontrer l'intérêt de connaître avec une bonne précision les propriétés mécaniques de la structure sur l'imagerie, une analyse de la sensibilité sur la position et la corrélation de varier les courbes de dispersion a été effectuée pour un composite. Les résultats sont montrés à la Figure 12.11.

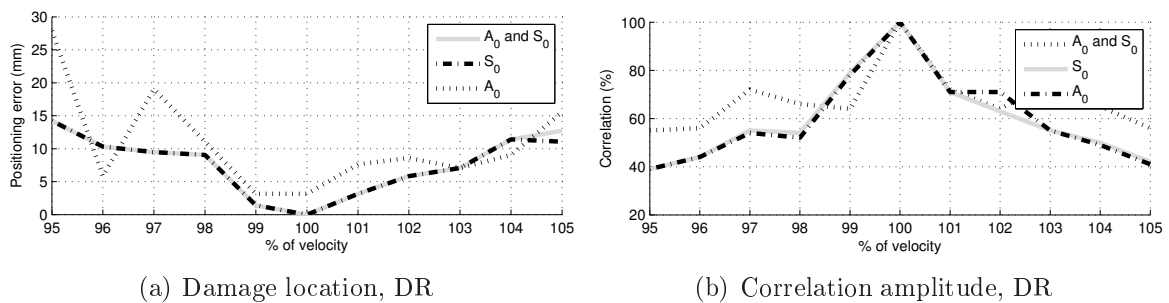


Figure 12.11 Effet de varier la vitesse de phase sur la position et la corrélation

Tel que montré à la figure précédente, une erreur d'environ 2 % sur les courbes de dispersion permet de ne pas trop affecter l'amplitude de la corrélation obtenue ainsi que l'erreur sur la position de l'endommagement. Ces résultats démontrent l'intérêt de caractériser la structure avant d'effectuer de l'imagerie sur celle-ci. Les composites présentant une variabilité importante lors de la fabrication, une technique permettant d'adapter les paramètres de dispersion aux cas étudiés a été proposée dans ce projet. Pour y arriver, une technique de caractérisation *in situ*, utilisant les mêmes émetteurs que ceux utilisés pour l'imagerie, a été mise en place. Cette technique repose sur l'utilisation d'un algorithme génétique

pour évaluer précisément les propriétés de la matrice de rigidité d'une structure. Cette technique de caractérisation a d'abord été utilisée pour les structures isotropes (effet de la température sur les propriétés mécaniques d'une structure), et par la suite sur les composites. Dans le cas des composites, des mesures à plusieurs orientations doivent être réalisées pour estimer plus précisément les propriétés mécaniques de la structure. Une comparaison entre les mesures expérimentales et les signaux théoriques après convergence est présentée à la Figure 12.12. Tel que montré à la Figure 12.12, l'algorithme de caractérisation est en mesure de reconstruire les signaux dispersés avec précision.

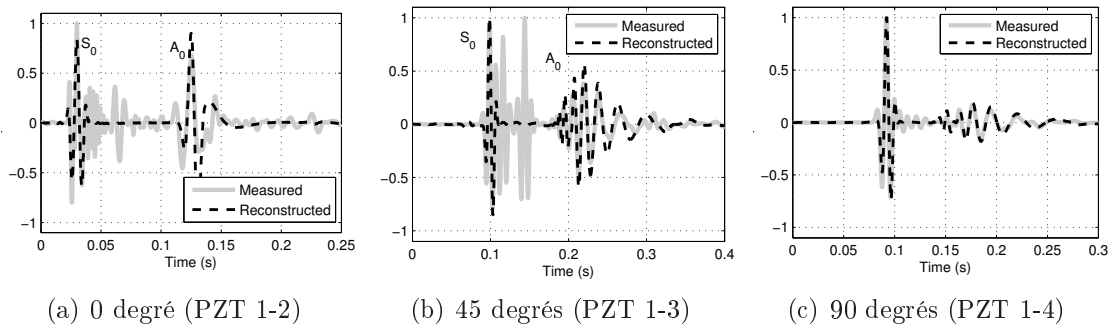


Figure 12.12 Comparaison entre les signaux reconstruits et les signaux mesurés expérimentalement sur un composite après convergence

12.2.6 Amortissement

L'amortissement a été évalué afin de mieux cerner les enjeux rattachés à son effet sur la propagation d'ondes. À partir d'une variante de la stratégie de caractérisation, une analyse numérique suivie d'une validation expérimentale ont été effectuées.

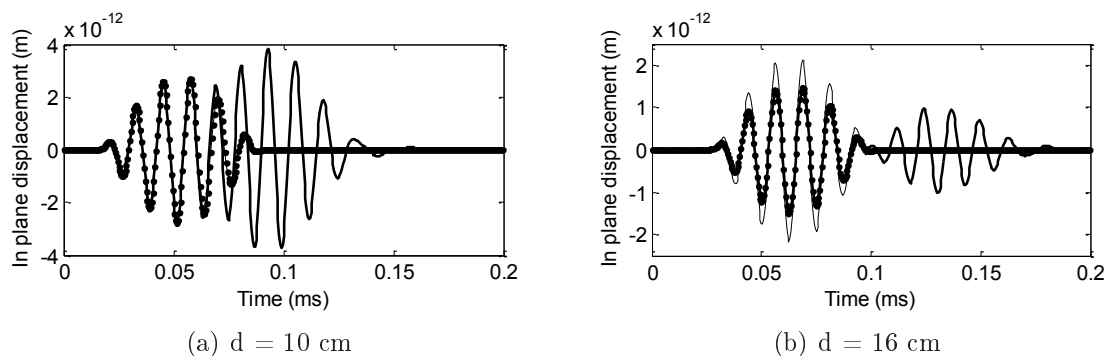


Figure 12.13 Amplitude des signaux (solide = FEM, + = modèle de propagation considérant l'amortissement, trait noir fin - modèle sans amortissement)

L'analyse des résultats a démontré qu'il est possible d'estimer l'amortissement de la structure pour une plage de fréquences données, tel qu'illustré à la 12.13. Des résultats similaires

ont été obtenus expérimentalement. Néanmoins, cette étude s'est limitée à la mesure avec un vibromètre laser des signaux propagés.

12.3 Caractéristiques affectant la propagation d'ondes

12.3.1 Conditions environnementales

Cette étude s'est penché sur l'effet des conditions environnementales sur la propagation d'ondes mais également sur la performance de la technique d'imagerie Excitelet à détecter et positionner adéquatement des endommagements dans ces conditions. Pour se faire, la méthode de compensation de mesures de référence OBS a été employée, mais également, une caractérisation des propriétés mécaniques de la structure a été effectuée *a priori* de l'utilisation de l'algorithme d'imagerie.

