



Contribution à l'étude du contrôle de santé intégré associé à une protection électromagnétique pour les matériaux composites

Matthieu Grésil

► To cite this version:

Matthieu Grésil. Contribution à l'étude du contrôle de santé intégré associé à une protection électromagnétique pour les matériaux composites. Automatique / Robotique. École normale supérieure de Cachan - ENS Cachan, 2009. Français. NNT : 2009DENS0068 . tel-00763266

HAL Id: tel-00763266

<https://theses.hal.science/tel-00763266>

Submitted on 10 Dec 2012

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

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



ENSC-(n° d'ordre)

**THESE DE DOCTORAT
DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN**

Présentée par

Monsieur Matthieu GRESIL

pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'ECOLE NORMALE SUPERIEURE DE CACHAN

Domaine :

ELECTRONIQUE-ELECTROTECHNIQUE-AUTOMATIQUE

Sujet de la thèse :

**Contribution à l'étude d'un contrôle de santé intégré associé à une
protection électromagnétique pour les matériaux composites.**

Thèse présentée et soutenue à Cachan le 14 Décembre 2009 devant le jury composé de :

D. BALAGEAS	Professeur	President
M. SAILLARD	Professeur à l'USTV	Rapporteur
C. PICHOT	Directeur du LEAT	Rapporteur
Patrick PARNEIX	DCNS Lorient	Examineur
Michel LEMISTRE	Chercheur associe SATIE	CoDirecteur de thèse
Dominique PLACKO	Professeur-SATIE-ENS Cachan	Directeur de thèse
J-Christophe WALRICK	ESTACA Laval	Invité
Cyril CHEYPE	CERPEM Laval	Invité

Nom du Laboratoire SATIE
ENS CACHAN/CNRS/UMR 8029
61, avenue du Président Wilson, 94235 CACHAN CEDEX (France)

Liste des domaines :

INFORMATIQUE
MATHEMATIQUES/MATHEMATIQUES APPLIQUEES
SCIENCES PHYSIQUES
CHIMIE
SCIENCES DE LA VIE ET DE LA SANTE
MECANIQUE- GENIE MECANIQUE – GENIE CIVIL
ELECTRONIQUE –ELECTROTECHNIQUE-AUTOMATIQUE
SCIENCES ECONOMIQUE ET DE GESTION
SCIENCES SOCIALES/PHILOSOPHIE/ART
SCIENCES DE L'EDUCATION/LANGUES

REMERCIEMENTS

Lors de la rédaction de mon rapport de thèse, les seules lignes qui me venaient naturellement à l'esprit, fréquemment de surcroît, étaient celles qui auraient dû constituer ces remerciements. Malheureusement, toute l'énergie mobilisée jadis a été consommée, et me voilà presque devant l'angoisse d'une page blanche au moment de les rédiger. Presque, puisque j'ai quand même un grand nombre de personnes à remercier, inconditionnellement, et donc de la matière à travailler; le seul frein est la mise en forme de ces lignes, qui sera loin, très loin croyez-moi, de celles que j'avais mentalement rédigé il y a quelques mois, et qui étaient ou plutôt me semblaient fort spirituelles. Tout s'est bien terminé ; allons donc à l'essentiel, et efforçons-nous de n'oublier personne. En effet, la difficulté tient plutôt dans le fait de n'oublier personne...

C'est pourquoi, je remercie par avance ceux dont le nom n'apparaît pas dans cette page et qui m'ont aidé d'une manière ou d'une autre. Ils se reconnaîtront. Pour les autres, non merci. Ils se reconnaîtront aussi...

Je tiens tout d'abord à remercier **M. Balageas** de l'Office National d'Études et de Recherches Aérospatiales (ONERA), qui m'a fait l'honneur de présider mon jury de thèse.

Un très grand merci à mes deux rapporteurs, dont la lecture extrêmement approfondie de ce manuscrit a permis d'en améliorer la qualité : **M. Pichot** directeur du Laboratoire d'Electronique Antennes et Télécommunications (LEAT) de l'Université de Nice Sophia Antipolis ainsi qu'à **M. Saillard** du Laboratoire de Sondages Electromagnétiques de l'Environnement Terrestre de l'Université du Sud Toulon-Var.

Je tiens également à remercier **Dominique Placko** et **Michel Lemistre** qui ont su, en tant que directeurs et co-directeur de thèse, me laisser la liberté nécessaire à l'accomplissement de mes travaux, tout en y gardant un œil critique et avisé. Nos échanges continuels ont sûrement été la clé de réussite de ce travail.

Il m'est impossible d'exprimer toute ma gratitude à **Patrick Parneix**, mon encadrant de DCNS, dont la confiance et les conseils m'ont été si précieux durant ces trois années de thèse. J'espère que cette thèse sera un remerciement suffisant au soutien et à la confiance sans cesse renouvelée dont il a fait preuve à mon égard.

Je remercie également **Jean-Christophe Walrick** qui m'a accueilli au sein de son laboratoire Structure des Matériaux à l'ESTACA. Je le remercie pour sa gentillesse et pour sa grande disponibilité tout au long de cette thèse.

Je remercie **Jean-Paul Didier** Directeur de recherche de l'ESTACA pour l'accueil au sein de cette école et pour ses conseils avisés.

Je tiens à remercier **Jean Louis Boulay** et **Cyril Cheype** du CERPEN pour les expériences que nous avons monté ensemble et du temps qu'ils m'ont accordé à discuter des problèmes rencontrés.

Merci également à l'ensemble de l'équipe de DCNS que j'ai rencontré durant ces trois années de thèse en particulier à **Jean Pierre Galludec** pour les nombreuses heures passer avec lui à fabriquer et à discuter des matériaux composites. Je lui dois aussi la réussite de cette thèse.

De plus je tiens à remercier **Denis Quiltu** qui a suivi cette thèse de plus ou moins loin mais qui m'a apporté beaucoup lors de nos réunions par ces questions souvent très pertinentes pour l'avancement scientifique de ces travaux.

Je tiens à remercier très sincèrement mes collègues chercheurs de l'ESTACA pour leurs conseils avisés et leurs grandes sympathies : **Bertrand Lascoup** (pour le temps passé à m'expliquer la mécanique), **Mickael, le breton Stéphane, Bertrand Barbedette, Rabia, Nassim, Patrick, Khaled, Quynh, Jean et Sébastien**...au doctorant fraîchement arrivé **Mohcine, Redha et Ahmed**.

Je remercie également toute les personnes que j'ai pu côtoyer de près ou de loin à l'ESTACA, en particulier **Martine, Angelina, Magalie et Louise** pour leurs grandes sympathies et nos bonnes rigolades... Hélas je ne peux pas citer tout le monde mais je tiens à remercier encore une fois toute les personnes de l'ESTACA pour leurs grandes gentillesse.

Un clin d'œil à la bande des docteurs et amis que j'ai eu le privilège de côtoyer pendant mes années d'études et de thèses : Marco (Pour ces longues très longues explications mais surtout ces bonne rigolades depuis déjà un certain temps), Moltes (tête de Sputz) (Merci à vous deux pour nos discussions de problèmes communs de nos thèses respectifs)... et j'en oublie...

Un grand merci aux amis Cormorans que je n'ai pas encore cité, qui ont eu la patience d'écouter les plaintes d'un thésard égaré, et qui, à la lecture de ces lignes (on peut toujours rêver) cherchent désespérément leur nom : Le pas beau (Le Briac), La pas belle (La Carole), Le Rabin (Le Arnaud), Le Momo (Le Morgan), Le Yannick et La Bene, Le Cuisto, La Manue et Le Ambroise...

Je pourrais également remercier Coranie qui m'a soutenu pendant mes études et mes deux premières années de ma thèse... et plus encore...

En effet, cela m'a permis de mieux connaître et de découvrir des amis maintenant très proches même si je suis très loin d'eux en ce moment : La Pomme-Pomme, La Mite, Le Momo (encore lui), Le Patoch, Le Rabin, Le Julien...avec qui j'ai passé d'excellents moments durant cette dernière année de thèse émouvante... Je remercie également Amande qui m'a soutenu pendant ces deux derniers mois de thèse et m'a permis de me sentir bien...avant et après ma soutenance...

Merci à tous ces potes du bar du coin en passant par le John mc Burn, le Briord et le Graslin pour ces soirées mémorables dans mes moments de décompressions...

Et évidemment un grand merci à ma famille, dont la « singularité » est une source d'inspiration certaine, donc merci à (par ordre de naissance) : Mes Grands-Parents, Marie-A, René, Lolo, Steph, Faby, Momo (et oui encore lui), Quiqui, Benji, Agatouille et Pierrot...

Et finalement un très grand Merci à mes parents Urbain et Chantal, sans qui, je ne serais pas arrivé jusque-là, et en leurs rappelant tout simplement cet adage : « Rien ne sert de courir, il faut partir à point »

RESUME

Par la qualité et la variété de leurs propriétés, les matériaux composites sont très utilisés dans le domaine naval militaire. La possibilité d'intégrer des fonctions intelligentes dans des matériaux représentent à lui seul une avancée importante pour leurs utilisations. Afin de diminuer les coûts des inspections requises, il est préférable d'utiliser des matériaux intégrant directement un contrôle de santé. Ainsi, nous avons cherché à définir une méthode d'évaluation non destructive, afin d'offrir une meilleure sécurité des structures à moindre coût. Les ondes de Lamb ont vu dans ce travail leur concept se généraliser au cas des matériaux anisotropes stratifiés. Les caractéristiques de ces modes dispersifs ont été étudiées en relation avec les propriétés mécaniques. La réalisation de plaques instrumentées a permis la détection de défauts réalistes grâce à la définition de paramètres d'endommagement. L'emplacement des défauts a été estimé par un traitement de signal basé sur la transformée en ondelette discrète et continu. Enfin, nous avons modélisé les modes de Lamb par la méthode des éléments finis. En parallèle, un blindage électromagnétique basé sur la conductivité électrique des fibres de carbone nous ont permis d'obtenir une efficacité de blindage performant pour le domaine naval militaire. En particulier nous avons souligné l'importance de la continuité électrique entre les différentes plaques sur la performance mesurée. Une modélisation basée sur la méthode des sources ponctuelles réparties nous a permis de modéliser la propagation des ondes électromagnétiques. L'originalité de cette étude réside dans l'ajout de deux fonctionnalités dans des matériaux composites.

Mots clés : Matériaux composites - Endommagement - Ondes de Lamb – piézoélectricité - blindage électromagnétique - carbone - Ultrason - Anisotropie - Naval.

ABSTRACT

The quality and variety of their properties, the composite materials are widely used in naval military. The possibility of integrating smart function in materials represents a significant advance for their uses. To reduce the costs of inspections required, it is preferable to use materials integrating a health monitoring. Thus, we sought to define a nondestructive evaluation method, to provide better security at lower cost structures. The Lamb waves were seen in their work this concept is generalized to the case of anisotropic laminated materials. The characteristics of these dispersive modes have been studied in relation to mechanical properties. Achieving instrumented plates allowed the detection of realistic defects by defining damage parameters. The location of defects was estimated by a signal processing based on discrete and continuous wavelet transform. Finally, the Lamb modes were modeled using the finite element method. In parallel, an electromagnetic shielding based on the electrical conductivity of carbon fibres have allowed us to obtain a high level of shielding effectiveness for the military naval sector. In particular, the importance of electrical continuity between the different plates on the measured performance was developed. A model based on the distributed point source method allowed us to model the propagation of electromagnetic waves. The originality of this study is the integration of two functions in composite materials.

Keywords: Composite materials – Damage – Lamb waves – Piezoelectricity – Electromagnetic shielding – carbon – Ultrasonic - Anisotropic – Naval.

Table des matières

Introduction - 11 -**Chapitre I. Etat de l'art..... - 17 -****I.1 Les matériaux composites - 19 -**

I.1.1 Constitutions des matériaux composites - 19 -

I.1.1.1 Les renforts - 19 -

I.1.1.2 La matrice - 21 -

I.1.1.3 La zone inter-faciale - 22 -

I.1.2 Généralité du comportement mécanique - 23 -

I.1.2.1 Mécanisme d'endommagement - 24 -

I.1.2.2 Impact à basse vitesse - 25 -

I.2 La protection électromagnétique - 26 -

I.2.1 Blindage électromagnétique et efficacité de blindage - 26 -

I.2.2 Couche conductrice - 28 -

I.2.3 Grillage ou tissu métallique - 29 -

I.2.4 Dispersion de micro ou nano particules - 29 -

I.2.5 Les polymères conducteurs - 30 -

I.2.6 Les fibres de carbone - 31 -

I.3 Le contrôle de santé intégré - 32 -

I.3.1 Les fibres optiques - 32 -

I.3.2 Méthode électromagnétique - 34 -

I.3.3 Résistance électrique - 36 -

I.3.4 Emissions ultrasonores - 36 -

I.3.4.1 Définition des ondes de Lamb - 36 -

I.3.4.2 Les ondes guidées – ondes de Lamb - 37 -

I.3.4.3 Théorie des ondes de Lamb - Etude bibliographique - 40 -

I.3.4.4 Les types de transducteurs - 41 -

I.3.4.5 Effet de l'intégration d'un système de CSI - 42 -

I.4 Résumé et conclusion - 43 -**Chapitre II. Présentations des matériaux étudiés et des méthodologies expérimentales et théoriques disponibles..... - 45 -****II.1 Matériaux et procédés de mise en œuvre - 47 -**

II.1.1 Généralité sur les matériaux étudiés - 47 -

II.1.2 Mise en œuvre - 47 -

II.1.2.1 Principe de l'infusion - 47 -

II.1.2.2 Mise en œuvre d'une plaque monolithique - 48 -

II.1.3 Mesure du taux de fibres - 50 -

II.2 Caractérisations mécaniques élémentaires - 50 -

II.2.1 Essai de traction - 50 -

II.2.1.1 Description de l'essai et objectif - 50 -

II.2.1.2 Résultats et discussions - 52 -

II.2.2 Essai de cisaillement inter-laminaire - 54 -

II.2.2.1 Description de l'essai et objectif - 54 -

II.2.2.2 Résultats et discussions - 55 -

II.2.3 Essai de cisaillement plan - 56 -

II.2.3.1 Description de l'essai et objectif - 56 -

II.2.3.2 Résultats et discussions - 57 -

II.2.4	Conclusion.....	- 59 -
II.3	Présentations des méthodes expérimentales	- 59 -
II.3.1	Le blindage électromagnétique	- 59 -
II.3.1.1	Mesure de l'efficacité de blindage en cage de Faraday	- 59 -
II.3.1.2	Mesure de l'efficacité de blindage en chambre anéchoïque	- 61 -
II.3.2	Le contrôle de santé intégré par les ondes de Lamb.....	- 62 -
II.4	Présentations des méthodologies théoriques disponibles	- 63 -
II.4.1	Méthode des éléments de frontière.....	- 64 -
II.4.2	Méthodes des différences finies.....	- 64 -
II.4.3	Méthode des éléments finis	- 65 -
II.4.4	Méthode des Sources Ponctuelles réparties.....	- 66 -
II.4.4.1	Introduction / illustration dans le cas électrostatique	- 66 -
II.4.4.2	Cas des champs électromagnétiques	- 67 -
II.4.4.3	Fonction de Green dans un espace homogène libre.....	- 69 -
II.4.4.4	Expression des champs magnétiques et électriques.....	- 70 -
II.5	Théorie des ondes de Lamb / Courbes de dispersions	- 73 -
II.6	Conclusions du chapitre	- 77 -
 Chapitre III. Effet de l'insertion de fonctions sur les propriétés mécaniques des composites		
		- 79 -
III.1	Introduction.....	- 81 -
III.2	Présentations des matériaux utilisés.....	- 81 -
III.2.1	Présentations des matériaux avec l'insertion d'un écran blindant.....	- 82 -
III.2.2	Détermination du taux volumique de fibre	- 82 -
III.2.3	Caractérisation des écrans blindant	- 83 -
III.2.3.1	Essai de traction sur le flectron	- 83 -
III.2.3.2	Essai de traction sur le gantois	- 83 -
III.3	Effet de l'insertion d'un écran EM	- 84 -
III.3.1	Test de Traction.....	- 84 -
III.3.1.1	Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Flectron®	- 84 -
III.3.1.2	Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois.....	- 85 -
III.3.2	Test de flexion poutre courte	- 86 -
III.3.2.1	Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Flectron®	- 86 -
III.3.2.2	Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois.....	- 87 -
III.3.3	Test de flexion poutre longue.....	- 87 -
III.3.3.1	Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Flectron®	- 89 -
III.3.3.2	Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois.....	- 89 -
III.4	Corrélation avec des modèles numériques.....	- 90 -
III.4.1	Poutre longue.....	- 90 -
III.4.1.1	Hypothèses liés au calcul numérique	- 91 -
III.4.1.2	Critères de rupture.....	- 91 -
III.4.1.3	Vref : modèle de référence	- 92 -
III.4.1.4	Insertion du tissu Flectron.....	- 93 -
III.4.1.5	Bilan	- 95 -
III.4.2	Poutre courte	- 96 -
III.4.2.1	Critères de rupture de Hashin	- 96 -
III.4.2.2	Résultats et discussions du modèle.....	- 97 -
III.4.2.3	Bilan de la modélisation de la poutre courte.....	- 98 -
III.5	Effet de l'insertion d'un défaut type pastille piézoélectrique.....	- 99 -

III.5.1	Méthode expérimentale	100 -
III.5.1.1	Test de compression post-impact	100 -
III.5.1.2	Tour de chute	101 -
III.5.2	Résultats expérimentaux	101 -
III.5.2.1	Impact	101 -
III.5.2.2	Compression avant et après impact	103 -
III.6	Conclusion du chapitre	104 -
Chapitre IV. Efficacité de blindage des composites		107 -
IV.1	Matériaux utilisés pour le blindage électromagnétique	109 -
IV.1.1	Matériau verre avec insertion d'un écran métallique	109 -
IV.1.2	Matériau carbone	109 -
IV.1.3	Matériau Hybride	109 -
IV.2	Impédance de surface	110 -
IV.2.1	Introduction	110 -
IV.2.2	Définition de l'impédance de surface	110 -
IV.2.3	Rôle de l'impédance de surface dans l'efficacité de blindage	113 -
IV.2.4	Mesure de l'impédance de surface de nos matériaux	113 -
IV.2.5	Résultats et discussions	116 -
IV.2.5.1	Etude des matériaux carbone et hybride	116 -
IV.2.5.2	Etude de matériaux composite verre avec grillage et tissu métallique	117 -
IV.2.6	Conclusion sur l'impédance de surface Z_s	117 -
IV.3	Efficacité de blindage	118 -
IV.3.1	Introduction	118 -
IV.3.2	Modèle analytique de l'efficacité de blindage – GAMT-20	118 -
IV.3.2.1	Modélisation de la réflexion sur le 1 ^{er} interface du blindage	118 -
IV.3.2.2	Etude du matériau plan en prenant en compte tous les termes	119 -
IV.3.2.3	Atténuation par absorption	122 -
IV.3.2.4	Atténuation par réflexion	123 -
IV.3.2.5	Réflexion multiples dans un blindage	125 -
IV.3.2.6	Calcul de l'efficacité de blindage	126 -
IV.3.3	Résultats et discussions	127 -
IV.3.3.1	Mesure de l'efficacité de blindage en chambre anéchoïque	127 -
IV.3.3.2	Efficacité de blindage pour le verre avec l'insertion d'un écran métallique	128 -
IV.3.3.3	Efficacité de blindage pour les matériaux à renforts de fibres de carbone	131 -
IV.3.3.4	La continuité électrique	132 -
IV.3.3.5	Solutions technologiques pour améliorer la continuité électrique	133 -
IV.3.3.6	Effet mécanique d'un traitement thermique – continuité électrique	136 -
IV.3.3.6.1	Test de flexion poutre courte	136 -
IV.3.3.7	Mesure de l'efficacité de blindage en cage de Faraday	136 -
IV.3.3.7.1	Mesure de l'efficacité de blindage du gantois	136 -
IV.3.3.7.2	Mesure de l'efficacité de blindage du carbone	137 -
IV.3.4	Conclusion des mesures de l'efficacité de blindage	138 -
IV.4	Modélisation de l'efficacité de blindage	139 -
IV.4.1.1	Méthode DPSM	139 -
IV.4.1.1.1	Résultats et discussions	143 -
IV.4.1.2	Méthode des éléments finis	147 -
IV.5	Liaison matériau composite – blindage 3D	150 -
IV.5.1	Mesure de la résistance électrique des liaisons	150 -
IV.5.2	Mesure de l'efficacité de blindage des liaisons	152 -
IV.6	Conclusion du chapitre	154 -

Chapitre V. Matériau composite intégrant un système de contrôle de santé - 155 -

V.1	Introduction.....	- 157 -
V.2	Les matériaux étudiés	- 158 -
V.2.1	Composite verre/vinylester	- 158 -
V.2.2	Composite carbone/vinylester	- 159 -
V.3	Instrumentations des plaques	- 161 -
V.3.1	La génération d'ondes de plaques	- 161 -
V.3.2	Disques piézoélectriques	- 161 -
V.3.2.1	Types d'excitation utilisés	- 162 -
V.3.2.2	Identification des modes générés dans le cas sain	- 162 -
V.3.3	Optimisation de la génération des modes fondamentaux	- 163 -
V.3.4	Mesure des vitesses de groupe expérimentalement	- 164 -
V.4	Détection de défauts localisés.....	- 166 -
V.4.1	Définition des outils de détection : défauts artificiels simples	- 166 -
V.4.1.1	Observations des signaux.....	- 167 -
V.4.1.2	Amplitude et phase.....	- 168 -
V.4.1.3	Diagnostic de l'endommagement en utilisant les coefficients de la décomposition en ondelette - 169 -	
V.4.1.4	Coefficient de corrélation	- 173 -
V.4.1.5	Paramètre d'endommagement basé sur la transformée de Fourier.....	- 174 -
V.5	Détection de défauts réels : impact basse vitesse.....	- 176 -
V.5.1	Introduction des endommagements	- 176 -
V.5.2	Méthode de contrôle de santé externe	- 179 -
V.5.2.1	Méthode visuelle	- 179 -
V.5.2.2	C-scan	- 180 -
V.5.3	Méthode de contrôle de santé interne (CSI).....	- 183 -
V.5.3.1	Arrangement expérimental.....	- 183 -
V.5.3.2	Détection et quantifications d'impacts à basse vitesse	- 185 -
V.5.4	Localisation des endommagements	- 155 -
V.5.4.1	Analyse des signaux	- 188 -
V.5.4.2	Localisation des endommagements	- 192 -
V.6	Modèle numérique par éléments finis	- 196 -
V.6.1	Description de la modélisation 2D.....	- 196 -
V.6.1.1	Signal d'excitation.....	- 197 -
V.6.1.2	Simulation des ondes axial	- 197 -
V.6.1.3	Simulation des ondes de flexions	- 198 -
V.6.1.4	Importance de la haute fréquence d'excitation	- 199 -
V.6.2	Modélisation d'une plaque impactée	- 201 -
V.6.2.1	Modélisation avec un seul délaminage	- 202 -
V.6.2.2	Modélisation avec trois délaminages	- 203 -
V.7	Conclusion du chapitre.....	- 206 -

Chapitre VI. Matériau bi-fonctionnel – PEM et CSI..... - 207 -

VI.1	Introduction.....	- 209 -
VI.2	Les matériaux étudiés	- 209 -
VI.2.1	Composite verre/vinylester avec Grillage Gantois.....	- 209 -
VI.2.2	Composite Hybride.....	- 211 -
VI.2.3	Mesure des vitesses de groupe	- 212 -

VI.2.3.1	Comparaison avec les matériaux monofonctionnels	214 -
VI.2.3.1.1	Verre vs Verre avec Gantois	214 -
VI.2.3.1.2	Verre vs Verre avec carbone (hybride)	215 -
VI.3	Détection de défauts réels : impact basse vitesse	216 -
VI.3.1	Introduction des endommagements.....	216 -
VI.3.2	Méthode de contrôle non destructif.....	218 -
VI.3.2.1	Méthode visuelle.....	218 -
VI.3.2.2	C-scan.....	219 -
VI.3.3	Méthode de contrôle de santé interne	220 -
VI.3.3.1	Arrangement expérimental	220 -
VI.3.3.2	Détection et quantifications d'impacts à basse vitesse.....	222 -
VI.3.3.3	Localisation des endommagements	223 -
VI.4	Modélisation numérique par éléments finis	224 -
VI.5	Modélisation d'une plaque impactée	225 -
VI.6	Conclusion du chapitre.....	227 -
Conclusion Générale.....		229 -
Bibliographie.....		235 -

Introduction

Les premières applications des composites pour la construction navale remontent à une quarantaine d'années. Depuis, l'éventail de leur utilisation ne cesse de s'étendre. DCNS Lorient est le constructeur privilégié de la Marine Nationale pour les navires de tonnage égal ou inférieur à 8 000 tonnes : frégates, corvettes, chasseurs de mines, vedettes rapides. DCNS Lorient assure la maîtrise d'œuvre de grands programmes destinés à la Marine Nationale et à l'exportation, représentant à eux seuls plus de douze frégates de plus de 3 000 tonnes et plusieurs chasseurs de mines.

Unique industriel français pour la réalisation de structures en composites à destination des navires de défense, DCNS est, dans ce domaine, l'une des places les plus performantes au monde. Elle peut réaliser des éléments en composites pouvant atteindre 300 tonnes.

Grâce à leurs multiples avantages conceptuels (légèreté, magnétisme, absence de corrosion, adaptabilité...) et grâce à des techniques de mise en œuvre sans cesse améliorées, les matériaux composites font partie des éléments de base de l'industrie navale contemporaine. DCNS Lorient a été précurseur en ce domaine.

L'année 1958 a été le point de départ du développement de la technique utilisant le couple résine polyester / fibre de verre pour la construction à Cherbourg d'un prototype de vedette polyvalente de 9,5 mètres. Le choix du composite fut motivé par l'absence de corrosion et donc d'entretien. Une nouvelle étape a été franchie entre les années 60 et 70 : les qualités amagnétiques des coques en composites sont mises en valeur par le lancement d'un programme de chasseurs de mines. Puis 1973 verra l'étude et la réalisation de safrans de gouvernail de sous-marin. Les composites seront utilisés dès 1974 pour les premiers ponts extérieurs du sous-marin Agosta, puis du sous-marin nucléaire lanceur d'engins (SNLE). C'est en 1976 que fut créée l'unité de fabrication de grandes structures en composites à DCNS Lorient. Trois ans plus tard sera mis à l'eau l'"Eridan", prototype d'une série de dix chasseurs de mines dont la coque mesure plus de 50 mètres. Les années 1980 verront la diversification des applications des composites : dômes sonar (meilleur passage de l'écho que l'acier, forme plus facile à réaliser), sonars remorqués, shelters (boîtes pour électronique) et vedettes de 21 à 32 mètres.

En 1986, le lancement du programme BAMO (Bâtiment anti-mines océanique) prévoyait la construction de 9 grands catamarans de 52 mètres de long. Mais des restrictions budgétaires obligèrent à arrêter la série. DCNS de Lorient ne fabriquera qu'une seule coque. Elle pèse 300 tonnes et c'est la structure en composites la plus lourde jamais construite au monde. Le département composite de DCNS engagera encore une première en 1990 : la construction des superstructures des frégates de nouvelle génération type La Fayette (125 mètres de long). Ces pièces de 80 tonnes placées à l'arrière des navires sont préférées aux alliages d'aluminium car elles permettent un allègement du bâtiment dans les hauts (abaissement du centre de gravité, donc meilleure stabilité) et offrent une meilleure tenue au feu.

Cependant l'usage intensif de ce type de matériaux en tant qu'élément de structure primaire à part entière reste limité par la nécessité de prouver leur fiabilité, sachant que la présence de défauts peut dégrader leurs propriétés mécaniques.

La seconde limitation à l'utilisation plus massive des matériaux composites est l'importance de leur coût. Par exemple, les pièces en composites à renforts de fibre de carbone sont nettement plus chères que leurs équivalents en métal [1]. Cette proportion importante du prix total nécessite la mise au point de techniques de contrôle plus efficaces, non seulement pour

une meilleure sécurité opérationnelle des structures mais également pour réduire leur coût effectif.

L'aptitude à évaluer rapidement l'état de santé d'une structure sans avoir à faire face à certaines difficultés, comme par exemple le démontage partiel de certains organes pour permettre l'accès aux structures internes, est devenu un enjeu économique de première importance. De nombreuses méthodes d'évaluation non destructive sont disponibles et déjà mises en œuvre dans le cas des structures composites. Ainsi, l'inspection visuelle continue d'être la méthode de contrôle la plus répandue dans l'aéronautique [2], mais elle n'offre pas une réelle quantification de la gravité des défauts détectés. La plupart des autres méthodes couramment employées dans ce domaine nécessitent l'immobilisation de l'appareil aux ateliers. Il en résulte une perte d'exploitation qui augmente encore le coût de détection passive [2]. En conséquence est apparue la nécessité de mettre en œuvre des techniques de contrôle de santé intégré qui doivent permettre de tester l'intégrité de la structure plus facilement et plus rapidement, avec une sensibilité aux moins égales aux techniques conventionnelles.

Dans cette étude, nous nous efforçons d'apporter les éléments de réponse à la définition d'un système de suivi in-situ de l'état de santé d'une structure. Idéalement, un tel système se donne pour but la détection précoce de l'apparition d'un défaut, ainsi que l'estimation de sa sévérité (sa taille, son type) et de sa localisation.

En parallèle de cette étude, nous intégrons dans le composite un matériau assurant un blindage électromagnétique. En effet, la prolifération des équipements électriques, électroniques ou des équipements qui contiennent des composants électriques et/ou électroniques à bord des navires accroît les problèmes d'interférences électromagnétiques. Pour éviter les dysfonctionnements des appareils et assurer un environnement électromagnétique satisfaisant aux radiocommunications ceux-ci sont protégés par des écrans protecteurs répondants aux normes internationales de la compatibilité électromagnétique. Pour les solutions de blindage électromagnétique, il faut concevoir et réaliser des matériaux composites en insérant un écran suffisamment conducteur afin d'atténuer d'environ 50 dB les ondes électromagnétiques et cela sans détériorer les propriétés mécaniques intrinsèques des composites.

Le travail présenté dans cette thèse a été financé par l'ANRT (Association Nationale de la Recherche et Technologie) et par DCNS Lorient. Cette thèse a pour objectif d'insérer au sein même d'un matériau composite un contrôle de santé permettant d'évaluer l'endommagement de structure de grande taille et également d'y associer une protection électromagnétique sans dégrader ces propriétés mécaniques.

Par la présentation des matériaux composites, des diverses méthodes de blindage électromagnétique ainsi que les diverses méthodes de contrôle de santé intégré, le premier chapitre de cette thèse permet de situer le cadre précis de l'étude. Le concept novateur de matériaux et structures intelligents, qui suscitent de nombreux développements à l'heure actuelle, y est défini par l'intégration de plusieurs fonctions au sein même des matériaux composites. Parmi les systèmes sensibles, nous portons une attention particulière à la méthode dite de l'implant piézoélectrique, développée par de nombreux chercheurs et industries ces dernières années. Enfin, nous illustrons l'apport des ondes de Lamb à diverses techniques de contrôle de santé des composites.

Après quelques rappels sur le mode de fabrication des matériaux composites, nous décrivons dans le deuxième chapitre les matériaux étudiés ainsi que les méthodes expérimentales et

théoriques disponibles dans la littérature. Tout d'abord, nous caractérisons chaque matériau par le biais d'essais mécaniques quasi-statiques afin de dégager les principales propriétés physiques. Ensuite nous exposons deux méthodes expérimentales utilisées pour la mesure de l'efficacité de blindage des matériaux composites ; la mesure en cage de Faraday et en chambre anéchoïque. Puis nous développons les différentes théories nous permettant de caractériser les matériaux servant au blindage électromagnétique. Pour cela, nous présentons la méthode des éléments finis puis nous abordons une méthode originale et novatrice qu'est la méthode des sources ponctuelles réparties. Ensuite nous présentons succinctement une méthode analytique pour décrire la propagation des ondes de Lamb dans des structures anisotropes. Cette méthode nous servira par la suite à résoudre les équations de dispersions des ondes guidées dans les matériaux étudiés.

Enfin, nous examinons un aspect très important pour le contrôle de santé structural : le traitement du signal. Pour cela nous décrivons les deux grands chemins algorithmiques utilisés dans la littérature : la transformée de Fourier et la transformée en ondelette.

Le troisième chapitre est consacré à l'effet de l'insertion de fonctions sur les propriétés mécaniques des matériaux composites. Les objectifs de ce chapitre sont d'approfondir les connaissances des composites, sur leurs comportements mécaniques et d'obtenir une modélisation en éléments finis afin de simuler le comportement des composites intégrant les différentes fonctions. Nous présentons tout d'abord l'effet de l'insertion d'un écran électromagnétique sur les propriétés mécaniques des matériaux composites à renforts de fibres de verre. Pour cela, nous présentons les différents tissus ou grillage métallisés pour réaliser ce blindage. Puis nous mesurons l'impact mécanique de l'insertion de cette fonction dans la structure. Ensuite nous présentons les résultats obtenus en réalisant une modélisation par éléments finis d'un test de flexion en les comparant avec ceux issus de l'expérimentation. Enfin nous développons l'effet de l'insertion de pastilles de téflon, simulant les capteurs piézoélectriques, sur les caractéristiques mécaniques des matériaux composites.

Le quatrième chapitre est consacré à la caractérisation expérimentale et théorique de l'efficacité de blindage de différents matériaux composites. Nous développons, tout d'abord, une méthode expérimentale pour la mesure de l'impédance de surface pour différents matériaux composites afin de calculer leurs conductivités électriques. Puis nous présentons les formules analytiques de la GAMT-20 pour le calcul de l'efficacité de blindage appliqué à notre cas particulier. Ensuite, les résultats expérimentaux de l'efficacité de blindage réalisées en chambre anéchoïque et en cage de Faraday sont présentés et discutés. En outre, nous insistons sur la notion de continuité électrique afin d'éviter aux mieux les fuites électromagnétiques aux interfaces. Enfin, nous développons deux méthodes de modélisation de l'efficacité de blindage : numérique par éléments finis et par la méthode des sources ponctuelles réparties (DPSM Distributed Point Source Method) présentée dans le chapitre II. Ces méthodes nous permettent de modéliser la propagation des ondes électromagnétiques et de calculer l'efficacité de blindage théorique. Pour valider ces modèles, nous comparons ces résultats avec l'expérience.

Le cinquième chapitre est consacré à la description détaillée de l'approche expérimentale puis théorique que nous avons utilisée en vue du contrôle de santé intégré des plaques composites. Nous commençons par représenter les courbes de dispersion des ondes de Lamb que nous avons calculées en fonction des propriétés élastiques spécifiques de chacun des différents matériaux étudiés. Nous justifions le dispositif retenu pour l'instrumentation des échantillons dans le but de générer des ondes guidées et nous discutons des types d'excitation employés

pour l'optimisation des modes fondamentaux. Après l'identification des modes générés dans le cas d'un matériau sain, nous mettons en œuvre la détection des défauts localisés, qu'il soit simplistes (trou) ou plus réalistes (défauts induits par impact basse vitesse). La détection des défauts est permise par l'analyse des modes transmis et en particulier par différentes définitions de paramètre d'endommagement. De plus, nous procédons également à la caractérisation visuelle et ultrasonore des défauts induits par impact. Ensuite la question de la localisation des endommagements par l'emploi des modes transmis est abordé grâce à un traitement du signal basée sur la transformée en ondelette discrète.

Enfin nous modélisons par la méthode des éléments finis la propagation des ondes de Lamb, ainsi que leur interaction avec des défauts, dans des configurations proches des systèmes étudiés expérimentalement. Ces calculs numériques sont destinés à permettre d'améliorer la pertinence de l'interprétation des résultats expérimentaux pour le contrôle de santé de structures composites réelles.

Le dernier chapitre présente l'influence de l'écran électromagnétique sur la propagation des ondes de Lamb dans deux matériaux « bi-fonctionnels ». En particulier, nous étudions l'influence de cet écran en mesurant la vitesse de groupe à l'aide des signaux transmis. En outre, la détection et la localisation d'endommagements induits par des impacts ont été réalisées pour ces deux matériaux. De plus, une modélisation 2D par éléments finis nous a permis de valider les différents modes de propagation et la vitesse des modes pour ces composites « bi-fonctionnels ».

Pour conclure, nous démontrons la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la localisation de différents impacts dans des matériaux composites « bi-fonctionnels », c'est-à-dire possédant à la fois une protection électromagnétique et un contrôle de santé intégré.

Avant de dégager les perspectives suscitées par ce travail, une conclusion concernant ces deux fonctions est abordée.

Chapitre I. Etat de l'art

Dans cette partie, nous présentons un état de l'art des matériaux composites, en exposant succinctement leurs constitutions, leurs propriétés mécaniques et les phénomènes d'endommagement créés par un impact basse vitesse.

Une des problématiques de cette thèse étant l'intégration de différentes fonctions dans ces types de matériaux, nous développons les différentes méthodes, largement évoquées dans la littérature, pour assurer un blindage électromagnétique de hautes performances.

Puis, nous abordons l'intégration des systèmes de contrôle de santé et notamment les techniques les plus couramment utilisées dans les publications très nombreuses dans ce domaine pluridisciplinaire.

Enfin, nous développons la bibliographie des ondes de Lamb utilisées pour le contrôle non destructif.

I.1 Les matériaux composites

L'objet de cette partie n'est pas de faire un état de l'art complet, mais de déterminer la base nécessaire pour la compréhension de ces types de matériaux. Nous pouvons nous référer à plusieurs ouvrages, notamment au livre de Jean-Marie Berthelot [3] décrivant les propriétés mécaniques des composites et également à Patrick Parneix et Dominique Lucas [4, 5] qui décrivent ces matériaux pour l'application navale militaire.

Un matériau composite est un matériau en phase solide constitué d'au moins deux constituants dont les qualités respectives se complètent pour former un matériau aux performances globales améliorées. Un matériau composite structural est généralement constitué d'un renfort et d'une matrice. Le renfort, le plus souvent sous forme fibreuse ou filamentaire, assure l'essentiel des propriétés mécaniques. La matrice joue le rôle de liant afin de protéger le renfort de l'environnement, de le maintenir dans sa position initiale et d'assurer la transmission des efforts. Entre le renfort et la matrice, existe une zone de liaison appelée interface. Un matériau composite est la plupart du temps hétérogène et anisotrope.

L'avantage de ces matériaux composites à matrice polymère, par rapport aux métaux, réside d'une part, dans le procédé de fabrication qui permet la réalisation de pièces de forme complexe et d'autre part dans leur masse plus faible, d'où une consommation moindre de carburant, une vitesse supérieure dans le domaine naval ou une portée plus longue pour les missiles et une charge utile plus élevée.

Dans cette partie, nous allons, tout d'abord, décrire succinctement la composition des matériaux composites les plus employés en construction naval et notamment les renforts, la matrice et l'interface renforts-matrice. Et enfin, nous présentons quelques notions sur le comportement mécanique de tels matériaux.

I.1.1 Constitutions des matériaux composites

En général les constituants principaux d'un matériau composite sont : la matrice, le renfort et l'interface. Le renfort est une sorte de squelette, qui assure la tenue mécanique. Il est généralement de nature filamentaire. La matrice est composée d'une résine thermodurcissable ou thermoplastique liant les renforts en donnant la forme au produit réalisé et également en les protégeant contre les agressions extérieures. L'interface assure la compatibilité renfort-matrice et transfère les efforts de la matrice au renfort. Dans certains cas des « charges » et des additifs peuvent être utilisés. Les charges peuvent être des ajouts appropriés servant à diminuer les coûts. Elles confèrent aussi aux matériaux des propriétés particulières ou complémentaires.

I.1.1.1 Les renforts

Les renforts, de part leur nature chimique et leur configuration géométrique, confèrent aux composites de meilleures caractéristiques mécaniques. Ces renforts permettent d'améliorer en même temps certaines propriétés physiques: comportement thermique, résistance à l'abrasion, propriétés électriques, etc. En fonction de leur utilisation, les renforts peuvent être d'origines et de formes diverses. Toutefois, les renforts les plus utilisés se présentent sous forme de

fibres, et constituent une fraction volumique du matériau composite généralement comprise entre 30% et 70% selon le procédé de fabrications. Les renforts filamentaires classiques ont deux origines:

- Organique : fibre d'aramide ;
- Minérale : fibre de carbone, fibre de verre.

Les matériaux renforcés par des fibres de verre constituent le renfort essentiel des composites de grande diffusion, en raison essentiellement de leurs faibles coûts. Les fibres de verre sont obtenues à partir de sable (silice) et d'additifs (alumine, carbonate de chaux, magnésie, oxyde de bore). On distingue principalement trois types de fibres :

- E : pour les composites de grande diffusion et les applications courantes ;
- R : pour les composites hautes performances ;
- S : pour la fabrication de circuits imprimés (propriétés diélectriques).

La construction navale est marquée par une prédominance des fibres de verre E, en raison d'un excellent comportement en milieu humide et également une bonne résistance aux agressions chimiques [5].

L'emploi de fibres plus performantes, mais également notablement plus coûteuses, telles que les fibres de carbone ou d'aramide, ont longtemps été réservées à des applications hautes performances. Les fibres de carbone sont obtenues par carbonisation des fibres de PAN (Polyacrylonitrile). Selon la température de carbonisation, on distingue deux types de fibres :

- Fibres haute résistance : pour une carbonisation de 1000 à 1500 °C ;
- Fibres haut module : pour une carbonisation de 1800 à 2000 °C.

Souvent appelée KEVLAR®, la fibre d'aramide est issue de la chimie des polyamides aromatiques. Il est possible de trouver deux types de fibres d'aramide de rigidités différentes :

- Bas module : utilisées pour les câbles et pour les applications balistiques et notamment les gilets pare-balles ;
- Haut module : employées pour les composites hautes performances.

D'autres types de fibres existent également tels que les fibres de Bore, les fibres de silice, les fibres de polyéthylène ou encore des fibres naturelles.

La plupart des renforts travaillent bien en traction, mais offrent de moins bonnes performances en compression et cisaillement. Il est donc impératif de jouer sur la texture et la géométrie des renforts pour créer une architecture adaptée. Il existe différentes géométries et textures de renforts :

- *Les unidirectionnels (UD)* : Dans une nappe UD, les fibres sont assemblées parallèlement les unes par rapport aux autres à l'aide d'une trame très légère.

Les tissus se composent de fils de chaîne et de trame perpendiculaires entres eux. Le mode d'entrecroisement ou armure les caractérise (Figure I-1).

- *Toile ou taffetas* : Chaque fil de chaîne passe dessus puis dessous chaque fil de trame, et réciproquement. Le tissu présente une bonne planéité et une relative rigidité, mais est peu déformable pour la mise en œuvre.

- *Sergé* : Chaque fil de chaîne flotte au dessus de plusieurs (n) fils de trame et chaque fil de trame flotte au dessus de (m) fils de chaîne. Armure de plus grande souplesse que le taffetas ayant une bonne densité de fils.
- *Satin* : Chaque fil de chaîne flotte au dessus de plusieurs (n-1) fils de trame et réciproquement. Ces tissus ont des aspects différents de chaque côté. Ces tissus sont assez souples et donc adaptés à la mise en forme de pièces à surfaces complexes.

De plus, Il est possible de réaliser des structures de renforts hybrides en tissant des fibres de natures différentes ou, en superposant des tissus ou nappes de renforts de fibres différentes.

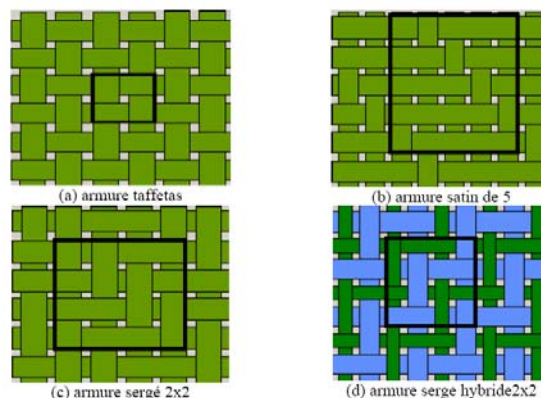


Figure I-1 : Les ramures 2D habituellement utilisées.

Concernant la présentation des différents renforts, on retiendra que la construction navale militaire utilise préférentiellement des renforts tissés, et particulièrement des tissés lourds (compris entre 500 et 1500g/m²). On rencontre exceptionnellement des tissés allant jusqu'à 2000 voir 4000 g/m² mais l'imprégnation dans ce cas, ne peut pas se faire que de façon manuelle [5].