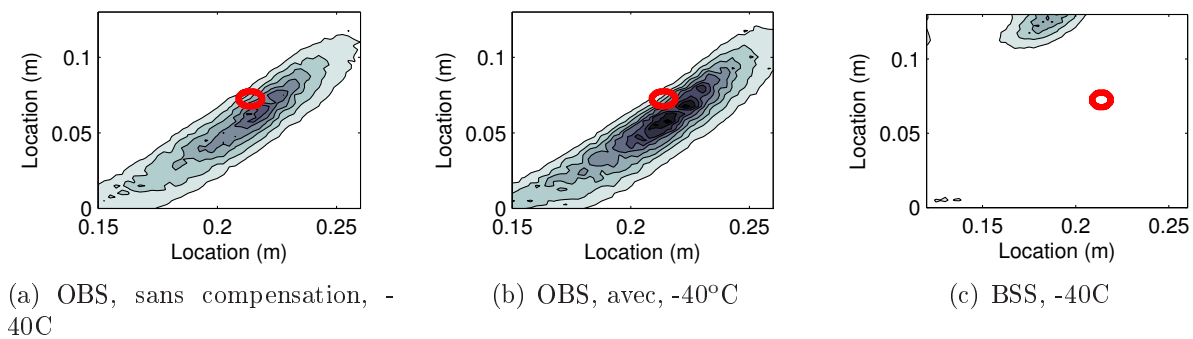


Figure 12.14 Comparaison des capacités en détection d'endommagements, le boulon est représenté par le cercle rouge

L'utilisation des propriétés mécaniques exactes à la température de la mesure permet d'augmenter l'amplitude de la corrélation de près de 50 %, démontrant encore une fois l'intérêt d'utiliser un algorithme de caractérisation mécanique des propriétés de la structure avant que de l'imagerie ne soit effectuée sur celle-ci.

12.3.2 Revêtement sur une structure

Dans un cas réel en aéronautique, une structure typique serait assurément recouverte de peinture. L'effet de la présence de revêtement au-dessus d'une structure sur la propagation d'ondes guidées a été étudié. Vu que les propriétés mécaniques diffèrent grandement entre la peinture et le substrat, des variations importantes au niveau de la dispersion des ondes guidées sur ces structures seraient possibles. Les résultats obtenus ont montré que

le revêtement affecte de façon non négligeable la propagation des ondes guidées dans la structure. Cette sensibilité des ondes guidées a été exploitée pour développer une méthode simple permettant d'évaluer l'épaisseur de revêtement sur une structure. Une stratégie en 3 étapes a été développée et mise en place pour évaluer l'épaisseur de revêtement. Les résultats obtenus en utilisant cette stratégie ont démontré qu'il est possible, avec un niveau de précision élevé, soit sous les 5 % d'erreur sur la valeur absolue de l'épaisseur mesurée, d'estimer l'épaisseur de revêtement sur une structure.

CHAPITRE 13

CONCLUSION

L'inspection embarquée des structures, bien que performante sur les structures métalliques, est encore limitée dans le cas des composites. La plupart des modèles de propagation utilisés par les techniques d'imagerie sont limités par leurs hypothèses simplificatrices.

Dans cette thèse, l'utilisation d'une formulation plus avancée de génération et de propagation des ondes guidées dans les structures est intégrée à la technique d'imagerie Excitelet, développée à l'Université de Sherbrooke, afin d'évaluer pour la première fois son potentiel sur une structure composite.

L'objectif du projet était d'évaluer la performance de la technique Excitelet sur les composites et d'augmenter les connaissances du GAUS sur la modélisation de la propagation d'ondes guidées dans les structures composite. Les travaux réalisés dans cette thèse ont non seulement démontré le potentiel de cette technique pour une utilisation sur des matériaux composites mais ont également permis d'améliorer substantiellement d'une part, la compréhension des différents paramètres affectant le modèle de propagation, et d'autre part, de développer de multiples nouveaux outils de calcul.

13.1 Contributions

Les contributions principales de ce thèse sont divisées en 4 catégories, soient la génération d'ondes guidées, l'imagerie, la caractérisation *in-situ* et la sensibilité de la propagation des ondes guidées. La contribution principale, les avantages et les limitations de chacune des contributions sont présentées dans cette section.

13.1.1 Génération d'ondes guidées

La nouveauté principale de cette partie est le développement d'un modèle semi-analytique permettant d'intégrer la distribution des patrons de cisaillement dans la formulation de génération. Cette nouveauté a permis d'améliorer la précision du modèle de génération à reconstruire des signaux comparativement au modèle *pin-force*. Ce modèle semi-analytique offre les avantages suivants :

- Meilleure précision dans la reconstruction des courbes d'amplitude et des signaux temporels ;
- Peut être intégré au modèle d'imagerie puisque la partie propagation est calculée analytiquement ;
- Meilleure corrélation entre les signaux mesurés et les signaux reconstruits ;

Néanmoins, les limitations ayant ressorti des travaux sont les suivantes :

- Nécessite de très bien connaître le substrat, les caractéristiques de l'adhésif et du PZT pour simuler adéquatement des patrons de cisaillement représentatifs, donc difficilement applicable à grande échelle ;
- Pour les composites, un modèle FEM 3D est nécessaire pour l'extraction des patrons de cisaillement, ce qui peut être relativement long pour ce qui est du temps de calcul ;

En plus de demander une bonne connaissance de la structure, de l'adhésif et du substrat, dans un contexte plus industriel, le temps de calcul requis pour modéliser par FEM l'ensemble des émetteurs pourrait représenter une limitation importante à son implantation. En effet, les ressources de calcul utilisées dans le cadre du doctorat sont pour l'instant importantes. L'ordinateur utilisé durant le doctorat possédait 96 Gb de Ram et un processeur de 12 coeurs. Malgré cela, plusieurs jours de calculs étaient nécessaires pour obtenir les patrons de cisaillement sous un seul émetteur.

13.1.2 Amélioration de l'imagerie

La nouveauté principale de cette partie du projet a été l'implantation de la technique d'imagerie Excitelet sur les composites. Cette implantation a demandé de modifier le modèle de génération et de propagation utilisé. Une comparaison de la technique d'imagerie Excitelet avec d'autres techniques d'imagerie a été effectuée. Les caractéristiques et avantages suivants ont été obtenus :

- L'utilisation de signaux en large bande ont permis d'augmenter la probabilité de la technique Excitelet à détecter ;
- La technique Excitelet est en mesure de mieux détecter les endommagements même avec des signaux large bande, ce que les autres techniques d'imagerie ont de la difficulté à faire ;
- L'utilisation de signaux en large bande ont permis de discriminer des endommagements près l'un de l'autre même avec un nombre limité de piézo-céramiques ;

- La technique Excitelet peut considérer plusieurs modes, ce qui n'est pas le cas pour certaines techniques telles la compensation en dispersion ;
- Le modèle Excitelet considère adéquatement le steering effect des ondes guidées, ce que les autres techniques d'imagerie comparées ne sont pas en mesure de faire ;
- L'utilisation d'une technique de corrélation croisée généralisée a permis de mieux faire ressortir l'endommagement dans les cartes de corrélation.

Néanmoins, une limitation importante est ressortie de ces travaux de recherche. En effet, le temps requis pour construire la librairie de signaux temporels requiert un temps de calcul important. Néanmoins, ce calcul doit être effectué une seule fois, comparativement à la technique de compensation en dispersion où le calcul des signaux compensés doit être effectué chaque fois qu'une mesure est faite. Lorsque la librairie de la technique Excitelet est calculée, le temps requis pour effectuer de l'imagerie est sensiblement le même que celui-requis pour les techniques de *delay-and-sum*, ce qui fait de la technique Excitelet un bon candidat pour l'imagerie sur les structures composites.

Un frein potentiel à l'application de cette technique serait la complexité de la formulation mathématique utilisée pour modéliser la propagation d'ondes guidées. La formulation utilisée permet de représenter les structures planes. Dans le cas des structures courbes ou plus complexes, les équations utilisées ne seraient plus valides et demanderaient d'être adaptées en conséquence. Dans le cas d'une intégration du modèle dans un système autonome, la complexité des mathématiques utilisées pourrait représenter une problématique possible. Par exemple, une structure multicouches demanderait la résolution de systèmes de matrices de très grandes tailles.

13.1.3 Caractérisation in-situ des composites

La nouveauté principale de cette partie du projet est l'exploitation du modèle de propagation pour les composites afin d'évaluer les propriétés mécaniques du laminé à partir de mesures prises à différentes orientations sur la structure. La technique développée offre les avantages suivants :

- Les propriétés mécaniques obtenues sont associées à la structure à l'étude en imagerie, ce qui n'est pas le cas lorsque des tests destructifs sont utilisés pour la caractérisation mécanique ;
- L'utilisation de la technique Excitelet a permis d'obtenir des propriétés mécaniques à l'intérieur de 5 % des propriétés obtenues par méthodes destructives standard ;

- L'étude de robustesse en imagerie pour les composites a montré que pour réduire l'effet de l'incertitude des propriétés sur l'imagerie, une erreur d'environ 2 % peut être tolérée. Il s'agit d'une intervalle d'erreur pouvant être obtenue avec la technique de caractérisation.

Néanmoins, cette technique est limitée par les éléments suivants :

- La connaissance de la densité du composite est nécessaire ;
- Le temps de calcul dans le cas d'un laminé est relativement long, étant donné qu'il s'agit d'un processus de calcul itératif.

13.1.4 Effet d'un revêtement sur la structure sur la propagation d'ondes

La contribution principale dans cette partie du projet a été de développer une nouvelle technique de caractérisation de l'épaisseur de revêtement sur une structure. Les avantages de cette technique sont les suivants :

- Basée sur la sensibilité des ondes guidées, cette méthode permet de mesurer des variations de l'épaisseur de revêtement dans les ordres de grandeurs du micron ;
- La technique est simple à utiliser ;

Cette méthode, bien que validée seulement sur des structures simples, offre l'avantage de permettre une approche totalement nouvelle à la caractérisation sur des plaques non conductrices recouvertes d'un maillage anti-éclairs, ce qui, selon la connaissance des auteurs au moment de la rédaction de l'article, n'était pas atteignable à l'aide de techniques conventionnelles de caractérisation de revêtement telle les ondes de volume ou bien les mesures par courants de Foucault. La seule limitation de cette technique est qu'elle requiert la prise de mesures de références avant d'estimer l'épaisseur de revêtement.

13.2 Applications pratiques

Le projet de doctorat avait pour objectif de modéliser la propagation d'ondes guidées dans les composites pour l'imagerie basée sur des modèles. L'étude a été faite sur des structures simples. Dans le cas d'une application pratique sur des structures aéronautiques, il est fort probable que la complexité des structures soit plus importante et entraîne des difficultés supplémentaires.

Un projet de recherche présentement en cours, regroupant un nombre important d'entreprises et d'université, a pour objectif de construire une base de données regroupant des informations sur la propagation et l'interaction des ondes guidées dans les structures métalliques et composites. Il s'agit du projet DPHM 501 du Consortium de Recherche et Innovation en Aérospatiale du Québec (CRIAQ).

Les points qui ressortent de cette étude sont notamment que la propagation d'ondes guidées est plus complexe dans des cas représentatifs des structures réelles que dans le cadre de ce travail. Par exemple, la présence de variations d'épaisseur, de discontinuités, de raidisseurs, de rivets, etc, compliquera la propagation d'ondes guidées dans les structures.

Considérant les conclusions qui ressortent du projet du CRIAQ, ainsi que les observations faites dans le cadre de ce doctorat, l'implantation de la technique d'imagerie Excitelet sur les structures demandera d'être plus avancée que ce qui a été fait dans le cadre de cette thèse. Notamment, l'interaction des ondes guidées avec la structure et les types de dommages devrait être considéré pour augmenter la robustesse de la technique d'imagerie.

13.3 Suites potentielles du projet

L'intégration de l'effet du PZT récepteur dans le modèle serait une valeur ajoutée au niveau de la précision du modèle à reconstruire avec fidélité les signaux temporels. Cette modification pourrait avoir un impact positif sur la performance de la technique de caractérisation embarquée. Par contre, l'intégration du récepteur dans la formulation ne peut être effectuée analytiquement. Pour intégrer en totalité sa contribution, une discrétisation numérique en 3 dimensions des déplacements sous le PZT devrait être envisagée, et les déformations mesurées à partir de ces résultats devraient être considérés. Néanmoins, cette discrétisation représente un fardeau de calcul numérique non négligeable. Pour pallier cette limitation, une parallélisation massive serait envisageable.

Un autre aspect non traité dans ce projet concerne l'interaction des ondes avec l'endommagement. Jusqu'à maintenant, il est considéré que l'endommagement agit comme un réflecteur omnidirectionnel. En pratique, la directivité de certains défauts pourrait affecter la performance de la technique d'imagerie, et réduire sa performance (si par exemple pour certaines trajectoires émetteur-endommagement-récepteur, peu d'énergie était réfléchi par l'endommagement). Pour pallier ce problème, des modèles de directivités typiques d'endommagements pourraient être intégrés au modèle.

Également, l'intégration dans les modèles de propagation de conditions structurales particulières (raidisseurs, collages, joints, etc) serait un atout afin de rendre la formulation de propagation plus robuste.

En règle générale, une parallélisation plus massive du code serait une valeur ajoutée. Pour le moment, la seule parallélisation sépare le calcul entre les coeurs du CPU. Par exemple, une programmation des modèles de Matlab au langage C suivie de l'implémentation du calcul parallèle sur carte graphique par exemple (où un plus grand nombre de calculs peuvent être effectués simultanément que sur un processeur) permettrait de réduire le temps de calcul des fonctions de transfert.