I.1.1.2 La matrice

La matrice a pour rôle de lier les renforts, répartir les contraintes subies, apporter la tenue mécanique de la structure et donner la forme désirée au produit. On utilise actuellement surtout des résines thermodurcissables (TD) que l'on associe à des fibres longues, mais l'emploi de polymères thermoplastiques (TP) renforcés de fibres courtes se développe fortement dans le domaine automobile. Le choix d'une matrice est bien évidemment dicté par les performances voulues (caractéristiques mécaniques, tenue de vieillissement...), mais également par l'adéquation de la résine avec le procédé de mise en œuvre envisagé [5].

Il est important de bien situer les différences fondamentales de ces deux types de matrices.

- La structure des TP se présente sous forme de chaînes linéaires, il faut les chauffer pour les mettre en forme et les refroidir pour les fixer. Cette opération est réversible.
- La structure des TD a la forme d'un réseau tridimensionnel qui se ponté (double liaison de polymérisation) pour durcir en forme de façon définitive, lors d'un échauffement. La transformation est donc irréversible.

Dans la suite de cette partie, nous présentons uniquement les matrices thermodurcissables :

- *Polyester*: C'est la résine la plus utilisée en construction navale militaire car elle associe des performances mécaniques tout à fait honorable, une grande flexibilité de mise en œuvre et enfin un coût modéré. Une résine polyester contenant un monomère, généralement le styrène, est réticulée à température ambiante par addition d'un catalyseur de type peroxyde organique et d'un accélérateur. Elle passe successivement de l'état liquide visqueux initial à l'état de gel, puis à l'état de solide. La réaction est exothermique et la température de la résine augmente progressivement depuis le gel jusqu'à un maximum pour redescendre ensuite lentement à la température ambiante.
- *Époxydes*: Les résines époxydes sont les résines "haut de gamme" en construction navale militaire. Elles se caractérisent par des performances mécaniques élevées, supérieures à celles des polyesters, une meilleure tenue en température et de bonnes performances adhésives. Ce sont néanmoins des résines plus chères que les autres, et surtout moins souples de mise en œuvre ce qui limite leur application pour la réalisation de grandes structures navales.
- *Vinylester*: Les vinylesters sont généralement considérées comme des résines intermédiaires entre les époxydes dont elles approchent les performances et les polyesters dont elles ont la souplesse de mise en œuvre [5]. Elles possèdent également une bonne résistance à la fatigue.
- *Phénoliques*: Les résines phénoliques sont les plus anciennes résines de synthèse mais elles ont longtemps été freinées dans leur développement pour les applications navales militaires par leurs performances mécaniques modestes et surtout par des conditions de mise en œuvre délicates. Les phénoliques possèdent néanmoins un atout majeur : leur excellent comportement vis-à-vis de l'incendie et l'on sait l'importance que prend cette caractéristique dans la conception des navires militaires [5].

I.1.1.3 La zone inter-faciale

Les renforts destinés à la fabrication des composites reçoivent un ensimage. L'ensimage est une dispersion aqueuse spécifique comportant un agent collant, un agent pontant et des agents antistatiques, permettant d'assurer différents rôles :

- Compatibilité de la liaison fibre - matrice ;
- Cohésion inter filamentaire (raideur du fil) pour qu'il soit manipulable;
- Protection contre l'abrasion générée par la mise en œuvre ;
- Elimination des charges électrostatiques dues aux frottements ;
- Augmentation du mouillage de la fibre au cours de l'imprégnation.

L'ensimage est spécifique pour une résine et un procédé donné. Dans le cas des fibres de verre, qui sont les fibres les plus connues, une dispersion aqueuse de produits chimiques contenant environ 90 % d'eau, appelée ensimage, est déposée en sortie de filière sur les filaments de renfort. La quantité d'ensimage déposée est relativement faible, environ 3 % pour les ensimages de composites therm durcissables par rapport à la masse de verre, mais reste déterminante pour la formation de la liaison verre/matrice, et donc pour les performances finales du composite.

D'une manière générale, l'ensimage est constitué d'un agent de couplage, d'un agent filmogène collant, d'un lubrifiant et d'agents antistatiques. Même si l'agent filmogène collant est le constituant majoritaire de l'ensimage (environ 80 % en masse), l'agent de couplage est

sans conteste l'élément le plus déterminant en termes d'amélioration des performances mécaniques du composite. Très schématiquement, il comporte deux fonctions réactives qui assurent un accrochage d'une part au verre et d'autre part à la matrice.

Les fibres de carbone subissent quant à elles généralement deux traitements. Le premier consiste le plus souvent en une oxydation par voies chimique, électrolytique ou thermique, afin de créer sur leur surface des groupes réactifs susceptibles de se combiner à la matrice. Le second est un ensimage, à l'image de ce qui se fait pour les fibres de verre.

La vision classique d'une interface d'épaisseur nulle et résultant des interactions entre la matrice et la surface du renfort a actuellement fait place au concept d'interphase, dans la mesure où a été constatée la présence d'une région différente en structure et en composition au voisinage immédiat de la jonction renfort/matrice. Cette zone englobe la zone de contact entre renfort et matrice (interface), mais également une zone d'épaisseur finie s'étendant de part et d'autre de l'interface à la fois au sein du renfort et surtout au sein de la matrice. Son épaisseur est estimée de 1 à 10 μm , mais semble pouvoir atteindre des épaisseurs bien plus importantes (de l'ordre de la centaine de micromètres) dans le cas de certains composites thermodurcissables. La complexité de l'interface est illustrée schématiquement par la Figure I-2 [6]. Cette zone de transition incorpore les effets de chimisorption (met en jeu des liaisons de fortes énergies) et de physisorption (met en jeu des liaisons de faibles énergies), les interactions chimiques, les modifications de textures cristallines, mais aussi les défauts (mouillages imparfaits, vides et autres anomalies locales).

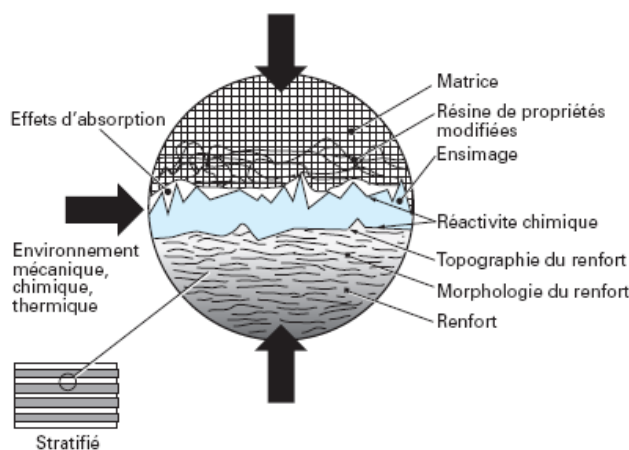


Figure I-2 : Interphase renfort/matrice dans un matériau composite [6].

Ainsi, la condition sine qua non d'obtention de composites à hautes performances est l'efficacité du transfert de charge qui s'opère via l'interface. En effet, les renforts à haute résistance supportent la charge mécanique appliquée, tandis que la matrice la redistribue et la transfère d'une fibre à l'autre au travers de l'interface, sous réserve que l'adhésion renfort/matrice soit parfaite. D'une manière générale, ce rôle de l'interface sur l'intégrité structurale des composites est communément admis.

I.1.2 Généralité du comportement mécanique

En fonction de l'arrangement géométrique de ses constituants, le matériau composite va présenter un comportement plus ou moins anisotrope. De plus, l'orientation et la proportion

des renforts empêchera ou non le caractère élasto-viscoplastique de la matrice de se développer ainsi que l'apparition de divers endommagements (propriétés mécaniques remarquables dans certaines directions de la structure).

Au préalable de ces généralités, précisons les différentes échelles nécessaires à l'étude des composites. On en définit généralement trois [7]:

- L'échelle microscopique qui voit les hétérogénéités les plus fines présentes dans le matériau ;
- L'échelle macroscopique qui voit la structure comme étant homogène ;
- L'échelle mésoscopique, intermédiaire entre les deux échelles précédentes, qui ne voit pas les hétérogénéités les plus fines et considère le pli d'une stratification comme une entité homogène.

I.1.2.1 Mécanisme d'endommagement

De manière générale, l'endommagement est défini comme un ensemble de changements microstructuraux au sein du matériau qui occasionnent une détérioration irréversible plus ou moins importante. Par exemple, quand une structure stratifiée est sollicitée, la dégradation de ses propriétés est effective bien avant sa rupture finale. En outre pour les matériaux composites, notamment ceux à forte anisotropie, sa géométrie dépend de l'arrangement géométrique des constituants du composite.

Il existe plusieurs types d'endommagement au sein d'une structure stratifiée de plis unidirectionnels ou tissés qui se révèlent à différentes échelles d'observation. Les plus significatifs sont les suivants :

- A l'échelle microscopique apparaissent les ruptures d'adhérence entre les fibres et la matrice : c'est le phénomène de décohésion fibre/matrice ;
- A l'échelle mésoscopique, l'apparition de nombreuses fissures intra-laminaires peuvent être observées mais également la rupture de fibres intervenant au stade ultime de la ruine du matériau ;
- A l'échelle macroscopique, on observe le phénomène de décollement inter pli : c'est le délaminage.

Pour les matrices renforcées de fibres de verre, ces trois phénomènes d'endommagement sont observables. Ces phénomènes d'endommagement interagissent et leur couplage les rend plus difficile à appréhender. De plus, on peut noter deux classes principales de fissuration intra laminaire : les fissures transverses et les fissures longitudinales (Figure I-3) [8].

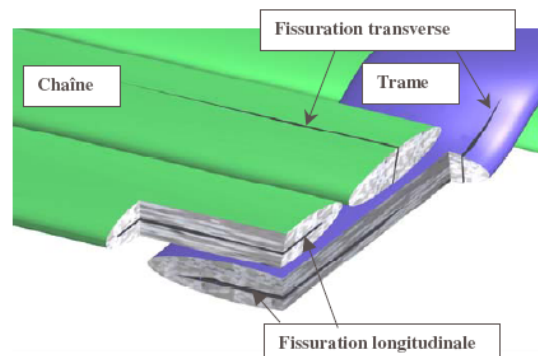


Figure I-3 : Types de fissuration intra laminaire dans un pli tissé

Les fissures transverses apparaissent, de manière assez uniforme, parallèlement à l'axe des fibres et dans l'épaisseur des torons de trame et de chaîne. Les fissures longitudinales se développent dans le plan du tissu. Les fissures longitudinales présentes dans les tissus sont beaucoup plus localisées que les fissures transverses. Elles existent aussi bien entre les torons d'orientations différentes (fissuration inter-toron) qu'entre ceux de même orientation (fissuration intra-toron). Elles peuvent également suivre l'ondulation quand elles y sont confrontées.

I.1.2.2 Impact à basse vitesse

Les structures composites subissent des chocs accidentels lors de leur utilisation mais aussi lors de leur fabrication et de leur maintenance (chute d'outils, ...). L'endommagement qui en découle est rarement spectaculaire mais il peut potentiellement avoir des conséquences néfastes très importantes sur le comportement mécanique de la structure en question [9].

Une partie des travaux présentés dans cette thèse consistera donc à impacter des plaques composites à renforts de fibres de carbone et de verre dans le but de détecter, de localiser et de déterminer l'ampleur des endommagements obtenus lors de ces impacts réalisés à l'aide d'une tour de chute.

Les moyens utilisés pour les essais d'impact sur structures se situent dans des gammes d'énergie bien précises. Ils sont souvent développés pour des besoins particuliers (par exemple : essais de balistiques pour des applications militaires [10]) et sont presque aussi nombreux que les types d'impact recherchés. La Figure I-4 fait une synthèse de différents travaux qui présentent les moyens d'essai en fonction de la gamme de vitesse et d'énergie [11-13].

Dans notre étude (impact basse énergie < 100 J), le choix s'est porté vers un système par poids tombant où l'impacteur est instrumenté d'accéléromètres et/ou de capteurs de force, ainsi que d'un capteur de déplacement qui permet de calculer la vitesse du projectile à l'impact.

Trois types d'endommagement majeurs concernent les composites thermodurcissables, tels que la fissure de matrice, le délaminage et la rupture de fibre.

L'endommagement résultant d'un essai de choc peut être mesuré par des techniques d'imagerie ultrasonore non destructive par exemple de type C-scan. Nous reviendrons sur le contrôle non destructif externe dans le chapitre V.

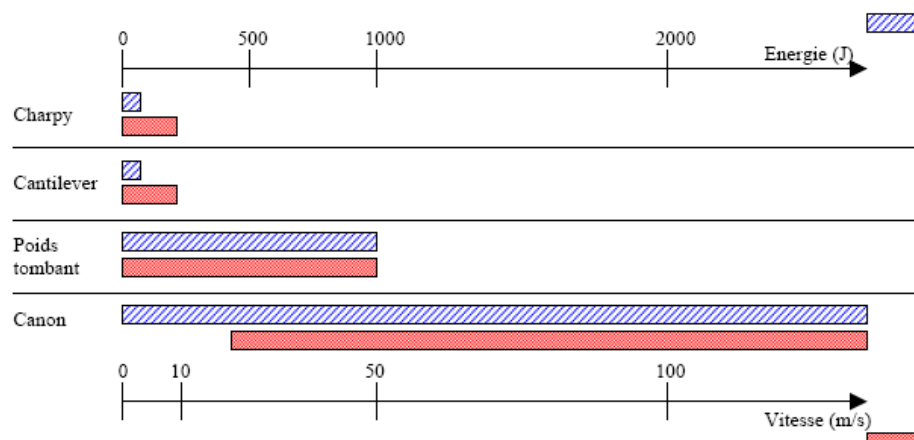


Figure I-4 : Gamme d'énergie et de vitesse pour différents dispositifs

I.2 La protection électromagnétique

Les navires de guerre sont dotés de plus en plus de matériels électroniques générant chacun des champs électromagnétiques (EM) de plus ou moins grande intensité. Les superstructures portent ainsi un certain nombre de contributeurs qu'il s'agisse d'antennes radar, antennes haute fréquence, dispositifs de guerre électronique... chacun susceptible d'interférer ou de gêner les autres équipements, mais également de perturber le fonctionnement des matériels à l'intérieur du navire, voire de nuire à la santé des personnes qui y sont hébergées.

Dans le cas de structures en matériaux composites, le problème du blindage électromagnétique (BEM) des locaux se pose. En effet, le matériau n'est pas un conducteur électrique, du moins pour les applications à base de fibre de verre.

Une grande plage de fréquence est concernée:

- Les antennes de communications de 2 MHz à environ 10 GHz,
- Les antennes radar qui couvrent une grande bande de 3 MHz à 40 GHz.

Le champ extérieur mesuré atteint fréquemment 200 V/m et dans des conditions défavorables peut atteindre 1000V/m. L'objectif du BEM est d'atténuer sensiblement ces ondes à l'intérieur du bateau (moins de 10 V/m pour l'équipement qualifié aux normes militaires et moins de 3V/m pour les normes civiles).

Il existe plusieurs normes internationales relatives à la compatibilité électromagnétique (CEM), qui imposent des caractéristiques précises pour le fonctionnement d'un appareil soumis à des ondes électromagnétiques, et tous ces produits doivent répondre aux spécifications de ces normes. Deux normes en CEM nous intéressent pour la mesure de l'efficacité de blindage: MIL-STD-464 et la GAMT-20.

Les fibres de verre ne sont pas électriquement conductrices et n'ont pas d'effet blindant naturel d'où l'utilisation sur ou dans la structure composite de matériaux conducteurs pour assurer cette protection électromagnétique.

Ce paragraphe est consacré aux différentes solutions réalisables pour assurer un blindage électromagnétique pour ces types de matériaux. Pour ce faire nous pouvons définir différentes méthodes pour procurer aux matériaux composites un blindage électromagnétique :

- Une couche conductrice à la surface du composite ;
- Insertion d'un grillage métallique dans le matériau à blinder ;
- Injection de micro ou nano particules métalliques dans la matrice ;
- Les polymères conducteurs ;
- Le carbone lui-même.

I.2.1 Blindage électromagnétique et efficacité de blindage

Le champ EM est aux charges et aux courants, ce que le champ gravitationnel est aux masses : de même que la présence d'une masse induit un champ gravitationnel, la présence d'une charge induit un champ électromagnétique.

Le champ EM et les forces qui lui sont associées ont été mis en évidence dans le cadre d'observations il y a un peu moins de deux cents ans. C'est grâce aux formulations de

Faraday, Ampère et Gauss entre autres, que Maxwell énonce les équations qui régissent la propagation du champ électromagnétique, en fonction des sources et des propriétés du milieu. Les équations de propagation dans la matière s'écrivent de la manière suivante :

$$\nabla E(r,t) + \frac{\partial}{\partial t} B(r,t) = 0 \quad (I. 1)$$

$$\nabla H(r,t) - \frac{\partial}{\partial t} D(r,t) = 0 \quad (I. 2)$$

$$H(r,t) = \mu(r,t) * B(r,t) \quad (I. 3)$$

$$D(r,t) = \varepsilon(r,t) * E(r,t) \quad (I. 4)$$

Avec * l'opérateur de convolution temporelle

Le champ électrique E (Volt/m)

Le champ magnétique H (Ampère/m)

L'induction électrique D (Coulomb/m²)

L'induction magnétique B (Tesla)

Une onde électromagnétique et un milieu interagissent par l'intermédiaire d'au moins trois paramètres: la conductivité électrique σ , la permittivité diélectrique ε et la perméabilité magnétique μ . L'efficacité de blindage augmente avec l'augmentation de la conductivité et est théoriquement proportionnelle au $\log(\sigma \cdot d)$ [14, 15]. Avec σ la conductivité électrique et d l'épaisseur du matériau.

La matière est le lieu de phénomènes dispersifs et atténuants. Ces phénomènes intimement liés, sont le résultat des interactions entre l'onde et la matière sous la forme de polarisations (électriques et magnétiques) et de conduction de particules.

L'efficacité de blindage, en anglais Shielding Effectiveness (SE) d'un matériau est définie comme le rapport de la puissance transmise P_t à la puissance incidente P_i [14, 16]. Elle peut aussi s'écrire à l'aide des champs électriques lorsque nous travaillons en ondes planes, ce qui sera notre cas. En général, l'efficacité de blindage est exprimée en décibel par l'équation (I.5):

$$SE = -10 \log \left(\frac{P_t}{P_i} \right) = -20 \log \left(\frac{E_t}{E_i} \right) = -20 \log \left(\frac{H_t}{H_i} \right) \quad (I. 5)$$

Où E_i et E_t sont respectivement les champs électriques incident et transmis.

Le mécanisme de l'interaction d'une onde électromagnétique avec un matériau peut être divisé en trois sous-mécanismes: (1) Réflexion, (2) Absorption et (3) Réflexions multiples à l'intérieur du matériau [14]. Ces mécanismes sont schématisés sur la Figure I-5.

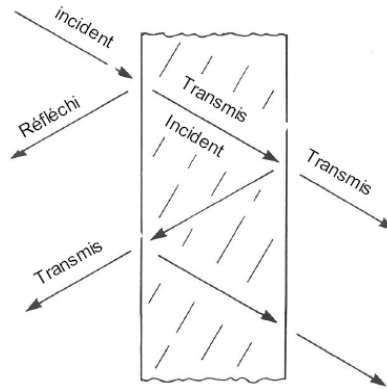


Figure I-5 : Mécanisme d'interaction d'une onde électromagnétique avec un matériau.

(1) Le premier mécanisme de la protection EM est la réflexion, il dépend de la constante diélectrique et de la conductivité du matériau. La réflexion augmente avec l'augmentation de la permittivité et de la conductivité. Le blindage doit avoir des porteurs de charges mobiles (électrons ou trous), lesquels interagissent avec le champ EM. Le métal est de loin le matériau le plus commun pour le blindage EM. Sa fonction principale est sa réflexion importante due à ses électrons libres.

(2) Le second mécanisme de la protection EM est l'absorption. Elle dépend de la conductivité et résulte de l'existence des porteurs mobiles de charge (des électrons ou des trous) qui interagissent avec le rayonnement électromagnétique. Pour une absorption suffisante de la radiation EM par le blindage, la protection doit avoir des dipôles électriques et/ou magnétiques, lesquels interagissent avec le champ EM de la radiation.

(3) Le troisième mécanisme de l'interaction électromagnétique résulte des réflexions multiples. Ce mécanisme dépend des propriétés physiques et de la structure géométrique du matériau blindant.

Nous reviendrons plus en détail sur le modèle analytique de l'efficacité de blindage dans le chapitre IV. Dans les prochains paragraphes, nous détaillons les différentes solutions évoquées dans la littérature pour réaliser un blindage électromagnétique pour les matériaux composites.

I.2.2 Couche conductrice

Pour assurer une protection électromagnétique des matériaux composites, l'une des solutions est de coller à la surface une couche conductrice. Une étude précédente [17] a déjà utilisé ce procédé. Le revêtement utilisé dans le cadre de cette étude est un matériau métallisé en cuivre ayant une impédance de surface de l'ordre de 40 mΩ/carré [17]. Ce revêtement est très fin (environ 150µm), très léger 60 g/m² et très facile à manipuler. L'efficacité de blindage de ce type de matériau est supérieure à 50 dB dans une gamme de fréquence allant de 1 à 18 GHz. Ce mode de protection a l'avantage de pouvoir se réparer assez facilement mais à l'inconvénient d'être très fragile à l'environnement. Cette couche conductrice souffre généralement de sa faible résistance aux éraflures.

I.2.3 Grillage ou tissu métallique

Une autre solution, pour assurer un niveau de blindage électromagnétique suffisant, est d'intégrer au sein même de la structure un grillage métallique ou encore d'intégrer un tissu métallisé. Le tissu métallisé est disponible dans diverses configurations ayant un substrat tissé ou non-tissé. Il peut être utilisé comme produit architectural pour protéger des salles complètes, ou comme blindage EM pour les matériaux stratifiés.

Ces matériaux métallisés sont flexibles et ont les propriétés électriques d'un métal. Ceci signifie une faible impédance de surface et a priori une excellente protection aux ondes électromagnétiques.

Dans le chapitre IV, cette solution est utilisée pour mesurer l'efficacité de blindage lors de l'insertion de ces tissus ou grillage dans un composite à renforts de fibres de verre. De plus une étude sur l'influence de cette intégration, sur les propriétés mécaniques, est exposée dans le chapitre III.

I.2.4 Dispersion de micro ou nano particules

Découverts dans les années 80, les nanotubes de carbones sont constitués de feuillets de graphite enroulés sur eux-mêmes. Le diamètre est de l'ordre de quelques nanomètres. Très stables, ils possèdent des propriétés électriques, thermiques et mécaniques exceptionnelles. Les nanotubes sont entre autre, 100 fois plus résistants et 6 fois plus légers que l'acier. La particularité des nanoparticules est de présenter des propriétés spécifiques liées à un grand rapport surface de contact/volume. Les nanotubes de carbone simple paroi et multi-parois sont étudiés très intensivement dans la recherche fondamentale et appliquée.

Cependant, plusieurs problèmes se posent lors de l'utilisation de nanotubes de carbone : leurs manipulations, leurs organisations et leurs dispersions. De plus, la faible connaissance de l'impact réel sur la santé humaine réduit considérablement leur utilisation dans l'industrie. Nous pouvons également insérer des charges dans la matrice afin de la rendre conductrice. Ces particules sont sous la forme de poudre, par exemple des microparticules de nickel ou encore du noir de carbone.

Kim [18] a reporté que la matrice possédant 40% en masse (wt) de nanotubes de carbone multi-parois contenant des particules catalytique de fer peut atteindre une efficacité de blindage de 27 dB pour une fréquence comprise entre 1 et 10 GHz. Il a aussi démontré que l'efficacité de blindage est plus importante avec des nanotubes possédant des particules de fer que purifié.

Jou [19] a reporté que la matrice composée de 50% wt de nanotubes de carbone mono-parois purifiés fabriqués par Desunnano Ltd. peuvent atteindre une protection effective de 55-60 dB dans une gamme de fréquence de 300 MHz à 1,8 GHz.

Du à l'effet de peau (phénomène électromagnétique qui fait que, à partir d'une certaine fréquence, le courant a tendance à ne circuler qu'en surface des conducteurs), un matériau composite ayant des charges conductrices de petites tailles est plus efficace que celles de grandes tailles [20]. La taille des charges doit être comparable ou plus petite que la profondeur de peau. Une charge de 1µm ou moins est typiquement préférée pour assurer un

bon blindage. Les composites polymère-matrice contenant des charges conductrices sont attractifs pour le blindage [21].

Dans ce domaine, Chung [20] a étudié l'insertion de charges métalliques (fibre de nickel, filaments de carbone et microparticules de nickel ou d'acier) dans une matrice thermoplastique afin d'assurer un blindage électromagnétique. Les filaments de carbone (7% en vol) de 0,1 μm de diamètre et de longueur supérieur à 100 μm fournissent une atténuation de 32 dB à 1GHz. Les fibres de Nickel (7% en vol) de 2 μm de diamètre et de 2 mm de longueur fournissent une atténuation de l'ordre de 58 dB à 1 GHz [21]. Les microparticules de nickel (7% en vol) de 0,4 μm de diamètre et de longueur 100 μm assurent une atténuation de l'ordre de 87dB à 1 GHz.

1.2.5 Les polymères conducteurs

Vers la fin des années 1970, A.J. Heeger, A.G. MacDiarmid et H. Shirkawa, lauréats du prix Nobel de chimie de l'année 2000, ont montré qu'après certaines modifications, un plastique peut devenir un conducteur électrique, c'est-à-dire un « métal synthétique » [22]. Le polymère conducteur, le polyacétylène, découvert par Shirkawa a une conductivité de l'ordre de 10^5 S/cm [23] tandis que la conductivité du cuivre est de 6.10^7 S/cm.

A la suite du polyacétylène, de nombreux polymères conducteurs ont été étudiés [24, 25]: le polyparaphénylène, le polypyrrole, le polythiophène, la polyaniline... Parmi ces polymères conducteurs, la polyaniline (PAni) a suscité un grand intérêt en raison de sa stabilité environnementale.

Cependant la conductivité électrique de la PAni < 100 S/cm est relativement basse pour réaliser un blindage EM efficace. C'est pour cela que Lee [26] mélange la polyaniline avec des poudres métalliques pour augmenter l'efficacité de blindage (argent, graphite, noir de carbone). Lee et al. [26] ont utilisé la PAni-EB (éméraldine base) mélangé avec de l'argent en poudre (0.8 μm de diamètre). Le pourcentage en masse de l'argent est de 8% wt du mélange total. Le mélange de PAni-EB et de poudre Ag possède une conductivité de l'ordre de 15.10^3 S/m à température ambiante. Cette couche de 70,4 μm permet une atténuation de 46 dB pour une gamme de fréquence comprise entre 1 MHz et 10 GHz alors que sans la poudre métallique l'atténuation est de 17 dB.

Dhawan et al. [27] ont étudié la polymérisation de l'aniline enduit sur des tissus de verre. Les substrats de verre ont été immergés et tournés sans interruption pour assurer l'uniformité de la réaction sur ce substrat. Après 4 heures le substrat est enlevé, lavé complètement à l'eau distillée et plus tard un deuxième enduit est appliqué à la surface pré-enduite. L'efficacité de blindage mesuré est de 35dB dans une gamme de fréquence de 100 MHz à 1 GHz.

Wojkiewicz et al. [28] ont étudié la variation de la masse de la polyaniline dans le mélange. Ils ont mélangé du PAni-Styrène Acrylonitrile (SAN) dans du m-crésol [29]. Pour ce mélange contenant 40 % wt de PAni, Wojkiewicz mesure une atténuation allant de 50 à 70 dB pour des fréquences comprises entre 100 MHz et 10 GHz. Pour ces mesures d'efficacité de blindage, tous les échantillons ont été enduits sur des fibres de verre.

Paligova et al. [30] ont étudié le mélange de PAni sur des composites carbone/époxyde. Les fibres de renforts utilisées dans cette étude sont des fibres courtes de carbone de diamètre 7

μm , de longueur moyenne $270 \mu\text{m}$, de densité 1.8 g/cm^3 et de conductivité électrique de 550 S/cm . Paligova mesure une atténuation de 11 dB pour les fibres non enduites et de 33 dB pour les fibres enduites de PANi à une fréquence de $1,3 \text{ GHz}$.

Hoang [31] a utilisé le CSA (acide camphre sulfonique) comme dopant et le DCAA (acide dichloroacétique) comme solvant à la place du m-crésol toxique et qui n'est pas totalement éliminé dans les composites. Le niveau de conductivité est élevé $>10^4 \text{ S/m}$, et donc intéressant pour une application de blindage électromagnétique. La matrice utilisée pour ce composite est le polyuréthane (PU). Le film de polyimide (nom dans le commerce: Kapton®) a été choisi comme une couche intermédiaire d'un composite tri-couche. Avant d'être utilisé pour former les composites tri-couches, le Kapton doit subir un traitement de surface en utilisant le Méthyléthylcétone ($\text{C}_4\text{H}_8\text{O}$). Grâce à ce traitement surfacique, la surface de Kapton est très propre et donne une bonne accroche entre Kapton et PANi-(CSA)/PU. L'efficacité de blindage mesurée pour la meilleure configuration est d'environ 50 dB pour des fréquences allant de 8 à 18 GHz .

I.2.6 Les fibres de carbone

Pour assurer une bonne protection électromagnétique des matériaux composites nous pouvons utiliser le caractère conducteur du carbone lui-même. Une étude précédente [17] a déjà utilisé ce procédé. La Figure I-6 montre la structure utilisée lors de cette étude antérieure.



Figure I-6 : Structure carbone/ verre utilisé EUCLID RTP 3.21.

Cette architecture donne des atténuations de l'ordre de 30 à 40 dB dans une bande de fréquence comprise entre 5 MHz et 1 GHz [17]. Nous avons aussi la possibilité d'insérer plusieurs couche de carbone afin d'augmenter l'atténuation électromagnétique (Figure I-7).



Figure I-7 : Structure multi couche verre/carbone.

Ce mode de protection a l'avantage de s'insérer dans la structure elle-même et donc de ne pas dégrader ces propriétés mécaniques.

Rea et al. [32] utilisent les fibres de carbone unidirectionnelles. Les fibres ont un diamètre de $7 \mu\text{m}$. Le pourcentage en masse de fibre dans le composite étudié est de 58% . L'efficacité de blindage mesuré par Réa [32] fourni une atténuation comprise entre 68 et 80 dB pour une gamme de fréquence comprise entre 8 et 12 GHz .

En raison de la propriété électrique intrinsèque des fibres de carbone, cette solution est développée plus largement dans le chapitre IV pour la réalisation d'un blindage EM très performant.

I.3 Le contrôle de santé intégré

L'exploitation massive du potentiel de ces nouveaux matériaux (carbone, verre) est encore freinée de nos jours par la difficulté qu'éprouve l'homme de l'art à prédire de façon fiable certains endommagements pouvant conduire à la ruine de la structure [33]. C'est pour cette raison qu'il est souhaitable de concevoir un système fiable de contrôle de santé intégré (CSI) pour les matériaux composites.

Mais il y a plusieurs difficultés inhérentes pour détecter des défauts dans les matériaux composites par opposition aux matériaux traditionnels tels que les métaux. Ceci est dû à leur inhomogénéité et à leur anisotropie; la plupart des métaux sont constitués par un matériau uniformément isotrope ayant des propriétés bien connues. Les matériaux composites stratifiés peuvent avoir un ensemble considérablement variable de propriétés basées sur les fibres, la matrice et le processus de fabrication choisis.

L'élaboration de méthodes fiables pour détecter des dommages est important pour maintenir l'intégrité de ces structures composites [1].

Pour répondre aux besoins des industriels en termes de réduction des coûts et des temps de maintenance [34] de nombreux travaux ont été effectués ces dix dernières années dans le domaine de la surveillance intégrée des structures. Ces travaux ont permis de développer différents systèmes de mesure et certains systèmes de surveillance sont déjà utilisés dans l'industrie aéronautique et le génie civil [35].

Pour les secteurs aéronautique et aérospatial, la majorité des capteurs utilisés sont les transducteurs piézoélectriques, tandis que pour les applications civiles, ce sont les fibres optiques [36].

Cette partie présente un état de l'art des différents systèmes de contrôle de santé intégrable dans des matériaux composites. Tout d'abord nous présentons les fibres optiques, puis une méthode électromagnétique, une méthode mesurant la variation de la résistance électrique et enfin une méthode par émission ultrasonore.

I.3.1 Les fibres optiques

Il existe trois sortes de capteur à fibre optique (CFO) :

- Capteur basé sur l'intensité
- Capteur interférométrique
- Réseau de Bragg

Les capteurs basés sur l'intensité et les capteurs interférométriques sont très peu utilisés dans la littérature pour le contrôle de santé structural. Nous évoquerons essentiellement des fibres optiques à réseaux de Bragg dans la suite de ce paragraphe.

Les CFO à réseau de Bragg exploitent la spectroscopie basée sur la modulation de l'indice de réfraction sur une courte longueur de fibres. L'avantage est que l'information captée est codée directement dans la longueur d'onde (paramètre absolu) indépendant de toute variation. De plus, il est possible de multiplexer par répartition en longueur d'onde en fabriquant chaque

réseau de diffraction à une fréquence légèrement différente. Ce sont ces types de fibres optiques qui sont utilisés pour le contrôle de santé structural.

Les fibres optiques doivent cheminer parallèlement aux fibres de renfort. Le choix du matériau gainant la FO doit être guidé par la compatibilité et l'adhérence avec la matrice hôte, être capable de supporter les conditions de cuisson. De ce fait le polyimide est le matériau le plus couramment utilisé [33].

Plusieurs études utilisant les CFO à réseaux de Bragg ont été conduites pour détecter les dommages internes, les fissures de la matrice et le délaminage dans les composites [37-40]. Cependant il y a eu peu de propositions pour l'évaluation quantitative des dommages.

Dans une réalisation du National Maritime Institute, des déformations importantes (0,8%) et la formation de criques entre 0,025 et 0,1mm ont été observées dans les matériaux composites, avec les fibres à gradient d'indice de type 50/125 (diamètre 50µm ; diamètre gaine 125µm) [41].

Au Canada, Boeing de Havilland a développé la première aile d'avion en matériaux composite comportant un système intégré de 250 CFO pour la détection d'endommagements [41].

De plus, les CFO à réseau de Bragg contribuent aux améliorations du processus de fabrication impliquant un niveau de qualité accrue. Citons, pour le procédé classique : la vérification du bon état de la cuisson, la détermination de l'instant où la polymérisation est achevée, l'estimation des contraintes internes puis la mesure du retrait final du matériau. Dans le cas du procédé RTM (Resin Transfert Moulding), l'optimisation des techniques de moulage, par exemple en suivant l'avancée de la résine en cours d'injection ou la détermination in situ du degré de polymérisation de pièce prototype... pour parvenir à une meilleure compréhension des phénomènes présents au sein du moule et finalement raccourcir la durée de mise au point du processus [33].

Les problèmes techniques qui demeurent sont surtout liés à l'aspect connectique, notamment pour les pièces devant être usinées sur la tranche après cuisson, ce qui proscrit l'usage des fibres amorce dépassant des panneaux [33].

Les CFO à réseaux de Bragg ont un diamètre d'environ 150 micron, étant du même ordre de grandeur que l'épaisseur de plis, dans le domaine aéronautique, il est prouvé depuis quelques années que leur présence n'influence quasiment pas le comportement de la structure. Cependant pour prévenir de l'éventualité de détérioration du matériau une petite FO à réseaux de Bragg a récemment été développée par Hitachi câble Ltd. Elle a l'avantage de ne pas avoir de zone riche en résine lors de l'intégration donc un meilleur comportement mécanique (Figure I-8.b) [42].

La capacité des FO à réseaux de Bragg à détecter des contraintes résiduelles dues aux impacts a été démontrées par Chambers [43]. La valeur de la contrainte résiduelle dépend de l'endroit des réseaux de Bragg par rapport à l'emplacement d'impact et par conséquent afin de détecter l'emplacement d'impact une rangée de sonde serait exigée. Pour détecter un impact, la FO devrait être placée à environ 100 mm de la zone impactée. Ce qui implique une grande quantité de FO dans la structure et donc une complexité importante pour la connectique. De plus, le coût de telle structure devient vite prohibitif.

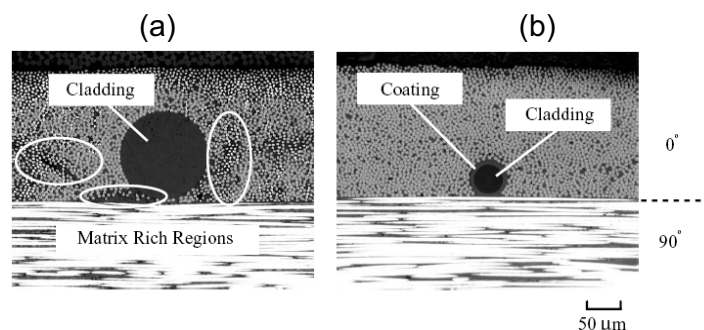


Figure I-8 : a) Fibre optique conventionnel ; b) de petit diamètre [42].

Takeda et al. ont séparément étudié l'effet de chaque type d'endommagements sur les changements de la forme des spectres par analyse numérique. Cette étude numérique a indiqué que la forme des spectres est fortement corrélée avec le type de défauts. Basé sur cette connaissance, ils ont présenté l'identification des dommages avec des FO à réseaux de Bragg intégrés [44].

Pour conclure, il est possible de détecter un impact avec l'aide de capteurs à fibre optique à réseaux de Bragg. La FO à réseau de Bragg peut détecter l'impact jusqu'à 10 cm du point d'impact. L'amélioration de la caractérisation de la taille et de la localisation du dommage exige une meilleure connaissance du comportement structural. Les fibres optiques ont également l'avantage de ne pas perturber leur environnement, sont insensibles aux ondes électromagnétiques et s'intègrent dans la structure sans modifier ces caractéristiques mécaniques. Par contre, l'un des problèmes majeurs est la connectique. De plus ces fibres sont très fragiles et ne supportent pas des contraintes extrêmes sous peine de casser.

I.3.2 Méthode électromagnétique

Cette technique est basée sur la mesure locale du champ électrique induit par excitation électrique dans un composite à renforts de fibres de verre ou par induction magnétique pour les renforts carbone.

Tous les dommages induisant une variation locale de la conductivité électrique et/ou de la permittivité diélectrique peuvent être détectés par l'analyse de ces deux paramètres. Cette technique peut détecter quelques défauts d'origine non mécanique telle que l'entrée de liquide ou de petites brûlures produites par des étincelles. Ces types de défauts ne peuvent pas être détectés par les ondes ultrasonore [45].

Le HELP-Layer® (Brevetée par l'ONERA) est un système comprenant deux parties (Figure I-9) :

- Le 1^{er} réseau : réseau d'induction court-circuité (ouvert pour le verre)
- Le 2nd réseau ; réseau sensible non court-circuité ; chaque paire de fil peut être considéré comme une capacité.

Le réseau du capteur est excité par une fréquence de 700 kHz.

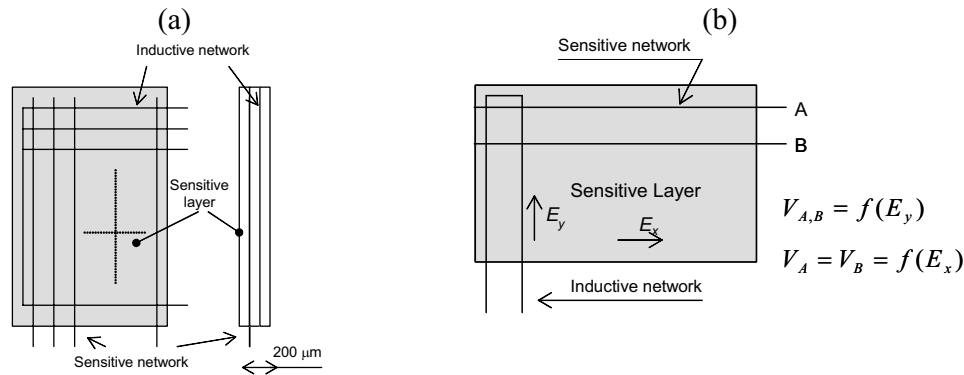


Figure I-9 : a) Géométrie de la couche sensible ; b) mesure des composantes du champ électrique

Il y a 2 méthodes possibles d'exploitation de cette technique :

- la 1^{ère} consiste à utiliser seulement le module du champ électrique tangentiel et de construire une image de la structure endommagée.
- La 2^{nde} exploite séparément les deux composantes tangentielles du champ E et calcule les nouvelles valeurs des paramètres électriques afin de caractériser entièrement les dommages et peut permettre d'estimer leur sévérité.

Par exemple [45] des endommagements ont parfaitement été détectés sauf les impacts d'énergie inférieure ou égale à 2J pour cette éprouvette. De plus, la brûlure légère B2 (énergie électrique de 40 J) est faiblement détectée, cela est probablement le seuil de détection de cette méthode. La Figure I-10 présente ces résultats dans une vue à trois dimensions où les divers niveaux induits par les endommagements sont clairement évidents, l'axe z est gradué dans des unités arbitraires. Le système HELP-Layer® localise non seulement les défauts, mais donne une image électromagnétique informant sur l'extension et la sévérité des dommages [45].

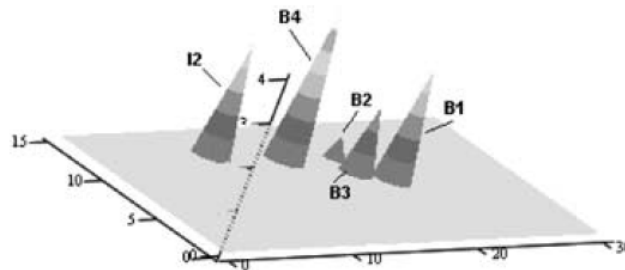


Figure I-10 : Détection d'endommagement du HELP-Layer®

Ce système de contrôle de santé intégré a été étudié lors de la première année de cette thèse. Nous nous sommes appuyés sur des expérimentations en laboratoire, menées sur des échantillons de composites spécialement élaborés afin de détecter des endommagements dans des structures composites. Nous n'avons pas obtenu, les résultats escomptés en raison de la faible répétabilité de notre dispositif de mesure. De plus, ce système de contrôle de santé reste à être démontré pour des composites à renforts de fibres de verre. Pour toutes ces raisons, nous avons décidé de ne pas développer cette méthode électromagnétique pour le contrôle de santé.

I.3.3 Résistance électrique

Le matériau est parfois utilisé comme capteur, c'est le cas lorsque l'on mesure ses propriétés électriques (Figure I-11).

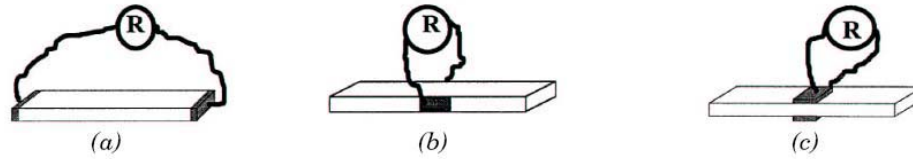


Figure I-11 : Principe de la mesure de la résistance électrique [46]. (a) sens de la fibre, (b) à travers la largeur, (c) à travers l'épaisseur.

Pour détecter la résistance électriques des composites, l'échantillon est connecté à des électrodes en cuivre. Les fibres fonctionnent non seulement comme renfort, mais également comme une sonde pour détecter les endommagements du composite du à la charge mécanique ou pour détecter les différences de température [47].

On peut pour cela mesurer la résistance avec un courant continu. Cette grandeur est étroitement liée aux fibres de carbone, suffisamment conductrices, et donne des informations sur leur rupture [46-51]. Si on souhaite s'intéresser aux dégradations de la matrice ou des interfaces entre fibres et matrice on peut alors mesurer la capacité électrique avec un courant alternatif [52, 53].

Todoroki [54] a étudié la possibilité de détecter les endommagements dans les composites carbone en utilisant les propriétés électriques AC(courant alternatif) et DC (courant continu) ; la conduction électrique DC pour détecter les cassures de fibres et la mesure en AC pour contrôler les fissures de la matrice. Mais, les fibres de carbone ne sont pas parfaitement alignées dans le composite et la conduction électrique se produit non seulement dans la direction des fibres, mais aussi dans les directions transversales. Lorsqu'il se produit un délaminage ou une rupture de fibre, la conductivité décroît.