LISTE DES RÉFÉRENCES

- (2004b). *Standard Test Method for Measuring Vibration-Damping Properties of Materials* (Rapport technique ASTM Standard E756). ASTM Int., 1 p.
- Acellent (2013). *Acellent Sensors*. <http://www.acellentsensors.com/default.asp> (page consultée le 1 avril).
- Alleyne, D. N. et Cawley, P. (1992). Optimization of lamb wave inspection techniques. *Ndt & E International*, volume 25, numéro 1, p. 11–22.
- Ambrozinski, L., Packo, P., Pieczonka, L., Stepinski, T., Uhl, T. et Staszewski, W. (2015). Identification of material properties—efficient modelling approach based on guided wave propagation and spatial multiple signal classification. *Structural Control and Health Monitoring*, p. 15f.
- ASTM (1991). *Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement* (Rapport technique). ASTM, 1 p.
- ASTM (1993). *E 756-93* (Rapport technique). ASTM, 6 p.
- ASTM (1997). *111-97, Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus and Chord Modulus* (Rapport technique). ASTM, 1 p.
- ASTM (2002). *Standard Test Method for Shear Modulus at Room Temperature* (Rapport technique ASTM Standard E143). ASTM, 1 p.
- ASTM (2004). *Standard Test Methods for Poisson Ratio at Room Temperature* (Rapport technique ASTM Standard E132). ASTM Int., 1 p.
- ASTM (2005). *D7136M Standard Test Method for Measuring the Damage Resistance of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite to a Drop-Weight Impact Event* (Rapport technique). ASTM, 1 p.
- Augereau, F. ans Laux, D., Allais, L. et Mottot, M. ans Caes, C. (2007). Ultrasonic Measurement of Anisotropy and Temperature dependence of Elastic Parameters by a dry coupling method applied to 6061-T6 alloy. *Ultrasonics*, volume 46, p. 34–41.
- Auld, B. (1990). *Acoustic fields and waves in solids, volume 1*. Krieger Publishing Company, 432 p.
- Bartoli, I., Marzani, A., di Scalea, F. L. et Viola, E. (2006). Modeling wave propagation in damped waveguides of arbitrary cross-section. *Journal of Sound and Vibration*, volume 295, numéro 3, p. 685–707.
- Beard, S., Liu, C. et Chang, F.-K. (2007). Design of a robust shm system for composite structures. Dans *Design of a robust SHM system for composite structures*. SPIE International Society for Optics and Photonics, p. 9.

- Brenguier, F., Shapiro, N., Campillo, M., Ferrazzini, V., Duputel, Z., Coutant, O. et Nercessian, A. (2008). Towards forecasting volcanic eruptions using seismic noise. *Nature Geosci.*, volume 1, numéro 2, p. 126–130.
- Castaigns, M. (2002). Contrôle et évaluation non destructifs de matériaux par ondes ultrasonores guidées. *Université Bordeaux*, volume 1.
- Castaigns, M., Hosten, B. et Kundu, T. (2000). Inversion of ultrasonic, plane-wave transmission data in composite plates to infer viscoelastic material properties. *NDT & E International*, volume 33, numéro 6, p. 377–392.
- Cawley, P., Cegla, F. et Galvani, A. (2012). Guided waves for ndt and permanently installed monitoring. Dans *Proceedings of the 18th World Conference on Nondestructive Testing*. NDT.net, p. 15.
- Chemartin, L., Lalande, P., Peyrou, B., Chazottes, A., Elias, P., Delalondre, C., Cheron, B. et Lago, F. (2012). Direct effects of lightning on aircraft structure : analysis of the thermal, electrical, and mechanical constraints. *Journal of Aerospace Labs*, volume 5, numéro 1, p. 15.
- Chimenti, D. (1997). Guided waves in plates and their use in materials characterization. *Applied Mechanics Reviews*, volume 50, numéro 5, p. 247–284.
- Cohen, L. (1992a). Instantaneous scale and the short-time scale transform. Dans *Time-Frequency and Time-Scale Analysis, 1992., Proceedings of the IEEE-SP International Symposium*. IEEE, p. 383–386.
- Cohen, L. (1992b). Scale, frequency, time, and the scale transform. Dans *Statistical Signal and Array Processing, 1992. Conference Proceedings., IEEE Sixth SP Workshop on*. IEEE, p. 9–12.
- Cohen, L. (1993). The scale representation. *IEEE Trans. Signal Process.*, volume 41, numéro 12, p. 3275–3292.
- Committee, A. I. H. (1992). *ASM Handbook Metals Handbook V. 17 : Nondestructive Evaluation and Quality Control*. ASM INT, 795 p.
- Composites-World (2012). *Composites world*. <http://www.CompositesWorld.com> (page consultée le 1 oct.).
- Corporation, O. (1 décembre 2015). *Olympus NDT*. <http://www.olympus-ims.com/fr/> (page consultée le Décembre).
- Crawley et Luis, D. (1987). Use of Piezoelectric Actuators as Elements of Intelligent Structures. *AIAA journal*, volume 25, p. 1373–1385.
- Croxford, A., Moll, J., Wilcox, P. et Michaels, J. (2010). Efficient temperature compensation strategies for guided wave structural health monitoring. *Ultrasonics*, volume 50, p. 517–528.

- D792-13, A. (2015). *Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement*, ASTM International, West Conshohocken, PA (Rapport technique). ASTM, 6 p.
- Dalton, R., Cawley, P. et Lowe, M. (2001). The potential of guided waves for monitoring large areas of metallic aircraft fuselage structure. *Journal of Nondestructive Evaluation*, volume 20, numéro 1, p. 29–46.
- Dantzig, G. et Thapa, M. (2003). *Linear Programming : Theory and Extensions, volume 2*. Springer Verlag, 447 p.
- Defelsko (2014). *Paint thickness on plastics*. <http://www.defelsko.com/applications/paint-thickness-on-plastic.htm> (page consultée le 1 juillet).
- Dessai, C., Zaman, M., Lightner, J. et Siriwardane, H. (1984). Thin-layer element for interfaces and joints. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, volume 8, numéro 1, p. 19–43.
- Dexmet (2007). Lightning strike protection for carbon fibre aircraft. Dans *Proceedings of the Society for Advancement of Materials Process Engineering.* -, p. 12.
- Diamanti, K. et Soutis, C. (2010). Structural health monitoring techniques for aircraft composite structures. *Progress in Aerospace Sciences*, volume 46, numéro 8, p. 342 – 352.
- Dr., A. (2014). *Coating thickness quality control*. <http://www.coating-thickness.com/145/Quality-control.htm> (page consultée le 1 juin).
- Drozdz, M. (2008). *Efficient Finite Element Modelling of Ultrasound Waves in Elastic Media*. Thèse de doctorat, Imperial College of Science Technology and Medicine, SW7 2BX, 218 p.
- E111-04, A. (2010). *Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus*, ASTM International, West Conshohocken (Rapport technique). ASTM, 7 p.
- E143-13, A. (2013). *Standard Test Method for Shear Modulus at Room Temperature*, ASTM International, West Conshohocken, PA (Rapport technique). ASTM, 5 p.
- Eremin, A., Glushkov, E., Glushkova, N. et Lammering, R. (2015). Evaluation of effective elastic properties of layered composite fiber-reinforced plastic plates by piezoelectrically induced guided waves and laser doppler vibrometry. *Composite Structures*, volume 125, p. 449–458.
- FAA (2012). *Aviation maintenance technician handbook volume 1 - airframe*. US Department of Transportation, 588 p.
- Fischer (2013). *Product overview : innovative, top quality measurement technology* (Rapport technique). Fischer, 24 p.

- Foote, P. (2013). New guidelines for implementation of structural health monitoring in aerospace applications. *SAE International Journal of Aerospace*, volume 6, numéro 2, p. 525–533.
- Fourez, S., Jenot, F., Ouaftouth, M., Duquennoy, M. et Ourak, M. (2012). Characterization by laser ultrasonics of thin film/substrate structure : application to the detection of microcracks. *Acoustics*, p. 4.
- Gao, W., Glorieux, C. et Thoen, J. (2003). Laser ultrasonic study of Lamb waves : determination of the thickness and velocities of a thin plate. *Internal journal of Engineering Science*, volume 41, numéro 1, p. 219–228.
- Gardiner, G. (2006). Lightning strike protection for composite structures. *High performance composites*, volume 21, numéro 4, p. 1.
- Giraudeau, A., Pierron, F. et Guo, B. (2010). An alternative to modal analysis for material stiffness and damping identification from vibrating plates. *Journal of Sound and Vibration*, volume 329, numéro 10, p. 1653–1672.
- Giridhara, G., Rathod, V., Naik, S., Roy Mahapatra, D. et Gopalakrishnan, S. (2010). Rapid localization of damage using a circular sensor array and lamb wave based triangulation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, volume 24, numéro 8, p. 17.
- 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. (2008). *Structural Health Monitoring with Piezoelectric Wafer Active Sensors*. Academic Press, 1012 p.
- Giurgiutiu, V., Zagrai, A. et Bao, J. J. (2002). Piezoelectric wafer embedded active sensors for aging aircraft structural health monitoring. *Structural Health Monitoring*, volume 1, numéro 1, p. 41–61.
- Glisic, B. et Inaudi, D. (2008). *Fibre optic methods for structural health monitoring*. John Wiley & Sons.
- Glushkov, E., Glushkova, N., Kvasha, O. et Seeman, W. (2007). Integral equation-based modeling of the interaction between piezoelectric patch actuators and elastic substrate. *Smart Materials and Structures*, volume 16, numéro 3, p. 650.
- Gros, X. E. (1995). An eddy current approach to the detection of damage caused by low-energy impacts on carbon fibre reinforced materials. *Materials Design*, volume 16, numéro 3, p. 167 – 173.
- Guo, Z., Achenbach, J. et Krishnaswamy, S. (1997). EMAT generation and laser detection of single Lamb wave modes. *Ultrasonics*, volume 35, numéro 1, p. 423–429.
- Gürdal, Z., Haftka, R. et Hajela, P. (1999). *Design and Optimization of Laminated Composite Materials*. Wiley-Interscience, 352 p.

- Ha, S. et Chang, F.-K. (2010). Adhesive interface layer effects in pzt-induced lamb wave propagation. *Smart Materials and Structures*, volume 19, numéro 2, p. 025006.
- Han, L., Wang, X. et Sun, Y. (2008). The effect of bonding layer properties on the dynamic behaviour of surface-bonded piezoelectric sensors. *International Journal of Solids and Structures*, volume 45, p. 5599–5612.
- Hansen, D. (1999). Painting versus polishing of airplane exterior surfaces. *Boeing Aero Magazine*, volume 5, p. 1.
- Hayashi, T., Murase, M. et Nor Salim, M. (2009). Rapid thickness measurement using guided waves from a scanning laser source. *Journal of the Acoustical Society of America*, volume 126, numéro 1101-1106, p. 3.
- Hernandez, C. M., Murray, T. W. et Krishnaswamy, S. (2001). Characterization of thin film mems using photo-acoustic microscopy. Dans *Lasers in Metrology and Art Conservation*. International Society for Optics and Photonics, p. 61–69.
- Hernandez, C. M., Murray, T. W. et Krishnaswamy, S. (2002). Photoacoustic characterization of the mechanical properties of thin films. *Applied physics letters*, volume 80, numéro 4, p. 691–693.
- Hu, N., Shimomukai, T., Fukunaga, H. et Su, Z. (2008). Damage identification of metallic structures using a0 mode of lamb waves. *Structural Health Monitoring*, volume 7, numéro 3, p. 271–285.
- Huang, G., Song, F. et Wang, X. (2010). Quantitative modeling of coupled piezoelestatic behavior of piezoelectric actuators bonded to an elastic medium for structural health monitoring : A review. *Sensors*, volume 10, p. 3681–3702.
- Huang, G. et Sun, C. (2006). The dynamic behaviour of a piezoelectric actuator bonded to an anisotropic elastic medium. *International Journal of Solids and Structures*, volume 43, p. 1291–1307.
- Hwang, S., Wu, J.-C. et He, R.-S. (2009). Identification of effective elastic constants of composite plates on a hybrid genetic algorithm. *Composite structures*, volume 90, p. 217–224.
- Ihn, J.-B. et Chang, F.-K. (2008). Pitch-catch active sensing methods in structural health monitoring for aircraft structures. *Structural Health Monitoring*, volume 7, numéro 1, p. 5–19.
- Jin, C. et Wang, X. (2011). Analytical modelling of the electromechanical behaviour of surface-bonded piezoelectric actuators including the adhesive layer. *Engineering Fracture Mechanics*, volume 78, numéro 13, p. 2547–2562.
- Juan, M. et Perez, V. (2014). Hybrid analytical-spectral method for the modeling of piezoelectrically induced waves in thin plates. *7th European Workshop on Structural Health Monitoring*, p. 8.

- Kahandawa, G. C., Epaarachchi, J., Wang, H. et Lau, K. (2012). Use of fbg sensors for shm in aerospace structures. *Photonic Sensors*, volume 2, numéro 3, p. 203–214.
- Kaufman, J. (1999). *Properties of aluminum alloys : tensile, creep, and fatigue data at high and low temperatures*. ASM International, 305 p.
- Konstantinidis, G., Drinkwater, B. et Wilcox, P. (2006). The temperature stability of guided wave structural health monitoring systems. *Smart Materials and Structures*, volume 15, numéro 4, p. 967.
- Konstantinidis, G., Wilcox, P. et Drinkwater, B. (2010). An investigation into the temperature stability of a guided wave structural health monitoring system using permanently attached sensors. *Ultrasonics*, volume 50, p. 517–528.
- Le Crom, B. (2010). *Evaluation ultrasonore des réparations de structures métalliques par collage de patches composites*. Thèse de doctorat, Bordeaux 1, Bordeaux, 143 p.
- Leckey, C. A., Rogge, M. D. et Parker, F. R. (2014). Guided waves in anisotropic and quasi-isotropic aerospace composites : Three-dimensional simulation and experiment. *Ultrasonics*, volume 54, numéro 1, p. 385–394.
- Leleux, A., Micheau, P. et Castaings, M. (2013). Long range detection of defects in composite plates using lamb waves generated and detected by ultrasonic phased array probes. *Journal of Nondestructive Evaluation*, volume 32, numéro 2, p. 200–214.
- 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.
- Lobkis, O. I. et Weaver, R. L. (2003). Coda-wave interferometry in finite solids : Recovery of P -to- S conversion rates in an elastodynamic billiard. *Phys. Rev. Lett.*, volume 90, p. 254302.
- Lowe, J., Alleyne, D. et Cawley, P. (1998). Defect detection in pipes using guided waves. *Ultrasonics*, volume 36, numéro 1, p. 147–154.
- Lowe, M. (1995). Matrix techniques for modeling ultrasonic waves in solid media. *IEEE transactions on ultrasonics, ferroelectrics and frequency control*, volume 42, numéro 4, p. 525–542.
- Lu, Y. et Michaels, J. E. (2005). A methodology for structural health monitoring with diffuse ultrasonic waves in the presence of temperature variations. *Ultrasonics*, volume 43, numéro 9, p. 717–731.
- Luo, W. et Rose, J. (2003). Guided wave thickness measurement with EMATs. *Guided Waves*, volume 45, p. 5.
- Luo, W. et Rose, J. (2004). Lamb wave thickness measurement potential with angle beam and normal beam excitation. *Materials evaluation*, volume 8, numéro 1, p. 860–866.