Cette technique ne peut être utilisée, bien sur que pour des fibres conductrices, c'est-à-dire pour des fibres de carbone. Dans notre cas, nous souhaitons utiliser le même système de contrôle de santé pour des fibres de verre et de carbone, ce qui exclue cette méthode. Dans le prochain paragraphe, nous présentons un système de contrôle de santé basé sur l'émission ultrasonore.

I.3.4 Emissions ultrasonores

I.3.4.1 Définition des ondes de Lamb

Prenons un solide d'épaisseur finie et de dimensions infinies selon les deux autres directions. Si l'on applique une excitation ultrasonore à la surface de ce solide, alors, les ondes de volume se propagent, donnant lieu à l'apparition d'ondes dites "ondes guidées". Lorsque ce solide est une structure plaque, on appelle également ces ondes "ondes de plaques" ou "ondes de Lamb". En général, ces ondes sont caractérisées par plusieurs paramètres tels que : la fréquence f (Hz), le nombre d'onde k (m^{-1}), la vitesse de phase $C_p = \omega/k$ (m/s), la longueur d'onde ($\lambda = c/f$ [m]) et la vitesse de groupe ($c = c - \lambda \frac{dc}{d\lambda}$ [m/s]).

Par opposition à d'autres types d'ondes ultrasonores (onde de volume ou onde de Rayleigh), les ondes de Lamb peuvent se propager sur de longues distances. Elles existent traditionnellement sous deux formes : les modes symétriques et les modes antisymétriques. Lorsque les déformations d'une structure sont symétriques par rapport à son plan médian, les modes sont dits "symétriques", et lorsque ces déformations sont antisymétriques, on parle alors de "modes antisymétriques". La Figure I-12.a et la Figure I-12.b illustrent ces cas de déformations symétrique et antisymétrique, pour un régime harmonique de fréquence égal à 200 kHz et dans une plaque d'aluminium de 3 mm d'épaisseur.

La Figure I-12.a représente l'allure du mode symétrique d'ordre 0 (S_0), tandis que la Figure I-12.b donne l'allure du mode antisymétrique d'ordre 0 (A_0). Au fur et à mesure que la fréquence augmente, le nombre de modes que l'on peut générer augmente. On incrémente alors l'ordre des modes en fonction de leur fréquence d'apparition.

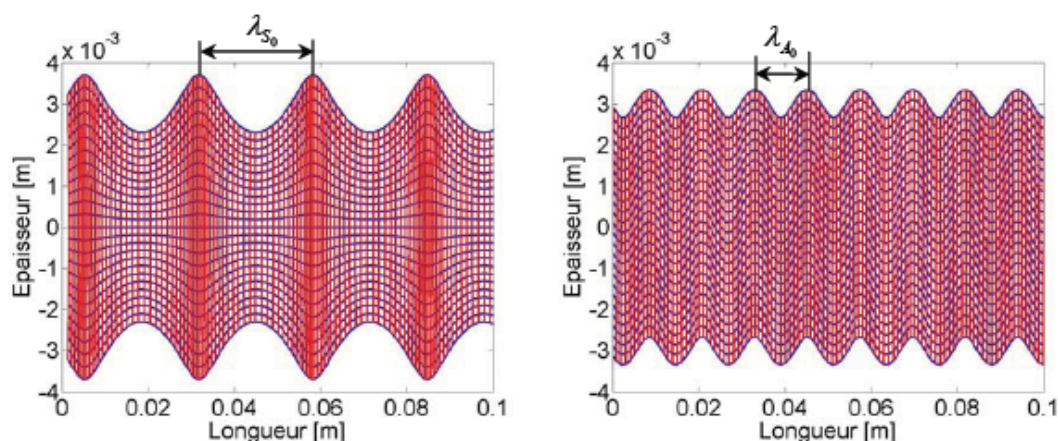


Figure I-12 :a) Mode symétrique S_0 et b) Mode antisymétrique A_0 à 200kHz.

I.3.4.2 Les ondes guidées – ondes de Lamb

Cette partie traite d'une classe d'ondes qui sont très largement répandues pour des applications de contrôle de santé intégré (CSI) : la classe des ondes guidées ou les ondes de plaques ou encore les ondes de Lamb. Les ondes guidées sont spécialement importantes pour le CSI car elles ont la particularité de se propager sans trop de déperdition d'énergie dans les matériaux pourtant passablement atténuants que sont les matériaux composites. En outre, les ondes guidées peuvent également se propager à l'intérieur d'une structure courbée. Ces propriétés les rendent bien adaptées pour l'inspection ultrasonore d'avions, de bateaux, de missiles, de récipients sous pression, de pipelines, etc.

La première approche théorique des ondes se propageant sur la surface libre d'un solide élastique semi-infini fut exposée par Rayleigh en 1885 [55]. Les ondes de Rayleigh voyagent à proximité de la surface libre avec très peu de pénétration dans la profondeur du solide. Pour cette raison, les ondes de Rayleigh sont également connues comme les ondes guidées de surface.

Dans les plaques épaisses, les ondes guidées ultrasonore se propagent comme les ondes de Lamb et comme les ondes de cisaillement horizontal (Shear Horizontal (SH)). Les ondes de Lamb se déplacent verticalement alors que les ondes SH se déplacent horizontalement. Les

ondes guidées ultrasonore, dans des plaques épaisses, ont été décrites en premier par Lamb en 1917 [56]. Une étude détaillée des ondes de Lamb a été donnée par Viktorov [57], Achenbach [58], Graff [59], Rose [60], et Royer et Dieulesaint [61].

Une forme simple des ondes guidées de plaques sont les ondes de cisaillement horizontal. Le mouvement des particules dans le mode SH est parallèle à la surface de la plaque et perpendiculairement à la direction de propagation des ondes. Les ondes SH peuvent être symétriques et antisymétriques. A l'exception du mode fondamental, les modes des ondes SH sont toutes dispersives.

Les ondes de Lamb sont les ondes guidées les plus complexes. Les ondes de Lamb sont composées de deux variétés, les modes symétriques ou modes de compression (S_0 , S_1 , $S_2...$) et les modes antisymétriques ou modes de flexion (A_0 , A_1 , $A_2...$). Ces deux types d'ondes de Lamb sont assez dispersifs. La théorie des ondes de Lamb sera abordée plus largement dans le chapitre II.

Le choix des ondes de Lamb se justifie par leurs nombreux avantages ; les modes de Lamb ont la faculté de mettre en vibration la totalité de l'épaisseur de la plaque et offrent la possibilité de détecter des défauts internes quelle que soit leur profondeur. La baisse de signal acceptable est de 25% et l'estimation de l'espacement transducteur/capteur a été calculé aux alentours de 50 cm [62].

Cependant, leur utilisation présente quelques difficultés : elles sont dispersives, à une fréquence donnée plusieurs modes peuvent se propager à différentes vitesses. Leur propagation dans des milieux anisotropes et multicouches accroît encore la complexité. Des travaux ont permis d'établir analytiquement les courbes de dispersion [61, 63-66], de les valider expérimentalement [67], et d'étudier l'effet de la dispersion sur de longs trajets [68]. Ensuite, la nature multimodale de la méthode permet d'exploiter la différence de sensibilité des divers modes présents dans une plaque à des types d'endommagements disparates [69].

Aujourd'hui la majorité des travaux concernent la propagation d'ondes de Lamb dans les structures minces. En ce qui concerne l'interaction des ondes de Lamb avec différents types d'endommagement, beaucoup d'études sont expérimentales : détection d'impacts [70, 71], de délaminages [62, 72-74], ou de fissures [70, 75, 76].

La présence d'une fissure ou d'un délaminage se traduit, en théorie, par une diminution de l'énergie des signaux transmis entre deux transducteurs placés de part et d'autre du défaut. Cette diminution croît progressivement avec la taille du défaut, ainsi il est possible d'observer l'agrandissement d'une fissure ou d'un délaminage. Une mesure en réflexion pourrait permettre de différencier les deux types de défaut, mais cette mesure dépend fortement de la configuration : largeur de la plaque et position du récepteur [76]. Tous les manques de matière affectant l'épaisseur de la structure et toutes les altérations des surfaces se traduisent par une forte atténuation ou même par la disparition pure et simple de l'onde guidée [77].

Cette technique utilise le plus souvent des transducteurs piézoélectriques dont la taille et en particulier l'épaisseur est assez faible (inférieure à 500 μ m). Il existe deux modes d'excitations des capteurs piézoélectriques :

- Mode épaisseur ;
- Mode radial.

L'excitation en mode épaisseur permet de suivre les propriétés viscoélastiques des composites par analyse de l'évolution de l'impédance électrique pour une application, par exemple, au suivi du cycle de cuisson d'un polymère.

L'excitation en mode radial permet de détecter et de caractériser les endommagements par l'excitation et la détection d'ondes guidées. Un mode guidé particulier peut être préférentiellement excité par ajustement de la fréquence d'excitation de l'élément piézoélectrique et par la position de l'excitateur.

En utilisant uniquement les vitesses de propagation de chaque mode, Osmont [78] est parvenu à localiser un trou dans une structure sandwich dissymétrique. Il a aussi étudié l'interaction de trous dans la mousse de structure composite sandwich. Cette interaction a comme conséquence de produire un écho qui peut être détecté dans ce cas par un disque piézoélectrique collé sur la peau du composite. Les ondes de Lamb peuvent également être générées par un impact ou l'agrandissement d'une fissure, l'objectif est alors de localiser la source en « écoutant » en permanence et à différents endroits de la structure surveillée (méthode passive).

Guy et al. [79] ont étudié les différents modes d'excitations des capteurs piézoélectriques. Les signatures typiques obtenues sur des plaques impactées ne sont pas les mêmes que celles des plaques saines. La contribution dans la forme d'onde semble être amplifiée et d'une autre façon retardée. L'onde direct est atténuée et/ou retardée par la présence du défaut tandis que celle reflétée reste sans changement. Le mode de flexion s'est avéré plus sensible que le mode de compression au délaminage dans les composites. Il est possible de produire un mode de Lamb arbitraire en ajustant les conditions d'excitation des sondes collées ou intégrés. Pour une structure donnée, les formes d'ondes dépendent fortement de l'interaction du mode choisi avec les dommages induits mais aussi de la géométrie et de l'anisotropie de la structure puisque ces paramètres influenceront le nombre d'ondes qui peuvent se propager et interférer sur le récepteur.

Su [80] a utilisé le mode de flexion pour prédire la localisation des endommagements. Il a montré qu'il fallait au moins 4 capteurs pour obtenir une bonne localisation du délaminage pour une plaque de carbone de 480*480 mm² (les capteurs sont placés à 65 mm des bords). Différentes positions des capteurs piézoélectriques peuvent être utilisées pour déterminer les endommagements dans les matériaux composites (Figure I-13).

Lemistre et al. [81] ont employé des disques piézoélectriques collés près des bords d'une plaque composite. Certains sont employés comme émetteurs et d'autres comme récepteurs formant ainsi un certain nombre de chemins de propagation. L'analyse en ondelette a été exécutée pour extraire les mesures de temps-de-vol à partir des signaux acquis et donc pour localiser les dommages. La même technique a été employée par Su et al. [80] mais avec un arrangement différent, les éléments de PZT étant situés seulement aux coins d'une plaque carbone/époxyde, (a). Chacun d'eux a été alternativement employé comme émetteur et comme récepteurs.

Wilcox et al. [82] ont proposé une approche différente, (b). L'inspection de grandes plaques est effectuée en employant des rangées de capteurs, où chaque capteur piézoélectrique agit en tant qu'émetteur et récepteur. Des signaux guidés sont produits à différents angles autour du capteur des positions et le signal réfléchi des bords est traité pour la détection de dommages. Cette configuration est très prometteuse pour les matériaux isotropes, mais ont

quelques limitations pour les structures composites (anisotrope) dues au changement des propriétés avec la direction.

Des Rangées linéaires, (c), ont été étudiées par Diaz Valde's [83] pour la détection et la localisation des dommages. En utilisant cette démarche, les chercheurs ont conduit une étude pour trouver le nombre et l'espacement optimum des rangées d'émetteurs.

Une rangée linéaire d'émetteurs produit un front d'onde relativement uniforme permettant l'inspection de grande surface avec un nombre limité de capteurs. Des changements de la réponse du signal acquis sont induits par la présence des dommages et permettent l'évaluation de l'ampleur des dommages et de leurs localisations. Diamanti [84] a utilisé le mode de compression à une fréquence très basse de 20 kHz en excitant les piézoélectrique en mode longitudinal avec une impulsion sinusoïdale. L'opération à basse fréquence réduit la résolution mais réduit aussi le coût d'équipement d'acquisition des données. En effet, à basse fréquence l'atténuation est moins importante et donc l'utilisation d'un amplificateur n'est pas obligatoire.

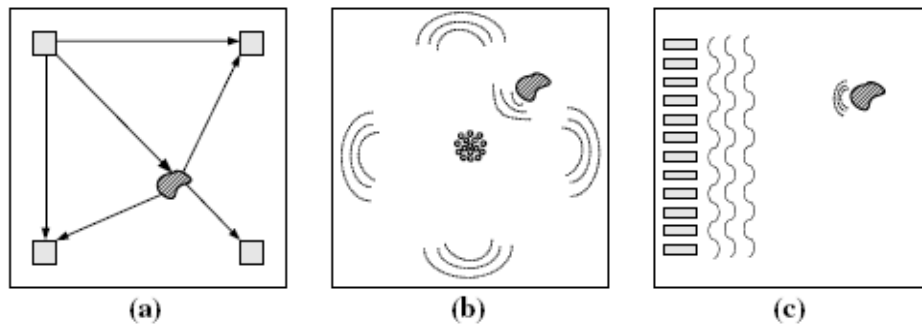


Figure I-13 : Différents arrangements possible pour l'inspection non destructif utilisant des capteurs PZT générant des ondes de Lamb [84].

Des défauts de taille critique (diamètre de 20-25 mm [80]) causés par un impact à basse vitesse ont été identifiés avec succès. L'endroit des endommagements dans l'axe x (longueur en stratifié) a été déterminé mais l'ampleur des dommages à travers la largeur n'est pas exactement prévu. En pratique nous pouvons placer une seconde rangée perpendiculaire à la première, puis comparer l'amplitude et le temps de vol afin de déterminer l'ampleur des endommagements [84].

I.3.4.3 Théorie des ondes de Lamb - Etude bibliographique

Dans la littérature, nous trouvons de nombreux travaux traitant de la propagation des ondes guidées lors d'une excitation transitoire ou harmonique. Le cas le plus simple concerne celui d'un milieu sain, c'est-à-dire sans défaut ou sans endommagement, avec des structures de géométrie simple, par exemple rectangulaires, constituées de matériaux homogènes et isotropes. Ce cas a été traité par de nombreux chercheurs tels que Lamb [56] puis Victorov [57]. Auld [85], quant à lui, a employé la méthode de superposition des ondes partielles pour résoudre le même problème.

D'autres chercheurs ont fait usage d'autres procédés pour décrire les ondes de Lamb. Achenbach [86] a ainsi déterminé les champs de déplacements des ondes de Lamb en se basant sur la superposition des mouvements en épaisseur avec ceux de la membrane. L'avantage de cette technique est que le mouvement de la membrane peut être déterminé indépendamment et de forme plus générale que pour le cas de la méthode des potentiels. En

outre, Achenbach et Xu [87] ont développé cette technique pour le cas d'une source ponctuelle de pression en régime harmonique appliquée soit sur la surface, soit à l'intérieur d'une plaque. Cette technique a également été exploitée pour le cas d'une source harmonique axisymétrique [87].

Hayachi et Endoh [88] ont quant à eux, calculé et visualisé la propagation des ondes de Lamb à l'aide d'une méthode hybride. Cette dernière consiste en la combinaison d'un calcul analytique basé sur les modes normaux avec un calcul numérique utilisant la méthode des éléments de frontières. L'avantage de cette méthode est d'être plus rapide que les modélisations purement numériques. Enfin, Moreno et al [89] ont utilisé la transformée de Fourier afin d'étudier la propagation d'une impulsion de pression dans une plaque isotrope élastique.

D'autres études ont été développées pour le cas des milieux anisotropes. Nous pouvons citer les recherches de Rose [60] qui a traité le problème de l'influence de la source sur la propagation des ondes de Lamb suivant les trois directions de l'espace. Il a choisi d'utiliser une technique analytique basée sur l'approximation asymptotique afin d'évaluer les déplacements en champ lointain dans une plaque composite. Nayfeh et Chimenti [90] se sont attaqués au problème des courbes de dispersion des ondes de Lamb pour des plaques anisotropes, tandis que Liand et Thompson [91] ont déterminé les courbes de dispersion des ondes de Lamb lors d'une symétrie monoclinique et également pour des symétries supérieures.

Tous les milieux de propagation cités précédemment sont monocouches. Néanmoins, ces dernières années, des études sur les matériaux multicouches ont également été développées. Ainsi, Nayfeh [65] a utilisé la méthode de la matrice de transfert pour résoudre le problème de la propagation des ondes de Lamb dans un matériau multicouche anisotrope. Dans un article plus récent, Lowe [92] donne un résumé sur les techniques matricielles existantes permettant de modéliser la propagation des ondes ultrasonores dans les structures multicouches. Cet article inclut également des détails sur les méthodes de la matrice de transfert et de la matrice globale. Pierce et al [93] ont de leur côté, déterminé les caractéristiques des ondes de Lamb dans le cas de structures composées de couches de matériaux composites hybrides et pour une excitation de type Laser. Liu et al [94] ont choisi d'étudier le cas de la propagation d'ondes de Lamb par des transducteurs multiéléments.

Comme nous pouvons nous en apercevoir, la liste des travaux de recherche sur la propagation, l'excitation et la réception des ondes de Lamb est longue et est loin d'être exhaustive. Néanmoins, l'essentiel des études ayant servi de base à ce travail viennent d'être présentées.

I.3.4.4 Les types de transducteurs

Les matériaux piézoélectriques présentent l'avantage de jouer à la fois le rôle d'émetteur et de récepteur du fait des deux effets piézoélectriques direct et inverse.

Les capteurs piézoélectriques doivent posséder les caractéristiques suivantes :

- constantes piézoélectriques aussi haute que possible ;
- Température de curie plus haute que la température de cuisson et d'utilisation ;
- Présence d'électrodes sur le capteur piézoélectrique.

Le matériau piézoélectrique le plus souvent utilisé est le PZT (Titano-Zirconiate de Plomb). Il possède des coefficients de couplage électromécanique radial important (k_{13}). Les meilleurs rendements énergétiques sont obtenus avec des céramiques piézo-électriques (PZT, PT ou PbNb_2O_6) insérées à l'intérieur des matériaux [95].

Un matériau piézoélectrique est de plus en plus utilisé dans la littérature : le PVDF (PolyVinylDiFluorure). Ce dernier est un film de polymère piézo-électrique PVDF. Il supporte des déformations de plusieurs pourcents, mais il a des propriétés piézoélectriques moins importantes que le PZT. Il possède une température de Curie de l'ordre de 80°C qui est trop faible pour l'insertion de capteurs à l'intérieur de la structure avant son élaboration, sauf pour des composites à base de résine vinylester.

Un autre polymère piézoélectrique est utilisé dans la littérature, c'est le P(VDF-TrFE) poly(vinylidène fluoride-trifluoro éthylène). Comme le PVDF, il supporte des déformations de plusieurs pourcents, mais a des propriétés piézoélectriques moins importantes que le PZT. De plus, il possède une température de curie de l'ordre de $115\text{-}145^\circ\text{C}$ qui est assez importante pour l'insertion dans les matériaux composites.

Les fractures de fibres, les fissures de la matrice et les délaminages peuvent être détectés par les capteurs PZT tandis que le PVDF ne détecte que les cassures de fibres car la sensibilité du PZT est plus haute que le PVDF. De même le P(VDF-TrFE) ne détecte que les ruptures de fibres mais pas les fissures de matrice [96].

I.3.4.5 Effet de l'intégration d'un système de CSI

Nous avons vu que ce système requiert l'intégration de pastille piézoélectrique à l'intérieur de la structure. Outre les problèmes inhérents à cette insertion, comme la connectique, le problème de l'intégration soulève deux remarques auxquelles il faut répondre :

- Le respect de l'intégrité de la structure et des capteurs ;
- La robustesse de la méthode face à des anomalies dans l'insertion des capteurs.

En effet, l'insertion d'un élément étranger dans un matériau hôte a pour effet immédiat de modifier localement le comportement mécanique de la structure. Il est donc impératif d'étudier l'impact de l'insertion du capteur sur les propriétés mécaniques de la structure et réciproquement. A ce sujet, on pourra se référer au travail de thèse de Pierrick Blanquet qui s'est intéressé exclusivement à cette étude [97].

Sur ce sujet, Lin [98] a réalisé des essais mécaniques sur l'impact de l'intégration de réseau de capteurs piézoélectrique au milieu d'un matériau composite. Des essais de flexion, des essais de cisaillement, des essais en flexion poutre courte et des essais en compression ont été réalisés sur les différents échantillons [98]. Tous ces essais ont montré qu'il n'y a pas d'impact réel sur l'intégrité de la structure [98]. Ceci prouve que ce système peut être utilisé sans dégrader les propriétés mécaniques de la structure.

Néanmoins, afin de s'assurer qu'il n'y ait réellement pas de dégradation, nous effectuons une étude sur l'effet mécanique de l'intégration de fonction dans le chapitre 3 de cette thèse.

Pour conclure, les systèmes utilisant des transducteurs piézoélectriques font l'objet de la majorité des études. Les ondes de Lamb ouvrent ainsi la voie au contrôle de santé à grande distance, avec l'espoir de pouvoir développer des structures sensibles de grandes dimensions sans nécessairement multiplier le nombre de capteur et donc sans accroître la complexité du système d'évaluation.

I.4 Résumé et conclusion

Traditionnellement utilisés pour leurs hautes propriétés mécaniques spécifiques, rigidité et résistance, les matériaux composites possèdent également la possibilité d'intégrer des fonctions touchant à la vulnérabilité ou la furtivité du navire.

Les avantages que fournissent ces types de matériaux sont sans conteste l'intégration de fonctions afin de rendre ces matériaux « intelligents » (smart materials). Pour ce faire, nous proposons dans cette étude l'intégration de deux fonctions :

- La première est l'intégration d'un blindage électromagnétique. Différentes solutions ont été présentées en se référant à la littérature et plusieurs techniques seront retenues dans cette étude. En particulier, nous utilisons la méthode de l'insertion d'un tissu ou grillage métallique et également l'insertion de fibres de carbone.
- La seconde est l'intégration d'un contrôle de santé grâce à des capteurs piézoélectriques. Ce concept de contrôle de santé in situ et en temps réel préfigure un dispositif totalement intégré à la structure et capable d'interroger en permanence et de manière totalement automatisée lorsque celle-ci se trouve en service. Notre contribution consiste à évaluer l'endommagement des plaques composites de grande taille par la génération d'ondes guidées. Sur ce point, la méthode se donne pour objectifs de démontrer la faisabilité de la génération efficace d'ondes de Lamb par ces dispositifs intégrés à la fois robustes et légers. Ensuite cette méthode se donne également pour objectif de développer des outils de traitement des données afin d'être capable de détecter, de quantifier et de localiser le plus précocement possible l'apparition de ces endommagements.

Chapitre II. Présentations des matériaux étudiés et des méthodologies expérimentales et théoriques disponibles

Dans ce chapitre, nous présentons, tout d'abord, les matériaux composites utilisés lors de cette étude. Le mode de fabrication de la préforme sèche est exposé en s'attardant sur les paramètres géométriques caractérisant le renfort. L'outil développé pour son imprégnation est également présenté. Puis, chaque matériau est caractérisé par le biais d'essais mécaniques quasi-statiques pour dégager les principales grandeurs de l'ingénieur (modules et contraintes ultimes).

Puis, nous exposons les diverses méthodes expérimentales utilisées pour la mesure de l'efficacité de blindage des matériaux composites.

Enfin, nous développons les méthodologies théoriques qui nous sont utiles pour modéliser la propagation des ondes électromagnétiques et la propagation des ondes de Lamb dans les matériaux composites.

II.1 Matériaux et procédés de mise en œuvre

II.1.1 Généralité sur les matériaux étudiés

Le premier matériau composite a été fabriqué à partir d'un taffetas verre E (500T ; 500g/m² ; ensimage P196 ; Chomarat) et d'une résine vinylester (DION 9102 ; Reichhold). Le second matériau a été fabriqué à partir d'un sergé Carbone (600g/m² ; CTMI) et d'une résine vinylester (DION 9102 ; Reichhold). Le Tableau II-1 présente les différentes plaques réalisées.

Tableau II-1 : Caractéristiques de différentes plaques étudiées.

Type de matériau	Dimensions (mm)	Nombre de plis	Epaisseur plaque (mm)	Pourcentage de bulles	Pourcentage de polymérisation
VERRE	600*600	10	3,8	0,4 %	98,5 %
CARBONE	600*600	7	4,1	0,6 %	99,4 %

Toutes les plaques composites, fabriquées pour cette thèse, ont été recuites 12 heures à 70°C.

II.1.2 Mise en œuvre

La phase de mise en œuvre permet la naissance réelle de la structure. Des études montrent clairement que les conditions opératoires lors de cette étape ont un impact capital sur le comportement final de la structure [54-56]. Il a ainsi été vital pour la reproductibilité des essais et des comportements mécaniques que ce procédé soit maîtrisé. Pour l'ensemble des matériaux étudiés, l'imprégnation des préformes sèches s'est faite par le biais du procédé par infusion sous bâche à vide. Il nous semble donc intéressant de rappeler le principe et de montrer un exemple concret de ce procédé.

II.1.2.1 Principe de l'infusion

Contrairement aux techniques traditionnelles d'injection dans un moule fermé, la technique d'infusion met en œuvre un moule ouvert et un système de compactage par une bâche souple. Le procédé consiste à draper les renforts secs dans le moule. Un tissu d'arrachage est alors déposé sur la préforme ainsi constituée. Puis nous déposons sur celui-ci un médium de distribution poreux ou drainant comme indiqué sur la Figure II-1. Enfin une bâche à vide fixé de façon étanche au moule, recouvre l'ensemble.

Après drapage de la structure et installation des tissus techniques, le volume est mis sous vide par l'intermédiaire d'une pompe à vide, puis la résine est aspirée, d'abord dans le drainant, puis à travers les renforts.

Après infusion de la préforme et polymérisation de la résine, la structure peut être démoulée. Le tissu d'arrachage permet une séparation aisée entre la pièce et l'excédent de résine contenu dans la zone de distribution.

Le moulage par infusion présente de nombreux avantages, le principal étant la qualité du matériau proche de celle obtenue avec des techniques plus coûteuses telles que le moulage de

tissus imprégnés en autoclave : taux de fibres très largement supérieur à ce qui est obtenu par les techniques de moulage au contact, très faible porosité, excellente homogénéité et reproductibilité.

Assez naturellement les constructions navales se sont donc intéressées au procédé, d'abord pour les applications civiles ou de loisirs, puis pour les applications militaires [5].

En Suède, la coque de la frégate VISBY est construite à partir de panneaux préfabriqués par infusion. Il est clair que le procédé de moulage par infusion est un procédé d'avenir pour les applications navales militaires.

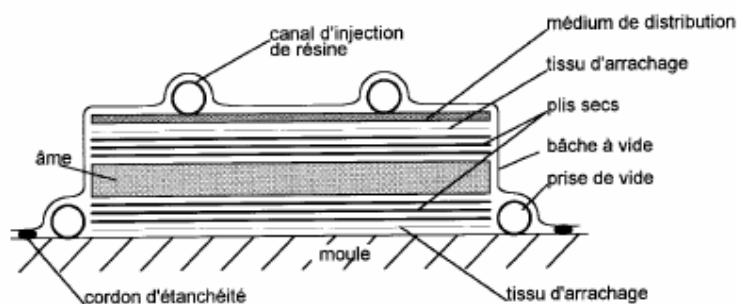


Figure II-1 : Schéma de principe du moulage par infusion [5].

II.1.2.2 Mise en œuvre d'une plaque monolithique

La préforme est directement mise en place sur le moule préalablement ciré afin de pouvoir se démouler facilement une fois l'infusion et la polymérisation terminée (Figure II-2).

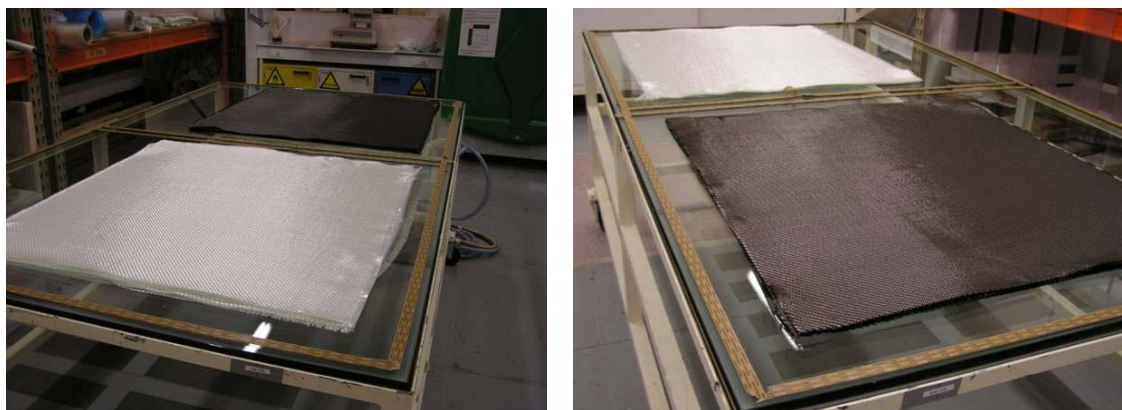


Figure II-2 : Tissu a) Verre et b) carbone déposé sur un moule en verre.

Puis une fois le drapage effectué, la mise en place des tissus techniques et de la bâche à vide (Figure II-3), la résine est infusée à travers les renforts par l'intermédiaire du drainant.

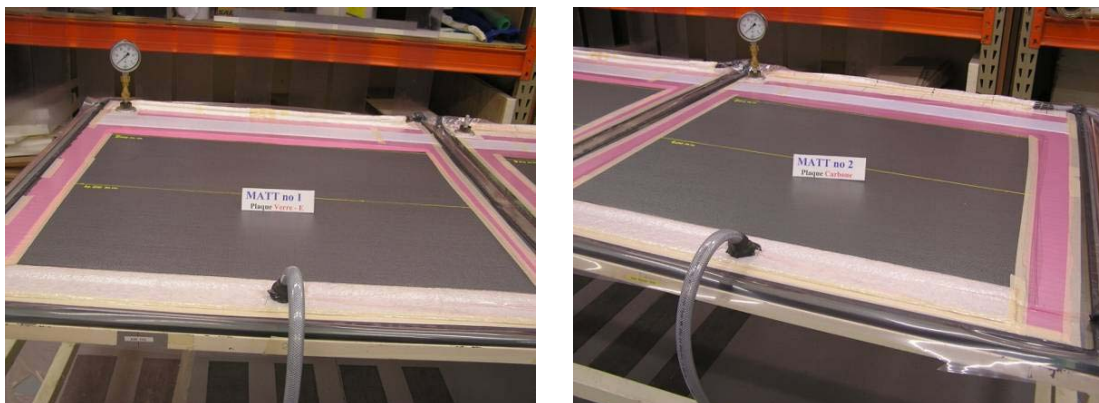


Figure II-3 : Mise en œuvre avant l'infusion de la résine.

Dès l'introduction de la résine, le chemin préférentiel est celui qui oppose le moins de résistance à son avancée : elle suit ainsi le drainant (Figure II-4). A l'issue de cette phase, la résine débute sa progression à travers les tissus de la préforme. Les éventuelles bulles d'air emprisonnées dans la partie inférieure de la préforme ont tendance à remonter vers la face supérieure et à être évacuées par le drainant. La Figure II-4 montre ainsi la progression du front de résine de manière symétrique par rapport au point d'injection.

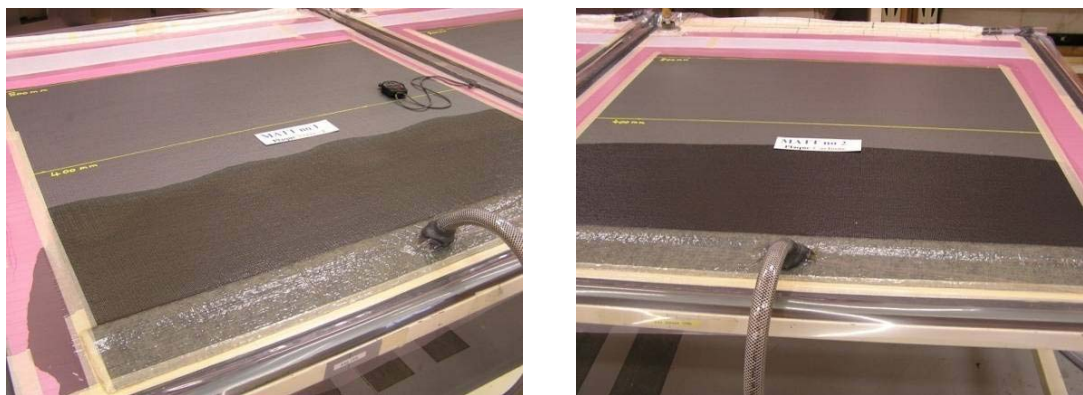


Figure II-4 : Infusion de la résine sur une plaque a) verre et b) carbone.

La Figure II-5 montre les plaques de verre et carbone après le démoulage.

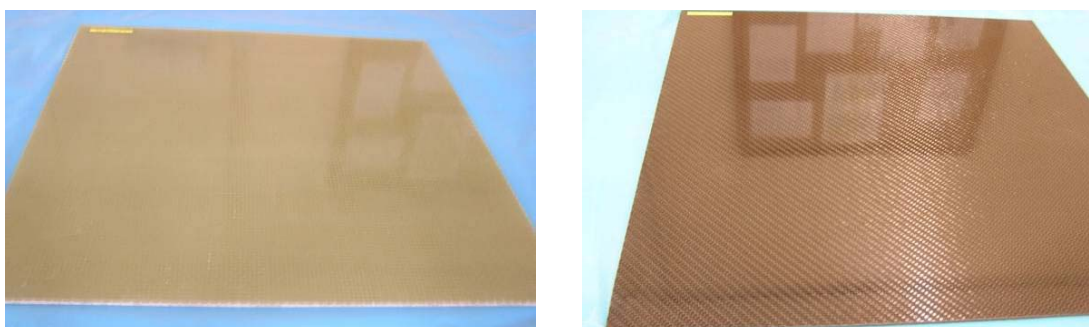


Figure II-5 : Plaque démoulée et découpée après l'infusion.

II.1.3 Mesure du taux de fibres

Dans le cas des composites à renforts de fibres de verre, un essai de calcination à 625°C avec pesées d'échantillons avant et après passage au four (norme ISO 1172) permet de mesurer le taux de verre massique (φ_p).

Dans le cas de composites dont les fibres ne supportent pas la calcination, tels que les fibres de carbone, l'utilisation d'une méthode d'extraction par dissolution et décantation (norme ISO 11667-3) permet d'accéder aux mêmes résultats, tout en étant plus délicate à mettre en œuvre.

En outre, la connaissance des masses volumiques de la matrice (ρ_m) et du renfort (ρ_r) permet de calculer le taux de renfort volumique (φ_v) qui intervient dans les calculs des caractéristiques des composites :

$$\frac{1}{\varphi_v} = \frac{\rho_r}{\rho_m} \left(\frac{1}{\varphi_p} - 1 \right) + 1 \quad (\text{II. 1})$$

Ainsi que la masse volumique théorique (ρ_t) :

$$\rho_t = \varphi_v \rho_r + (1 - \varphi_v) \rho_m \quad (\text{II. 2})$$

Les résultats de ces calculs sont présentés dans le Tableau II-2 :

Tableau II-2 : Comparaison des taux de fibres volumiques des matériaux monolithiques étudiés

Matériau	Taux de renfort volumique	Pourcentage massique
VERRE	53 %	72 %
CARBONE	51 %	70 %

Ces valeurs indiquent un taux assez important de fibres dans ces deux matériaux et prouvent donc que la mise en œuvre par infusion est un procédé de haute technologie.

II.2 Caractérisations mécaniques élémentaires

Afin d'aboutir à une modélisation satisfaisante du comportement mécanique et de la propagation des ondes ultrasonores, une bonne connaissance des propriétés des constituants est nécessaire. Ainsi, les différents matériaux composites ont été testés mécaniquement.

II.2.1 Essai de traction

II.2.1.1 Description de l'essai et objectif

L'essai de traction permet de définir les caractéristiques mécaniques courantes des matériaux composites. Il permet de déterminer la loi de comportement contrainte-déformation dans une

direction donnée. Les caractéristiques que l'on déduit sont le module longitudinal E_X ($E_X=E_Y$), la contrainte maximale X^+ et Y^+ , l'allongement à rupture ε et le coefficient de poisson ν_{LT} .

La constante E est appelée « Module d'élasticité » ou « Module de Young ». Du point de vue microscopique, dans la zone linéaire, l'éloignement moyen des atomes est suffisamment faible pour que la disparition de la sollicitation extérieure F permette aux atomes de retrouver en moyenne, leur position initiale. Nous parlons ainsi de zone élastique où les déformations imposées par une sollicitation extérieure sont réversibles.

Les essais ont été effectués à température ambiante selon la norme NF EN ISO 257-1 à 5, sur une machine de traction compression possédant une cellule de charge de 150 kN. La vitesse de déplacement de la traverse est fixée à 1mm/mn.

La solution la plus simple en pratique consiste à travailler sur éprouvettes rectangulaires sans talons. Néanmoins, les concentrations de contraintes dues aux mors engendrent fréquemment des ruptures dans les têtes ou au ras des mors. L'utilisation de talons constitués de tissus à $\pm 45^\circ$ conduit à augmenter artificiellement la section à cisailier, ce qui permet de tester des composites en traction à des niveaux de chargement très élevé. Ensuite nous découpons des talons ($50 \times 25 \text{ mm}^2$) avec un biseau à 45° afin de ne pas créer de zones de concentrations de contraintes (Figure II-6). Les éprouvettes ($250 \times 25 \text{ mm}^2$) (Verre et Carbone) sont découpées dans les plaques, le long de l'axe X . Afin de rendre la surface rugueuse et plus facile à mouiller par l'adhésif, et d'éliminer la couche superficielle contenant l'agent de démoulage, nous procédons à une abrasion de la surface. Après abrasion, nous devons bien sûr dépoussiérer et dégraisser soigneusement la surface avec un solvant adapté tel que l'acétone.

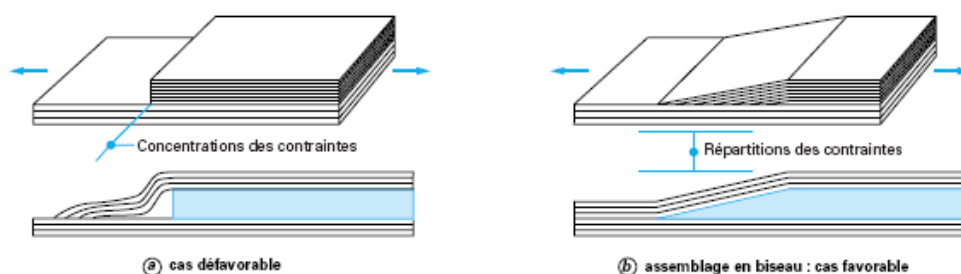


Figure II-6 : Répartition des contraintes sur des assemblages stratifiés [BIBLIO]

Nos composites comportent une matrice vinylester, avec des renforts de verre ou de carbone. Pour ces composites, le choix s'imposant immédiatement est d'utiliser des adhésifs à base de résines époxydes, qui sont les mieux adaptés.

Nous utilisons, pour nos échantillons, un adhésif époxyde bi-composant pâteux Araldite® 2011 (AW 106/HV 953 U) pour coller nos talons sur les éprouvettes en laissant polymériser pendant 24 heures à température ambiante en utilisant des pinces afin d'exercer une certaine pression sur les talons pour une bonne tenue mécanique.

La Figure II-7 représente la géométrie des éprouvettes pour les essais de traction. Ces éprouvettes sont instrumentées par un extensomètre longitudinal et transversal afin d'obtenir le coefficient de poisson.

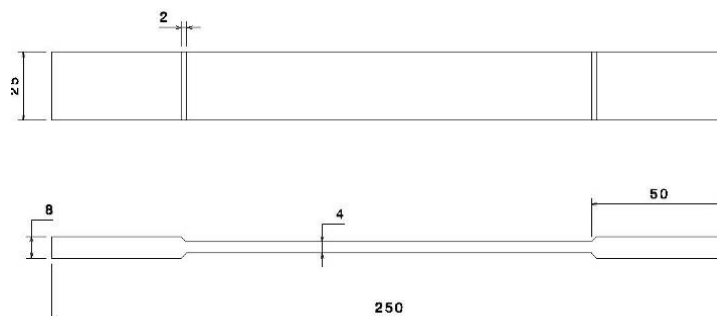


Figure II-7 : Géométrie des éprouvettes pour les essais de traction.

II.2.1.2 Résultats et discussions

Le Tableau II-3 regroupe la moyenne des résultats issus des essais de tractions effectués sur cinq éprouvettes. Le matériau étant équilibré, les propriétés dans le sens transverse sont considérées comme identiques au sens longitudinal.

Tableau II-3 : Caractéristiques des matériaux composites étudiés – essai de traction

Eprouvettes	Module E_x (MPa)	Contrainte à la rupture X^+ (MPa)	Allongement à la rupture (%)	Coefficient de poisson
VERRE	25047	519	2,33	0.073
Ecart type	± 1071 (4,3%)	± 25 (4,8%)	$\pm 0,46$ (19,7%)	$\pm 0,017$ (23%)
CARBONE	61895	672	1,487	0,026
Ecart type	± 2780 (4,5%)	± 50 (7,4%)	$\pm 0,568$ (38%)	$\pm 0,004$ (15%)

La Figure II-8 présente un exemple de courbe contrainte/déformation issu d'un essai de traction sur un composite à renforts de fibres de verre. Nous remarquons, au delà de la phase linéaire élastique (1), des chutes de contraintes localisées (2) qui accompagnent la non linéarité de la courbe. Ce comportement est attribué aux endommagements initiés dans la résine, et également au fait que les fibres de verre s'alignent dans le sens longitudinal. De plus, nous remarquons une rupture brutale (3) caractéristiques des matériaux composites à matrices thermodurcissables.

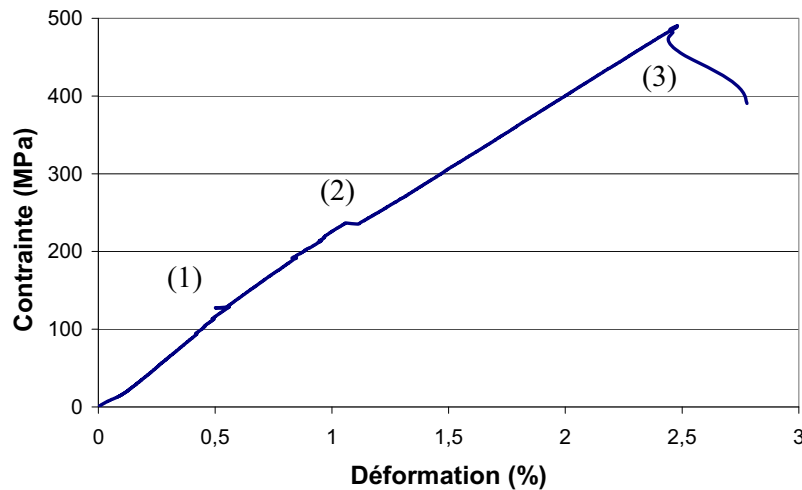


Figure II-8 : Allure typique de l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour un essai de traction sur un composite verre.

La Figure II-9 présente un exemple de courbe contrainte/déformation issu d'un essai de traction sur des éprouvettes en carbone. On remarque, des chutes de contraintes vers 450MPa, ce comportement est attribué aux endommagements initiés dans la résine et à l'alignement des fibres de carbone comme le montre la Figure II-10.b.

Au milieu de l'essai de traction, vers 425 MPa, nous observons bien un alignement des fibres de carbone. Puis à la rupture, nous observons une décohésion totale (ou explosion) des fibres de carbone de la matrice tel que nous le montre la Figure II-10.c.