- Luo, W., Rose, J. et Gao, H. (2004). A peak frequency shift method for guided wave thickness measurement and its realization by different transducer techniques. Dans *16th World Conference on NDT*. NDT.net, p. 8.
- Mal, A. (1988). Wave propagation in layered composite laminates under periodic surface loads. *Wave Motion*, volume 10, p. 257–266.
- Mal, A.-K. (1987). Wave propagation in layered composite laminates under periodic surface loads. *Wave Motion*, volume 10, p. 257–266.
- Masson, P., Quaegebeur, N. et Demers, D. L. (2011). A novel imaging technique for structural health monitoring using sparse and compact arrays. Dans *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*. International Society for Optics and Photonics, p. 79840U–79840U.
- McAaughey, L., Edwards, R. S., Potter, M. et Dixon, S. (2012). Ultrasonic thickness measurements of sub-millimetre thickness sheets. Dans *18th World Conference on NDT*. NDT.net, p. 10.
- McKeon, J. et Hinders, M. (1999). Parallel Projection and Crosshole Lamb wave Contact Scanning Tomography. *Journal of Acoustical Society of America*, volume 106, p. 2568–2577.
- Michaels, J. (2008). Detection, localization and characterization of damage in plates with an in-situ array of spatially distributed ultrasonic sensors. *Smart Materials and Structures*, volume 17, numéro 3, p. 035035.
- Michaels, J. E., Dawson, A. J., Michaels, T. E. et Ruzzene, M. (2014). Approaches to hybrid shm and nde of composite aerospace structures. Dans *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*. International Society for Optics and Photonics, p. 906427–906427.
- Miracle, D., Donaldson, D. et Vander Voort, G. (2001). *ASM handbook*. ASM International, - p.
- Mohamed, R., Langlois-Demers, D. et Masson, P. (2011). A parametric study of piezoceramic thickness effect on the generation of fundamental lamb modes. Dans *Proceedings of the SPIE conferences*. volume 20. SPIE International Society for Optics and Photonics, p. 1–9.
- Moll, J., Golub, M. V., Glushkov, E., Glushkova, N. et Fritzen, C.-P. (2012). Non-axisymmetric lamb wave excitation by piezoelectric wafer active sensors. *Sensors and Actuators A : Physical*, volume 174, numéro 0, p. 173 – 180.
- Moll, J., Schulte, R. T., Hartmann, B., Fritzen, C.-P. et Nelles, O. (2010). Multi-site damage localization in anisotropic plate-like structures using an active guided wave structural health monitoring system. *Smart Materials and Structures*, volume 19, numéro 4, p. 045022.
- Moreno, E. et Acevedo, P. (1997). Thickness measurement in composite materials using Lamb waves. *Ultrasonics*, volume 35, numéro 1, p. 581–586.

- Moupfouma, F. (2013). Aircraft structure paint thickness and lightning sweep stroke damages. *SAE International Journal of Aerospace*, volume 56, numéro 2, p. 392–398.
- Muralidharan, A., Vishnuvardhan, J., Balasubramaniam, K. et Krishnamurthy, C. (2006). Phased addition reconstruction in anisotropic media. *Journal of Acoustical Society of America*, volume 119, p. 872–878.
- Murray, T. W., Guo, Z., Krishnaswamy, S. et Achenbach, J. D. (2000). Laser ultrasonic investigation of films and hard coatings. Dans *Review of progress in quantitative nondestructive evaluation*. volume 19. AIP Publishing, p. 1309–1316.
- Nadella, K., Salas, K. et Cesnik, C. (2011). Characterization of guided-wave propagation in composite plates. *Journal of Composite Materials*, volume 46, p. 517–525.
- 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.
- Nayfeh, A. H. (1995). *Wave propagation in layered anisotropic media with applications to composites*. Elsevier, 331 p.
- Obenchain, M. et Cesnik, C. (2013). Producing accurate wave propagation time histories using the global matrix method. *Smart Materials and Structures*, volume 22, p. 125024.
- Obenchain, M., Nadella, K. et Cesnik, C. (2013). Hybrid global matrix/local interaction simulation approach for wave propagation simulation in composite laminates. *American Institute of Aeronautics and Astronautics*, volume 1658, p. 17.
- Olympus (2013). *The new Magna Mike : Thickness measurements made easier* (Rapport technique). Olympus, 4 p.
- Olympus (2014). *45MG Ultrasonic Thickness Gauge* (Rapport technique). Olympus, 12 p.
- on High Modulus Fibers, A. C. D.-. et Composites, T. (1990). *ASTM Standards and Literature References for Composite Materials*. ASTM International, - p.
- Ostiguy, P., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2014a). Damage detection, localization and size estimation using broadband correlation-based imaging. Dans *Proceedings of the EWSHM conferences*. Centre pour la Communication Scientifique Directe, p. 8.
- Ostiguy, P., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2014b). Improved damage imaging in aerospace structures using a piezoceramic hybrid pin-force wave generation model. Dans *Proceedings of the SPIE Smart Structures / NDE Conferences*. International Society for Optics and Photonics, p. 10.
- 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*. NDT.net, p. 8.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N., Bilodeau, M. et Masson, P. (2015). Semi-analytical modelling of guided waves generation on composite structures using circular piezoceramics. Dans *SPIE Smart Structures / NDE conference*. SPIE International Society for Optics and Photonics, p. 14.

- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2012a). Assessment of the excitelet algorithm for in-situ mechanical characterization of orthotropic structures. Dans *Proceedings of the SPIE smart structures / NDE conferences 8348*. SPIE International Society for Optics and Photonics, p. 9.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2012b). In-situ damping characterization for improved imaging in structural health monitoring. Dans *European Workshop in Structural Health Monitoring 2012*. NDT.net, p. 8.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2014c). Correlation-based imaging algorithm for reflector monitoring on aeronautic structure based on improved hybrid pin-force model. Dans *Proceedings of the SPIE Smart Structures NDE Conferences*. International Society for Optics and Photonics, p. 8.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N. et Masson, P. (2014d). Damage detection, localization and size estimation using broadband correlation-based imaging. Dans *Proceedings of the European Workshop on Structural Health Monitoring*. HAL, p. 8.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N., Masson, P. et Elkoun, S. (2012c). In-situ mechanical characterization of isotropic structure based on guided wave. *Smart Materials and Structures*, p. 15.
- Ostiguy, P.-C., Quaegebeur, N., Masson, P., Mulligan, K. et Elkoun, S. (2012d). In-situ mechanical characterization of isotropic structures using guided wave propagation. *Smart Materials and Structures*, volume 21, numéro 6, p. 15.
- Pant, S., Laliberte, J., Martinez, M. et Rocha, B. (2014). Derivation and experimental validation of lamb wave equations for an n-layered anisotropic composite laminate. *Composite Structures*, volume 111, p. 566–579.
- Pant, S., Laliberte, J., Martinez, M., Rocha, B. et Ancrum, D. (2015). Effects of composite lamina properties on fundamental lamb wave mode dispersion characteristics. *Composite Structures*, volume 124, p. 236–252.
- 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.
- Park, H., Sohn, H., Law, K. et Farrar, C. (2007). Time reversal active sensing for health monitoring of a composite plate. *Journal of Sound and Vibration*, volume 302, p. 50–66.
- Paul, K., Ghosh, A. K. et Chakraborty, N. R. (2004). Measurements of elastic properties of some coating materials. *Surface coatings International Part B : Coatings transactions*, volume 87, numéro B1, p. 4.
- Pierce, S., Culshaw, B., Philp, W., Lecuyer, F. et Farlow, R. (1997). Broadband lamb wave measurements in aluminium and carbon/glass fibre reinforced composite materials using non-contacting laser generation and detection. *Ultrasonics*, volume 35, numéro 2, p. 105–114.
- Pintelon, R., Guillaume, P., De Belder, K. et Rolain, Y. (2003). Measurement of Young's Modulus via Modal Analysis Experiments : A System Identification Approach. Dans

- 13th IFAC Symp. System Identification*. International Federation of Automatic Control, p. 389–394.
- Pohl, J., Willberg, C., Gabbert, U. et Mook, G. (2011). Experimental and theoretical analysis of lamb wave generation by piezoceramic actuators for structural health monitoring. *IEEE transaction on ultrasonic, ferroelectrics, and frequency control*, volume 47, numéro 3, p. 575–583.
- Poupinet, G., Ellsworth, W. et Fréchet, J. (1984). Monitoring velocity variations in the crust using earthquake doublets : an application to the Calaveras fault, California. *J. Geophys. Res.*, volume 89, p. 5719–5731.
- Putkis, O. et Croxford, A. (2012). Efficient acquisition of baseline signals in ultrasonic guided wave structural health monitoring (shm). Dans *Proceedings of the 18th World Conference on Non-destructive Testing*. NDT.net, p. 1–10.
- Putkis, O., Dalton, R. et Croxford, A. (2015). The influence of temperature variations on ultrasonic guided waves in anisotropic cfrp plates. *Ultrasonics*, volume 60, p. 109–116.
- Qiu, L., Yuan, S., Zhang, X. et Wang, Y. (2011). A time reversal focusing based impact imaging method and its evaluation on complex composite structures. *Smart Materials and Structures*, volume 20, numéro 10, p. 105014.
- Quaegebeur, N., Masson, P., Langlois-Demers, D. et Micheau, P. (2011a). Dispersion-based imaging for structural health monitoring using sparse and compact arrays. *Smart Materials and Structures*, volume 20, p. 1–12.
- Quaegebeur, N., Masson, P., Micheau, P. et Mrad, N. (2012a). Broadband generation of ultrasonic guided waves using piezoceramics and sub-band decomposition. *Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, IEEE Transactions on*, volume 59, numéro 5, p. 928–938.
- Quaegebeur, N., Micheau, P., Masson, P. et Castaings, M. (2012b). Methodology for optimal configuration in structural health monitoring of composite bonded joints. *Smart Materials and Structures*, volume 21, numéro 10, p. 105001.
- Quaegebeur, N., Micheau, P., Masson, P. et Maslouhi, A. (2011b). Structural health monitoring strategy for detection of interlaminar delamination in composite plates. Dans *SPIE Smart Structures and Materials+ Nondestructive Evaluation and Health Monitoring*. International Society for Optics and Photonics, p. 798407–798407.
- Quaegebeur, N., Ostiguy, P. et P., M. (2014). Correlation-based imaging techniques for fatigue monitoring of riveted lap-joint structure. *Smart Materials and Structures*, volume 23, numéro 5, p. 055007.
- Quaegebeur, N., Ostiguy, P.-C. et Masson, P. (2015). Hybrid empirical / analytical modeling of guided wave generation by a circular piezoceramics. *Smart Materials and Structures*, volume 24, p. 035003.
- Raghavan, A. et Cesnik, C. (2005). Finite-Dimensional Piezoelectric Transducer Modelling for Guided Wave based Structural Health Monitoring. *SMS*, volume 14, p. 1448–61.

- Raghavan, A. et Cesnik, C. (2007a). Modeling of guided-wave excitation by finite-dimensional piezoelectric transducers in composite plates. Dans *Proceedings of the AUSA/ASME/AHS/ASC Structure, Structural Dynamics, and materials Conferences*. American Institute of Aeronautics and Astronautics, p. 15.
- Raghavan, A. et Cesnik, C. (2007b). Review of guided-wave structural health monitoring. *The shock and vibration digest*, volume 32, p. 91–114.
- Raghavan, A. et Cesnik, C. (2008). Effect of Temperature on Guided Wave Structural Health Monitoring. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, volume 19, p. 1383–1398.
- Raisutis, R., Zukauskas, E. et Mazeika, L. (2011). Application of analytical and semi-analytic modelling methods for investigation of ultrasonic guided waves propagation in composites. *Ultrasound D*, volume 66, numéro 3, p. 28–31.
- Rajagopalan, J., Balasubramaniam, K. et Krishnamurthy, C. (2006). A phase reconstruction algorithm for lamb wave based structural health monitoring of anisotropic multilayered composite plates. *Journal of Acoustical Society of America*, volume 119, p. 872–878.
- Ramadas, C., Balasubramaniam, K., Hood, A., Joshi, M. et Krishnamurthy, C. (2011a). Modelling of attenuation of lamb waves using rayleigh damping : Numerical and experimental studies. *Composite Structures*, volume 93, numéro 8, p. 2020 – 2025.
- Ramadas, C., Harshe, R., Balasubramaniam, K. et Joshi, M. (2011b). Artificial neural network based multi-parameter inversion for the characterization of transversely isotropic composite lamina using velocity measurements of lamb waves. *Journal of Composite Materials*, volume 46, p. 517–525.
- Rhee, S.-H., Lee, J.-K. et Lee, J.-J. (2007). The group velocity variation of lamb wave in fiber reinforced plate. *Ultrasonics*, volume 47, p. 55–63.
- Ribay, G., Catheline, S., Clorenec, D., Kiri Ing, R., Quieffin, N. et Fink, M. (2007). Acoustic impact localization in plates : properties and stability to temperature variation. *IEEE Trans. Ultrason., Ferroelectr., Freq. Control*, volume 54, numéro 2, p. 378–385.
- Roach, D. (2009). Real time crack detection using mountable comparative vacuum monitoring sensors. *Smart structures and systems*, volume 5, numéro 4, p. 317–328.
- Rokhlin, S. et Wang, W. (1992). Double through-transmission bulk wave method for ultrasonic phase velocity measurement and determination of elastic constants of composite materials. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 91, numéro 6, p. 3303–3312.
- Rose, J. (2000). Guided wave nuances for ultrasonic nondestructive evaluation. *IEEE transaction on ultrasonic, ferroelectrics, and frequency control*, volume 47, numéro 3, p. 575–583.
- Rose, J. L. (2002). A baseline and vision of ultrasonic guided wave inspection potential. *Journal of pressure vessel technology*, volume 124, p. 273–282.