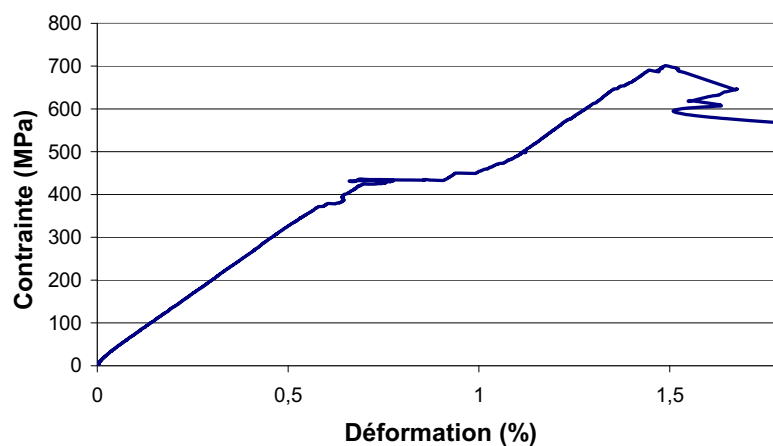


Figure II-9 : Allure de l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation pour un essai de traction sur un matériau composite carbone.

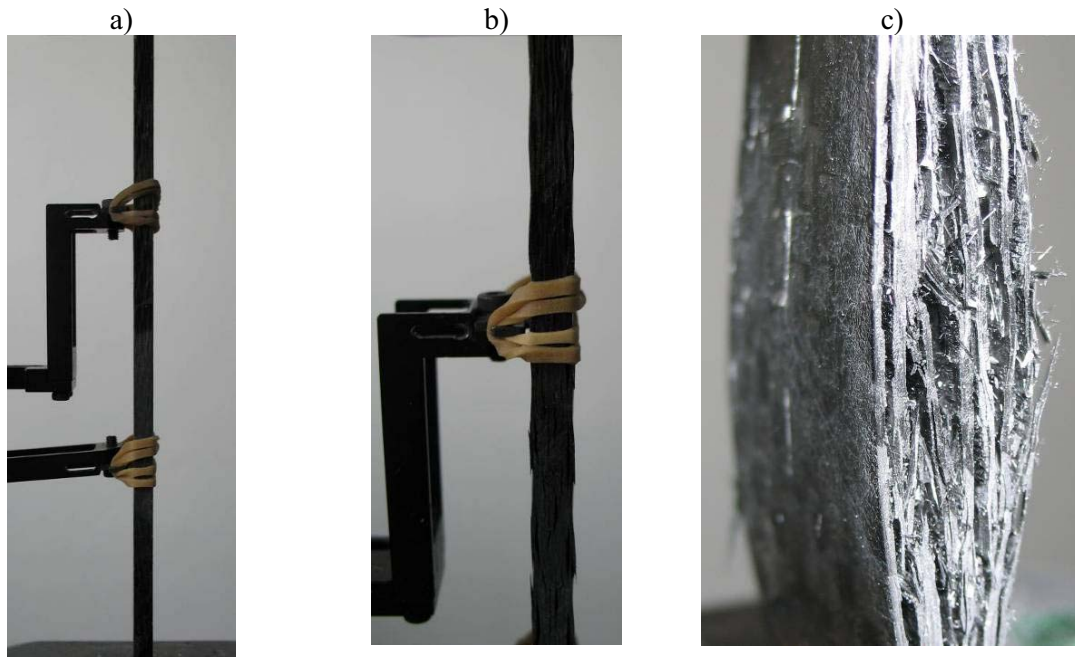


Figure II-10 : a) Epreuve de carbone avant les essais de traction ;b) Epreuve de traction au milieu de l'essai ; c)Epreuve après rupture (explosion).

II.2.2 Essai de cisaillement inter-laminaire

II.2.2.1 Description de l'essai et objectif

L'objectif de cet essai est de caractériser la résistance en cisaillement transverse par flexions 3 pannes entre deux appuis rapprochés. Nous pouvons déterminer la contrainte de cisaillement inter-laminaire τ_{I3} . Les plastiques armés, le plus souvent obtenus par empilement de couches, sont sujets au délaminage qui se traduit par une décohésion des couches. La résistance au délaminage est de l'ordre de 20 à 60 MPa ; elle dépend de la nature de la résine, de la liaison renfort-matrice, du type et du pourcentage de renfort. Nous rappelons que c'est une caractéristique technologique fondamentale dont on doit toujours tenir compte dans les calculs de structures soumises à des efforts tranchants ; c'est souvent un point faible de ces matériaux.

Pour apprécier quantitativement la résistance au délaminage, nous avons appliqué des contraintes de cisaillement dans un plan perpendiculaire au plan des couches, par flexion 3 pannes entre des appuis rapprochés : il s'agit de l'essai de cisaillement sur poutre courte SBS (Short Beam Shear) ou essai de résistance au cisaillement inter-laminaire ILSS (Interlaminar Shear Strength). Une diminution de la distance entre appuis conserve, en effet, l'effort tranchant, donc les contraintes de cisaillement, alors qu'elle réduit proportionnellement les contraintes normales. Comme il ne s'agit pas de cisaillement pur, la rupture peut intervenir selon différents modes (Figure II-11) :

- soit par délaminage, auquel cas la résistance au délaminage est donnée par la relation :

$$\tau_{13} = \frac{3F}{(4bh)} \quad (\text{II. } 3)$$

Où F est la force de rupture et b et h respectivement la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette ;

- soit sous l'action des contraintes normales de flexion, auquel cas la résistance au délaminage sera considérée comme supérieure à τ_{13} .

La norme utilisée dans notre cas est la norme EN ISO 14130. Ces essais sont faits sur une machines de traction-compression INSTRON, avec une cellule de force de 50 kN. La vitesse de sollicitation est de 1mm/min.

Deux principales critiques peuvent être opposées à cet essai :

- La contrainte de cisaillement n'est pas uniforme au sein de l'éprouvette ;
- Les contraintes normales de flexion sont toujours présentes (quoique réduite par les appuis rapprochés), ce qui signifie que si la résistance en compression du matériau n'est pas suffisante, la rupture en cisaillement ne pourra être atteinte.

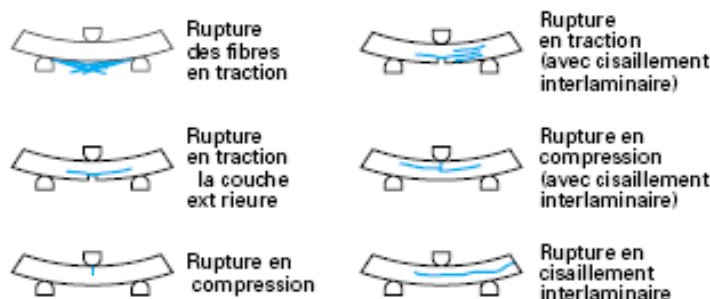


Figure II-11 : Essai de délaminage en flexion 3 pannes : mode de rupture [99].

Ces essais de flexion poutre courte est facile à mettre en œuvre et est peu couteux en comparaison des méthodes de type cisaillement Iosipescu.

II.2.2.2 Résultats et discussions

Le Tableau II-4 présente les caractéristiques mécaniques de cisaillement inter-laminaire pour le verre et le carbone.

Tableau II-4 : Caractéristiques des matériaux étudiés – essai de cisaillement inter-laminaire

Eprouvette	Largeur b (mm)	Epaisseur h (mm)	Charge à l'écoulement (kN)	Contrainte inter-laminaire cisaillement (MPa)	Déplacement à la rupture utile (mm)
VERRE	20,90	3,94	6.140	55,99	0,681
Ecart type	± 0,28 (1,3%)	± 0,09 (2,3%)	± 0,19 (3,1%)	± 1,69 (3%)	± 0,031 (4,5%)
CARBONE	21,69	4,12	4,377	36,71	0,434
Ecart type	± 0,18 (0,8%)	± 0,03 (0,7%)	± 0,130 (3%)	± 0,93 (2,5%)	± 0,032 (7,4%)

La Figure II-12 montre l'évolution typique de la contrainte en fonction du déplacement au cours d'un essai de cisaillement inter-laminaire. La rupture est brutale et la zone de propagation des endommagements est très faiblement marquée. En effet, les sollicitations en flexion 3 points sont parmi les plus sévères pour une structure composite car des efforts de contraintes inter-laminaires précipitent la décohésion d'un pli du stratifié.

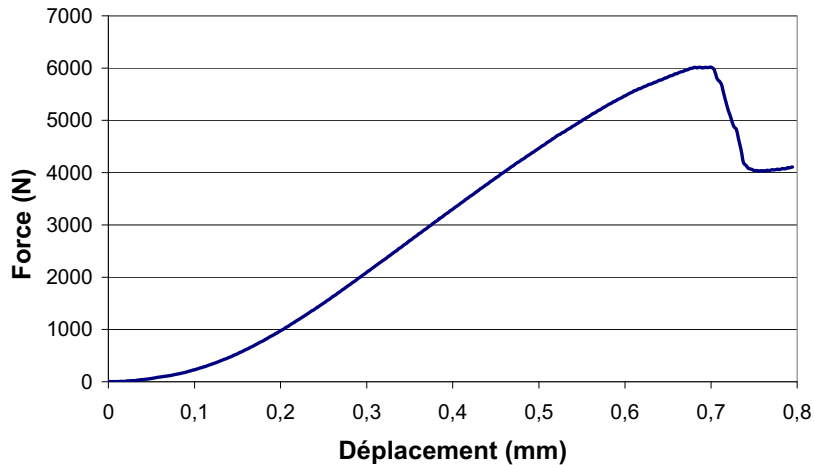


Figure II-12 : Evolution typique de la contrainte mesurée au cours d'un essai de cisaillement inter-laminaire.

II.2.3 Essai de cisaillement plan

II.2.3.1 Description de l'essai et objectif

Dans le cas de l'essai connu sous le nom de rail-shear test (Figure II-13), il a été démontré que, sauf dans le cas où le coefficient de Poisson est grand, l'état de contrainte de cisaillement plan dans la section de mesure est uniforme. Dans cet essai, les éprouvettes utilisées sont rectangulaires planes et sont instrumentées de jauges orientées à 45° par rapport à la direction de sollicitation. La norme ASTM D 4255 laisse le choix entre deux types de configurations : méthode deux rails ou méthode trois rails. Dans la méthode trois rails, les rails extérieurs sont fixes et le rail central est chargé en compression afin de créer deux zones de cisaillement au sein de l'échantillon de dimensions 152mm x 137mm x h. Cette configuration présente l'avantage d'être symétrique et l'inconvénient de requérir des éprouvettes assez grandes et assez complexes.

Pour une plaque stratifiée d'épaisseur h et de longueur l , les sections déchirées par cisaillement ont une aire $S=2.l.h$. La contrainte de cisaillement τ_{12} et le module de cisaillement G_{12} associé s'expriment par les relations :

$$\tau_{12} = \frac{F}{S} \quad (\text{II. 4})$$

$$G_{12} = \frac{F}{2S\varepsilon_{45^\circ}} \quad (\text{II. 5})$$

Avec F l'effort appliqué, l la longueur de l'éprouvette, S la section cisailée, h l'épaisseur de l'éprouvette et ε_{45° la déformation mesurée par une jauge à 45° par rapport à l'axe de l'éprouvette.

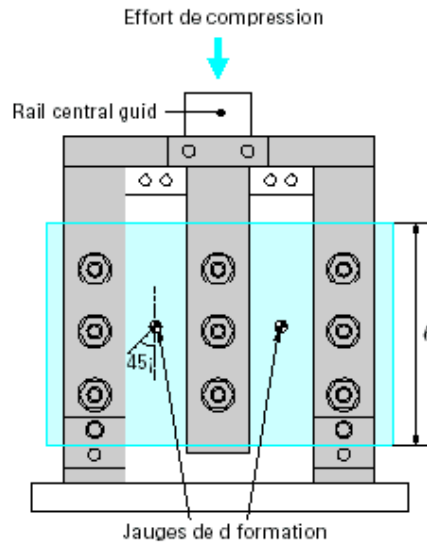


Figure II-13 : Schématisation de l'essai de rail shear 3rails.

Le problème majeur réside dans le risque de glissement de l'éprouvette dans les rails. Si la norme ASTM préconise un boulonnage des rails sur l'éprouvette, une combinaison collage/boulonnage peut également être envisagée. Dans la mesure où des concentrations de contraintes locales apparaissent au niveau des rails, ces essais ne peuvent être utilisés pour déterminer la résistance au cisaillement plan du matériau : seul le module de cisaillement plan serait accessible. La norme ASTM autorise néanmoins l'utilisation de la méthode pour la mesure de la résistance au cisaillement.

II.2.3.2 Résultats et discussions

La Figure II-14 présente l'évolution de la contrainte appliquée en fonction du déplacement. L'allure de la courbe indique une phase linéaire perturbée par des particularités du détail 1 : chaque rupture libère ponctuellement les tensions accumulées dans le matériau sans pour autant entraîner sa ruine totale. La courbe ne présente pas de rupture franche mais une série de relâchement de tension due à la succession de fissuration (détail 2).

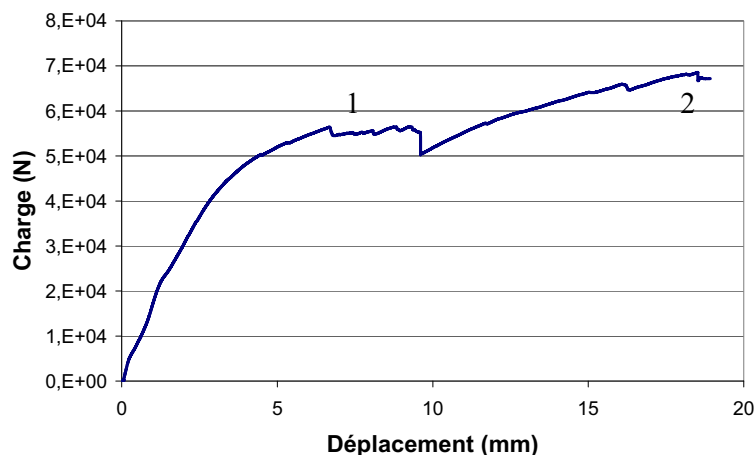


Figure II-14 : Evolution de la force appliquée en fonction du déplacement pour un essai de rail shear pour un composite verre.

L'observation de l'éprouvette après essai montre que les endommagements sont principalement localisés dans la zone utile. Ils se présentent sous forme de fissures inclinées à 45° (Figure II-15). Les trous de fixation sont relativement endommagés. Dans ces conditions, la détermination du module de cisaillement est aisée, alors que la mesure de la contrainte de cisaillement à rupture reste délicate, comme il était attendu. La valeur mesurée sera prise au maximum de la courbe contrainte/déformation bien que nous soyons conscients que cette valeur sous-estime la valeur réelle.



Figure II-15 : Photo de l'éprouvette après le cisaillement 3 rails.

Le Tableau II-5 présente les caractéristiques mécaniques de cisaillement plan pour le verre et le carbone.

Tableau II-5 : Caractéristiques du verre et du carbone issues d'un essai de cisaillement rail shear.

Eprouvettes	Module en cisaillement G_{12} (GPa)	Contrainte de cisaillement τ_{12} (MPa)
VERRE	4,45	70,95
Ecart type	0,07	12,09
CARBONE	4,2	64,5
Ecart type	0,1	1,3

II.2.4 Conclusion

Les matériaux étudiés sont issus d'une structure monolithique classique. Ces structures sont imprégnées d'une résine vinylester par un procédé d'infusion sous bâche à vide. La capacité de reproductibilité du moyen de mise en œuvre permettant d'obtenir des taux de fibres comparables est un facteur clé. De plus, les caractéristiques mécaniques de chaque matériau ont été déterminées par une série d'essais mécaniques, essai de traction de cisaillement inter-laminaire, de cisaillement plan, et sont le reflet du taux de fibres élevé (environ 70%). Une attention particulière sera donnée dans la suite de cette étude sur l'influence de l'insertion d'un écran électromagnétique sur le comportement de la structure dans le chapitre III.

Après cette présentation des matériaux utilisés pour cette étude, nous présentons les méthodes expérimentales pour la mesure de l'efficacité de blindage électromagnétique et également pour le contrôle de santé intégré.

II.3 Présentations des méthodes expérimentales

II.3.1 Le blindage électromagnétique

De nos jours, la prolifération des équipements électriques et électroniques sur les navires accroît les problèmes d'interférences électromagnétiques (EMI). Pour éviter les dysfonctionnements des appareils et également pour assurer la protection du personnel, il est indispensable de disposer de blindage électromagnétique.

Les échantillons dont nous disposons ont des propriétés physiques très particulières et se présentent sous formes de plaques, nous serons donc amenés à choisir des méthodes de mesures adaptées à la fois à la forme de ces matériaux et à la mesure de fortes conductivités.

La méthode utilisée dans le domaine micro-onde pour la mesure de l'efficacité de blindage est: la méthode de « transparence ». Nous pouvons citer plusieurs moyens d'essais les plus répandus: la cage de Faraday et la chambre anéchoïque.

Ces techniques nous permettront de modéliser l'efficacité de blindage des matériaux étudiés. Les mesures confrontées aux modélisations valideront les méthodes numériques utilisées.

II.3.1.1 Mesure de l'efficacité de blindage en cage de Faraday

Les mesures réalisées ont pour objectif de caractériser l'atténuation électromagnétique de différents matériaux composites, dans la bande de fréquence allant de 1 à 6 GHz.

Les essais sont réalisés dans une cage de Faraday modulaire SIEPEL de type "hautes performances" – c'est-à-dire présentant une atténuation de blindage supérieure à 120 dB dans la gamme de fréquences de mesures. La cage de Faraday est pourvue d'une porte et d'une ouverture permettant l'installation sur profil et cadre d'une plaque de dimensions 300x300mm. C'est cet emplacement qui a été utilisé pour réaliser les essais, comme décrit sur la Figure II-16.



Figure II-16 : Plaque de matériau à mesurer installées sur profils et cadre.

Le principe de mesure employé est celui de la norme GAMT20 et/ou de la norme EN 50147. La chaîne de mesure se présente comme suit :

- En émission : générateur de signaux, amplificateur, câbles coaxiaux, antenne ;
- En réception : analyseur de spectre, câble coaxial, antenne.

L'émission s'effectue à l'extérieur de l'enceinte, c'est à dire en espace libre. Les mesures sont effectuées à l'aide du logiciel Accsys AcEMC version 5.5, les appareils sont connectés par bus GPIB sur une extension GPIB/Fibre optique (via un guide d'ondes installé sur la cage de Faraday). Les mesures sont effectuées à une distance de 1.20m, c'est-à-dire que chaque antenne est située à une distance de 60cm de part et d'autre de la plaque mesurée (antenne d'émission et de réception), comme représenté sur la Figure II-17.



Figure II-17 : Antenne d'émission (à gauche) et de réception (à droite).

Une première mesure dite "référence" consiste à mesurer le niveau de signal transmis entre l'antenne d'émission et l'antenne de réception, sans obstacle. Cette mesure est réalisée face à l'ouverture de la paroi de la chambre, les deux antennes se faisant face. Le générateur délivre un signal à puissance constante, le niveau pour chaque fréquence est relevé sur l'analyseur par le logiciel. Les niveaux relevés sont notés P0X.

Une fois cette mesure de référence effectuée, l'enceinte est fermée et la plaque à mesurer installée sur le profil. Nous répétons alors la procédure décrite ci-dessus, en relevant les niveaux mesurés par l'analyseur, notés P1X.

La différence $P1X - P0X$ donne la valeur de l'efficacité de blindage du matériau sous test en décibel.

II.3.1.2 Mesure de l'efficacité de blindage en chambre anéchoïque

La chambre anéchoïque est souvent comparée à ce que l'on appelle en acoustique, une chambre sourde. Les murs de cette chambre sont tapissés d'éléments absorbant les ondes EM, qui évitent à l'équipement sous test (EST) illuminé par l'onde incidente d'être perturbé par les réflexions parasites dues aux parois métalliques (mur du local, obstacle...). L'EST n'est ainsi soumis qu'au rayonnement de l'émetteur. Le principe des mesures que l'on pratique en chambre anéchoïque consiste à émettre une onde plane en direction de l'EST et à y relever les valeurs de champ.

On utilise de telles chambres pour mesurer des ondes électromagnétiques dans des conditions de champ direct, c'est-à-dire en l'absence de composantes ayant subi une réverbération sur des parois.

Les matériaux absorbants sont des pyramides de mousse de polyuréthane chargée d'un complexe à base de carbone comme le montre la Figure II-18.



Figure II-18 : mousse de polyuréthane dans une chambre anéchoïque.

Les mesures ont été effectuées à LAVAL au CERPEM. Le tunnel anéchoïque utilisé pour les mesures d'efficacité de blindage est montré dans la Figure II-19.

Le tunnel est divisé en deux compartiments séparés par un écran métallique. Cet écran possède une ouverture de 300*300 mm pour pouvoir placer le matériau sous test.

Le protocole de mesure est le même que celui décrit dans le paragraphe précédent en cage de Faraday.

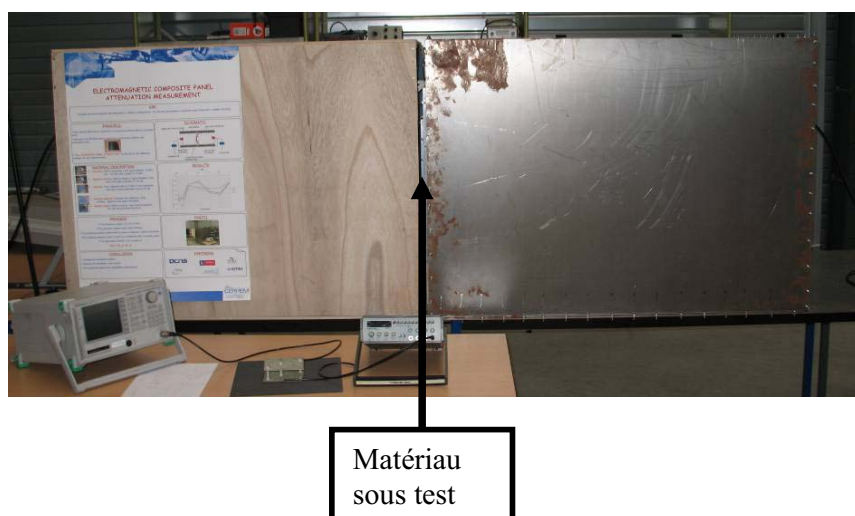


Figure II-19 : Tunnel anéchoïque développé au CERPEM.

Pour toutes les mesures, les antennes émettrice et réceptrice sont placées à 1,4 mètre de l'échantillon. La Figure II-20 montre les antennes cornets utilisées lors de cette expérience. L'émission est effectuée avec un générateur Marconi Instruments permettant de générer une puissance de 15 dBm (30mW) de 10 MHz à 20 GHz. Mais l'analyseur de réseau Anritsu MS2661C ne peut que recevoir un signal jusqu'à 3GHz. De plus, les antennes SATIMO en cornet type SH400 utilisés nous permettent de faire des mesures de transparence de 500 MHz à 6 GHz. Donc nous mesurerons l'efficacité de blindage pour des fréquences comprises entre 500 MHz et 3GHz.

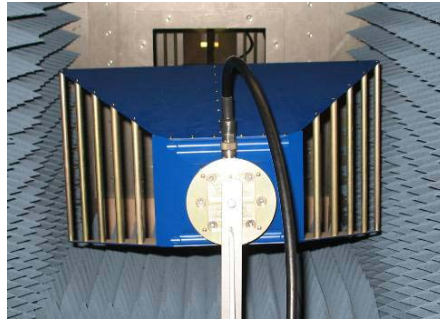


Figure II-20 : Antenne en cornet utilisée dans la chambre anéchoïque.

Après cette présentation des méthodes expérimentale pour la mesure de l'efficacité de blindage, nous décrirons le protocole expérimental pour l'excitation et la réception des ondes de Lamb.

II.3.2 Le contrôle de santé intégré par les ondes de Lamb

Dans ce paragraphe, nous présentons succinctement le dispositif expérimental utilisé pour le contrôle de santé intégré aux matériaux composites. Nous reviendrons plus en détail sur ce protocole et sur les résultats obtenus dans les chapitre V et VI.

Pour l'application du contrôle de santé interne, de minces transducteurs piézoélectriques circulaires ont été choisis comme émetteurs et récepteurs. Ces transducteurs ont un diamètre de 20 mm et d'épaisseur 0,5 mm.

Ces transducteurs sont utilisés pour la génération et la réception des ondes de Lamb pour détecter des endommagements induit par des impacts. Cette détection se compose de trois éléments majeurs : la génération des signaux, le traitement du signal et l'interprétation de l'endommagement.

Le signal d'excitation est généré par une carte ARB-1410 fabriqué par Euro Physical Acoustics SA. La salve de cinq sinus lissée montrée dans la Figure II-21a est largement utilisée dans le domaine de l'évaluation non destructive en raison de ses bonnes caractéristiques de dispersion et de sa sensibilité aux défauts structurels [100].

La salve excitatrice a donc été choisie afin de créer une excitation cohérente mono-fréquence des ondes. Cet aspect est très important, en particulier lorsqu'il s'agit d'ondes dispersives (Figure II-21b). Si le nombre de cycles de la fonction d'entrée est augmenté, la largeur de bande se réduit mais l'onde va s'allonger. Lorsque la durée d'une onde est plus longue, le

temps de résolution est plus faible. Par conséquent, il y a toujours un compromis entre une bonne caractéristique de dispersion et le temps de résolution.

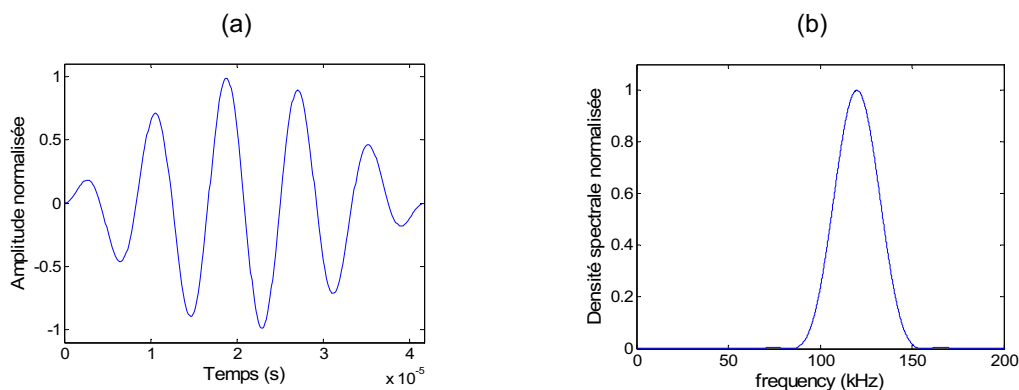


Figure II-21 : (a) Signal excitateur à une fréquence de 10kHz ; (b) et sa transformée de Fourier.

La réception des signaux se fait grâce à un oscilloscope (DPO4034, Tektronix, Inc), puis transférés vers un PC pour le traitement des données par le biais d'un câble USB. La carte de génération de fonctions a également transféré le signal de déclenchement à l'oscilloscope pour régler le temps initial. L'expérience mise en place est représentée sur la Figure II-22. Les signaux reçus ont été acquis avec un taux d'échantillonnage de 25MEch/s par l'oscilloscope, et avec une moyenne de 128 échantillons en vue d'améliorer le ratio signal/bruit.

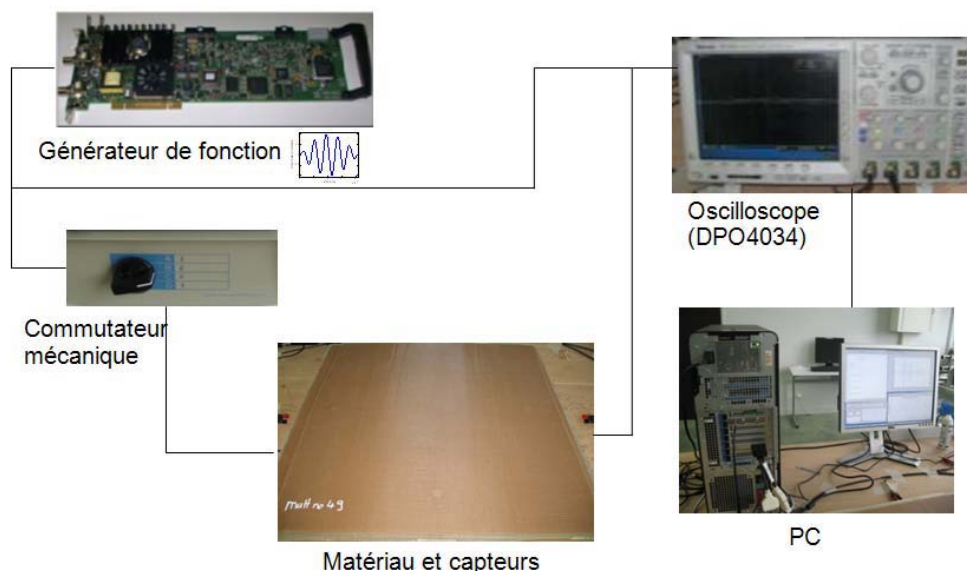


Figure II-22 : Protocole expérimental pour la propagation des ondes de Lamb.

II.4 Présentations des méthodologies théoriques disponibles

La plupart des phénomènes physiques sont régis par des systèmes complexes d'équations. La résolution analytique de ces équations est une tâche délicate, c'est pourquoi les méthodes numériques telles que la méthode des éléments finis (MEF) sont utilisées de préférence afin

de résoudre ce type de problème. Le principe de ces méthodes est de transformer un problème continu en un problème discret.

Toutes les méthodes numériques, si l'on respecte certaines conditions dans la discrétisation du problème, fournissent une approximation de la solution exacte. L'avantage principal de ces méthodes est la détermination des quantités inconnues, par exemple le champ de déplacement, en tout point de la structure et ce, même pour des structures de formes complexes ou des matériaux hétérogènes et multicouches. Néanmoins, le temps de calcul de ces méthodes reste élevé et les résultats doivent être interprétés attentivement. De plus, le changement d'un seul paramètre dans le modèle nécessite en général sa re-modélisation.

Il existe plusieurs méthodes numériques applicables aux domaines des ultrasons et de la propagation des ondes électromagnétiques: La méthode des éléments de frontière, la méthode des différences finies et la méthode des éléments finis. Leurs principes sont brièvement rappelés ci-après. De plus nous nous intéressons à une méthode originale pour la description des ondes électromagnétiques : la Méthode des Sources Ponctuelles Réparties.

II.4.1 Méthode des éléments de frontière

La méthode des éléments de frontière (BEM "Boundary Element Method") se base sur la transformation d'une intégrale de volume en une intégrale de surface à l'aide de la fonction de Green. La méthode des BEM est particulièrement intéressante pour résoudre les problèmes de diffraction des ondes guidées et des ondes électromagnétique. De plus, cette méthode est numériquement plus rapide que la méthode des éléments finis, car les nœuds sont placés sur la frontière de la structure à étudier et autour des défauts ou des inhomogénéités à l'intérieur de la structure. Donc, elle aboutit à une unique solution interne quand toutes les conditions aux limites et les équations de propagation des ondes sont satisfaites.

Dans la littérature, nous trouvons très peu de publications utilisant cette méthode directement afin de résoudre le problème de la propagation des ondes de Lamb. Elle est souvent combinée avec d'autres méthodes analytiques ou numériques. Nous pouvons citer, les travaux d'Ahn et al. [101], qui ont étudié la diffraction des ondes de volume par un défaut de surface. En outre, bien que cette méthode soit rapide, elle ne permet pas de déterminer les champs des déplacements et les champs des contraintes à l'intérieur des structures analysées. De plus, l'étude des matériaux anisotropes est très complexe.

II.4.2 Méthodes des différences finies

La méthode des différences finies est largement utilisée dans l'ingénierie et les problèmes scientifiques. Elle était présente bien avant l'apparition de la MEF et la BEM. Comme toute méthode numérique, elle se base sur le découpage de la structure en une maille de nœuds, généralement équidistants. Les équations de propagation sont discrétisées à l'aide des séries de Taylor. La détermination des variables physiques pour chaque nœud dépend de tous les nœuds voisins à un instant donné. Alors, un système d'équation est obtenu et sa résolution détermine les champs de déplacements et de contraintes recherchés.

La méthode des différences finies est utilisée pour simuler le phénomène de propagation des ondes ultrasonores dans des matériaux complexes. Dans cette optique, Delsanto et al. [102]

ont développé une technique appelée LISA "Local Interaction Simulation Machine" pour la propagation en une dimension, puis en deux dimensions [103] et enfin en trois dimensions [104]. En ce qui concerne les ondes de Lamb, peu de travaux ont été menés avec cette méthode. Fromme [105] puis Fromme et Sayir [106] ont utilisé cette méthode pour étudier l'interaction des ondes de Lamb avec des trous munis de fissures.

II.4.3 Méthode des éléments finis

La modélisation d'un problème par la Méthode des Éléments Finis (MEF) passe par plusieurs étapes. La première, concerne la discrétisation par éléments finis du milieu continu : le maillage de la structure dépend alors de la forme, de la dimension et du nombre d'éléments choisi pour la précision du calcul. Ensuite, des fonctions d'interpolations sont sélectionnées afin d'approximer au mieux le champ de déplacement en chaque nœud de l'élément. Enfin, l'assemblage des éléments permet d'obtenir le système global d'équations à résoudre. Toutes ces étapes sont effectuées automatiquement par les codes actuels.

Le maillage d'une structure est lié à la précision et à la validité de l'approximation des solutions. En effet, celui-ci est adapté aux paramètres de la structure, à savoir sa forme, ses dimensions, les matériaux la constituant et les conditions aux limites.

Il existe plusieurs formes d'éléments que ce soit en 1-D, 2-D ou 3-D. En 2-D, nous trouvons généralement des éléments rectangulaires et triangulaires. Les structures sont découpées à l'aide d'éléments iso-paramétriques à 8 nœuds. La géométrie de ces éléments ainsi que leurs déplacements sont basés sur des fonctions d'interpolations identiques. La Figure II-23 représente, par exemple, un élément quadratique à 8 nœuds avant et après déformation.

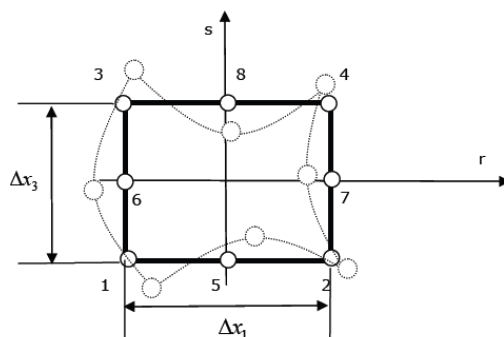


Figure II-23 : Éléments de maillage iso-paramétriques à 8 nœuds. Avant déformation (—) et après déformation (- - -).

Les dimensions des éléments (Δx_1 et Δx_3) sont déterminées en fonction de la plus petite longueur d'onde pouvant se propager dans la structure. Les mailles des éléments doivent être choisies au minimum inférieures ou égales à $\lambda/4$ afin de représenter correctement les phénomènes physiques mis en jeu.

Dans la littérature, de nombreuses recherches traitent de l'interaction des ondes de Lamb avec des endommagements à l'aide de la MEF. En premier lieu, les travaux de Alleyne et Cawley [107-109] ont, pour leur part, utilisé conjointement la transformée de Fourier à deux dimensions et la MEF afin de déterminer la sensibilité des ondes de Lamb en présence d'encoches. En second lieu, Guo et Cawley [110] ont travaillé sur l'interaction du mode fondamental symétrique S_0 avec un délaminage horizontal dans un matériau composite. Lowe

et al. [111] ont quant à eux calculé le coefficient de transmission des ondes de Lamb lors du passage par un joint adhésif de type époxy situé entre deux plaques d'aluminium. Plus récemment, Lowe et al. [111, 112] ont étudié le comportement du mode A_0 en présence soit d'encoches de différentes largeurs et de différentes profondeurs, soit de fissures verticales. Ensuite, Lowe et Diligent [113] ont élargi cette étude pour le cas du mode S_0 . Ces travaux ont donc permis de traiter le cas de l'interaction des deux modes fondamentaux.

Pour conclure, la méthode des éléments finis offre sans doute une souplesse d'implémentation vis-à-vis des milieux complexes. Les principales limites de cette méthode vis à vis d'une implémentation exhaustive de la propagation électromagnétique se situent au niveau des équations de départ ; en effet les expressions du second ordre des équations de propagation ne prennent pas en compte l'effet de couplage entre le champ magnétique et le champ électrique.

Pour la propagation des ondes de Lamb, cette méthode est largement répandue et donc utilisée par la majorité des chercheurs. D'autre part, elle sert également d'outil de validation des autres méthodes numériques. Ces raisons ont conditionné le choix de cette méthode plutôt qu'une autre pour l'étude de la propagation des ondes de Lamb et également pour les ondes électromagnétiques.

II.4.4 Méthode des Sources Ponctuelles réparties

Une technique numérique / semi-analytique récemment développée au laboratoire SATIE de l'ENS-Cachan [114] permet de simuler des phénomènes de propagation d'onde EM dans les matériaux composites intégrant la fonction de blindage. Dans cette partie, nous décrivons le principe de base de cette méthode, laquelle est basée sur l'idée d'utiliser des points sources multiples distribués sur une partie active d'un capteur ou d'une interface. Il s'agit d'une méthode générique de modélisation des interactions capteur/cible, applicable au cas où les équations de comportement sont connues dans les différents milieux. Cette méthode se fonde sur une distribution spatiale des sources ponctuelles, qui « synthétisent » les grandeurs physiques dans les différents milieux.

II.4.4.1 Introduction / illustration dans le cas électrostatique

La méthode DPSM (Distributed Point Source Method) se fonde sur une distribution spatiale homogène de sources réparties (Figure II-24). Les surfaces actives (c.à.d. le capteur) et les interfaces entre les différents milieux sont représentées par un ensemble de sources ponctuelles dont l'amplitude et le diagramme de rayonnement sont calculés pour satisfaire aux conditions limites du problème.

Une surface active est divisée en un nombre fini n de surfaces hémisphériques élémentaires S_n . Le rayon r de ces hémisphères est calculé de telle sorte à vérifier l'équation :

Surface active = Σ surfaces des hémisphères

Au centre de chaque hémisphère, on place une source ponctuelle. Au point M le vecteur $\vec{V}$ représente la somme vectorielle des actions des différentes sources ($\vec{V} = \vec{V}_1 + \vec{V}_2 + \vec{V}_3$, dans le cas de la Figure II-24).

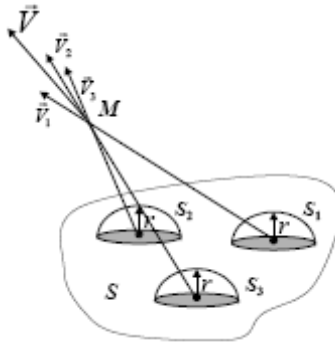


Figure II-24 : Discretisation d'une surface active par la méthode DPSM.

L'énergie émise par un tel système est le produit d'une quantité scalaire par le flux d'un vecteur. La quantité scalaire représente le potentiel scalaire θ , la grandeur vectorielle est le champ $\vec{V}$. Le flux de $\vec{V}$ à travers un élément de surface dS est la grandeur ϕ . Les grandeurs θ , $\vec{V}$, et ϕ sont alors calculées au point M . Par exemple le potentiel θ peut être obtenu par la superposition des N sources :

$$\theta(M) = k \left(\sum_{n=1}^N \frac{q_n}{R_n} \right) \quad (\text{II. 6})$$

où q_n représente la source n et R_n , la distance de la source n au point M . Nous pouvons donc calculer les trois grandeurs θ , $\vec{V}$, et ϕ en tout point de l'espace, à partir de la connaissance des sources. Si maintenant une cible quelconque est placée au point M , ces grandeurs pourront être calculées, connaissant les paramètres électromagnétiques de la cible (c.à.d. σ , ϵ et μ), la cible devenant un ensemble de nouvelles sources. Nous pouvons alors « éteindre » les sources primaires et calculer, par exemple le champ, en tout point de l'espace occasionné par la présence de la cible. Cette méthode très intéressante, permet de simuler l'ensemble écran conducteur / matériau dans le cadre de la modélisation électromagnétique de nos matériaux.

Quel que soit le domaine (Electrostatique, électromagnétique, ultrason), les sources DPSM sont calculées à partir des solutions particulières des équations différentielles obtenues pour une source ponctuelle (fonctions de Green).

II.4.4.2 Cas des champs électromagnétiques

Cette partie traite de la formulation DPSM, où les sources élémentaires sont calculées en vue de résoudre les problèmes électromagnétiques sans approximations, avec la possibilité de calculer les champs et les potentiels dans tous les milieux du problème, basée sur le calcul du potentiel vecteur magnétique A . Cette partie s'appuie sur le livre de D. Placko et de T. Kundu [114] et s'applique assez directement à notre problème dont la topographie est celle d'un milieu stratifié multicouche.

La théorie de Green est une des nombreuses techniques de calcul numérique utilisé en électromagnétisme pour résoudre les équations d'ondes inhomogènes [115], tels que :

$$\nabla^2 \vec{A} + k^2 \vec{A} = -\mu \vec{J} \quad (\text{II. 7})$$

Où $\vec{A}$ représente le potentiel vecteur magnétique, $\vec{J}$ la densité de courant et :

$$k^2 = \omega^2 \mu \varepsilon - j \omega \sigma \mu \quad (\text{II. 8})$$

L'équation (II.8) dépend uniquement des paramètres constitutifs du milieu dans lequel les champs sont observés. On définit l'opérateur $\nabla^2 + k^2$ de l'équation (II.7) comme l'opérateur d'Helmholtz. Les solutions dépendent des conditions aux limites associées à l'équation (II.7), par exemple celles imposées par les interfaces et par les paramètres constitutifs du milieu dans lequel les champs sont observés.

Nous pouvons noter que pour un milieu conducteur, $\omega \sigma \mu \gg \omega^2 \mu \varepsilon$, ce qui conduit à :

$$k^2 \cong j \omega \sigma \mu \text{ et } k \cong (1-j) \sqrt{\frac{\omega \sigma \mu}{2}}, \text{ qui laisse apparaître la profondeur de peau : } \delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \sigma \mu}}.$$

Il est très intéressant de constater que, dans un très bon conducteur (métal ou carbone), les champs ne se propagent plus mais, comme pour la chaleur, « diffusent » dans le milieu. De plus, le phénomène est plus rapide puisque par exemple une impulsion met environ 100µs pour diffuser dans 1 mm de cuivre. En comparaison, cette impulsion parcourt la même distance dans l'air en 0,33ps ! La diffusion électromagnétique est donc un phénomène très lent par rapport à celui de la propagation. Dans ces conditions, nous avons une équation de diffusion car le terme de propagation a été négligé.

Au contraire, si le milieu n'est pas conducteur, $k^2 \cong \omega^2 \mu \varepsilon$ et $k \cong \omega \sqrt{\mu \varepsilon} = \omega/c$, c étant la célérité de l'onde, nous avons les équations de propagation, et nous pouvons définir la longueur d'onde :

$$\lambda = 2\pi/k = 2\pi c/\omega$$

Une solution par le potentiel scalaire n'est pas pratique car $\vec{A}$ ne peut pas être facilement éliminé par le calcul des champs. Les équations d'ondes inhomogènes nécessitent une technique élaborées pour être résolues. Une des plus connues est l'utilisation de la fonction de Green, qui va permettre de formuler des problèmes sous la forme d'une équation intégrale. La théorie de Green permet une formulation intégrale du problème, qui s'inscrit bien dans la formulation DPSM où les contributions de toutes les sources sont résumées sur le point d'observation.

$G(\vec{r}, \vec{r}')$ est la fonction de Green ou la solution élémentaire liée à l'équation (II.10), et f est la source à l'intérieur du volume V . Si $G(\vec{r}, \vec{r}')$ est la réponse à une excitation de type Dirac à une équation d'Helmholtz et de ses conditions aux limites, qui peuvent être écrite comme suit:

$$\nabla^2 G(\vec{r}, \vec{r}') + k^2 G(\vec{r}, \vec{r}') = \delta(\vec{r} - \vec{r}') \quad (\text{II. 9})$$

Alors la solution particulière est :

$$\nabla^2 \varphi(\vec{r}) + k^2 \varphi(\vec{r}) = f(\vec{r}) \quad (\text{II. 10})$$

Avec φ l'inconnu, et f l'excitation. φ est donné par

$$\varphi(\vec{r}) = \iiint_V G(\vec{r}, \vec{r}') f(\vec{r}') d\nu' \quad (\text{II. 11})$$

Pour comprendre la signification physique de l'équation (II.11), nous pouvons mentionner l'analogie parfaite avec la théorie des circuits. En effet, la réponse à une impulsion de Dirac $\delta(t - t')$ est la réponse impulsionnelle du circuit $h(t, t')$. Toute réponse à une excitation de type $f(t)$ est donnée par la convolution avec h selon l'expression (II.11). La différence est que l'intégrale est effectuée dans le domaine du temps.

II.4.4.3 Fonction de Green dans un espace homogène libre

Pour poursuivre avec l'explication physique de l'intégrale (II.11), considérons l'espace libre homogène dans lequel existe une distribution de courant de volume $\vec{J}(\vec{r})$ bornée dans le volume V . Le potentiel vecteur magnétique (duquel dérivent les champs) généré par cette distribution est solution de l'équation (II.7). Nous pouvons dériver de l'équation (II.9) la fonction de Green associée à l'opérateur exprimé en coordonnées sphériques [115] :

$$\frac{1}{R^2} \frac{\partial}{\partial R} \left(R^2 \frac{\partial G(R)}{\partial R} \right) + k^2 G(R) = \delta(R) \quad (\text{II. 12})$$

Où $R = \|\vec{r} - \vec{r}'\|$ est la distance entre le point d'observation et le point d'excitation.

Nous essayons donc de résoudre le problème du rayonnement d'une source oscillante ponctuelle placée en $\vec{r}'$. La solution de l'équation (II.12) est :

$$G(R) = -\frac{\exp(-jkR)}{4\pi R} \quad (\text{II. 13})$$

Cette solution peut être vue comme une onde sphérique, décroissante en $\frac{1}{R}$ et subissant une singularité à l'endroit de la source ponctuelle ($R \rightarrow 0$).

Maintenant, la solution particulière de $\vec{J}(\vec{r})$ peut être obtenue en appliquant l'intégrale de convolution (II.11). Cette solution, avec le côté droit de l'équation (II.7) et la fonction de Green (II.13), peut s'écrire comme :

$$\vec{A}(\vec{r}) = \mu \cdot \iiint_V \vec{J}(\vec{r}') G(R) d\nu' = \frac{\mu}{4\pi} \cdot \iiint_V \vec{J}(\vec{r}') \frac{\exp(-jkR)}{R} d\nu' \quad (\text{II. 14})$$

Les champs magnétiques et électriques $\vec{B}$ et $\vec{E}$ peuvent être déduit de (II.14). En outre, cette équation représente la contribution de toutes les sources dans le volume V' au point

d'observation $\vec{r}$. Nous pouvons noter que dans l'équation (II.14), $\vec{J}(\vec{r}')$ est la densité de courant et son unité est A/m².

II.4.4.4 Expression des champs magnétiques et électriques

Selon la formulation DPSM, le terme $\vec{J}$ représente la somme finie des densités de courant des N_S points sources :

$$\vec{J}(\vec{r}') = \sum \vec{J}_i \cdot \delta(\vec{r}' - \vec{r}_i) \quad (\text{II. 15})$$

Si l'équation (II.15) est insérée dans l'équation (II.14), nous avons :

$$\vec{A}(\vec{r}) = \mu \cdot \sum_{i=1}^{N_S} \vec{J}_i \int \int \int_V G(\vec{r} - \vec{r}') \cdot \delta(\vec{r}' - \vec{r}_i) dV = \mu \cdot \sum_{i=1}^{N_S} \vec{J}_i \cdot G(\vec{r} - \vec{r}_i) \quad (\text{II. 16})$$

Nous pouvons noter que l'équation (II.16), en la comparant avec l'équation (II.14), $\vec{J}_i$ est équivalent à la densité de courant $\vec{J}(\vec{r}')$ qui a été intégrée sur un petit élément de volume dV , qui représente maintenant une source élémentaire (source triple) avec trois composantes x , y et z , qui sont respectivement homogènes à un courant multiplié par une petite longueur, donnée en A.m.

En coordonnées cartésiennes, le potentiel vecteur calculé à un point de coordonnée $(\vec{r})$ peut s'écrire comme :

$$\vec{A}(\vec{r}) = \begin{pmatrix} \frac{\mu}{4\pi} \cdot \sum_i Jx_i \cdot \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ \frac{\mu}{4\pi} \cdot \sum_i Jy_i \cdot \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ \frac{\mu}{4\pi} \cdot \sum_i Jz_i \cdot \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Ax(\vec{r}) \\ Ay(\vec{r}) \\ Az(\vec{r}) \end{pmatrix} \quad (\text{II. 17})$$

Avec

$$\vec{R}_i = \vec{r} - \vec{r}_i = \begin{pmatrix} x - Cx_i \\ y - Cy_i \\ z - Cz_i \end{pmatrix}$$

Et

$$\|\vec{R}_i\| = R_i = \sqrt{(x - Cx_i)^2 + (y - Cy_i)^2 + (z - Cz_i)^2}$$

En utilisant les coordonnées des points sources (Cx_i, Cy_i, Cz_i) , et P le point d'observation de coordonnée (x, y, z) .

La formulation DPSM permet directement de sommer la contribution de tous les points sources à un point d'observation P. Par exemple, nous supposons que nous avons N_p points d'observation. Donc, pour toutes les valeurs de r_j , le potentiel vecteur magnétique $\vec{A}(\vec{r}_j)$ est composé de trois vecteurs : $\vec{A}_x$, $\vec{A}_y$ et $\vec{A}_z$.

Finalement, nous obtenons, pour le vecteur A contenant toutes les coordonnées x, y et z de A :

$$\vec{A} = \begin{bmatrix} \vec{A}_x \\ \vec{A}_y \\ \vec{A}_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_{xx} & 0 & 0 \\ 0 & W_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & W_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{J}_x \\ \vec{J}_y \\ \vec{J}_z \end{bmatrix} = W \cdot \vec{J} \quad (\text{II. 18})$$

Alors, nous pouvons obtenir le champ magnétique $\vec{B}(\vec{r})$ en un point $\vec{r}$ donné par :

$$\vec{B}(\vec{r}) = \vec{\text{rot}} \vec{A}(\vec{r})$$

Et :

$$\vec{\text{rot}} \vec{A}(\vec{r}) = \begin{bmatrix} \frac{\partial A_z}{\partial y} - \frac{\partial A_y}{\partial z} \\ \frac{\partial A_x}{\partial z} - \frac{\partial A_z}{\partial x} \\ \frac{\partial A_y}{\partial x} - \frac{\partial A_x}{\partial y} \end{bmatrix}$$

Alors :

$$\vec{A}(\vec{r}) = \begin{bmatrix} \frac{\mu}{4\pi} \sum_i J_{x_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ \frac{\mu}{4\pi} \sum_i J_{y_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ \frac{\mu}{4\pi} \sum_i J_{z_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \end{bmatrix} \Leftrightarrow \frac{4\pi}{\mu} \vec{A}(\vec{r}) = \sum_{i=1}^{N_s} \begin{bmatrix} J_{x_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ J_{y_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \\ J_{z_i} \frac{\exp(-jkR_i)}{R_i} \end{bmatrix} \quad (\text{II. 19})$$

Nous posons :

$$\vec{\text{rot}} \vec{A}(\vec{r}) = \begin{bmatrix} \text{rot} A_x \\ \text{rot} A_y \\ \text{rot} A_z \end{bmatrix}$$

Avec

$$\text{rot} A_x = \frac{\partial A_z}{\partial y} - \frac{\partial A_y}{\partial z} \quad \text{rot} A_y = \frac{\partial A_x}{\partial z} - \frac{\partial A_z}{\partial x} \quad \text{rot} A_z = \frac{\partial A_y}{\partial x} - \frac{\partial A_x}{\partial y}$$

Pour une seule source i , la dérivée partielle donne :

$$\frac{\partial R_i}{\partial y} = \frac{y - Cy_i}{R_i} \Rightarrow \frac{\partial(\exp(-jkR_i)/R_i)}{\partial y} = \frac{-(1/R_i + jk)(y - Cy_i)\exp(-jkR_i)}{R_i^2}$$

Alors :

$$\begin{aligned} \frac{4\pi}{\mu} \cdot \frac{\partial Az_i}{\partial y} &= \frac{Jz_i \cdot \exp(-jkR_i)}{R_i^2} \left[-jk - \frac{1}{R_i} \right] = (y - Cy_i) \cdot Jz_i \cdot \alpha_i \\ \frac{4\pi}{\mu} \cdot \frac{\partial Ay_i}{\partial z} &= \frac{Jy_i \cdot \exp(-jkR_i)}{R_i^2} \left[-jk - \frac{1}{R_i} \right] = (z - Cz_i) \cdot Jy_i \cdot \alpha_i \end{aligned}$$

Et finalement :

$$\vec{B}(\vec{r}) = \sum_i \begin{bmatrix} \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [-(z - Cz_i)Jy_i + (y - Cy_i)Jz_i] \\ \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [-(x - Cx_i)Jz_i + (z - Cz_i)Jx_i] \\ \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [-(y - Cy_i)Jx_i + (x - Cx_i)Jy_i] \end{bmatrix}$$

$$\text{Toujours avec } \alpha_i = -\frac{\exp(-jkR_i)}{R_i^2} \left[jk + \frac{1}{R_i} \right]$$

Nous pouvons également écrire cette relation en une formulation matricielle, comme l'équation (II.18), pour une série de Np points d'observation.

$$\vec{B} = \begin{bmatrix} \vec{B}_x \\ \vec{B}_y \\ \vec{B}_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & -B_{zy} & -B_{yz} \\ B_{zx} & 0 & -B_{xz} \\ -B_{yx} & B_{xy} & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \vec{J}_x \\ \vec{J}_y \\ \vec{J}_z \end{bmatrix} = X \cdot \vec{J} \quad (\text{II. 20})$$

Où $B_{\alpha\beta}$ sont des blocs de matrices, dans lesquels les indices α et β , indiquent respectivement l'axe de dérivation et l'axe d'orientation de la composante du point source élémentaire.

Il est intéressant de noter que dans le cas statique ($w = 0$), nous trouvons exactement le même résultat que celui obtenu avec l'équation de Biot et Savart,

$$\vec{B} = \frac{\mu}{4\pi} \cdot \frac{i \cdot d\vec{l} \wedge \vec{R}}{R^3}$$

$$\text{En prenant : } \vec{J} = \begin{bmatrix} Jx \\ Jy \\ Jz \end{bmatrix} = i \cdot \frac{d\vec{l}}{dl} = \begin{bmatrix} i \cdot dx \\ i \cdot dy \\ i \cdot dz \end{bmatrix}$$

Finalement, pour les problèmes sans composantes électrostatiques, nous obtenons le champ électrique $\vec{E}$:

$$\vec{E} = -\frac{\partial \vec{A}}{\partial t} = -j\omega \vec{A} \quad (\text{II. 21})$$

Nous pouvons souligner que l'originalité de la formulation DPSM consiste à placer de chaque côté de l'interface, des réseaux de points sources virtuels (triplet sources de courant électromagnétique dans ce cas) pour faire la synthèse des champs dans les milieux séparés par l'interface.

Dans le chapitre IV, nous présentons une application de la méthode DPSM pour la modélisation de la propagation des ondes électromagnétiques dans nos matériaux.

Après cette présentation, nous présentons dans le prochain paragraphe la théorie analytique utilisée pour le calcul des courbes de dispersions des ondes de Lamb dans les matériaux composites utilisées pour cette étude.

II.5 Théorie des ondes de Lamb / Courbes de dispersions

Différentes méthodes analytiques selon le type de matériau étudié ont été développées afin de décrire la propagation des ondes de Lamb dans des structures saines. Presque toutes ces techniques se basent sur les équations de mouvement [116] :

$$\rho \frac{\partial^2 u_i^{ANA}}{\partial t^2} = \frac{\partial \sigma_{ij}^{ANA}}{\partial x_j} \quad (\text{II. 22})$$

et la loi de Hooke [117] :

$$\sigma_{ij}^{ANA} = \frac{1}{2} C_{ijkl} \left(\frac{\partial u_k^{ANA}}{\partial x_l} + \frac{\partial u_l^{ANA}}{\partial x_k} \right) \quad (\text{II. 23})$$

Où σ_{ij} représente le tenseur des contraintes, C_{ijkl} le tenseur d'élasticité, u le champ de déplacement et ρ la masse volumique. L'exposant *ANA* désigne analytique.

Dans le cas des plaques isotropes, les courbes de dispersion peuvent être tirées de la solution de l'équation de Rayleigh-Lamb. Pour les matériaux composites, il existe différentes méthodes (matrice de transfert, matrice globale, matrice de rigidité, etc.) qui peuvent être utilisées pour résoudre notre problème. Nous avons utilisé la matrice de transfert appliquée aux plaques composites anisotropes [65]. Cette méthode a l'avantage d'être stable pour les faibles valeurs du produit fréquence*épaisseur ($f*d$).

Considérons tout d'abord une plaque composite (Figure II-25) composée de plis orthotropes.

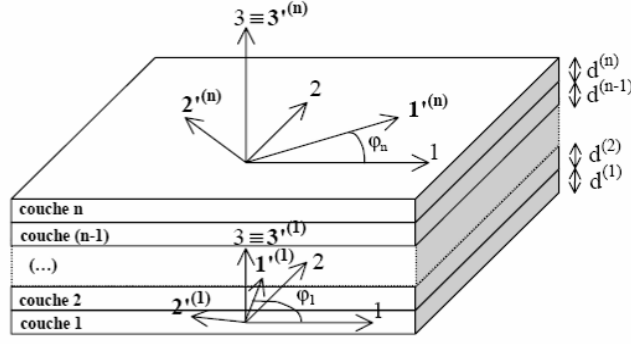


Figure II-25 : Schéma de principe d'un matériau multicouche.

Supposons que chaque couche est constituée d'un matériau orthotrope et que l'on connaît ses propriétés, on peut alors écrire sa matrice de rigidité :

$$C' = \begin{bmatrix} C'_{11} & C'_{12} & C'_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C'_{12} & C'_{22} & C'_{23} & 0 & 0 & 0 \\ C'_{13} & C'_{23} & C'_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C'_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C'_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C'_{66} \end{bmatrix} \quad (\text{II. 24})$$

Où explicitement

$$C' = \begin{bmatrix} \frac{(\nu_{23}^2 - 1)E_1^2}{\Delta} & -\frac{\nu_{12}E_1E_2}{\Delta} & -\frac{\nu_{12}E_1E_2}{\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}E_1E_2}{\Delta} & \frac{(\nu_{12}^2E_2 - E_1)\Gamma}{\Delta} & -\frac{(\nu_{12}^2E_2 + \nu_{23}E_1)\Gamma}{\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}E_1E_2}{\Delta} & -\frac{(\nu_{12}^2E_2 + \nu_{23}E_1)\Gamma}{\Delta} & \frac{(\nu_{12}^2E_2 - E_1)\Gamma}{\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_4 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_6 \end{bmatrix} \quad (\text{II. 25})$$

Où

$$\Delta = E_1(\nu_{23} - 1) + 2\nu_{12}^2E_2 \quad \text{et} \quad \Gamma = \frac{E_2}{(1 + \nu_{23})} \quad (\text{II. 26})$$

En prenant en compte nos matériaux, la matrice de rigidité dans le repère globale est :

$$C = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{13} & 0 & 0 & 0 \\ C_{13} & C_{13} & C_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} \quad (\text{II. 27})$$

Supposons que la direction de la propagation de l'onde est fixée à $\theta=90^\circ$. La solution peut être écrite comme

$$(u_1, u_2, u_3) = (U_1, U_2, U_3) e^{i\xi(x_1 + \alpha x_3 - vt)} \quad (\text{II. 28})$$

Où ξ est le nombre d'onde, $v=\omega/\xi$ est la vitesse de phase, ω est la fréquence angulaire, α est un paramètre inconnu, et U_i est l'amplitude de déplacement.

L'équation du mouvement est :

$$\begin{aligned} C_{11} \frac{\partial^2 u_1}{\partial x_1^2} + C_{66} \frac{\partial^2 u_1}{\partial x_3^2} + (C_{12} + C_{66}) \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_1 \partial x_2} + (C_{13} + C_{55}) \frac{\partial^2 u_3}{\partial x_1 \partial x_3} &= \rho \frac{\partial^2 u_1}{\partial t^2} \\ C_{66} \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_1^2} + C_{22} \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_2^2} + C_{44} \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_3^2} + (C_{23} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_3}{\partial x_2 \partial x_3} &= \rho \frac{\partial^2 u_2}{\partial t^2} \\ (C_{13} + C_{55}) \frac{\partial^2 u_1}{\partial x_1 \partial x_3} + (C_{23} + C_{44}) \frac{\partial^2 u_2}{\partial x_2 \partial x_3} + C_{55} \frac{\partial^2 u_3}{\partial x_1^2} + C_{44} \frac{\partial^2 u_3}{\partial x_2^2} + C_{33} \frac{\partial^2 u_3}{\partial x_3^2} &= \rho \frac{\partial^2 u_3}{\partial t^2} \end{aligned} \quad (\text{II. 29})$$

En substituant l'équation (II.28) dans l'équation (II.29), nous obtenons :

$$\begin{aligned} (C_{11} + C_{55}\alpha^2 - \rho v^2)u_1 + (C_{13} + C_{55})\alpha u_3 &= 0 \\ (C_{66} + C_{44}\alpha^2 - \rho v^2)u_2 &= 0 \\ (C_{13} + C_{55})\alpha u_1 + (C_{55} + C_{33}\alpha^2 - \rho v^2)u_3 &= 0 \end{aligned} \quad (\text{II. 30})$$

Nous pouvons remarquer que la direction 2 n'est pas couplée avec les autres directions. Cela signifie que l'onde de cisaillement horizontale (SH) est découplée par rapport aux deux autres modes de propagation.

Les systèmes ci-dessus acceptent une solution non triviale si et seulement si

$$\alpha^4 + A_1 \alpha^2 + A_2 = 0 \quad (\text{II. 31})$$

D'après Nayfeh [65] nous obtenons la formulation suivante

$$\begin{bmatrix} u_1 \\ u_3 \\ \sigma_{33}^* \\ \sigma_{13}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 \\ W_1 & -W_1 & W_3 & -W_3 \\ D_{11} & D_{11} & D_{13} & D_{13} \\ D_{21} & -D_{21} & D_{23} & -D_{23} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_{11} e^{i\xi(x_1 + \alpha_1 x_3 - \nu t)} \\ U_{12} e^{i\xi(x_1 + \alpha_2 x_3 - \nu t)} \\ U_{13} e^{i\xi(x_1 + \alpha_3 x_3 - \nu t)} \\ U_{14} e^{i\xi(x_1 + \alpha_4 x_3 - \nu t)} \end{bmatrix} \quad (\text{II. 32})$$

Avec

$$\begin{aligned} D_{1q} &= C_{13} + C_{33} \alpha_q W_q \\ D_{2q} &= C_{55} (\alpha_q + W_q) \end{aligned} \quad (\text{II. 33})$$

Avec

$$W_q = \frac{\rho c^2 - C_{11} - C_{55} \alpha_q^2}{(C_{13} + C_{55}) \alpha_q} \quad (\text{II. 34})$$

Afin d'obtenir un vecteur d'état P qui exprime les déplacements et contraintes à l'intérieur de la couche considérée. Ensuite, on indique X_k la matrice 4x4, U par le vecteur contenant les éléments U_{li} , et D la matrice diagonale avec $e^{i\xi(x_1 + \alpha_i x_3 - \nu t)}$.

Alors l'équation (II.32) peut s'écrire comme :

$$P_k = X_k D_k U_k \quad (\text{II. 35})$$

Grâce à cette équation, il est possible d'établir un lien entre les déplacements et les contraintes de la couche inférieure et supérieure. Pour la partie supérieure et inférieure de la k -ième couche, nous avons respectivement

$$P^- = X_k D_k^- U_k \quad (\text{II. 36})$$

$$P^+ = X_k D_k^+ U_k \quad (\text{II. 37})$$

Où D_k^- pour le cas où $x_3=0$ et D_k^+ pour $x_3=d_k$. Nous pouvons écrire

$$P_k^+ = A_k P_k^- \quad (\text{II. 38})$$

Où

$$A_k = X_k D_k X_k^{-1} \quad (\text{II. 39})$$

En appliquant la procédure ci-dessus pour chaque couche, il est possible de relier les contraintes et les déplacements de la surface supérieure de la plaque stratifiée à celles de la surface inférieure par l'intermédiaire de la multiplication de la matrice de transfert.

$$A = A_n A_{n-1}, \dots, A_1 \quad (\text{II. 40})$$

La matrice de transfert totale a pour expression :

$$\begin{bmatrix} u^+ \\ \sigma^+ \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [A_{uu}] & [A_{u\sigma}] \\ [A_{\sigma u}] & [A_{\sigma\sigma}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u^- \\ \sigma^- \end{bmatrix} \quad (\text{II. 41})$$

Pour obtenir les courbes de dispersions, nous devons imposer les conditions aux limites libres, c'est à dire l'annulation des contraintes sur les surfaces supérieures et inférieures, ce qui conduit à l'équation caractéristique

$$|A_{u\sigma}| = 0 \quad (\text{II. 42})$$

Cet algorithme a été codé dans un programme MATLAB. Ce programme calcule la matrice de transfert de chaque couche dans le système de coordonnées globale et la matrice de transfert totale (équation (II.42)) pour différentes valeurs de vitesse et de fréquence. Il détermine la vitesse à laquelle, pour une fréquence donnée, la matrice change de signe et puis on cherche la solution par la méthode de bisection. Ces courbes de dispersions pour les différents matériaux étudiés sont présentées dans le chapitre V.

II.6 Conclusions du chapitre

Dans ce chapitre, nous avons présenté les deux matériaux composites, l'un à renforts de fibres de verre et l'autre à renforts de fibres de carbone. Ces deux matériaux composites ont été fabriqués par la méthode de l'infusion sous bâche à vide. Les essais mécaniques réalisés sur ces deux matériaux nous ont montrés qu'ils sont de hautes technologies. Les valeurs des propriétés mécaniques des matériaux composites nous serviront pour modéliser la propagation des ondes de Lamb dans ces matériaux.

En outre, les méthodes expérimentales utilisées pour cette étude ont été présentées. L'efficacité de blindage est mesurée par la méthode dite de « transparence » en cage de Faraday et en tunnel anéchoïque.

Nous avons également présenté très succinctement le procédé expérimental pour générer et réceptionner les ondes de Lamb dans les matériaux composites.

Ensuite, les théories pour simuler le blindage et la propagation des ondes électromagnétiques ont été présentées. La méthode des éléments finis servira plus particulièrement pour la mesure de l'efficacité de blindage, tandis que la méthode DPSM sera développée pour mieux comprendre la propagation de ces ondes dans les matériaux composites.

Enfin, la théorie des ondes de Lamb selon Nayfeh pour les matériaux composites sera utilisée afin de calculer les courbes de dispersion et ainsi de connaître la vitesse de phase et de groupe de ces ondes. La méthode des éléments finis servira de comparaison avec la méthode

analytique et expérimentale. De plus cette technique pourra nous permettre de mieux comprendre l'interaction de défauts dans les matériaux composites.

Chapitre III. Effet de l'insertion de fonctions sur les propriétés mécaniques des composites

Les objectifs de cette étude sont d'approfondir les connaissances sur les caractéristiques du composite, sur son comportement et d'obtenir une modélisation en élément finis afin de simuler le comportement du composite intégrant la fonction de blindage électromagnétique.

Nous présentons tout d'abord l'effet de l'insertion d'un écran électromagnétique sur les propriétés mécaniques des matériaux composites à renforts de fibres de verre. Pour cela, nous présentons les différents tissus ou grillage métallisés utilisés pour le blindage électromagnétique de ces matériaux. Puis nous mesurons l'impact mécanique de l'insertion de ces différents tissus dans la structure. Ensuite, nous présentons les résultats obtenus en réalisant une modélisation par éléments finis d'un test de flexion en les comparant avec ceux issus de l'expérimentale.

Enfin, nous développons l'effet de l'insertion de pastilles piézoélectriques sur les caractéristiques mécaniques des composites à renforts de fibre de verre.

III.1 Introduction

Les composites à renforts de fibres de verre sont de plus en plus utilisés dans le domaine des transports, en particulier dans le secteur naval. Outre des gains de masse non négligeables et des assemblages réduits, leur intérêt peut être porté sur l'intégration de fonctions au sein même du stratifié telles que le contrôle de santé, des systèmes antennaires, des mesures de déformation et le blindage électromagnétique. Cette dernière fonction de protection revêt actuellement une importance capitale quant à la survie même de la structure. En effet les composites à matrice organique n'assurent pas une protection efficace face aux champs électromagnétiques, tant pour les équipements électroniques embarqués, que pour l'intégrité de la structure par exemple en cas de foudroiement.

Il apparaît donc primordial d'ajouter une fonction de protection électromagnétique et un contrôle de santé dans les structures composites.

La fonction de blindage électromagnétique intégrée directement au sein du stratifié peut se présenter sous forme de tissu métallisé ou de grillage métallique et la fonction de contrôle de santé peut être réalisée grâce à des pastilles piézoélectriques.

L'intégration de telles fonctions ayant une influence sur l'intégrité de la structure en termes de tenue mécanique sous chargement, c'est cette influence que ce chapitre vise à quantifier.

Dans un premier temps, nous présentons les matériaux intégrant la fonction de blindage électromagnétique. Puis diverses campagnes d'essais sous chargement quasi-statiques ont été entreprises pour permettre de quantifier l'influence mécanique de cette insertion dans un stratifié intégrant cette fonction de blindage électromagnétique. En outre, une approche numérique a également été étudiée afin de permettre une interprétation des phénomènes observés. La position de l'écran électromagnétique au sein du composite stratifié étant un des paramètres dominant de cette étude.

Enfin, nous développons l'effet de l'insertion de pastilles piézoélectriques composant le système de contrôle de santé intégré sur les caractéristiques mécaniques des composites à renforts de fibre de verre.

III.2 Présentations des matériaux utilisés

Les composites étudiés, dans ce chapitre, sont composés de fibre de verre dans lequel un tissu métallisé ou un grillage métallique a été inséré directement entre les plis du composite lors du processus de fabrication par infusion sous bâche à vide. Cette insertion, comme nous le verront dans le chapitre IV, peut être utile pour blinder électromagnétiquement les composites diélectriques, tels que les fibres de verre.

Mais cette nouvelle fonctionnalité intégrée au composite peut entraîner des modifications importantes sur la tenue mécanique de la structure. La problématique de cette étude est de quantifier à partir d'essais mécaniques simples les caractéristiques du composite avec l'insertion d'un écran électromagnétique (EM). Ces essais permettent également d'évaluer et de quantifier la perte mécanique par rapport à un composite de référence, que l'on nomme « verre référence » (V_{ref}), dans lequel il n'y a pas d'écran blindant.

III.2.1 Présentations des matériaux avec l'insertion d'un écran blindant

Différentes plaques ont été fabriquées pour la réalisation de cette étude mécanique.

Le premier matériau composite a été réalisé à partir d'un taffetas verre (500 T ; 500 gr/m² ; ensimage P196 ; Chomarat) et d'une résine vinylester (DION 9102 ; Reichold). Ce matériau est celui présenté dans le chapitre II. Ce matériau est nommé « Vref ».

Le second matériau est constitué du même renfort et de la même matrice que Vref. Mais dans ce matériau, un tissu métallisé a été inséré dans le composite lors de la fabrication. Le tissu retenu est un nylon métallisé de Cuivre d'épaisseur 100 µm et une masse d'environ 70 gr/m². Ce tissu est fabriqué par Laird Technologies et est nommé Flectron®. Ce matériau est nommé « VF » dans la suite de ce chapitre.

Le troisième matériau est constitué du même renfort et de la même matrice que Vref. En outre, un grillage métallique a été intégré dans le composite lors de sa fabrication par infusion. Le grillage retenu est constitué de bronze fabriqué par Gantois. Ce grillage a un pourcentage de vide d'environ 10 %, d'épaisseur 200 µm et de masse 410 gr/m². Ce matériau est nommé « VG ».

Pour des problèmes de continuité électrique, que nous développerons dans le chapitre IV, il est préférable que cet écran EM soit le plus proche de la surface. C'est pourquoi nous étudions deux configurations différentes. La première possède l'écran sous le premier pli de verre, cette configuration est nommée N-1. La seconde intègre ce blindage sous le troisième pli de verre, nommée N-3. Tous ces matériaux possèdent un total de 10 plis.

III.2.2 Détermination du taux volumique de fibre

Le procédé de calcination a été utilisé afin de déterminer le taux de fibre volumique de nos matériaux. Ce procédé et les calculs sont décrits dans la partie II.1.3 du chapitre II. Les mesures des taux de renforts volumiques et massiques sont présentées dans le Tableau III-1.

Nous constatons donc que l'ajout du tissu Flectron® ou d'un grillage Gantois conduit à une diminution du taux de fibre volumique d'environ 5,5 % et 3% respectivement, par rapport au verre référence. Cette différence peut être expliquée par le fait que lors de la fabrication par infusion, la résine rencontre plus de difficulté à mouiller les différents plis lorsque le tissu est inséré par rapport à un grillage. Ceci vient du fait que le tissu ne possède pas de trou contrairement au grillage. Donc, nous pouvons nous attendre à une diminution des propriétés mécaniques plus importantes pour le tissu que pour le grillage.

Tableau III-1 : Mesure des taux de renfort volumique et pourcentage massique.

Matériau	Taux de renfort volumique	Pourcentage massique
Vref	53 %	72 %
VF	48.5 %	67 %
VG	50 %	69 %

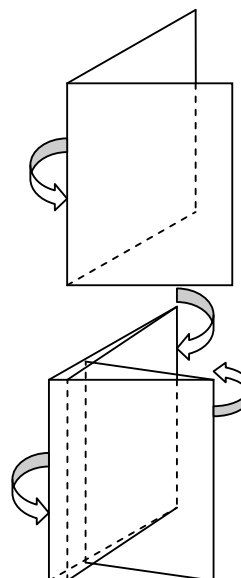
III.2.3 Caractérisation des écrans blindant

III.2.3.1 Essai de traction sur le flectron

Des essais de traction ont été réalisés pour caractériser le comportement du tissu. Ainsi, à partir de cet essai, nous pouvons déterminer un module comparable à un module d'Young et une charge à la rupture.

Afin de déterminer le module d'Young par un essai de traction, nous devons disposer d'une certaine section perpendiculaire à la direction de traction. Le problème est que ce tissu a une très faible épaisseur. Ainsi, des pliages ont été réalisés dans le but d'augmenter l'épaisseur relative et obtenir une section cohérente. Deux configurations ont été étudiées afin de voir l'influence du pliage.

A partir d'une bande de 40 mm de largeur, nous obtenons une éprouvette de traction de 20 mm de largeur avec un pliage.



De même, une bande de 80 mm de largeur nous donne une éprouvette semblable mais avec une épaisseur double car elle est pliée trois fois.

Le Tableau III-2 présente le module d'Young E et la contrainte à la rupture X^+ obtenue pour ces deux types de pliages.

Tableau III-2 : Détermination du module d'Young et de la contrainte à la rupture pour le tissu Flectron®.

Nombre de plis	E (MPa)	X^+ (MPa)
2 plis	883	149
4 plis	882	140

Chaque essai a conduit à la rupture du tissu. Ainsi, nous avons pu déterminer une contrainte à la rupture moyenne de 145 MPa.

III.2.3.2 Essai de traction sur le gantois

Le protocole de cet essai est réalisé de la même manière que celui employé avec le tissu. Le Tableau III-3 présente le module d'Young E et la contrainte à la rupture X^+ obtenue pour les deux types de pliage.

Tableau III-3 : Module d'Young et contrainte à la rupture pour le grillage Gantois.

Nombre de plis	E (MPa)	X ⁺ (MPa)
2 plis	1123	195
4 plis	1122	190

Chaque essai a également conduit à la rupture du grillage. Ainsi, nous avons pu déterminer une contrainte à la rupture moyenne de 192 MPa.

Le module d'Young du grillage est environ 27% supérieur au tissu et sa contrainte à rupture de 23 %.

III.3 Effet de l'insertion d'un écran EM

III.3.1 Test de Traction

III.3.1.1 Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Electron®

Les éprouvettes de traction ont été préparées selon la norme ASTM D3039-7 comme décrit dans le paragraphe II.2.1 du chapitre II. L'essai de traction a été utilisé pour définir les propriétés mécaniques des matériaux composites. Il permet de déterminer la loi de comportement contrainte-déformation dans une direction donnée. Les caractéristiques qui sont déduits sont le module d'Young longitudinal, la contrainte à la rupture et l'allongement à la rupture.

Le Tableau III-4 présente les caractéristiques de traction des différents matériaux.

Tableau III-4 : Résultats des essais de traction avec l'insertion d'un tissu Electron dans un composite à renforts de fibres de verre.

Eprouvettes	Module E_x (GPa)	Contrainte à la rupture X^+ (MPa)	Allongement à la rupture (%)
Vref	25 (1)	519 (25)	2,33 (0,46)
VF (N-3)	23,5 (1) -6 %	427 (13) -18 %	2,05 (0,11) -12 %
VF (N-1)	23,1 (1) -7,6 %	352 (6) -32 %	2,15 (0,47) -7,7 %

Le module d'Young varie très peu et la position dans l'empilement n'a pas d'influence. Par contre le tissu fragilise la structure et semble favoriser la propagation d'endommagement. En effet, la contrainte à la rupture est diminuée d'environ 18% pour la configuration N-3 par rapport au matériau référence Vref. En outre, la configuration N-1 est celle qui fragilise le plus la structure lorsqu'elle est soumise à un effort en traction. En effet, sa contrainte à la rupture diminue de 32% par rapport à Vref.

D'après les photos de la Figure III-1, nous observons bien une rupture des fibres du composite verre et également une décohésion des couches aux interfaces du tissu. Cette décohésion peut s'expliquer du fait qu'il n'y a quasiment pas de cohésion entre les plis de verre qui sont situés

entre l'écran EM. En effet, les différentes propriétés mécaniques entre le tissu et les plis de verre nous indiquent qu'il y a un gradient de contrainte à l'interface.

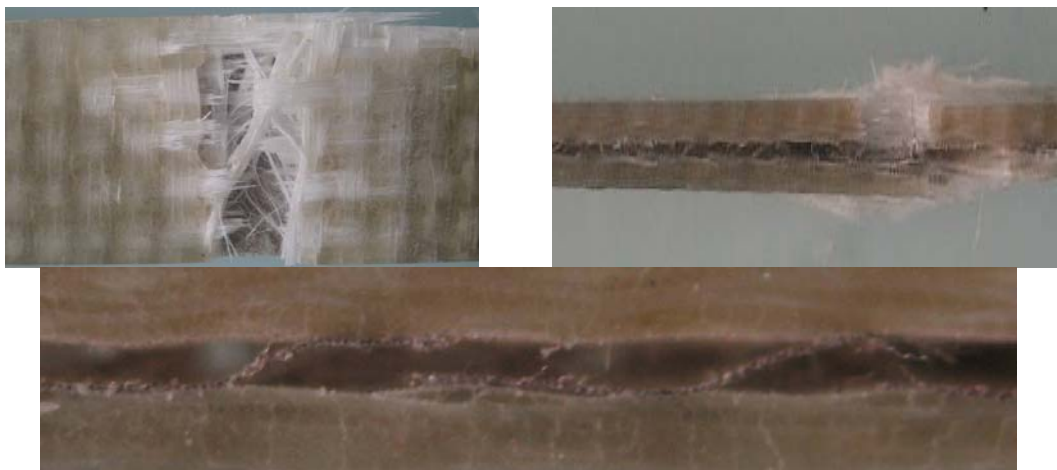


Figure III-1 : Rupture d'une éprouvette de traction d'un composite verre intégrant le flectron dans la structure.

III.3.1.2 Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois

Les éprouvettes de traction ont été préparées en conformité avec la norme ASTM D3039-7 comme décrit dans le paragraphe II.2.1 du chapitre II.

Le Tableau III-5 présente les caractéristiques de traction des différentes configurations de l'insertion du gantois dans la structure.

Tableau III-5 : Résultats des essais de traction avec l'insertion du grillage Gantois dans un composite à renforts de fibres de verre.

Eprouvettes	Module E_x (GPa)	Contrainte à la rupture X^+ (MPa)	Allongement à la rupture (%)
Vref	25 (1)	519 (25)	2,33 (0,46)
VG (N-3)	24,5 (1) -2 %	491 (21) -5,4 %	2,25 (0,22) -3,4 %
VG (N-1)	24,1 (1) -3,6%	442 (18) -14,8 %	2,15 (0,32) -7,7%

Le module d'Young varie très peu et la position dans l'empilement n'a pas d'influence. Par contre le tissu fragilise légèrement la structure et semble favoriser la propagation d'endommagement. En effet, l'insertion du grillage à N-3 diminue d'environ 5,4 % la contrainte à la rupture par rapport au matériau verre référence.

Pour conclure sur cet essai de traction, l'influence mécanique de l'insertion d'un grillage Gantois est moins importante pour la structure composite que l'insertion d'un tissu. Ceci peut s'expliquer par le fait que lors de la fabrication par infusion de ce matériau, des puits de résine se forment au niveau des trous que composent le grillage et donc forment une liaison mécanique entre les deux plis de fibres de verre placé au dessus et en dessous du grillage. Il y a donc pour ce matériau une meilleure continuité des propriétés mécaniques dans le stratifié.

III.3.2 Test de flexion poutre courte

L'objectif des essais de flexion en poutre courte est d'obtenir des informations concernant les caractéristiques du composite en cisaillement. Nous cherchons donc la contrainte de cisaillement inter-laminaire admise par le composite.

Cet essai permet d'analyser le cisaillement dû à un effort tranchant au plan des couches (inter-laminaire). En effet, les plastiques renforcés, le plus souvent obtenus par empilement de couches, sont sujets au délaminage qui se traduit par une décohésion des couches. Il faut savoir que le module de cisaillement inter-laminaire est une caractéristique intrinsèque fondamentale dont nous devons toujours tenir compte dans les calculs de structures soumises à des efforts tranchants, car c'est souvent un point faible de ces matériaux en plastique renforcés.

III.3.2.1 Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Flectron®

Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de verre référence, avec le tissu en N-3 et en N-1. Le Tableau III-6 présente les caractéristiques mécaniques de cisaillement inter-laminaire pour le verre avec l'insertion du tissu Flectron® à différente épaisseur.

Tableau III-6 : Contrainte inter-laminaire de cisaillement pour le verre avec l'insertion du tissu Flectron.

Eprouvette	Contrainte inter-laminaire de cisaillement en rupture (MPa)	Déplacement à la rupture utile (mm)
Vref	56 (2)	0,68 (0,03)
VF (N-3)	47 (1) -16 %	0,76 (0,03) +12 %
VF (N-1)	47 (1) -16 %	0,77 (0,03) +13 %

L'insertion du tissu engendre une baisse de la contrainte inter-laminaire de cisaillement en rupture d'environ 16 % quelque soit la configuration. De plus, il engendre également une augmentation du déplacement de la rupture d'environ 12 %. Nous pouvons en conclure que la présence de ce type d'écran favorise le délaminage entre les plis. En revanche la position n'a pas d'incidence sur la décohésion des fibres.

La photo de la Figure III-2 montre des délaminages et des fissures de la matrice induits par la flexion 3 points appliquée sur l'éprouvette Verre et Flectron® N-3. Contrairement à ce que l'on pouvait penser, nous n'observons pas spécialement de délaminage important au niveau du tissu.



Figure III-2 : Photo microscope après flexion poutre courte sur du Verre/Flectron N-3.

III.3.2.2 Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois

Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de verre référence, avec le grillage en N-3 et en N-1. Le Tableau III-7 présente les caractéristiques mécaniques de cisaillement inter-laminaire pour le verre avec l'insertion du grillage Gantois N-3 et à N-1.

Tableau III-7 : Contrainte inter-laminaire de cisaillement pour le verre avec l'insertion du grillage Gantois.

Eprouvette	Contrainte inter-laminaire cisaillement (MPa)	Déplacement à la rupture utile (mm)
Vref	56 (2)	0,68 (0,03)
VG (N-3)	49(1) -12,5 %	0,71(0,01) +4,4 %
VG (N-1)	48,5 (1,2) -13,4 %	0,70 (0,05) +3 %

L'insertion du grillage engendre une baisse de la contrainte inter-laminaire de cisaillement d'environ 13 % quelque soit la configuration. De plus, il engendre également une augmentation du déplacement de la rupture compris entre 3 et 4,4 % donc une baisse de la rigidité apparente.

La Figure III-3 montre la photo d'une coupe transversale du VG N-3 après un essai de flexion poutre courte. Tout comme l'essai avec le tissu, nous n'observons pas de délaminage au niveau du grillage. En revanche nous observons des délaminages et des fissures de la matrice sur les plis inférieurs et supérieurs au grillage comme nous le montre la Figure III-3.

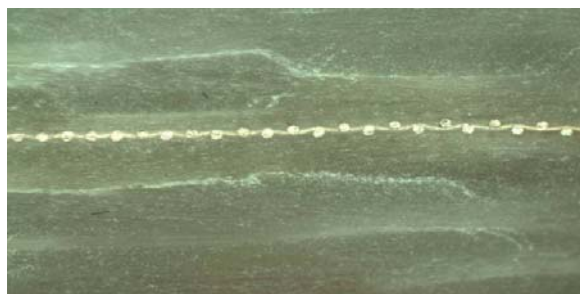


Figure III-3 : Photo microscope après flexion poutre courte sur du Verre/Gantois N-3.

Comme pour l'essai de traction, l'influence mécanique de l'insertion d'un grillage Gantois est moins importante pour la structure composite que l'insertion d'un tissu. La réalisation de puits de résine lors de la fabrication par infusion a donc une influence importante sur la tenue mécanique de ces matériaux intégrant la fonction de blindage électromagnétique.

III.3.3 Test de flexion poutre longue

L'essai de flexion est très souvent pratiqué pour mesurer des caractéristiques telles que le module d'Young, la résistance en flexion et la flèche maximale. Il nécessite des charges plus faibles que la traction et les mesures de flèches posent moins de problème que les mesures d'allongement.

La déformation d'une éprouvette rectangulaire reposant sur deux appuis par l'intermédiaire d'un poinçon (ou panne) appliqué à égale distance des appuis et se déplaçant à vitesse

constante, est la méthode la plus couramment rencontrée. Elle fait l'objet de la norme NF EN ISO 178 et s'appuie sur un matériel et un mode opératoire simples (Figure III-4).

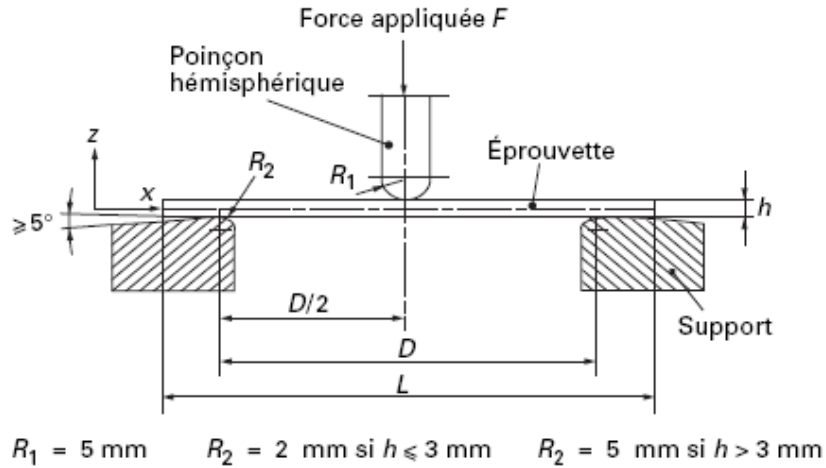


Figure III-4 : Dispositif de flexion trois points [123].

Cette simplicité ne conduit cependant à des résultats acceptables que si certaines conditions sont respectées. L'éprouvette, dont les dimensions moyennes normalisées sont de 80x10x4mm, est placée sur un montage spécifique adapté à une machine de traction/compression, avec une distance entre appuis D supérieure ou égale à 16 fois l'épaisseur h .