- Rose, J. L. (2004). *Ultrasonic waves in solid media*. Cambridge university press, 460 p.
- Sale, M., Piervincenzo, R. et Marzani, A. (2011). Semi-analytical formulation for the guided waves-based reconstruction of elastic moduli. *Mechanical systems and signal processing*, volume 25, p. 2241–2261.
- Sasche, W. et Pao, Y.-S. (1977). On the determination of phase and group velocities of dispersive waves in solids. *Journal of applied physics*, volume 49, p. 4320–4327.
- Schubert, K. et Herrmann, A. (2011). On attenuation and measurement of lamb waves in visco-elastic structures. *Composite structures*, volume 94, p. 177–185.
- Shen, Y. et Giurgiutiu, V. (2015). Excitability of guided waves in composites with pw as transducers. Dans *41st annual review of progress in quantitative nondestructive evaluation*. volume 34. AIP Publishing, p. 658–667.
- Sohn, H. et Lee, S. (2010). Lamb Wave Tuning Curve Calibration for Surface-Bonded Piezoelectric Transducers. *Smart Materials and Structures*, volume 19, p. 015007.
- Sohn, H., Park, G., Wait, J., Limback, N. et C.R., F. (2004). Wavelet-based active sensing for delamination detection in composite structures. *Smart Materials and Structures*, volume 13, numéro 4, p. 153–160.
- 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., Ye, L. et Bu, X. (2002). A damage identification technique for cf/ep composite laminates using distributed piezoelectric transducers. *Composite Structures*, volume 57, numéro 1–4, p. 465 – 471.
- 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, p. 753–780.
- Tan, K., Guo, N., Wong, B. et Tui, C. (1995). Comparison of lamb waves and pulse wcho 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.
- Tourin, A., Derode, A. et Fink, M. (2001). Sensitivity to perturbations of a time-reversed acoustic wave in a multiple scattering medium. *Phys. Rev. Lett.*, volume 87, p. 274301.
- 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.
- Velichko, A. et Wilcox, P. (2007). Modeling the excitation of guided waves in generally anisotropic multilayered media. *The Journal of the Acoustical Society of America*, volume 121, p. 60.

- Vishnuvardhan, J., Krishnamurthy, C. et Balasubramaniam, K. (2007). Genetic algorithm based reconstruction of the elastic moduli of orthotropic plates using an ultrasonic guided wave single-transmitter-multiple-receiver shm array. *Smart Materials and Structures*, volume 16, numéro 5, p. 1639.
- Vishnuvardhan, J., Krishnamurthy, C. et Balasubramaniam, K. (2008). Determination of material symmetries from ultrasonic velocity measurements : A genetic algorithm based blind inversion method. *Composites Science and Technology*, volume 68, numéro 3, p. 862 – 871.
- Vishnuvardhan, J., Krishnamurthy, C. et Balasubramaniam, K. (2009a). A novel quadrant array for material characterization and shm of orthotropic plate-like structures. *Tech Science Press*, volume 1, p. 49–62.
- Vishnuvardhan, J., Muralidharan, A., Krishnamurthy, C. et Balasubramaniam, K. (2009b). Structural health monitoring of anisotropic plates using ultrasonic guided wave STMR array patches. *NDT and E International*, volume 42, numéro 3, p. 193 – 198.
- Vishnuvardhan, J., Muralidharan, A., Krishnamurthy, C. V. et Balasubramaniam, K. (2009c). Self calibrated STMR array for material characterization and SHM of orthotropic plate-like structures. *AIP Conference Proceedings*, volume 1096, numéro 1, p. 966–973.
- Wang, J. et Huang, G. (2001). Wave propagation in electromechanical structures : induced by surface-bonded piezoelectric actuators. *Journal of Intelligent Materials and Structures*, volume 12, numéro 2, p. 105–115.
- Wang, L. (2006). Experimental study of lamb wave propagation in composite laminates. *Proceedings of SPIE Conferences 2012*, volume 6174, p. 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.
- Weaver, R. L. et Lobkis, O. I. (2000). Temperature dependence of diffuse field phase. *Ultrasonics*, volume 38, numéro 1-8, p. 491–494.
- Wilcox, P. (2003). A rapid signal processing technique to remove the effect of dispersion from guided wave signals. *IEEE transactions on ultrasonics, ferroelectric and frequency control*, volume 50, numéro 4, p. 8.
- Yeh, C.-H., Yang, C.-H., Su, C.-Y. et Hsiao, W.-T. (2011). Material characterization of thermal sprayed nickel aluminum coatings using a laser ultrasound technique. Dans *Proceedings of the international IEEE transactions on ultrasonics, ferroelectrics and frequency control*. IEEE, p. 4.
- Yu, L., Bottai-Santoni, G. et Giurgiutiu, V. (2010). Shear lag solution for tuning ultrasonic piezoelectric wafer active sensors with applications to lamb wave array imaging. *International Journal of Engineering Science*, volume 48, numéro 10, p. 848 – 861.

- Yu, L. et Giurgiutiu, V. (2008). In situ 2-d piezoelectric wafer active sensors arrays for guided wave damage detection. *Ultrasonics*, volume 48, numéro 2, p. 117–134.
- Yu, L., Santoni-Bottai, G., Xu, B., Liu, W. et Giurgiutiu, V. (2008). Piezoelectric wafer active sensors for in situ ultrasonic-guided wave shm. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, volume 31, numéro 8, p. 611–628.
- Zhang, D., Liu, P., Beard, S., Quing, P., Kumar, A. et Ouyang, L. (2008). Smart solutions for composite structures. Dans *Spie Conference Proceedings*. volume 6934. International Society for Optics and Photonics, p. 11.