Expérimentalement, nous enregistrons la courbe F -flèche Y à partir de laquelle il est possible de calculer la contrainte à la rupture σ_R et le module d'Young en flexion E_f . Les contraintes et déformations dans la fibre extrême ont pour valeur :

$$\sigma_R = \frac{3F_R D}{2bh^2} \quad (\text{III. 1})$$

$$\text{Et } \varepsilon_R = \frac{6hY_R}{D^2} \quad (\text{III. 2})$$

Avec F_R la force à la rupture (ou force maximale ou force à la limite de la linéarité), Y_R la flèche correspondante, D la distance entre appui, b la largeur de l'éprouvette et h l'épaisseur de l'éprouvette.

Le module d'Young E peut être calculé à partir de la pente F/Y de la tangente à l'origine de la courbe force F -flèche Y , suivant la relation :

$$E_f = \frac{D^3}{4bh^3} \frac{F}{Y} \quad (\text{III. 3})$$

En fait, cette caractéristique n'est pas toujours très significative ; elle est en pratique inférieure de 10 à 25 % au module de traction, l'écart étant fonction du matériau et des conditions opératoires.

Sur le plan métrologique, la flèche est très souvent assimilée au déplacement du poinçon solidaire du système d'entraînement de la machine. L'influence de ce paramètre dépend de la rigidité de l'éprouvette et de la dureté du matériau. En particulier, l'affaiblissement apparent du module est d'autant plus important que la dureté est faible. Dans l'ensemble on retrouve en flexion les lois de comportements décrites en traction.

III.3.3.1 Essai sur le composite verre avec l'insertion du tissu Flectron®

Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de verre référence, avec le tissu en N-3 et en N-1. Le Tableau III-8 présente les valeurs moyennes du module de flexion et la charge à la rupture pour chaque configuration.

Tableau III-8 : Module de flexion et charge à la rupture pour les essais de flexion poutre longue.

Eprouvette	Module de flexion E (GPa)	Charge à la rupture (N)
Vref	24 (3)	1250 (50)
VF (N-3)	22,5 (2) - 6,2 %	1100 (50) - 12 %
VF (N-1)	20 (1) - 16,6 %	900 (75) - 28 %

Nous confirmons donc bien qu'il y a une perte mécanique due à l'insertion du tissu métallisé. Toutefois pour la configuration N-3, nous observons une légère perte de 6 % du module de flexion et une perte de 12 % pour la charge à la rupture.

L'examen des éprouvettes après l'essai permet de visualiser de multiples décohésions qui tendent à séparer les trois couches supérieures de verre du flectron. La photo de la Figure III-5 montre des zones de décohésions présentes après l'essai.



Figure III-5 : Eprouvette N-3 poutre longue avec Flectron ; cloques montrant la décohésion des trois premières couches du composite.

Pour conclure, l'introduction du tissu métallisé dans un composite à renforts de fibres de verre introduit une légère baisse des propriétés mécaniques pour cet essai de flexion poutre longue. La configuration la plus pénalisante pour ce type de sollicitation est N-1 pour laquelle les contraintes sont les plus pénalisantes.

III.3.3.2 Essai sur le composite verre avec l'insertion du grillage Gantois.

Le protocole expérimental est identique que celui utilisé précédemment. Le Tableau III-9 présente les valeurs moyennes du module de flexion et la charge à la rupture pour chacune des configurations.

Tableau III-9 : Module de flexion et charge à la rupture pour les essais de flexion poutre longue.

Eprouvette	Module de flexion E (GPa)	Charge à la rupture (N)
Vref	24 (3)	1250 (50)
VG (N-3)	23,2 (2) -3,3 %	1178 (44) -5,7 %
VG (N-1)	22,4 (3) -6,6 %	1067 (63) -14,6 %

Nous confirmons donc bien qu'il y a une très légère perte mécanique due à l'insertion du grillage. Toutefois pour la configuration N-3, nous observons une légère perte d'environ 3 % du module de flexion et une perte de 6 % pour la charge à la rupture. La configuration la plus pénalisante est la configuration N-1, comme pour tous les essais mécaniques réalisés pour cette étude.

Pour conclure, l'introduction du grillage dans un composite à renforts de fibres de verre introduit une plus faible baisse des propriétés mécaniques par rapport aux matériaux intégrant le tissu métallisé.

III.4 Corrélation avec des modèles numériques

Dans le but de valider l'influence des champs de contraintes-déformations sur l'affaiblissement relatif des configurations instrumentées une étude numérique a été réalisée afin de pouvoir estimer la répartition des champs dans les différents plis. Le but étant de quantifier ces niveaux et de retrouver des discontinuités de contraintes dans l'épaisseur aux interfaces de l'écran électromagnétique.

Afin d'alimenter ce modèle numérique les données matériaux relatives aux constituants fibres et matrice ont été utilisées via les données fournisseur et les données des essais. A partir des caractéristiques d'un pli de verre tissé considéré comme un pli orthotrope équilibré et connaissant les empilements et épaisseurs respectives des plis, il est possible de remonter à la matrice de raideur du stratifié. En outre en utilisant le chargement appliqué à la structure comme donnée d'entrée il est possible d'avoir une estimation dans le domaine linéaire des champs de contraintes et déformations et de revenir ainsi à une estimation du comportement global des différentes configurations.

Dans ce paragraphe, nous modélisons uniquement l'influence mécanique de l'insertion du tissu flectron dans le composite à renforts de fibres de verre.

III.4.1 Poutre longue

Pour cette étude, nous avons utilisé uniquement deux types de plis : les plis de fibres de verre et le tissu Electron. La modélisation sous Patran des plis de fibres de verre a été faite sous la forme d'un matériau orthotropique suivant deux directions (2D orthotropique). Pour l'écran

électromagnétique, afin de simplifier notre problème, nous prenons l'hypothèse d'un matériau isotropique.

III.4.1.1 Hypothèses liés au calcul numérique

Le solveur Nastran est un code de calcul éléments finis implicite essentiellement dédié aux analyses statique linéaire. Les hypothèses suivantes, qui ne sont pas toujours en accord avec ce qui se passe lors de la fabrication, sont posées :

- Les différentes couches sont reliées entre elles par la même matrice que celle qui maintient les renforts dans chaque couche (H1) (interface = zone riche en résine)
- Le pli est un matériau homogène orthotrope ou isotrope transverse (H2)
- Le pli est toujours en état plan de contrainte (H3) (hypothèse lié aux éléments coques multicouches)
- Les liaisons inter-plis sont parfaites (H4) (continue sans défauts).
- Le comportement du pli est élastique linéaire jusqu'à la rupture (H5).

III.4.1.2 Critères de rupture

Les critères multiaxiaux en rupture, essentiellement basés sur les résultats expérimentaux, définissent une enveloppe limite en rupture dans l'espace des contraintes principales, analogue à la surface de plasticité en élasto plastique.

Les critères en contraintes de Tsai-Hill sous forme simplifié dans un état plan de contrainte pour le pli s'écrit :

$$TSH2D = \left(\frac{\sigma_1}{X} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y} \right)^2 - \frac{\sigma_1 \sigma_2}{X^2} + \left(\frac{\tau_{12}}{T} \right)^2 \quad (\text{III. 4})$$

Avec : σ_1 la contrainte longitudinale, σ_2 la contrainte transverse, X la contrainte longitudinale limite, Y la contrainte transverse limite, τ_{12} la contrainte de cisaillement et T la contrainte de cisaillement limite.

Ce critère est très utilisé, mais il ne donne pas d'information quant aux mécanismes de dégradation eux-mêmes : il indique « seulement » quels sont les plis rompus dans un élément donné du maillage.

Néanmoins, nous utilisons ce critère pour l'étude Nastran, car il permettra d'avoir une chronologie de la rupture. La marge est donnée par :

$$MS = \frac{1}{\sqrt{TSH2D}} < 1 \quad (\text{III. 5})$$

En pratique, il suffit de vérifier la marge pli par pli pour chaque élément et dès que celle-ci est égale ou supérieur à 1, alors il y a rupture.

Nous donnons ainsi les caractéristiques mécaniques intrinsèques au pli de la rupture suivante :

- Contrainte limite en traction (Xt) : 550 MPa
- Contrainte limite en compression (Xc) : 460 MPa

- Contrainte limite en cisaillement (τ_{12}) : 55 MPa

Sachant que $X_c=Y_c$, $X_t=Y_t$ et que $X=\min(X_c;X_t)$. Ces valeurs sont issues du numérique, c'est-à-dire que nous avons recalé les valeurs de contraintes pour avoir la rupture au « bon moment » à partir de V_{ref} . Il s'agit donc là d'une méthode inverse.

III.4.1.3 V_{ref} : modèle de référence

Le premier modèle mis en place est celui de V_{ref} . Le matériau composite utilisé est une combinaison de dix plis de verre de 0,38 mm d'épaisseur chacun.

Le maillage est effectué au feuillet moyen avec des éléments 4 nœuds (coque multicouche) de dimension 5*6 mm pour rester dans l'hypothèse des coques minces de Kirchhoff ($L/h=1,57$). Le modèle contient 60 éléments et 85 nœuds. Les coques étant géométriquement décrites par leur feuillet moyen, les plis sont conventionnellement superposés de $-z$ vers $+z$ dans le repère propre de l'élément, d'où l'importance de vérifier l'orientation cohérente de tous les éléments. L'élément coque multicouche possède autant de points d'intégrations dans l'épaisseur que de plis dans le stratifié.

Pour modéliser la machine d'essai, nous décidons de représenter les appuis par un simple blocage cinématique des trois translations, et pour l'outil, de piloter en déplacement via un élément rigide cinématique. Notons que ce type d'élément introduit une légère sur-contrainte que nous négligeons en empêchant notamment le déplacement des 4 nœuds en Y. La Figure III-6 représente le maillage et les conditions aux limites appliquées.

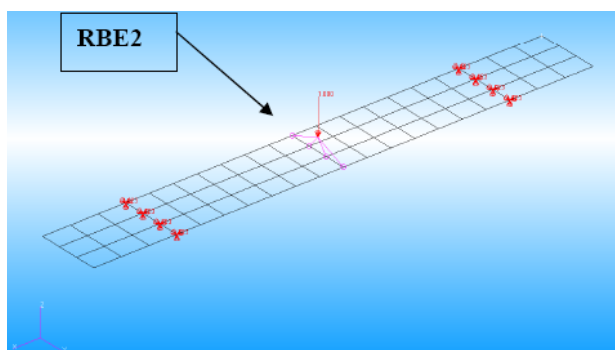


Figure III-6 : Conditions aux limites.

Nous effectuons une analyse statique linéaire en imposant un déplacement de 1mm, ainsi nous pouvons calculer l'effort résultant pour chaque déplacement avant la rupture.

Pour valider ce modèle, nous vérifions que nous retrouvons une courbe effort/déplacement similaire à la courbe d'essai et que la prédiction à la rupture reste proche des niveaux observés lors des essais. Ce modèle V_{ref} servira ainsi de référence à l'étude numérique.

Les courbes de la Figure III-7 représentent la comparaison de l'évolution effort/flèche pour V_{ref} entre la partie expérimentale et la simulation.

Nous constatons que la courbe numérique est relativement proche de celle des essais, nous observons une erreur de 8% en moyenne. Cette faible erreur peut correspondre à l'écart type du module d'Young rentré dans le modèle numérique. De plus, cette erreur peut être induite par plusieurs effets que nous retrouvons dans tous les modèles :

- Approximation du modèle numérique (CL, matériau, hypothèses de départ...)

En ce qui concerne la rupture, elle apparaît en moyenne à 6,74 mm de flèche pour une charge de 1116 N. Numériquement, la rupture se produit à 6,1 mm pour 1004N soit une erreur d'environ 10 %. Cette erreur peut être expliquée par le fait que ce modèle ne prend pas en compte les endommagements initiaux ainsi que d'éventuelle plasticité localisée.

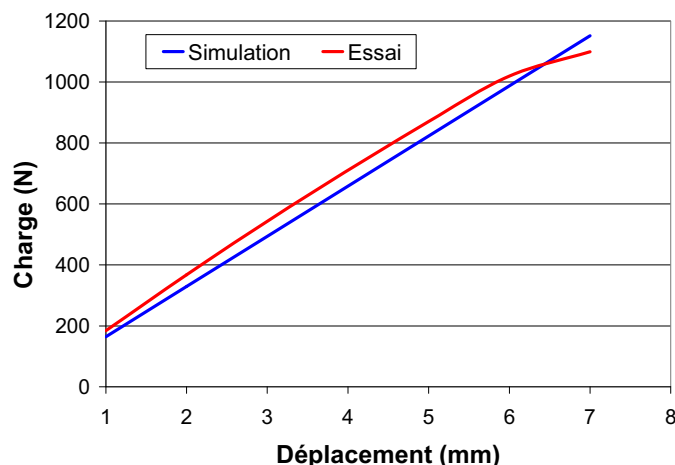


Figure III-7 : Evolution de la courbe effort/flèche pour Vref.

III.4.1.4 Insertion du tissu Flectron

La première idée pour représenter ce composite, est de remplacer un pli de fibres de verre par le pli de Flectron dans le composite existant (modèle Vref.).

Le Tableau III-10 présente une comparaison entre les essais expérimentaux et les simulations pour un essai en flexion poutre longue. Pour la rupture, il est un peu plus difficile de conclure. En effet, bien que les efforts à la rupture soient assez proches de la « réalité », les flèches (ou déplacement à la rupture) n'ont pas cette logique. Nous constatons que la flèche augmente légèrement avec le niveau de pli de Flectron (bien que les écarts soient relativement faibles) alors que les essais auraient tendance à montrer l'inverse.

Pour résoudre ce problème, il serait nécessaire de prendre en considération la cinématique d'endommagement qui influe sur la cinématique globale.

Tableau III-10 : Comparaison essai/simulation de la charge à la rupture et du déplacement à la rupture pour les essais de flexion poutre longue.

MATERIAUX	Charge à la rupture (N)		Déplacement à la rupture (mm)	
	Essai	Simulation	Essai	Simulation
Vref	1250	1004 (-19 %)	6,74	6,1 (-9 %)
VF (N-3)	1100	930 (-18 %)	6,34	6,2 (-2 %)
VF (N-1)	900	860 (-4 %)	6,35	6,12 (-3 %)

Hors prise en compte de l'endommagement en élasticité, le fait d'introduire un pli de flectron conduit à une diminution de la raideur globale de la structure, se traduisant par une flèche plus importante pour un effort donné.

Le Tableau III-11 présente une comparaison essai/simulation de l'effort engendré pour une flèche de 1mm. Ce modèle traduit quasiment l'effet souhaité. En effet nous obtenons bien une

baisse de raideur importante pour N-1 alors que pour la configuration N-3 la baisse est légèrement moins importante. Nous obtenons donc une bonne corrélation entre l'étude expérimentale et l'étude numérique.

Tableau III-11 : Comparaison essai/simulation des efforts pour une flèche de 1mm en poutre longue.

MATERIAUX	Effort pour 1 mm de flèche	
	Essai	Simulation
Vref	184	165 (-10 %)
VF (N-3)	169	150 (-11 %)
VF (N-1)	149	141 (-5 %)

En outre, l'écart entre les courbes charges / déplacement expérimentaux et numérique présente une erreur moyenne de 4 % pour N-1 et 12 % pour N-3. (Figure III-8 et Figure III-9)

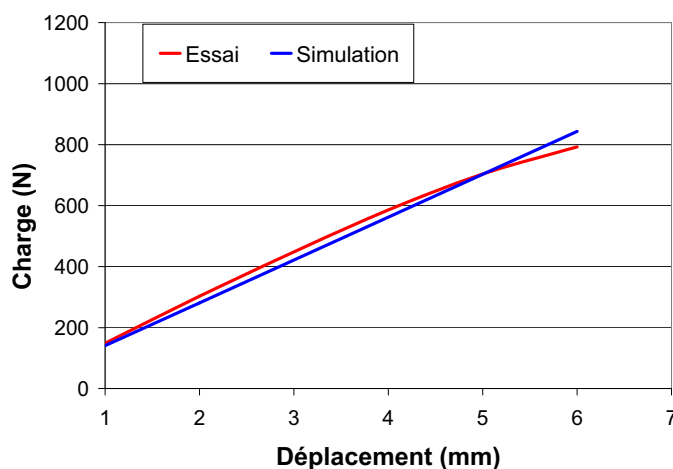


Figure III-8 : Evolution de la courbe effort/flèche pour N-1.

Pour l'évolution de la contrainte dans le composite, nous remarquons bien la présence d'une non linéarité en contrainte dans l'épaisseur au voisinage du flectron. Cette non linéarité localisée caractérise le gradient de contrainte dans l'épaisseur du à la différence des propriétés matériaux flectron-composite à l'interface (Figure III-10). Nous constatons aussi que la perte de raideur due au flectron est proportionnellement moins importante dans le composite N-3, ce qui explique sa meilleure tenue par rapport à la configuration N-1.

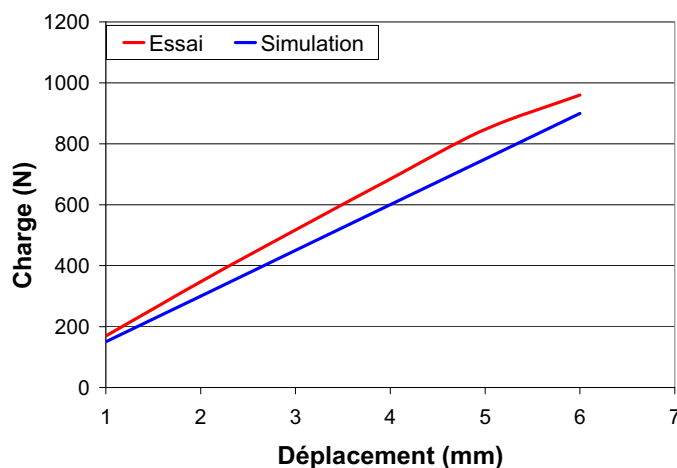


Figure III-9 : Evolution de la courbe effort/flèche pour N-3.

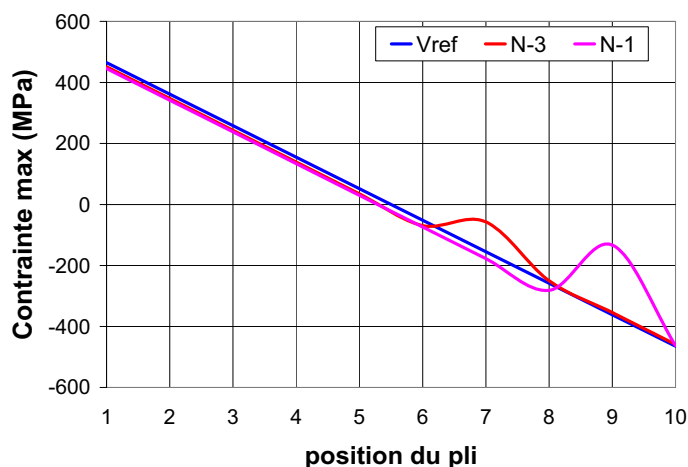


Figure III-10 : Evolution de la contrainte dans le composite pour une flèche de 1 mm.

III.4.1.5 Bilan

Le modèle numérique Vref est une représentation assez fidèle du comportement linéaire du matériau, qualitativement et quantitativement. En effet nous retrouvons à peu près le niveau d'effort pour un déplacement donné (à 10% près). Seule la modélisation à l'approche de la rupture semble être moins sûre.

Les effets de rupture sont très complexes à appréhender et l'écart entre le numérique et les essais peuvent s'expliquer par :

- Les simplifications faites en numérique (Non prise en compte de l'endommagement et de la cinématique de fissuration)
- Le critère de Hill considère la rupture qu'à partir des valeurs de contraintes en rupture.

Afin d'améliorer cette simulation, nous pourrions envisager d'introduire un modèle d'endommagement.

Le modèle numérique incluant le pli de flectron dans le composite à renforts de fibres de verre est assez représentatif de la réalité sans pour autant être un modèle précis qui simule la cinématique de décohésion inter-plis.

III.4.2 Poutre courte

Par rapport à l'essai de poutre longue, la sollicitation sous effort tranchant du stratifié conduit à une contrainte inter-laminaire. Le but est de trouver une méthode simple pour modéliser le comportement d'une plaque contenant un pli de flectron. Le modèle présenté ici a été réalisé sur le logiciel Abaqus. Ce modèle est calibré sur VF (N-1). La justesse de celui-ci est testée par sa capacité à donner une flèche proche de celle trouvée à la force de rupture moyenne lors des essais.

Une fois le modèle calibré il est possible de comparer plusieurs points :

- La justesse du modèle par rapport à ce que nous obtenons lors des essais. Pour chaque configuration nous comparons le couple critique expérimental et numérique obtenus.
- La capacité du modèle à reproduire les comportements.

Le maillage est carré de côté 2 mm. Les éléments utilisés sont des éléments coques à 8 nœuds. Ces éléments ont été choisis aux vues des déformations importantes que subit le modèle. Il y a donc 200 éléments par plaques.

III.4.2.1 Critères de rupture de Hashin

Ils permettent, à la manière du critère de Tsai Hill, de déterminer si la contrainte max est atteinte dans le matériau. Si les critères dépassent la valeur 1 alors nous pouvons considérer le matériau comme endommagé. Ils sont calculés uniquement dans les plis de verre à partir des valeurs de contraintes maximales admissibles.

Les critères de Hashin donnent des indications sur la marge avant rupture en compression et en traction pour les fibres et pour la résine.

Ils s'écrivent de la manière suivante [124] :

$$\text{- Critère de tension dans les fibres } (\sigma_{11} \geq 0) : F_f^t = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^T} \right)^2 + \alpha \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (\text{III. 6})$$

$$\text{- Critère de compression dans les fibres } (\sigma_{11} < 0) : F_f^c = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^C} \right)^2 \quad (\text{III. 7})$$

$$\text{- Critère de tension dans la résine } (\sigma_{22} \geq 0) : F_m^t = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y^T} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (\text{III. 8})$$

$$\text{- Critère de compression dans la résine } (\sigma_{22} < 0) :$$

$$F_m^c = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S^T} \right)^2 + \left[\left(\frac{Y^C}{2S^T} \right)^2 - 1 \right] \left(\frac{\sigma_{22}}{Y^C} \right) + \left(\frac{\tau_{12}}{S^L} \right)^2 \quad (\text{III. 9})$$

Avec X^T la contrainte longitudinale limite en tension, X^C la contrainte longitudinale limite en compression, Y^T la contrainte transverse limite en tension, Y^C la contrainte transverse limite en compression, S^T la contrainte de cisaillement transversal limite, S^L la contrainte de cisaillement longitudinal limite et α le coefficient déterminant la part de la contrainte de cisaillement dans l'initiation de l'endommagement. $\sigma_{11}, \sigma_{22}, \tau_{12}$ les contraintes réelles dans le matériau.

Pour trouver la force de rupture numérique nous avons imposé un déplacement (flèche) de 1,5mm (bien supérieur aux valeurs trouvées lors des essais).

III.4.2.2 Résultats et discussions du modèle

Ce modèle par le fait qu'il intègre plusieurs éléments dans l'épaisseur du stratifié doit permettre la prise en compte de la cinématique d'endommagement telle que la décohésion et le glissement entre ces plis, chose non réalisable via un seul élément dans l'épaisseur. Ces glissements et décohésions peuvent être obtenus, lors des essais, suite à un délaminage ou un flambage local.

Le modèle est ici constitué par un empilement de trois couches distinctes :

- une couche regroupant les plis supérieurs au flectron.
- une couche pour la prise en compte du flectron
- une couche regroupant les plis situés sous la couche de flectron.

L'objectif d'un tel modèle est la gestion simple d'une cinématique de rupture aux interfaces de la couche de flectron.

Dans le cas d'une éprouvette de type « N-1 » nous nous retrouvons avec le positionnement décrit sur la Figure III-11 :

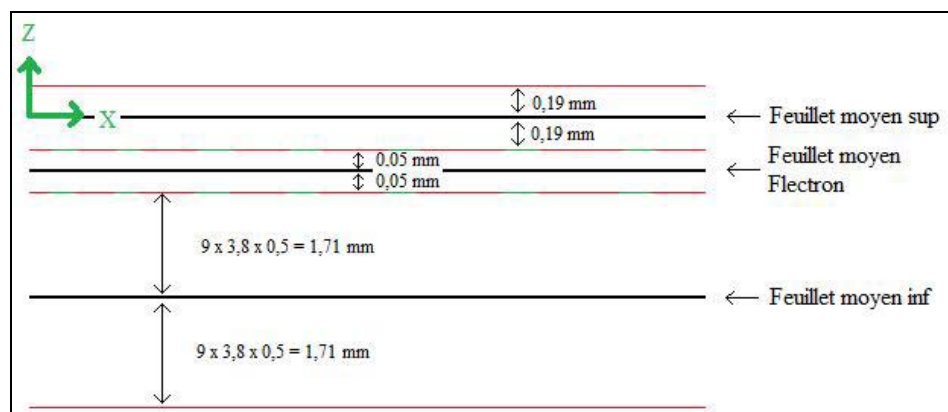


Figure III-11 : Modélisation Abaqus de l'empilement correspondant à l'éprouvette N-1.

La gestion du contact entre les différents éléments dans l'épaisseur est définie de la manière suivante :

- La gestion du contact en pénalité est basée sur la définition du passage d'une couche à l'autre en définissant une couche maître en contact avec une couche esclave, la couche maître transmettant les efforts de réactions à la couche esclave.
- Dans les « Interaction Properties » le contact normal est défini par défaut en « Hard » Contact. De manière tangentielle nous fixons un coefficient de friction entre les plaques. Il permet en théorie un léger mouvement du Flectron, limité

par une forte friction. Le coefficient Shear Stress Limit permet de supprimer la friction lorsque la contrainte engendrée par celle-ci est supérieure à une certaine limite. La limite choisie ici est de 70 MPa ce qui correspond à la résistance en traction d'une résine vinylester. Nous pouvons donc représenter l'équivalent d'un délaminage.

Les conditions aux limites suivent la même logique que pour le modèle précédent, aux exceptions près que seuls les nœuds de la plaque inférieure sont bloqués au niveau des appuis et que le chargement n'est appliqué que sur la plaque supérieure. Les nœuds centraux de chaque plaque sont contraints.

Le Tableau III-12 présente la comparaison de la flèche à la rupture et de la force à la rupture entre la partie expérimentale et la partie numérique pour l'essai de flexion poutre courte.

Tableau III-12 : Comparaison essai/simulation de la flèche à la rupture et de la force à la rupture pour les essais de flexion poutre courte.

MATERIAUX	Flèche à la rupture (mm)		Force à la rupture (N)	
	Essai	Simulation	Essai	Simulation
Vref	0,68	0,679	5182	4570 (- 11%)
VF (N-3)	0,76	0,617 (- 18%)	4821	3311 (- 31%)
VF (N-1)	0,77	0,781 (+ 1%)	4574	4461 (-2 %)

Tout d'abord, nous remarquons, pour la configuration N-1, que la flèche à la rupture numérique correspond assez bien à ce que nous trouvons lors des essais (à +1 %). Par contre cela n'est pas le cas pour la configuration N-3. Ceci est justifié par le fait que le modèle a été calibré sur la configuration N-1.

Ce modèle est bien représentatif des essais pour la configuration N-1. Nous remarquons bien une diminution de la rigidité avec l'insertion du Electron. Cependant bien que ce modèle distingue la différence de rigidité entre les configurations N-1 et N-3 nous ne retrouvons pas le fait que N-3 soit plus rigide que N-1.

Ce type de modèle prend en compte les éléments de cisaillement plan mais pas les efforts de cisaillement inter-laminaire prédominant dans ce type d'essai.

III.4.2.3 Bilan de la modélisation de la poutre courte

Le bilan pour ce modèle est mitigé. En effet, il apparaît difficile d'avoir un modèle numérique relativement simple basé sur les seuls éléments coques et capable de rendre compte des facteurs influents la rupture inter-plis pour un ensemble de configurations. Ce modèle reproduit bien les comportements de Vref et de la configuration N-1. Ce modèle est donc difficilement utilisable en milieu industriel car il demande à être re-calibrer pour chaque configuration.

Il apparaît nécessaire d'investir dans un modèle plus élaboré intégrant des critères d'endommagement et de rupture localisés pour les différents plis et les interfaces aux tissus, modélisés via différents éléments dans l'épaisseur.

Ceci n'est pas chose facile. En effet l'influence de certains paramètres, comme le coefficient de friction, la valeur des modules du Electron, ou encore le coefficient Shear Stress Limit, n'est pas directement observable. Des variations importantes de ceux-ci engendrent des variations inférieures à 1% dans les résultats.

A partir de ces résultats il est délicat de vouloir comparer à V_{ref} des variables secondaires comme la contrainte de cisaillement inter laminaire à la rupture. En effet, les éléments coques ne permettent qu'une estimation de ces valeurs.

Pour prolonger cette étude nous pourrions calibrer un modèle sur la configuration N-3. Il serait judicieux aussi de trouver une autre méthode de gestion du délaminage, et pourquoi pas mettre en œuvre une suppression d'éléments pli par pli suivant l'avancement du dommage (par exemple utilisation de modèle avec interface en éléments cohésifs).

III.5 Effet de l'insertion d'un défaut type pastille piézoélectrique

Pour une utilisation en maintenance, l'insertion d'un système de contrôle de santé au sein même des structures lors de la fabrication apparaît comme une avancée majeure.

Cependant de nombreuses questions se posent quant à la fiabilité dans le temps d'un tel système. C'est particulièrement le cas pour la connectique, la fiabilité des capteurs, et l'éventuelle influence de ces derniers en particulier les pastilles piézoélectriques sur l'intégrité de la structure.

Pour ce dernier point, l'étude suivante s'intéresse à l'effet éventuel d'initiation à l'endommagement par les capteurs lors d'impact basse énergie, relatifs à la chute d'outil ou de grêle sur les structures instrumentées.

La présence de capteurs au sein de la structure sera ici prise en compte par des pastilles de téflon placées au milieu du stratifié lors de sa fabrication. L'influence de la taille d'un capteur inséré sera ainsi étudié au regard de cette tenue à l'impact. En effet le défaut présenté par cette pastille insérée peut jouer un rôle dans le mécanisme d'endommagement au sein des plis.

Une corrélation est tentée entre la taille initiale de l'insert et la perte de performances mécaniques résiduelles post-impact. L'essai de référence sera l'essai de compression transverse sur une plaque préalablement impactée (essai Boeing post-impact) (Figure III-12) permettant de caractériser la résistance résiduelle d'une structure impactée.

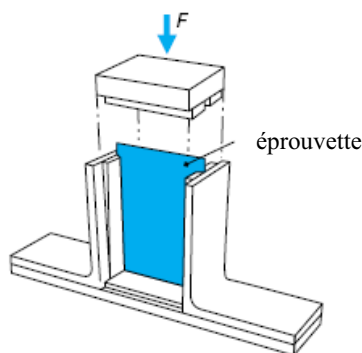


Figure III-12 : Schéma représentant l'essai Boeing post-impact [99].

Une comparaison sera menée entre matériau sain (c'est-à-dire sans insert de pastilles) et matériau avec insert avant et après impact. Les inconnues de cette approche sont l'étendue de la zone de délaminage, les plis dégradés par l'impact et le coefficient d'endommagement associé à cette dégradation.

III.5.1 Méthode expérimentale

III.5.1.1 Test de compression post-impact

Les essais de compression post-impact sont réalisés sur machine de traction/compression quasi-statique de capacité 150 KN.

Les méthodes de compression après impact ont été développées pour simuler des défauts contrôlés (trous de fixation...) ou pour caractériser l'endommagement suite à un impact. Plusieurs méthodes ont été développées par de nombreuses organisations. La plus connue d'entre elles est celle créée par l'industrie BOEING (Figure III-13). Cet essai de compression permet de mettre facilement en évidence les phénomènes de décohésion (délaminage) contrairement aux essais de cisaillement plan plus difficilement réalisables.

Ce test correspond à la norme ASTM D 7137 ("Standard Test Method for compression Residual Strength Properties of Damaged Polymer Matrix Composite Plates"). Cette norme décrit la méthode d'impact sur l'éprouvette à utiliser avant de procéder au test de compression, ainsi que les dimensions de l'éprouvette à utiliser.

Les cotés et le dessous de l'éprouvette sont maintenus par une même pièce. Les cotés sont simplement en appui linéaire rectiligne, tandis que le dessous et le dessus de l'éprouvette sont encastrés. Le dispositif d'appui des cotés de l'éprouvette évite ainsi le flambage de celle-ci. C'est la pièce mobile du dessus qui va assurer la force de compression.

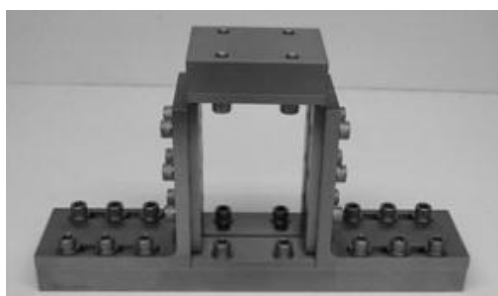


Figure III-13 : Essai Boeing norme ASTM D 7137.

Une prédiction du mode de flambage associé à cette sollicitation peut être réalisée par une modélisation éléments finis du flambage (logiciel Nastran). Les modes de flambage d'EULER pris en compte mettent en évidence la présence de cloques qui seront observées lors des essais. En effet, l'éprouvette subit, en début de chargement, un flambage de type cloque (Figure III-14.a), puis change brusquement en flambage en forme de "S" (Figure III-14.b). Ce qui pourrait se traduire par un changement des conditions aux limites au cours de l'intensité du chargement sur l'éprouvette.

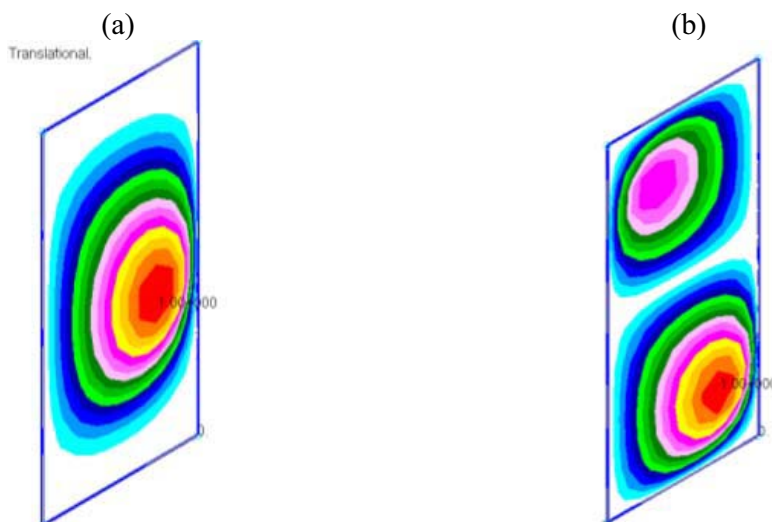


Figure III-14 : Modes de flambage pour l'essai Boeing ; (a) début de chargement ; (b) milieu et fin de chargement.

III.5.1.2 Tour de chute

Le principe est ici d'impacter une plaque clampée à l'aide d'un outil de masse prédéfinie tombant d'une certaine hauteur définissant ainsi l'énergie d'impact.

La masse d'impact est composée de deux sous ensembles:

- Un chariot qui permet de réaliser le guidage vertical (liaison glissière entre les colonnes de la machine et la masse tombante).
- Un impacteur qui fait le contact entre l'éprouvette et la masse tombante. Il peut être de dimensions et de formes différentes suivant les essais à effectuer.

De plus le banc est instrumenté à l'aide de deux capteurs:

- Un capteur piézoélectrique situé entre l'impacteur et le chariot mobile permettant une mesure dynamique de l'effort d'impact.
- Un capteur de déplacement laser qui permet de mesurer précisément le déplacement de l'impacteur en zone de contact avec l'éprouvette.

Le paramètre de référence sera l'énergie d'impact. Elle est contrôlée par le positionnement automatique de la masse à la hauteur de chute correspondante.

III.5.2 Résultats expérimentaux

III.5.2.1 Impact

Une plaque composite instrumentée est clampée entre deux cadres en acier avec une ouverture de 100 mm de diamètre en zone d'impact. L'effort de serrage est assuré par deux vérins pneumatiques. Un délaminage au sein de l'éprouvette se produit lorsque la flèche est maximale. Il est évident que cela est fonction de l'énergie d'impact. Plus l'énergie sera élevée, plus des phénomènes d'endommagement par délaminage sont observés suivis de la

rupture de fibres jusqu'à la rupture totale en zone impactée. Les essais ont été réalisés pour deux énergies d'impact 15 et 50 Joules.

Le Tableau III-13 récapitule les énergies absorbées calculées, relatives aux courbes force/déplacements pour les deux configurations d'essais. L'énergie absorbée lors des essais à 15J et 50J sur les différents types d'éprouvettes est quasi identique, de l'ordre de 8J et 33J respectivement. En outre, nous constatons que l'influence des pastilles reste faible et ne présentent pas de tendance sur l'absorption d'énergie lors d'un impact.

Tableau III-13 : Energie absorbée pour différentes énergies d'impact et différentes tailles de pastilles.

Dimension pastille (mm)	Energie absorbée (J) pour un impact de 15 J	Energie absorbée (J) pour un impact de 50 J
Sans pastille	8,047 (53,6 %)	32,574 (65,1 %)
5	8,297 (55,3 %)	34,920 (69,8 %)
10	8,185 (54,6 %)	32,836 (65,7 %)
20	7,983 (53,2 %)	33.276 (66,5 %)

Les mécanismes d'endommagement associés présentent un « cône d'impact » se propageant dans l'épaisseur sous le point d'impact selon le principe rappelé dans la Figure III-15.

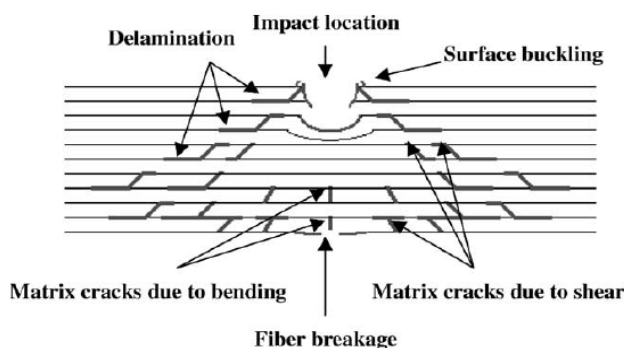


Figure III-15 : Mécanismes d'endommagement d'un composite d'un impact [125].

La Figure III-16 montre la photo d'une coupe transversale d'un composite sans insert après un impact de 15 Joules. Par comparaison, la Figure III-17 montre la photo d'une coupe transversale d'un composite avec un insert de 5 mm après un impact de 15 Joules. La zone impactée reste similaire que ce soit pour des éprouvettes non équipées ou pour des éprouvettes avec des inserts de Ø5. Pour les autres éprouvettes, la zone est d'autant plus grande que la taille de l'insert est grande.



Figure III-16 : Photo d'une coupe transversale d'une plaque impactée à 15 J sans insert.



Figure III-17 : Photo d'une coupe transversale d'une plaque impactée à 15 J avec insert.

Ainsi, l'ajout de l'insert ne semble pas modifier fondamentalement le mécanisme d'endommagement, mis à part un élargissement du cône lorsque l'onde va rencontrer le pré-défaut que constitue l'insert comme décrit sur la Figure III-18.

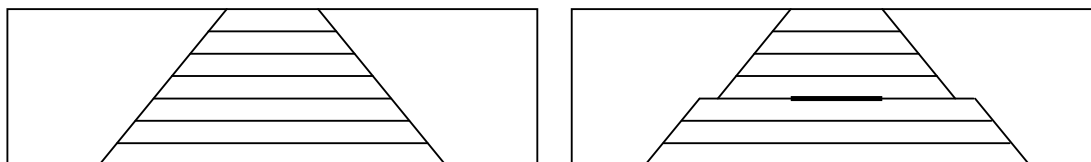


Figure III-18 : Schéma représentant l'influence de l'insert sur le cône de propagation.

III.5.2.2 Compression avant et après impact

La première partie des essais consiste à effectuer des compressions selon le protocole d'essai décrit dans le paragraphe III.5.2 sur des éprouvettes, avec ou sans défaut, non impactées. L'ensemble des différents résultats sont récapitulés en termes de raideur et de contraintes à la rupture pour les différentes séries d'essais dans les Tableau III-14, 20 et 21:

Tableau III-14 : Tableau récapitulatif pour des essais Boeing sur éprouvettes non impactées.

Dimension pastille (mm)	Raideur (GPa)	Contrainte à la rupture
Sans pastille	13,32 (0,28)	142 (1)
5	13,78 (0,42)	140 (10)
10	14,41 (0,18)	146 (2)
20	13,33 (0,48)	146 (20)

Tableau III-15 : Tableau récapitulatif pour des essais Boeing sur éprouvettes après un impact de 15 J.

Dimension pastille (mm)	Raideur (GPa)	Contrainte à la rupture
Sans pastille	13,25 (0,20)	132 (6)
5	13,45 (0,10)	136 (8)
10	13,87 (0,74)	140 (10)
20	13,07 (0,50)	123 (20)

Tableau III-16 : Tableau récapitulatif pour des essais Boeing sur éprouvettes après un impact de 50 J.

Dimension pastille (mm)	Raideur (GPa)	Contrainte à la rupture
Sans pastille	13,95 (0,16)	119 (9)
5	12,70 (0,45)	129 (8,1)
10	13,05 (0,10)	115 (12)
20	12,86 (0,12)	110 (2)

La présence d'un insert de taille compatible avec la géométrie d'un capteur piézoélectrique ne semble donc pas avoir de conséquence sur la raideur en compression. En effet l'écart maximal autour des valeurs de plaque saine en référence est de 8%.

De même l'ajout d'un insert dans une éprouvette influence peu la contrainte à la rupture. La variation maximale est d'environ 15% mais avec un écart type assez élevé pour la pastille de 20mm de diamètre.

Ces différences de résultats peuvent venir de plusieurs sources, parmi lesquelles sont identifiées:

- L'introduction des pastilles dans les plaques lors de la réalisation peuvent engendrer la présence de bulles d'air résiduelles dans la résine, une polymérisation locale non homogène.
- Dispersion dans l'usinage des éprouvettes
- Mode de flambage différent sur certaines éprouvettes (mode 1 ou 2), pouvant provoquer une dispersion sur les conditions aux limites.

D'autre part les résultats obtenus avec des plaques ayant des inserts sont plus dispersés en comparaison aux résultats des éprouvettes saines. Enfin le type d'éprouvette qui à l'écart type le plus élevé est celle avec le défaut de diamètre 20mm.

III.6 Conclusion du chapitre

Ce travail constitue une amorce d'étude quant aux effets sur la tenue mécanique de l'intégration de fonctions telles qu'un blindage électromagnétique dans les composites. En effet les structures composites tendent de plus en plus à intégrer différentes fonctions parmi lesquelles la protection électromagnétique a une importance capitale. Il apparaît vital de s'intéresser aux effets mécaniques de l'insertion des différentes fonctions.

Les résultats présentés dans le cadre d'essais de chargements mécaniques quasi-statique montrent une influence non négligeable pouvant atteindre 20 % de réduction à la tenue en flexion pour le composite intégrant le tissu Electron. Des modèles analytiques linéaires ont permis de confirmer l'influence des gradients de contraintes provoqués par l'insertion d'écran et de retrouver une différenciation de comportement pour les configurations étudiées.

D'un point de vue expérimental la détermination du taux volumique de fibres nous renseigne sur la composition de notre matériau : fibre de verre, résine et écran EM en position N-1 ou N-3. Les essais de traction sur le Electron apportent une autre caractérisation de ce matériau.

En outre, l'insertion d'un grillage Gantois nous montre que l'influence mécanique est moins marqué que le tissu Electron. Ceci peut s'expliquer par le fait que lors de la fabrication par infusion de ce matériau, des puits de résine se forment au niveau des trous que compose le grillage. Ces puits de résine ont l'avantage, par rapport aux tissus, de créer une liaison mécanique entre les deux plis de fibres de verre placé au dessus et en dessous du grillage en ce qui permet de réduire les inhomogénéités et donc de réduire les concentrations de contraintes au voisinage des interfaces. Donc ce matériau, intégrant cet écran de bronze, possède donc une meilleure continuité des propriétés mécaniques.

Toutefois, pour tous les essais mécaniques réalisés pour cette étude, nous constatons que la configuration la plus pénalisante est la configuration N-1.

Des études complémentaires pourront être envisagées concernant les chargements en compression et tenue post-impact. En effet cette influence mécanique peut s'avérer plus critique concernant les sollicitations dynamiques et en particulier face aux effets de tenue à l'endommagement lors d'impacts basse énergie. Ainsi la question est de savoir si l'écran intégré ne risque pas de servir d'amorçage à l'endommagement après l'impact de corps de faibles masses (grêles, chute d'outil lors de la maintenance, ...) et de quantifier la résistance post-impact par des essais de compression.

Concernant l'approche numérique des modèles éléments finis sont en cours de réalisation intégrant sous forme de coques épaisses la stratification avec prise en compte de la cinématique de chaque pli dans l'épaisseur notamment pour étude des décohésions et de flambage localisés. Ces simulations intègrent également des lois d'endommagement non linéaires dont les paramètres seront identifiés par les essais réalisés.

Concernant l'intégration de capteurs piézoélectriques, nous constatons une certaine dispersion des résultats mise en évidence par les valeurs d'écart types. Néanmoins, il apparaît que pour des impacts de relativement faible énergie (jusqu'à 50 Joules) la raideur et la contrainte de rupture du composite sont très sensiblement affectées, sachant que plus l'énergie absorbée par une éprouvette lors de l'impact est élevée plus la raideur et la contrainte à la rupture diminue. En ce qui concerne les impacts à faible énergie (15J), la taille de l'insert n'a pas ou très peu d'influence sur le comportement du composite.

En revanche à partir d'une énergie plus grande (50J), nous remarquons que la taille de l'insert peut avoir une certaine influence. En effet nous constatons une très légère dégradation des caractéristiques mécaniques pour un insert de 20 mm. Toutefois, cette faible dégradation n'est pas catastrophique pour de grandes structures.

Des études complémentaires pourront être envisagées également sur la durée de vie de ces capteurs sous chargement statique et sous fatigue en environnement.

Chapitre IV. Efficacité de blindage des composites

Dans ce chapitre, nous développons une méthode expérimentale pour la mesure de l'impédance de surface pour nos différents matériaux composites.

Puis nous présentons les formules analytiques de la GAMT-20 pour le calcul de l'efficacité de blindage.

Ensuite nous présentons les résultats expérimentaux de l'efficacité de blindage réalisées dans une chambre anéchoïque et une cage de Faraday de nos matériaux composites. Nous insistons sur la notion de continuité électrique afin d'éviter au mieux les fuites électromagnétiques aux interfaces.

Enfin, nous développons également deux méthodes de calcul de l'efficacité de blindage : numérique par éléments finis et par la méthode DPSM présentée dans le chapitre II. Ces méthodes nous permettent de modéliser la propagation des ondes EM et de calculer l'efficacité de blindage théorique. Nous comparons ces résultats avec l'expérience afin de valider ces modèles.

IV.1 Matériaux utilisés pour le blindage électromagnétique

Les fibres de verre ne sont pas électriquement conductrices et n'ont donc pas ou très peu d'effet blindant électromagnétique d'où l'insertion dans la structure composite d'écrans suffisamment conducteurs pour assurer cette protection électromagnétique (PEM).

Ce paragraphe est consacré à la présentation des matériaux étudiés pour cette étude. Tout d'abord nous présentons un matériau composite à renforts de fibres de verre avec l'insertion d'un grillage ou d'un tissu métallique. Ensuite nous présentons un matériau composite à renforts de fibres de carbone seuls. Enfin nous présentons un matériau hybride verre et carbone. Ces trois matériaux seront également caractérisés électriquement (conductivité) et électromagnétiquement (efficacité de blindage) dans la suite de ce chapitre.

IV.1.1 Matériau verre avec insertion d'un écran métallique

Le premier matériau composite est fabriqué à partir de neuf plis de fibres de verre. Le moulage est réalisé par infusion sous vide avec de la résine vinylester. Pour augmenter la conductivité du composite verre, nous proposons dans cette étude d'intégrer un grillage conducteur en bronze (Gantois) ou un tissu en cuivre (Flectron). Cet écran est inséré à différents niveaux de la structure. La figure 1 montre, en coupe transversale, le tissu Flectron® inséré au milieu d'un matériau composite verre. Dans la suite de ce chapitre, les noms de ces matériaux sont « flectron » et « gantois ».

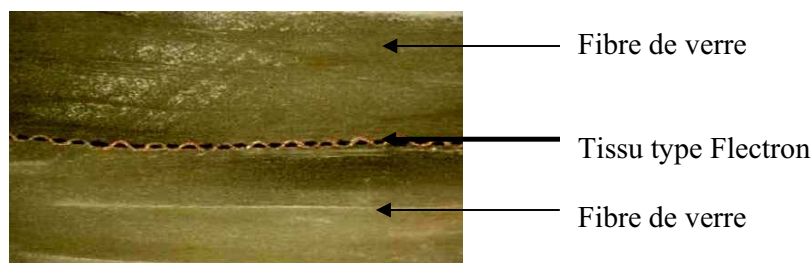


Figure IV-1 : Photo de la coupe transversale du matériau Verre avec l'insertion d'un grillage métallique.

IV.1.2 Matériau carbone

Le second matériau composite est fabriqué à partir de huit plis de fibres de carbone. Le moulage est réalisé par infusion sous vide avec de la résine vinylester. Dans la suite de ce chapitre, le nom de ce matériau est « carbone ». Le blindage est assuré uniquement par les propriétés intrinsèques des fibres de carbone.

IV.1.3 Matériau Hybride

Le troisième matériau est fabriqué à partir de six plis de verre avec un pli de carbone inséré sur chacune des faces du composite. Le moulage est réalisé par infusion sous vide avec de la

résine vinylester. La Figure IV-2 montre une coupe transversale de ce matériau hybride. Dans la suite de ce chapitre, le nom de ce matériau est « hybride ».



Figure IV-2 : Photo de la coupe transversale du matériau hybride Verre/Carbone.

IV.2 Impédance de surface

IV.2.1 Introduction

Parmi les cheminements de l'énergie électromagnétique perturbatrice, nous pouvons citer la diffraction par les ouvertures (fentes, aération, portes), la pénétration de courants par les câbles cheminant à l'extérieur puis pénétrant dans les structures et la diffusion des champs à travers les matériaux constituant la structure. Ce dernier point a souvent été négligé pour les structures métalliques car les perturbations dues à la diffusion sont en général négligeables comparées à celles induites par les autres cheminements. Ceci est dû à la très grande conductivité électrique des métaux usuels qui leur permet d'assurer une grande efficacité de blindage. L'utilisation accrue de nouveaux matériaux moins conducteurs a remis à l'ordre du jour le problème de la diffusion à travers les parois. Les matériaux composites à renforts de fibres de carbone, par exemple, sont environ 1000 fois moins conducteurs que les métaux usuels. Ainsi, pour la même géométrie, le remplacement de matériaux métalliques par des matériaux en carbone dégrade, en théorie, la qualité des blindages.

C'est pour cette raison qu'il est nécessaire de mettre au point des méthodes de mesure des caractérisations électromagnétiques de ces nouveaux matériaux. Nous nous intéresserons, dans cette partie, aux matériaux représentables par leur impédance de surface Z_s .

IV.2.2 Définition de l'impédance de surface

Considérons une structure réalisée avec un matériau caractérisé par sa conductivité électrique σ , sa permittivité diélectrique ε et sa perméabilité magnétique μ . Pour une structure plane d'épaisseur d et pour σ plus grand que $j\omega\varepsilon$, on peut démontrer que les champs à l'intérieur du matériau peuvent être considérés comme la superposition de deux ondes planes se déplaçant perpendiculairement au matériau (voir Figure IV-3 pour la notation) [126].

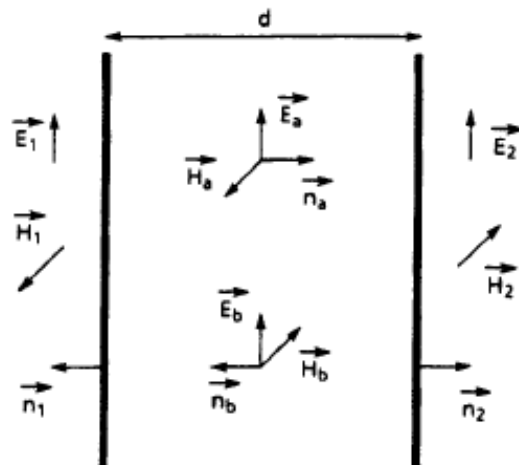


Figure IV-3 : Descriptions des champs dans un matériau [126].

$$\vec{E}(z) = \vec{E}_a e^{-\gamma z} + \vec{E}_b e^{\gamma z} \quad (\text{IV. 1})$$

$$\vec{H}(z) = (\vec{n}_a \wedge \vec{E}_a) \frac{e^{-\gamma z}}{Z} + (\vec{n}_b \wedge \vec{E}_b) \frac{e^{\gamma z}}{Z} \quad (\text{IV. 2})$$

$$\text{Avec } Z = (j+1) \sqrt{\frac{\mu f \pi}{\sigma}} = \frac{(j+1)}{\sigma \delta} \quad (\text{IV. 3})$$

$$\text{et } \gamma = (j+1) \sqrt{\mu f \pi \sigma} = \frac{(j+1)}{\delta} \quad (\text{IV. 4})$$

Où δ est l'épaisseur de peau définie par :

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\mu \pi f \sigma}} \quad (\text{IV. 5})$$

Si $\vec{E}_1, \vec{H}_1$ et $\vec{E}_2, \vec{H}_2$ sont respectivement les champs électriques et magnétiques tangentiels des deux côtés du matériau, il est possible de montrer qu'ils sont limités par les équations suivantes [126]:

$$\vec{E}_1 = \frac{Z}{th(\gamma d)} \vec{n}_1 \wedge \vec{H}_1 + \frac{Z}{sh(\gamma d)} \vec{n}_2 \wedge \vec{H}_2 \quad (\text{IV. 6})$$

$$\vec{E}_2 = \frac{Z}{sh(\gamma d)} \vec{n}_1 \wedge \vec{H}_1 + \frac{Z}{th(\gamma d)} \vec{n}_2 \wedge \vec{H}_2 \quad (\text{IV. 7})$$

En outre, le courant total $\vec{J}_s$ à l'intérieur du matériau est classiquement exprimé par:

$$\vec{J}_s = \vec{n}_1 \wedge (\vec{H}_1 - \vec{H}_2) = \vec{n}_2 \wedge (\vec{H}_2 - \vec{H}_1) \quad (\text{IV. 8})$$

Il est important de noter que ces équations sont totalement symétriques et sont valables quel que soit le champ tangentiel extérieur.

Dans le cas particulier d'une enceinte fermée, un formalisme simplifié peut être dérivé. En supposant que le champ $\vec{H}_2$ à l'intérieur de la structure est plus petit que le champ extérieur $\vec{H}_1$, nous pouvons écrire:

$$\vec{J}_s = \vec{n}_1 \wedge \vec{H}_1 \quad (\text{IV. 9})$$

Et donc :

$$\vec{E}_1 = \frac{Z}{th(\gamma d)} \vec{J}_s \quad (\text{IV. 10})$$

$$\vec{E}_2 = \frac{Z}{sh(\gamma d)} \vec{J}_s \quad (\text{IV. 11})$$

Et nous obtenons :

$$\vec{E}_1 = \vec{E}_2 = \frac{1}{\sigma \cdot d} \vec{n}_1 \wedge (\vec{H}_1 - \vec{H}_2) = \frac{1}{\sigma \cdot d} \vec{J}_s \quad (\text{IV. 12})$$

Nous pouvons introduire l'impédance de surface Z_s comme [126]:

$$\vec{E}_{tg} = Z_s \vec{J}_s \quad (\text{IV. 13})$$

$$\text{Où } Z_s = \frac{1}{\sigma \cdot d} \quad (\text{IV. 14})$$

Ainsi, tant que les courants sont répartis uniformément dans l'épaisseur du matériau conducteur (pas d'effet de peau), un paramètre unique, l'impédance de surface, est suffisant pour résumer ces propriétés électromagnétiques. Ceci revient à considérer le matériau comme infiniment mince (Figure IV-4).



Figure IV-4 : Considération du matériau comme infiniment mince [127].

IV.2.3 Rôle de l'impédance de surface dans l'efficacité de blindage

Pour un système (boîtier, structure d'un navire, porte...) réalisé en métal, la pénétration des champs électromagnétiques à travers les parois peut être considérée comme négligeable, même si elle dépend de l'épaisseur du métal [127]. Le matériau supposé parfaitement conducteur impose la condition surfacique :

$$\vec{E}_{tg} = 0 \quad (\text{IV. 15})$$

Seule la diffraction du champ par les zones de jonction entre matériaux ou par les ouvertures intervient pour le calcul de l'efficacité de blindage magnétique (MSE : Magnetic Shielding Effectiveness) du système.

Le problème est radicalement différent dès lors que la peau extérieure d'un système est réalisée en matériau composite. Dans ce cas, il est nécessaire de prendre en compte les caractéristiques des matériaux pour déterminer l'efficacité de blindage. Dans le cas général, le calcul de cette efficacité de blindage est lié à deux types de paramètres :

- La géométrie du système (forme et dimensions) ;
- Les paramètres intrinsèques ε, μ, σ et l'épaisseur d du matériau

Par contre dans le cas où le matériau peut être simulé par son impédance de surface, il est possible de calculer l'efficacité de blindage en ne tenant compte que de la géométrie et de l'unique paramètre macroscopique qu'est Z_s .

Si comme dans le cas précédent, nous souhaitons parler du système complet, il faudra tenir compte également des jonctions.

IV.2.4 Mesure de l'impédance de surface de nos matériaux

Différentes techniques de mesure permettent de déterminer l'impédance de surface d'un échantillon. Une détermination de Z_s peut se faire en mesurant la résistance d'un échantillon carré de côté l et d'épaisseur d . En effet la résistance d'un tel échantillon, pour une injection uniforme de courant, est donnée par [128] :

$$R = \frac{1 \cdot l}{\sigma \cdot l \cdot d} = \frac{1}{\sigma \cdot d} = Z_s \quad (\text{IV. 16})$$

Cette méthode (appelé méthode des 4 points) au demeurant relativement facile à appréhender présente des inconvénients majeurs qui sont directement liés à la technique de mesure :

- Nécessité de posséder un échantillon de forme et de dimensions appropriées ;
- Les résistances à mesurer étant souvent de l'ordre de quelques milli ohms et de l'ordre de la résistance de contact des électrodes, nous pourrions envisager d'améliorer la qualité de mesure en injectant des courants relativement importants, mais cela risque d'être destructif pour les matériaux testés.

Ces différents problèmes nous ont conduit à utiliser une autre méthodologie de test développée par V. Gobin [128] et brevetée par l'ONERA. Pour s'affranchir du problème d'injection de courant dans l'échantillon, nous pouvons placer celui-ci entre deux antennes et étudier la fonction de couplage entre les deux antennes. Le choix du type d'antenne déterminera la facilité de mise en œuvre d'une telle technique.

A la traversée de matériaux bons conducteurs, tels que le carbone, l'atténuation du champ électrique est très importante (pour la plage de fréquence de quelques Hz à quelques centaines de MHz) donc, le plus souvent, difficilement mesurable. En effet, le champ transmis est très faible. L'utilisation d'antennes de type électrique ne convient donc pas à la résolution de notre problème.

L'utilisation d'antennes créant un champ magnétique est donc préférable. Nous disposons d'une source de rayonnement électromagnétique et d'un récepteur électromagnétique. Nous mesurons, tout d'abord, le niveau induit sur le récepteur en l'absence de l'échantillon (mesure n°1) puis en l'introduisant dans le dispositif expérimental (mesure n°2). La différence entre les résultats de ces deux mesures permet d'évaluer l'impédance de surface Z_s de notre échantillon.

L'émetteur est une spire circulaire orientée dans un plan parallèle à celui de l'ouverture comme nous pouvons le voir sur la Figure IV-5.

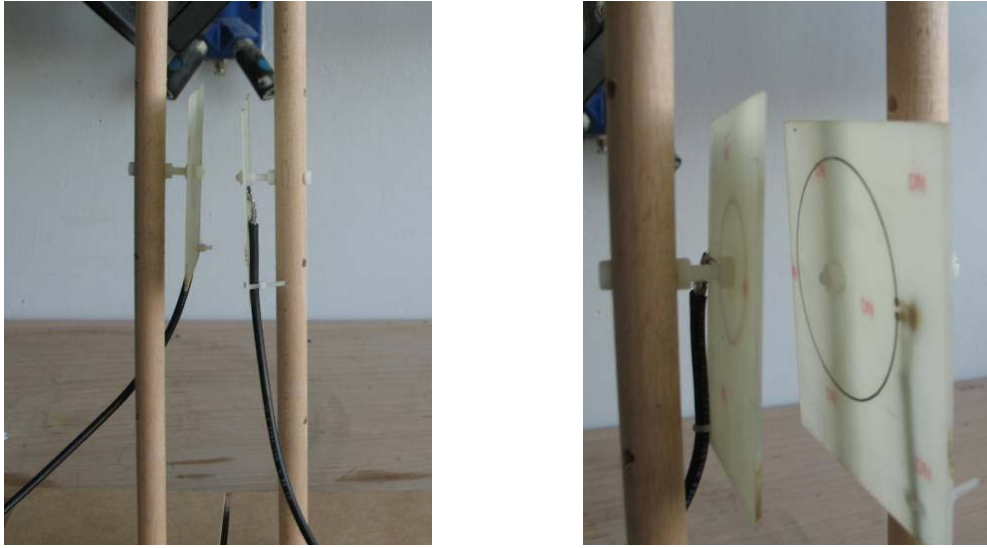


Figure IV-5 : photos de l'expérience de la mesure de l'impédance de surface.

Nous considérons un matériau plan, infini, caractérisé par son impédance de surface, excité par une antenne circulaire de rayon a , parallèle au matériau à une distance d . Le rapport S entre le champ H_z sur l'axe de l'ouverture, de l'autre côté du matériau, au champ H_{z0} calculé au même point, mais en l'absence du matériau est [128]:

$$S(f, z) = \frac{H_z(f, z)}{H_{z0}(f, z)} = \left(1 + \left(\frac{z}{a}\right)^2\right)^{3/2} \int_0^{\infty} \frac{u^2}{u + \frac{jf}{f_{c0}}} J_1(u) e^{-uz/a} du \quad (\text{IV. 17})$$

Où J_1 est la fonction de Bessel d'ordre 1, f_{c0} est une grandeur homogène à une fréquence définie par :

$$f_{c0} = \frac{Z_s}{\pi \mu_0 a} \quad (\text{IV. 18})$$

L'analyse de ce résultat conduit à faire plusieurs remarques :

- S est indépendant de la distance d entre la spire et le matériau. La conséquence pratique est qu'on pourra interposer l'éprouvette à tester en n'importe quel endroit entre la spire d'émission et le capteur, sans modifier le résultat. Ceci simplifie la mise en œuvre expérimentale.
- S dépend uniquement du rapport z/a. Nous pouvons montrer que ce paramètre détermine l'allure de la courbe d'atténuation [128]. Pour z/a compris entre 0 et 1, l'allure de S en fonction de la fréquence passe progressivement d'une forme du type filtre passe-bas du 2^{ème} ordre à une forme voisine d'un passe-bas du 1^{er} ordre. Par contre pour z/a supérieur à 1, l'allure varie peu (filtre passe-bas du 1^{er} ordre) mais la courbe se décale vers les basses fréquences.
- La dimension de l'antenne intervient directement dans la valeur de S, d'une part comme facteur de normalisation en distance, mais aussi dans l'expression de f_{c0} .

Un cas intéressant à analyser, et démontré par Vincent Gobin [128], est celui pour lequel z/a=1. Dans ces conditions, il a montré que S est très voisin d'une courbe d'atténuation $S_{\text{approché}}$ définie par :

$$S_{\text{approché}} = \frac{1}{1 + j \frac{f}{f_c}} \quad (\text{IV. 19})$$

$$\text{Avec } f_c = 1.4 f_{c0} = \frac{1.4 Z_s}{\pi \mu_0 a} \quad (\text{IV. 20})$$

Dans notre cas, le rayon de la spire d'émission et de réception est de 3,5 cm et de 2cm respectivement. Donc dans notre cas, nous avons donc :

$$Z_s = \frac{f_c}{1.10^7} \quad (\text{IV. 21})$$

Par exemple, pour une fréquence de coupure à -3dB à 100kHz nous mesurons donc une impédance surfacique Z_s de 10 mΩ.

Enfin, nous pouvons calculer la conductivité électrique en connaissant l'impédance de surface Z_s et l'épaisseur d du matériau par la relation :

$$\sigma = \frac{1}{Z_s * d} \quad (\text{IV. 22})$$

IV.2.5 Résultats et discussions

IV.2.5.1 Etude des matériaux carbone et hybride

Le problème, avec l'utilisation de matériaux composites carbone, est de pouvoir déterminer leur comportement vis-à-vis d'une agression électromagnétique. Ceux-ci sont constitués d'un empilement de tissus de carbone assemblés à l'aide d'une résine. Il est donc difficile, à partir des paramètres microscopiques de déterminer leur comportement électrique. Des mesures en transmission permettant d'obtenir certains résultats intéressants sont présentés sur la Figure IV-6.

Les échantillons testés sont constitués d'un empilement de deux et huit plis de tissus de carbone. Quel que soit le nombre de couches, ces courbes d'atténuations mesurées indiquent que ces matériaux ont un comportement de type impédance de surface pour une fréquence inférieure à 10 Mhz pour le matériau composé de deux plis et de 6 Mhz pour huit plis de carbone.

Ces courbes expérimentales nous permettent de mesurer la valeur de f_c à -3 dB afin de calculer l'impédance de surface de chacun de ces matériaux. Les valeurs de Z_s et de la conductivité électrique est résumé dans le Tableau IV-1.

Nous remarquons une superposition des deux courbes à partir de 35 MHz. Ceci est du au protocole expérimental du fait que la plaque a une dimension finie et donc aux multiples réflexions sur les côtés latéraux des matériaux. Pour rappel l'axe des ordonnées en dB est obtenu en effectuant la différence entre la Puissance (en dBm) à vide et avec le matériau. Ce protocole expérimental est décrit dans le paragraphe IV.2.4.

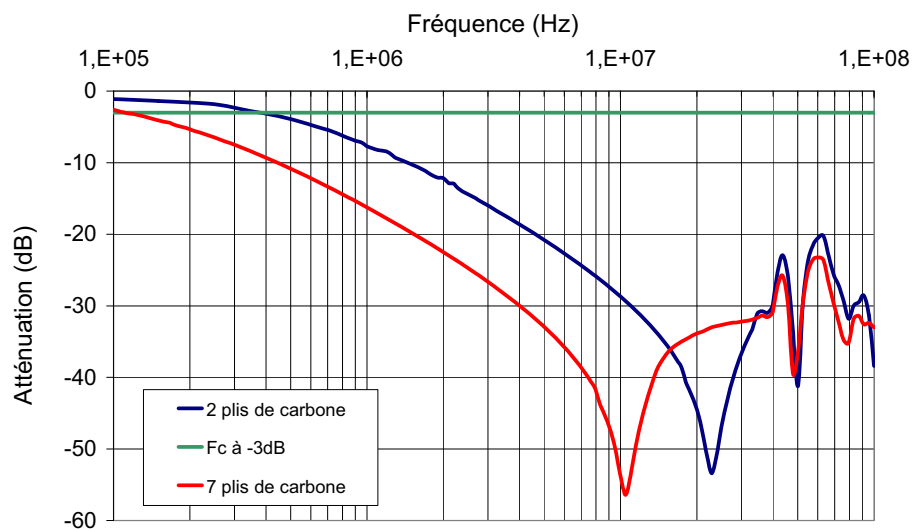


Figure IV-6 : Mesure en transmission sur des composites carbonés.

Tableau IV-1 : Mesure de l'impédance de surface et de la conductivité pour les matériaux à base de fibres de carbone.

Matériau	Epaisseur (mm)	Z_s (m Ω)	σ (S/m)
Carbone 8 plis -600gr/m ²	4	11	$2,2 \cdot 10^4$
Carbone 2 plis - 600gr/m ²	1,2	44	$2,2 \cdot 10^4$

IV.2.5.2 Etude de matériaux composite verre avec grillage et tissu métallique

Utilisés pour améliorer l'efficacité de blindage des matériaux diélectriques, les tissus ou grillage métallique entrent dans la catégorie des matériaux idéaux à tester. En effet, l'épaisseur est comprise entre 100 et 200 μm donc les conditions énoncées au paragraphe IV.1.2 sont parfaitement respectées.

Différents types de tissus et/ou de grillage métallique ont été caractérisé électriquement. Les résultats de l'impédance de surface et de la conductivité sont résumés dans le

Tableau IV-2.

Tableau IV-2 : Mesure de l'impédance de surface et de la conductivité de différents tissus et grillage métallique.

Matériau	Epaisseur (μm)	Z_s ($\text{m}\Omega$)	σ (S/m)
Gantois (410gr/m ²)	200	5,5	$9,1 \cdot 10^5$
Gantois (200gr/m ²)	200	7,5	$6,6 \cdot 10^5$
Flectron® (Cu)	100	36	$2,7 \cdot 10^5$
Isowave®	200	11	$4,5 \cdot 10^5$

Tout d'abord, nous observons une grande inhomogénéité entre toutes ces mesures qui montrent que tous ces tissus et/ou grillage métallisés sont très différents dans leurs métallisations et dans leurs natures. En faite, nous remarquons que tous les tissus métallisés ont pour ainsi dire la même conductivité, comprise entre $2,7 \cdot 10^5$ et $4,5 \cdot 10^5$. Seuls les grillages Gantois (410 ou 200 g/m²) en Bronze possèdent une conductivité supérieure aux autres tissus.

Ces grillages sont très prometteurs pour effectuer un bon blindage électromagnétique des matériaux composites. De plus, leurs impacts mécaniques sur la structure sont moins problématiques que les tissus (cf. chapitre III).

IV.2.6 Conclusion sur l'impédance de surface Z_s

Pour conclure, nous avons mesuré une impédance de surface de l'ordre de 11 $\text{m}\Omega$ pour le carbone référence composée de 8 plis. Ce qui nous donne une conductivité de $2,2 \cdot 10^4$ pour les fibres de carbone.

En outre, nous avons réussi à abaisser considérablement l'impédance surfacique de nos matériaux composites en insérant des grillages en Bronze tels que les grillages GANTOIS. En effet, nous avons mesuré une impédance de surface de l'ordre de 5 $\text{m}\Omega$ pour le grillage le plus dense (410 gr/m²).

Dans le prochain paragraphe, nous présentons les résultats sur l'efficacité de blindage pour nos matériaux composites. En particulier, au regard des résultats de la mesure de l'impédance de surface, nous avons sélectionné le grillage Gantois et les fibres de carbone pour réaliser un blindage électromagnétique pour les composites diélectriques. De plus, la conductivité électrique du carbone peut nous indiquer, qu'un matériau constitué uniquement de fibres de carbone pourrait être utilisé pour effectuer un blindage EM. Dans la prochaine partie, nous allons présenter les résultats qui nous permettront de quantifier leurs efficacités de blindage, c'est-à-dire l'atténuation électromagnétique des matériaux blindants.

IV.3 Efficacité de blindage

IV.3.1 Introduction

L'atténuation du champ électromagnétique (EM) par le blindage dépend de plusieurs facteurs :

- Suivant que la source qui génère les champs parasites se trouve proche ou au contraire loin du circuit perturbé. On parle de champ proche ou de champ lointain. D'autre part, l'efficacité de blindage (en anglais Shielding Effectiveness (SE)) n'est pas la même suivant que le champ incident est à prédominance électrique (E) ou de champ magnétique (H) en champ proche.
- La diminution du champ dépend du type de matériau, de son épaisseur, de la forme du blindage, de la présence d'ouvertures et de la direction et de la polarisation du champ incident. La fréquence du champ incident est également un paramètre très important.

L'efficacité de blindage est donnée par les expressions suivantes [14, 16]:

$$\text{Pour le champ électrique : } SE_E = 20 \log \left(\frac{E_{incident}}{E_{transmis}} \right) \quad (\text{IV. 23})$$

$$\text{Pour le champ magnétique : } SE_H = 20 \log \left(\frac{H_{incident}}{H_{transmis}} \right) \quad (\text{IV. 24})$$

IV.3.2 Modèle analytique de l'efficacité de blindage – GAMT-20

IV.3.2.1 Modélisation de la réflexion sur le 1^{er} interface du blindage

Les champs incidents E_i et H_i se déplacent dans le milieu d'impédance Z_w . Une partie est réfléchiée E_r et H_r , l'autre partie est transmise dans le blindage E_t et H_t . Les conditions aux limites sur l'interface expriment la continuité de la composante tangentielle des champs E et H .

On a donc deux relations :

$$E_i + E_r = E_t \quad (\text{IV. 25})$$

Et

$$H_i - H_r = H_t \quad (\text{IV. 26})$$

A partir des équations IV.25 et IV.26, nous pouvons écrire [129]:

$$\frac{E_i}{Z_w} - \frac{E_r}{Z_w} = \frac{E_t}{Z_s} \quad (\text{IV. 27})$$

Et

$$\frac{E_i}{Z_w} - \frac{E_i - E_t}{Z_w} = \frac{E_t}{Z_s} \quad (\text{IV. 28})$$

$$\text{Donc } \frac{E_t}{E_i} = \frac{2Z_s}{Z_w + Z_s} \quad (\text{IV. 29})$$

Nous retrouvons bien le fait que le champ E est nul sur un conducteur parfait ($Z_s = 0$). Pour l'excitation magnétique H , nous obtenons une expression similaire :

$$\frac{H_t}{H_i} = \frac{2Z_w}{Z_w + Z_s} \quad (\text{IV. 30})$$

Nous avons complètement étudié la transmission du champ E et H sur le 1^{er} interface du blindage.

IV.3.2.2 Etude du matériau plan en prenant en compte tous les termes

Pour étudier complètement un blindage, nous devons tenir compte de la réflexion sur le 2^{ème} interface et de l'atténuation des champs en fonction de l'épaisseur du blindage (Figure IV-7); mais pour simplifier l'écriture, nous posons le coefficient de réflexion [129] :

$$\rho = \frac{Z_s - Z_w}{Z_w + Z_s} \quad (\text{IV. 31})$$

Après la réflexion sur l'interface d'entrée, l'amplitude des champs dans le matériau diminue exponentiellement à mesure que l'on s'éloigne de l'interface d'entrée. Sur le 2^{ème} interface du blindage, une partie du champ est réfléchi vers l'entrée et l'autre partie est transmise. Pour calculer la part de ce qui est réfléchi et transmis, nous devons considérer l'impédance du blindage par rapport à l'impédance du milieu de sortie.

Les champs réfléchis sur l'interface de sortie retournent vers l'entrée et sont à nouveau réfléchis. L'amplitude de ce qui est à nouveau réfléchi sur l'interface d'entrée dépend du coefficient de réflexion, mais aussi de l'atténuation des champs due à la décroissance exponentielle des champs dans un matériau.

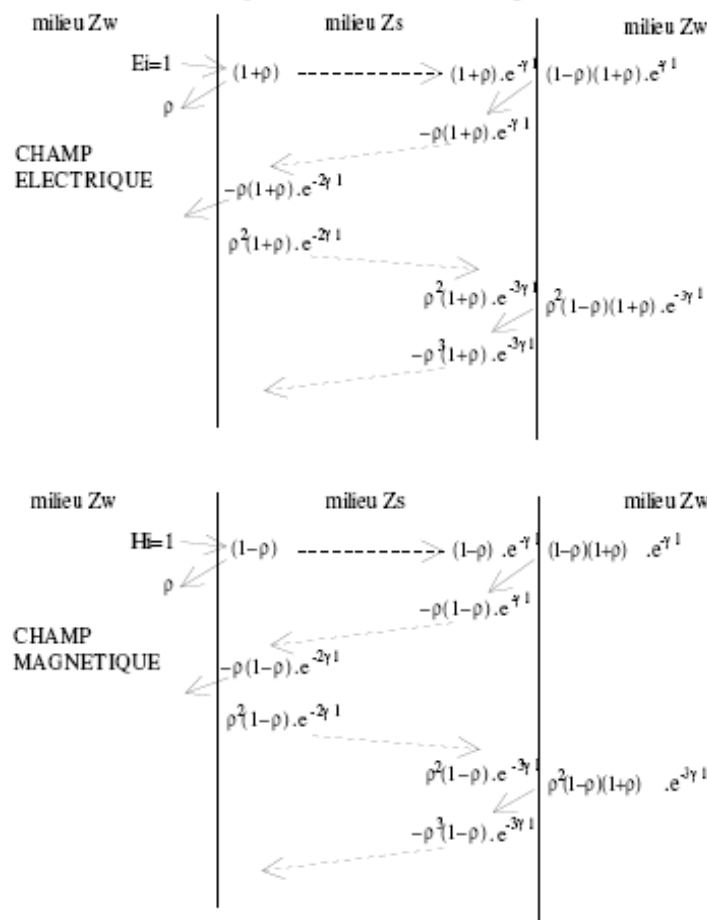


Figure IV-7 : Représentation du phénomène de blindage à travers une barrière homogène [129].

L'efficacité de blindage en champ électrique ou en champ magnétique se calcule comme étant le rapport des champs transmis par rapport aux champs incidents. Le champ transmis global est la somme des différents champs partiels dû aux réflexions multiples dans le blindage. Finalement, on obtient l'expression suivante [129] :

$$\frac{E_t}{E_i} = \frac{H_t}{H_i} = (1 + \rho)(1 - \rho)e^{-\gamma l} \cdot (1 + \rho^2 e^{-2\gamma l} + \rho^4 e^{-4\gamma l} + \dots) \quad (\text{IV. 32})$$

$$\text{Avec } l \text{ l'épaisseur du matériau blindant et } \gamma = \alpha + j\beta = \frac{1}{\delta} + j\frac{\beta}{\delta} \quad (\text{IV. 33})$$

Le terme dans la parenthèse de droite rappelle une suite géométrique dont la somme infinie est donnée par l'expression :

$$\frac{1}{1 - \rho^2 e^{-2\gamma l}} \quad (\text{IV. 34})$$

Ce terme tient compte des réflexions multiples à l'intérieur du blindage.

L'expression de l'atténuation de blindage peut se simplifier en considérant l'expression suivante :

$$(1 + \rho)(1 - \rho) = 4 \frac{Z_w Z_s}{(Z_w + Z_s)^2} \quad (\text{IV. 35})$$

Et donc [129] :

$$SE = 20 \log \left(\frac{E_i}{E_t} \right) = 20 \log \left(4 \frac{(Z_w + Z_s)^2}{Z_w Z_s} \right) + 20 \log(e^{\gamma l}) + 20 \log(1 - \rho^2 e^{-2\gamma l}) \quad (\text{IV. 36})$$

Le 1^{er} terme de l'expression IV.36 caractérise la réflexion (R) sur la face d'entrée et de sortie du blindage. Le 2^{ème} terme correspond à l'atténuation (A) des champs à l'intérieur du blindage et enfin le dernier terme prend en compte les réflexions multiples (B) à l'intérieur du blindage.

C'est ce qu'exprime la relation IV.37 en donnant l'efficacité de blindage analytique, qui est la somme des pertes par réflexion R, de l'absorption A et des réflexions multiples B [130].

$$SE_{ANALYTIQUE} = R + A + B \quad (\text{IV. 37})$$

L'impédance d'un milieu caractérisé par sa conductivité σ , sa perméabilité μ et sa permittivité

$$\varepsilon \text{ est donné par la relation : } Z_0 = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\sigma + j\omega\varepsilon}} \quad (\text{IV. 38})$$

$$\text{Pour un bon conducteur, } Z_0 = \sqrt{\frac{j\omega\mu}{\sigma}} = (1 + j) \sqrt{\frac{\omega\mu}{2\sigma}} \quad (\text{IV. 39})$$

L'épaisseur de peau est donnée par l'expression suivante :

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{f\pi\mu\sigma}} \quad (\text{IV. 40})$$

Cet effet de peau est un phénomène EM qui fait que, à fréquence élevée, le courant a tendance à ne circuler que sur une surface plus fine. Il provoque la décroissance de la densité de courant à mesure que l'on s'éloigne de la périphérie du conducteur. Il en résulte une augmentation de l'impédance du conducteur.

Pour le blindage EM, l'effet de peau est très recherché car il crée des pertes supplémentaires et donc des atténuations à fréquence élevée.

Les Figure IV-8.a 64.b montrent la profondeur de peau en fonction de la fréquence pour le cuivre et le carbone respectivement.

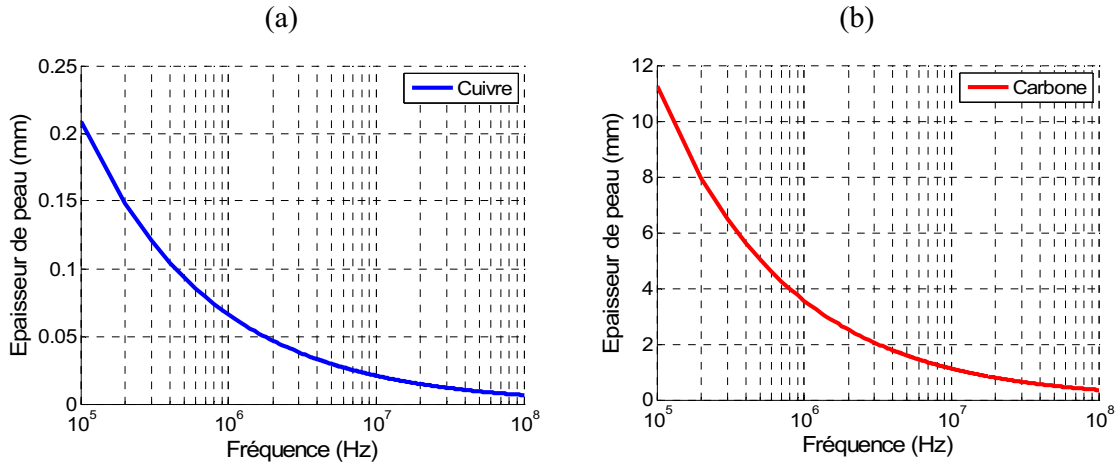


Figure IV-8 : Calcul de l'épaisseur de peau pour le cuivre et le carbone.

Sur le 1^{er} interface du blindage, une partie est réfléchi. La part de ce qui est réfléchi dépend de la valeur de l'impédance d'onde par rapport à l'impédance du blindage. En général, l'impédance d'onde Z_W est bien plus élevée que l'impédance du blindage Z_S . On en déduit donc que peu de champ électrique sera transmis à l'intérieur du blindage.

Par contre, la transmission sur le 1^{er} interface du blindage atténue peu la valeur du champ magnétique. Nous constatons là une différence fondamentale de traitement du champ électrique par rapport au champ magnétique. Quand les champs électriques et magnétiques pénètrent dans le matériau de blindage, leurs amplitudes s'atténuent exponentiellement. Plus le blindage est épais, plus l'amplitude en sortie est faible. L'atténuation des champs dépend de l'épaisseur du matériau qui doit être supérieur à l'effet de peau. Sa valeur est inversement proportionnelle à la fréquence. Pour atténuer des champs basse fréquence, l'épaisseur du matériau devra être importante.

Nous en déduisons donc qu'il sera difficile de blinder en champ magnétique basse fréquence.

IV.3.2.3 Atténuation par absorption

Quand une onde électromagnétique pénètre dans la matière, l'amplitude du champ électrique et magnétique décroît car une partie de l'énergie est cédée à la matière sous forme de courant de Foucault ce qui se traduit par un échauffement. La distance à laquelle l'amplitude des champs est atténuée à $\frac{1}{e} = 37\%$ de sa valeur initiale est l'épaisseur de peau δ . De plus,

l'atténuation par absorption à travers un blindage est : $\frac{E_i}{E_t} = e^{\frac{l}{\delta}}$ (IV. 41)

Exprimée en décibel cette expression devient [129]:

$$A = 20 \log \left(\frac{E_i}{E_t} \right) = 20 \log \frac{\ln \left(e^{\frac{l}{\delta}} \right)}{\ln(10)} = 8,69 \frac{l}{\delta} \quad (\text{IV. 42})$$

En combinant l'expression de A et l'expression de δ , nous obtenons [129] :

$$A = 8,69.l.\sqrt{f\pi\mu\sigma} = 131,7.l.\sqrt{f\mu_r\sigma_r} \quad (\text{IV. 43})$$

La Figure IV-9 représente l'atténuation par absorption en fonction de la fréquence calculée avec la relation (IV.43). Nous pouvons remarquer que l'absorption est équivalente pour le grillage Gantois et pour 2 plis de carbone sérgé. Ceci est dû au fait que les 2 plis de carbone sont nettement plus épais que le grillage Gantois. Malgré sa plus forte conductivité, l'absorption est plus importante pour un matériau épais.

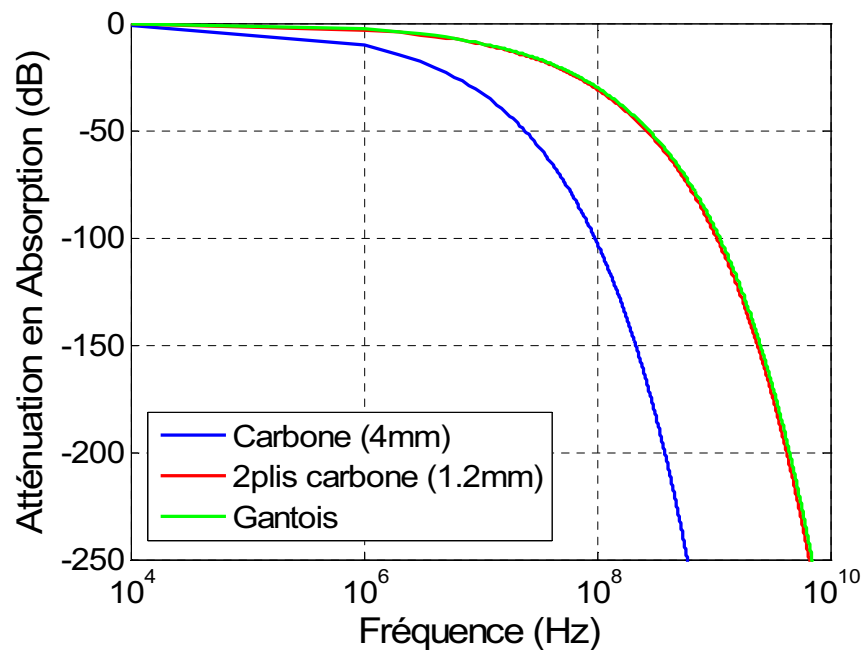


Figure IV-9 : Atténuation par absorption en fonction de la fréquence pour le carbone et le bronze.

Le blindage par absorption des champs E et H pose surtout des difficultés en basse fréquence. Mais l'atténuation du champ E n'est en général pas un problème car une grande part des champs E est réfléchi par l'interface d'entrée du blindage.

IV.3.2.4 Atténuation par réflexion

La réflexion sur les parois métalliques est due à la désadaptation des milieux d'entrées et de sorties par rapport au blindage. Pour les champs E et H , le coefficient de transmission est :

$$\frac{E_t}{E_i} \frac{H_t}{H_i} = 4 \frac{Z_s Z_w}{(Z_s + Z_w)^2} \quad (\text{IV. 44})$$

En général, nous considérons que $Z_s \ll Z_w$. Donc l'expression se simplifie :

$$\frac{E_t}{E_i} \frac{H_t}{H_i} = 4 \frac{Z_s}{Z_w} \quad (\text{IV. 45})$$

Comme Z_s est faible, l'atténuation en champ électrique se produit lors de la rencontre du 1^{er} interface alors que l'atténuation du champ magnétique se produit sur le 2^{ème} interface.

Les pertes par réflexion en champ E sont assurées avec de faibles épaisseurs de métal. Par contre pour le champ H , lorsque l'épaisseur du matériau est faible, il se produit de multiples réflexions dans le matériau.

Pour tracer des courbes donnant les pertes par réflexion en fonction de la fréquence, nous avons besoin d'exprimer l'impédance d'onde et l'impédance du blindage en fonction de la fréquence. Pour l'impédance d'onde, nous avons vu qu'elle était différente suivant que l'on était en champ électrique proche ou lointain, ou en champ magnétique.

L'atténuation par réflexion est donnée par l'expression : $R = 20 \log \left(\frac{Z_w}{4Z_s} \right)$ (IV. 46)

Cette équation s'exprime par les 3 expressions suivantes [129]:

$$\begin{aligned} R_E &= 321,7 - 10 \log \left(\frac{\mu_r f^3 r^2}{\sigma_r} \right) \\ R_H &= 14,6 - 10 \log \left(\frac{\mu_r}{\sigma_r f r^2} \right) \\ R_{OP} &= 168 - 10 \log \left(\frac{\mu_r f}{\sigma_r} \right) \end{aligned} \quad (IV. 47)$$

R_E étant l'atténuation par réflexion en champ électrique proche, R_H étant l'atténuation par réflexion en champ magnétique proche et R_{OP} étant l'atténuation par réflexion en onde plane.

L'atténuation par réflexion est plus importante pour un champ E en champ proche que pour un champ H , comme nous le montre la Figure IV-10 représentant la réflexion en fonction de la fréquence pour une plaque de carbone de 4 mm d'épaisseur. De plus, ces courbes sont les mêmes pour 2 plis de carbone mesurant 1,2 mm puisque les équations de réflexions ne prennent pas en compte l'épaisseur de matériau.

La Figure IV-11 montre l'atténuation par réflexion en fonction de la fréquence pour le grillage Gantois. Sa conductivité étant plus importante que le carbone, la perte par réflexion est donc plus importante malgré une épaisseur moindre.

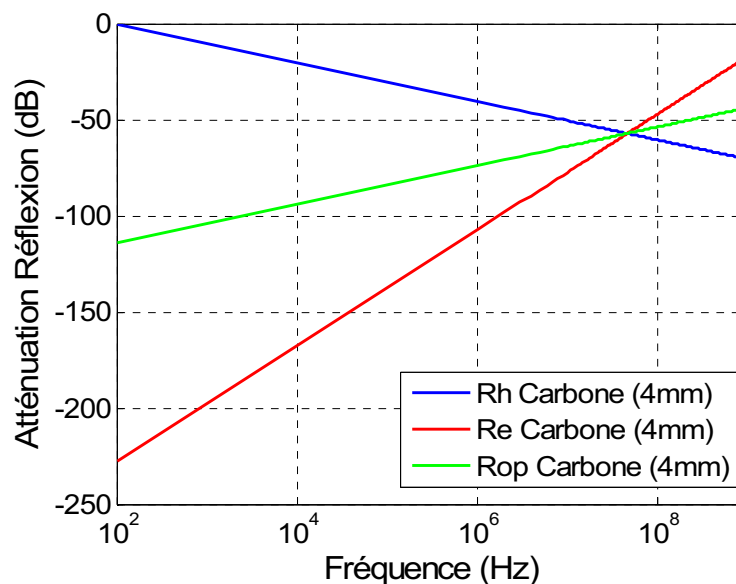


Figure IV-10 : Atténuation de la réflexion en champ H, E et en onde plane pour une plaque de carbone de 4mm.

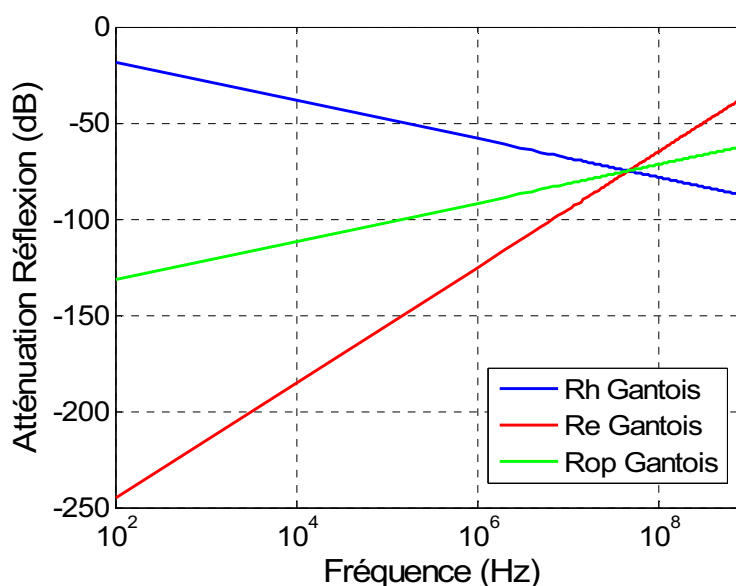


Figure IV-11 : Atténuation de la réflexion en champ H, E et en onde plane pour le grillage Gantois.

IV.3.2.5 Réflexion multiples dans un blindage

Quand l'épaisseur du matériau est peu importante par rapport à l'épaisseur de peau, nous avons vu qu'il se produit de multiples réflexions sur l'interface de sortie du blindage. Quand l'épaisseur du matériau est du même ordre de grandeur que l'épaisseur de peau, l'atténuation des champs EM est de l'ordre de 9 dB. Le terme B des réflexions multiples est alors négligeable.

Nous avons trouvé le terme suivant correspondant aux réflexions multiples dans l'expression donnant l'efficacité de blindage globale : $\frac{1}{1 - \rho^2 e^{-2\gamma l}}$ avec $\rho = \frac{Z_w - Z_s}{Z_w + Z_s}$ et

$$\gamma = \alpha + j\beta = \frac{1}{\delta} + j \frac{\beta}{\delta}.$$

Zs l'impédance de surface du blindage étant faible devant l'impédance d'onde du milieu source, ρ^2 est proche de 1. Le terme B de l'efficacité de blindage est donc égal à [129]:

$$B = 20 \log \left(1 - e^{-2 \frac{l}{\delta}} \right) \quad (\text{IV. 48})$$

La Figure IV-12 représente l'atténuation due à la réflexion multiple dans les matériaux composites. Dans ce modèle homogène, nous observons une très faible influence de la réflexion multiple pour des fréquences supérieures au MHz. Car, pour le carbone, à partir de 800 kHz nous avons dépassé la valeur de profondeur de peau et donc il y a peu de réflexions multiples entre la 1^{ère} et la 2^{ème} interface.

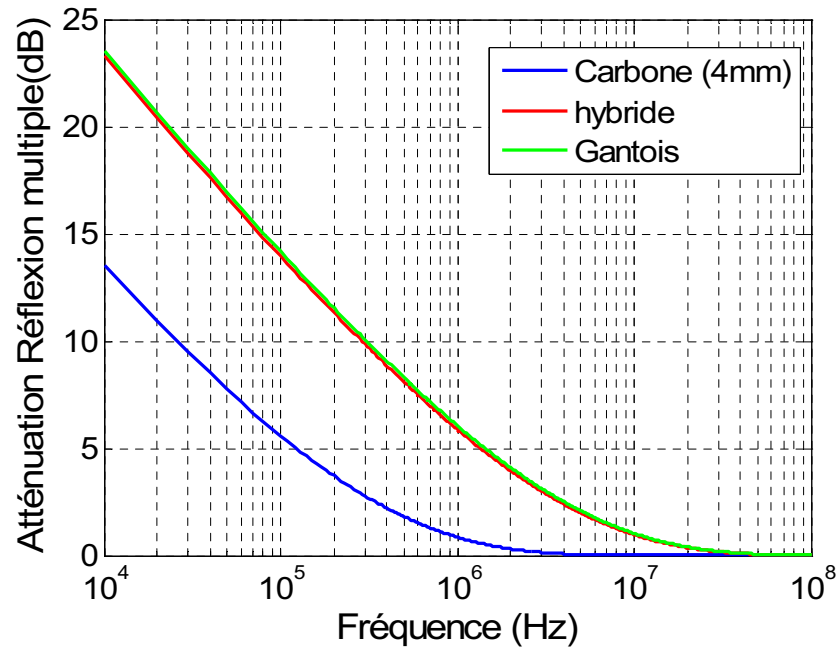


Figure IV-12 : Réflexion multiple dans différents matériaux composites.

IV.3.2.6 Calcul de l'efficacité de blindage

En reprenant l'équation IV.37 [120], nous calculons l'efficacité de blindage théorique de nos différents matériaux.

La Figure IV-13 montre l'efficacité de blindage, calculée à l'aide des équations de la GAMT-20, en fonction de la fréquence pour les différents matériaux utilisés pour cette étude. Pour une fréquence inférieure au MHz, l'efficacité de blindage est calculée pour un champ à

prédominance magnétique. Pour une fréquence comprise entre 1 et 200 MHz, l'efficacité de blindage est calculée pour un champ à prédominance électrique. Pour des fréquences supérieures à 200 MHz, l'efficacité de blindage est calculée pour un champ en onde plane. Ce sont ces différentes prédominances (champ H, E ou Onde plane) qui expliquent les discontinuités des courbes de la Figure IV-13. L'efficacité globale est importante. Le terme d'absorption est faible tant que la fréquence ne dépasse pas 10kHz. L'efficacité de blindage du Gantois et du matériau hybride est quasiment identique pour des fréquences inférieures à 3 MHz.

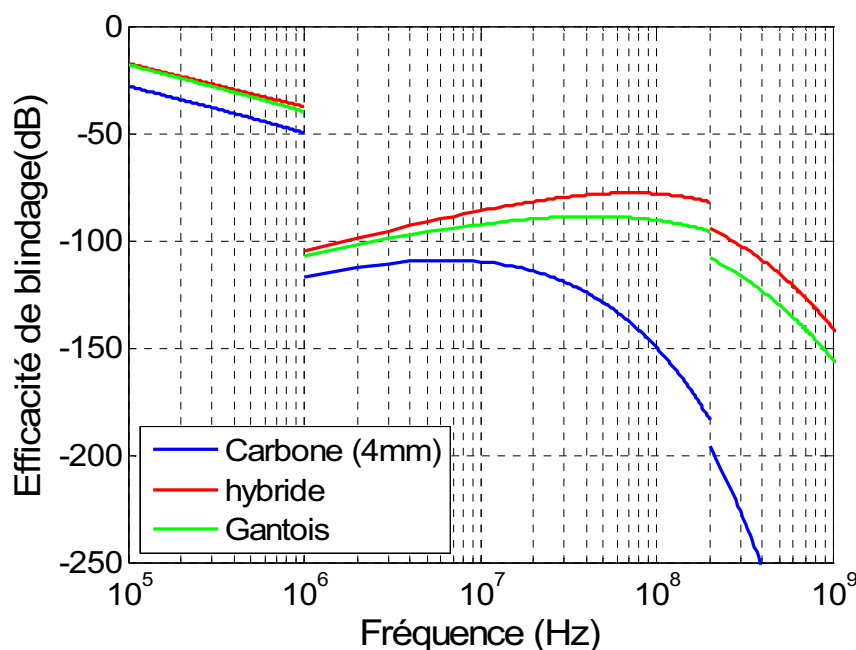


Figure IV-13 : Efficacité de blindage calculée avec la méthode de la GAMT-20.

L'efficacité de blindage est surestimée en raison des hypothèses présentes pour ces équations : Matériaux homogènes, dimension infini, donc pas de problème de continuité électrique ni de fuites électromagnétiques dues à une continuité électrique non parfaite.

En effet, une partie importante des problèmes sera de résoudre le problème de continuité électrique visible à des fréquences supérieures à 1GHz. Nous discuterons plus amplement de ce problème dans le paragraphe IV.3.3.2.

Après ce rappel du calcul de l'efficacité de blindage pour un matériau homogène, nous allons montrer les résultats expérimentaux mesurés dans deux configurations différentes, que sont la chambre anéchoïque et la cage de Faraday.

IV.3.3 Résultats et discussions

IV.3.3.1 Mesure de l'efficacité de blindage en chambre anéchoïque

Cette mesure suit le protocole expérimental présenté dans le chapitre II.

La Figure IV-14 montre le niveau reçu par l'antenne réceptrice à « vide », c'est-à-dire que nous n'avons pas positionné de matériau entre l'antenne émettrice et l'antenne réceptrice. Ce niveau (en dBm) reçu est nommé P0X. Cette mesure nous servira par la suite pour déterminer

l'efficacité de blindage en calculant la différence $PX(\text{dB}) = P1X(\text{dBm}) - P0X(\text{dBm})$. $P1X$ étant la mesure du niveau (en dBm) reçu par l'antenne réceptrice quand le matériau est positionné entre les deux antennes.

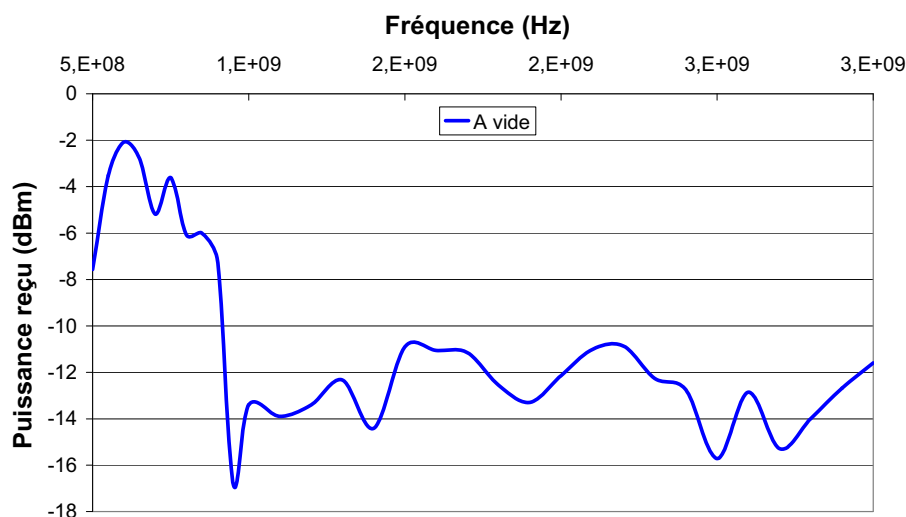


Figure IV-14 : Puissance reçue (dBm) à vide en fonction de la fréquence en chambre anéchoïque

IV.3.3.2 Efficacité de blindage pour le verre avec l'insertion d'un écran métallique

L'efficacité de blindage électromagnétique pouvant dépendre de la position de l'écran dans le stratifié, trois configurations différentes de position du tissu Electron dans le composite on été retenues (Figure IV-15):

- Au plan milieu VF (milieu)
- A trois plis de la peau externe VF (N-3)
- A un pli de la peau externe VF (N-1)

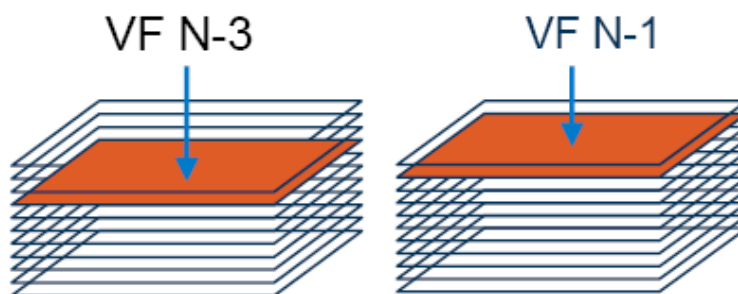


Figure IV-15 : Insertion du tissu Electron dans un matériau composite à renforts de fibres de verre.

Les courbes de la Figure IV-16 représentent l'efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour le matériau composite à renforts de fibres de verre avec l'insertion du tissu métallisé à différentes épaisseurs.

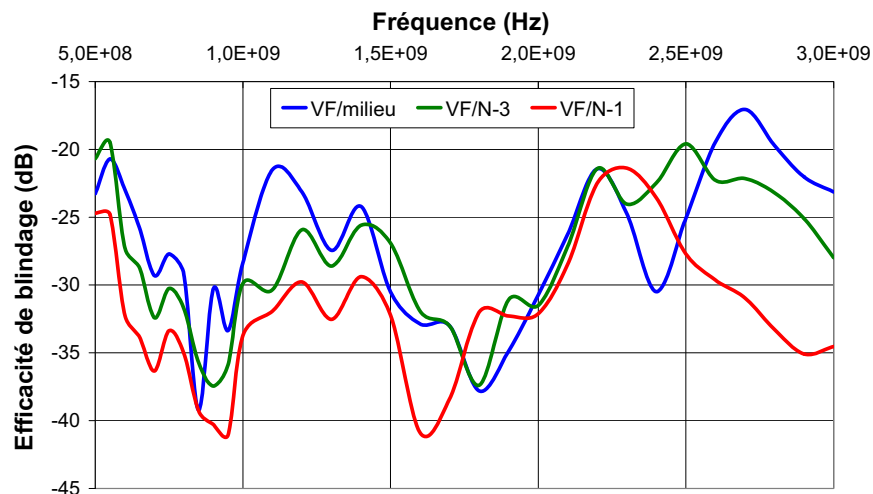


Figure IV-16 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau verre avec l'insertion du tissu Electron à différents niveaux dans le stratifié.

Les performances de ce matériau avec l'écran métallisé situé à N-1 sont supérieures par rapport à celles obtenues pour les couches insérées plus profondément dans la structure. Globalement le niveau d'atténuation est inférieur aux valeurs attendus compte tenu des performances intrinsèques de l'écran métallisé. Comme l'a démontré F. Leferink [131] cet écart peut être dû à la discontinuité électrique entre l'échantillon et le dispositif de fixation de la chambre anéchoïque. L'échantillon N-1 présente les meilleures performances, car dans ce cas une plus mince couche de résine diélectrique, par rapport aux autres configurations, sépare l'insert métallisé du support de la chambre.

Les courbes de la Figure IV-17 montrent les résultats obtenus pour un matériau verre avec le grillage en bronze en surface. De plus nous comparons également ce résultat avec ce même grillage mais cette fois ci à sec, c'est-à-dire sans résine diélectrique, afin que le contact électrique soit optimum. Nous remarquons immédiatement une perte du pouvoir blindant dû à cette couche de résine diélectrique entre le matériau sous test, le Gantois, et le support de fixation de la chambre anéchoïque.

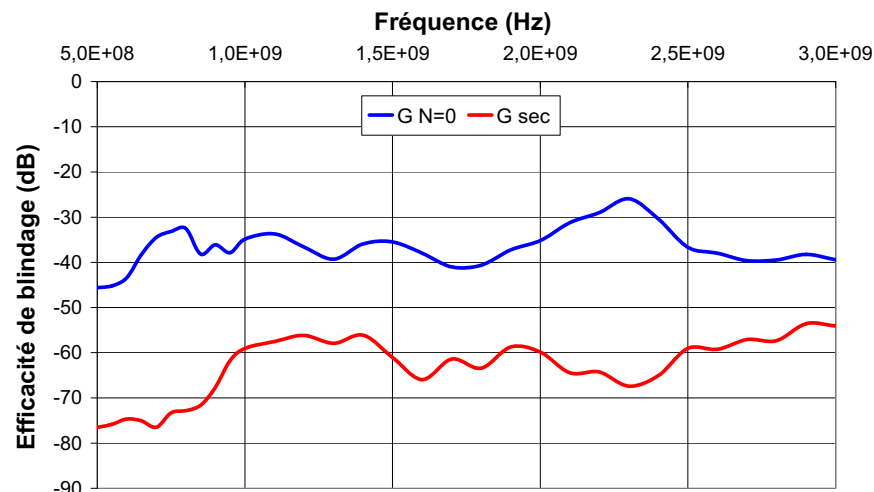


Figure IV-17 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau verre avec l'insertion du grillage Gantois à N=0 et pour le Gantois sans résine.

Une rupture de la continuité électrique amène des fuites électromagnétiques que F. Leferink [131] décrit comme des lobes électromagnétiques (Figure IV-18). Une option pourrait être d'élargir la surface de contact pour augmenter la capacité visible en haute fréquence. Une autre possibilité serait de poncer la résine en surface afin de récupérer un meilleur contact électrique entre le tissu métallisé et le support métallique de la chambre anéchoïque.

Nous développerons plus en détail ce problème de continuité électrique dans le paragraphe IV.3.3.4. De plus nous apporterons des solutions technologiques pour tenter de résoudre ce problème dans le paragraphe IV.3.3.5.

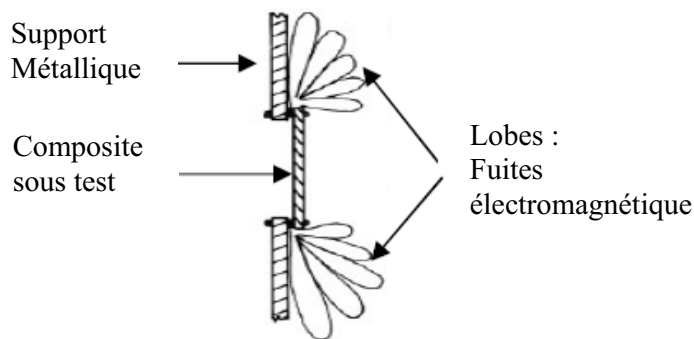


Figure IV-18 : Lobes électromagnétiques en hautes fréquences [131].

Pour comparaison, les courbes de la Figure IV-19 montrent l'efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour une polarisation verticale et horizontale. Ce résultat a été réalisé lors de l'étude EUCLID [17] sur un échantillon de verre avec un tissu métallisé collé en surface du composite.

Nous remarquons une nette différence entre les résultats de l'étude EUCLID et des résultats obtenus précédemment. Cette différence peut s'expliquer par la faible continuité électrique entre nos matériaux et le système de fixation métallique. Pour l'étude d'EUCLID, l'efficacité de blindage pour ce type de matériau est comprise entre -65 et -80 dB. Lors de cette étude, un joint conducteur a été inséré entre le matériau sous test et le système de fixation.

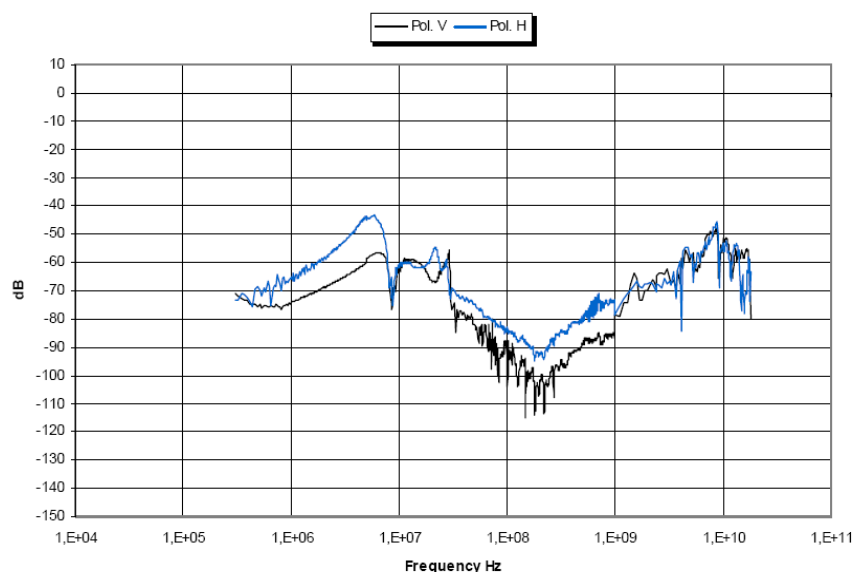


Figure IV-19 : Efficacité de blindage d'un matériau verre avec l'insertion d'un tissu [17].

Cette différence d'atténuation nous montre bien l'intérêt de réaliser une bonne continuité électrique, afin d'éviter les fuites électromagnétiques particulièrement présente en haute fréquence.

IV.3.3.3 Efficacité de blindage pour les matériaux à renforts de fibres de carbone

L'impédance de surface mesurée pour le matériau composite à renforts de fibres de carbone est d'environ 11 mΩ, ce qui nous donne une conductivité de l'ordre de $2,2 \cdot 10^4$ S/m. En théorie ce matériau est suffisamment conducteur pour fournir une bonne atténuation sans ajout de tissu métallisé, au contraire du composite verre.

La Figure IV-20 montre l'efficacité de blindage pour les matériaux composites à renforts de fibres de carbone : le carbone et le matériau hybride verre/carbone.

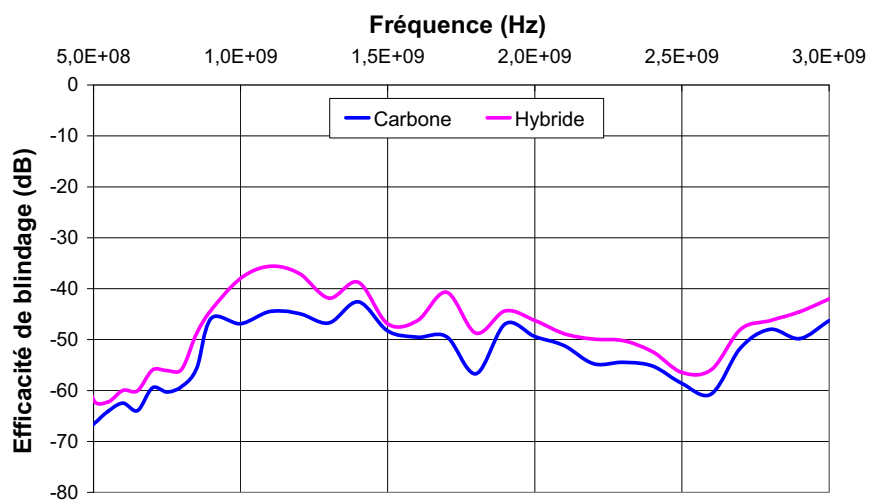


Figure IV-20 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau carbone et le matériau hybride.

Le matériau composite à renforts de fibres de carbone a une efficacité de blindage comprise entre -42 et -67 dB, ce qui en fait un bon matériau pour le blindage électromagnétique. Le matériau hybride verre/carbone a une efficacité de blindage comprise entre -36 et -62 dB. Cette différence de niveau est facilement compréhensible par le fait que le matériau composite à renforts de fibres de carbone est constitué de huit plis tandis que le matériau hybride est seulement constitué de deux plis de fibres conductrices. Toutefois, la continuité électrique entre les différents plis de carbone dans la structure n'est pas totalement assurée du fait qu'il y a une couche de résine entre les différents plis. Donc à priori, le matériau hybride est un bon compromis pour assurer un blindage EM pour un matériau composite à renforts de fibres de verre.

Toutefois les valeurs obtenues ne sont pas aussi bonnes que ce que l'on pouvait attendre de ces types de matériau. Comme pour le matériau composite verre, cet écart peut être dû à la discontinuité électrique entre l'échantillon sous test et le dispositif de mesure.

IV.3.3.4 La continuité électrique

En basse fréquence l'épaisseur du matériau et sa nature peuvent apporter une amélioration à l'efficacité d'écran. Cependant la faible valeur de la perméabilité magnétique des matériaux composites diminue leur efficacité d'écran en basse fréquence (BF).

Par contre en haute fréquence (HF), l'épaisseur importe moins, une partie de l'onde électromagnétique se propage dans l'épaisseur de l'échantillon et décroît exponentiellement dans l'épaisseur ; c'est l'effet de peau.

Grâce à cet effet de peau, en HF les faces internes et externes de l'échantillon sont indépendantes ; la seule voie de pénétration reste donc les fuites (ou joint) !

Une rupture de continuité amène une fuite dont l'importance va croître avec la fréquence. L'amélioration possible se situe donc dans cette interface de contact dont une solution serait d'élargir la surface pour augmenter la capacité parasite visible en HF.

Il existe toujours une capacité non nulle entre les deux surfaces en regard et toute différence de potentielle entre ces deux plans va générer un courant parasite circulant dans cette capacité (couplage capacitif).

$$C_{(Parasite)} = \varepsilon \frac{S}{e} \quad (IV. 49)$$

Avec S la surface de contact, e la distance entre le système de fixation et le matériau et ε la permittivité du matériau diélectrique du contact (entre les deux surfaces conductrices).

Et

$$Z = \frac{1}{C\omega} \quad (IV. 50)$$

Et

$$I_{(Parasite)} = U.C\omega \quad (IV. 51)$$

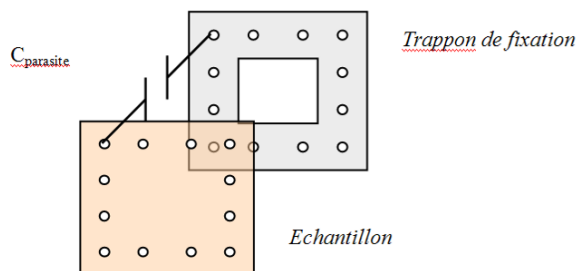


Figure IV-21 : Schéma représentant la capacité parasite due à une mauvaise continuité électrique.

Une augmentation de la capacité parasite induirait une diminution de l'impédance parasite vue en HF et donc une amélioration de la conduction des courants parasites HF sur cette interface de contact.

Pour conclure, en HF il est indispensable d'optimiser la continuité électrique de nos échantillons.

Dans le prochain paragraphe nous exposons des solutions technologiques pour améliorer la continuité électrique afin de diminuer les fuites électromagnétiques aux interfaces.

IV.3.3.5 Solutions technologiques pour améliorer la continuité électrique

Différentes voies sont possible pour tenter d'améliorer la continuité électrique de nos éprouvettes et notamment l'interface entre le panneau composite à évaluer et le dispositif d'essai.

Quatre voies peuvent être envisagées :

- Chimique ;
 - Résine conductrice ;
 - Mécanique ;
 - Thermique.
- 1) La voie chimique consiste à attaquer la résine, notamment à l'acide sulfurique, pour récupérer la continuité électrique du dispositif de la protection électromagnétique. Cette étude complexe et difficilement industrialisable, n'a pas donné les résultats attendus. En outre, elle paraît peu réaliste d'un point de vue applicabilité sur chantier.
 - 2) Pour rendre la résine conductrice, nous proposons d'incorporer des charges conductrices dans la matrice, telles que les nanotubes de carbone. Cette étude n'a pas pu être réalisée dans le milieu industriel de DCNS en raison de la méconnaissance de la nocivité ou non des nanotubes de carbone. Toutefois cette voie est prometteuse pour la continuité électrique encore faudrait-il faire des études plus poussées sur la nocivité de ces charges pour pouvoir fabriquer ces matériaux dans un contexte industriel.
 - 3) La voie mécanique consiste à venir poncer la résine afin de récupérer le contact électrique des fibres de carbone ou de l'écran métallique.

Les courbes de la Figure IV-22 comparent les résultats obtenus pour le composite verre avec le grillage Gantois en surface et pour ce même matériau mais cette fois ci ayant subi un ponçage manuel. Nous comparons également ces résultats avec le Gantois sec pour comparer ces résultats avec un contact quasi parfait. Le ponçage en surface apporte une amélioration de

l'efficacité de blindage. Toutefois, l'atténuation du matériau poncé est nettement moindre que celle du tissu Gantois sec (brut, sans résine). Ceci peut s'expliquer par une continuité électrique non uniforme et insuffisante sur le pourtour du matériau composite.

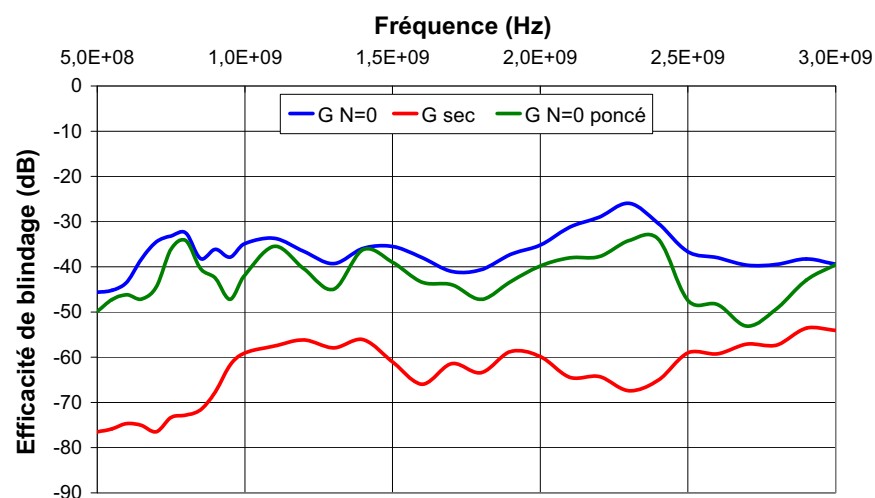


Figure IV-22 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau verre avec l'insertion du grillage Gantois à N=0 avec et sans ponçage et pour le Gantois sans résine.

Cette même méthode de ponçage a été également utilisée sur les matériaux composites à renforts de fibres de carbone. Les courbes de la Figure IV-23 montrent les résultats obtenus. En outre, nous comparons ces résultats avec deux plis de carbone sec afin que le contact soit optimum. Nous n'observons pas d'évolution sensible de l'efficacité de blindage.

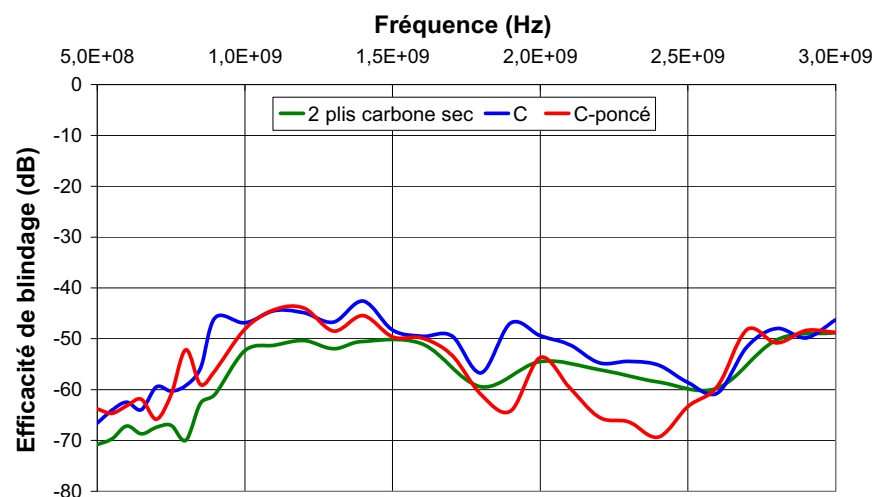


Figure IV-23 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau carbone avec et sans ponçage et pour 2 plis de carbone sans résine.

- 4) La voie thermique consiste à brûler la résine afin de la carboniser et également pour récupérer le contact électrique des fibres de carbone sur la partie du joint à améliorer. Deux méthodes ont été réalisées, une sans contact et l'autre avec contact. La méthode sans contact consiste à venir brûler la résine à l'aide d'un décapeur thermique comme

décrit sur la Figure IV-24.a. Pour la méthode avec contact, nous utilisons un fer à souder comme décrit sur la Figure IV-24.b.

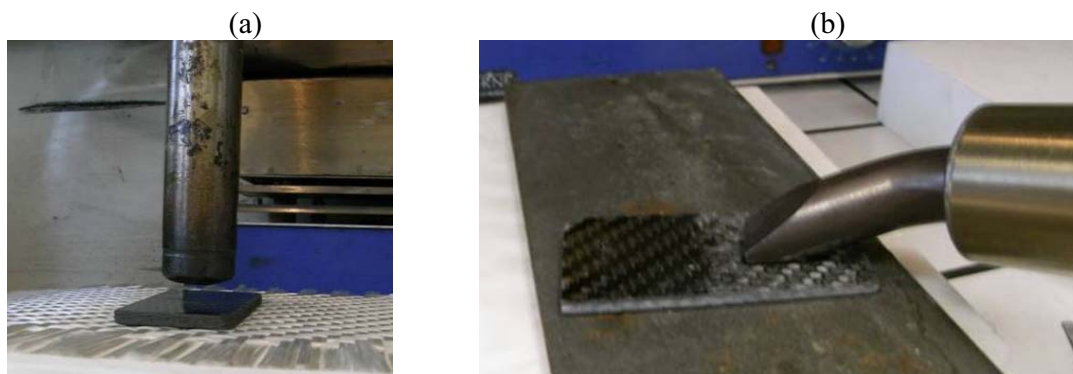


Figure IV-24 : Traitement de surface thermique ; (a) sans contact, décapeur thermique ;(b) avec contact, fer à souder.

Les courbes de la Figure IV-25 représentent l'efficacité de blindage d'un composite carbone comparée avec ces deux méthodes. La calcination de la résine apporte une amélioration de l'efficacité de blindage. Ces deux méthodes sont comparables et donnent des valeurs d'atténuations inférieures à -53 dB dans cette gamme de fréquence. Nous mesurons un gain d'environ 10 dB du pouvoir blindant avec ce traitement de surface. Toutefois, ces résultats sont sous estimés comme on s'en apercevra dans le paragraphe IV.3.3.7. Ceci vient du faite d'un serrage approximatif de la plaque à tester sur le support métallique de la chambre anéchoïque.

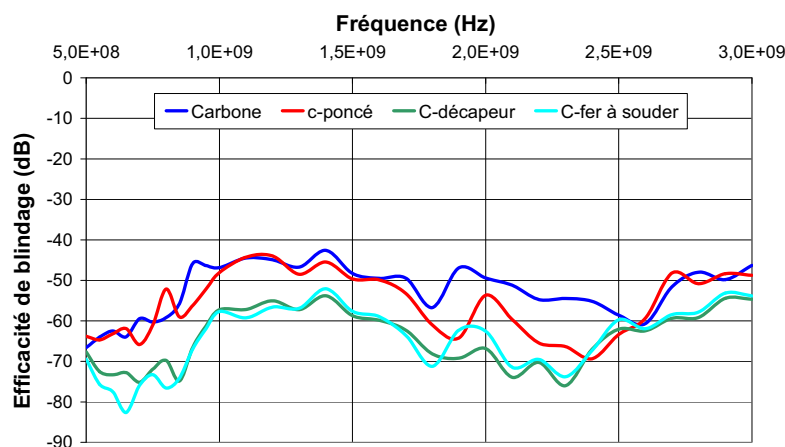


Figure IV-25 : Mesure de l'efficacité de blindage pour le matériau carbone avec et sans traitement thermique.

De plus, nous ne savons pas si ce traitement thermique engendre des défauts en profondeur dans la structure. Dans le prochain paragraphe, des essais mécaniques seront présentés afin de quantifier la non dégradation de ce traitement de surface.

Sachant que le champ extérieur mesuré sur un pont de navire atteint fréquemment 200 V/m, la valeur spécifiée par DCNS est de -40 dB au minimum. A noter que ces mesures ont été limitées à la bande 0,5 – 3 GHz, ce qui est insuffisant pour caractériser complètement ces matériaux pour l'environnement naval. Des mesures entre 1 et 6 GHz seront présenté dans le

paragraphe IV.3.3.7, pour les composites ayant donnés les meilleurs résultats : le composite verre avec l'insertion d'un grillage Gantois, un composite carbone et un composite hybride verre/carbone ayant au préalable subi le traitement thermique pour la récupération de la continuité électrique.

Donc les matériaux composites à renforts de fibres de carbone sont des matériaux performants pour assurer ce taux d'atténuation. Il s'agit d'un résultat important qui confirme l'orientation annoncée par certains chantiers navals militaires.

IV.3.3.6 Effet mécanique d'un traitement thermique – continuité électrique

IV.3.3.6.1 Test de flexion poutre courte

Seul des essais de flexion poutre courte ont été réalisés car c'est souvent un point faible de ces matériaux.

Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes de carbone référence et sur des éprouvettes carbone ayant subi le traitement de surface décrit dans le paragraphe précédent. Le Tableau IV-3 présente les caractéristiques mécaniques de cisaillement inter-laminaire pour le carbone avec et sans traitement de surface.

Tableau IV-3 : Influence du traitement de surface sur un matériau composite à renforts de fibres de carbone en flexion poutre courte.

Eprouvette	Contrainte inter-laminaire cisaillement (MPa)
Hybride référence	45,04 (1,29)
Hybride + traitement de surface	46,41 (1,96) +3 %

Le traitement de surface thermique engendre une hausse de la contrainte inter-laminaire de cisaillement d'environ 3 %. Toutefois ce pourcentage fait parti de l'écart type et donc nous pouvons conclure que ce traitement de surface n'engendre pas de dégât structurel sur le composite hybride pour le test en flexion poutre courte.

Le prochain paragraphe présente les résultats des mesures de l'efficacité de blindage obtenus en cage de Faraday.

IV.3.3.7 Mesure de l'efficacité de blindage en cage de Faraday

IV.3.3.7.1 Mesure de l'efficacité de blindage du gantois

Les mesures ont été effectuées sur une plaque verre avec l'insertion au milieu du grillage gantois. Afin d'assurer une bonne continuité électrique entre le matériau sous test et le support de la cage de Faraday, le grillage Gantois sort de la plaque comme décrit sur photo de la Figure IV-26. Cette configuration nous permet de caractériser notre matériau en évitant au maximum les fuites électromagnétiques.



Figure IV-26 : Grillage Gantois sortant de la plaque verre pour assurer la continuité électrique.

La courbe de la Figure IV-27 présente la mesure de l'efficacité de blindage du gantois, c'est-à-dire la différence en dB entre le niveau de référence (mesure avec antennes en vis-à-vis sans obstacle) et le niveau relevé sur l'analyseur avec la plaque en essais mise en place.

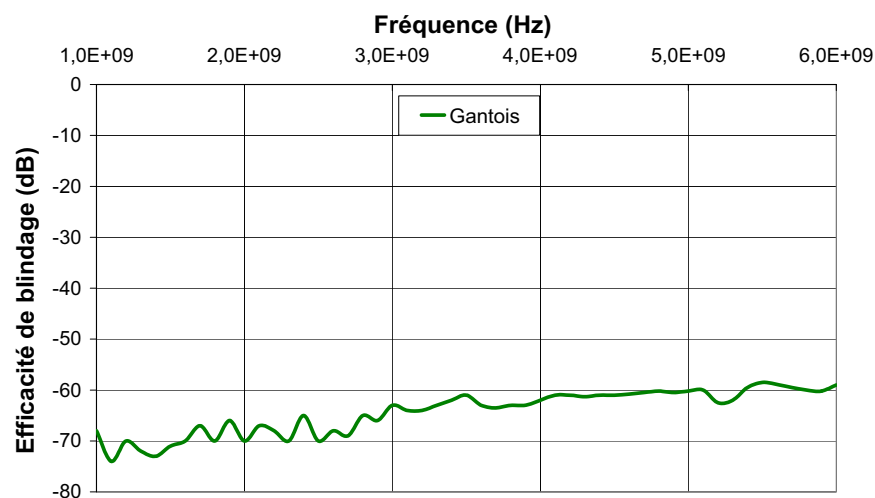


Figure IV-27 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour le Gantois en cage de Faraday.

IV.3.3.7.2 Mesure de l'efficacité de blindage du carbone

Les mesures ont été effectuées sur deux plaques : la plaque carbone et la plaque hybride. Ces deux plaques ont subi le traitement de surface thermique à l'aide du décapeur thermique. Les courbes de la Figure IV-28 montrent leurs efficacités de blindage en fonction de la fréquence comprise entre 1 et 6 GHz.

L'efficacité de blindage pour le carbone et pour le matériau hybride est inférieure à -90 dB et inférieure à -82 dB respectivement. La faible différence d'atténuation entre ces deux matériaux peut être expliquée par le fait que la continuité électrique entre les plis qui composent le matériau carbone n'est pas complètement assurée. Dans ce matériau composite, une fine couche de résine diélectrique est présente entre les différents plis, laquelle empêche une bonne continuité électrique.

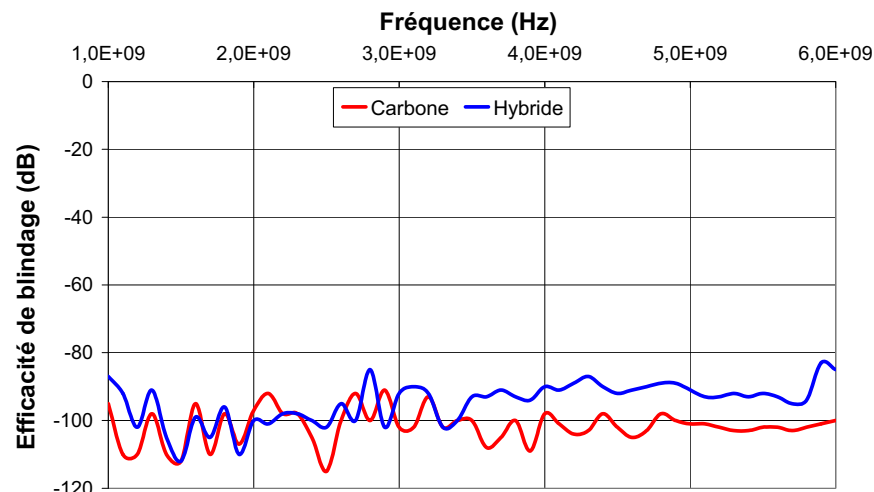


Figure IV-28 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour les matériaux carbone et hybride en cage de Faraday.

Ces mesures de l'efficacité de blindage confirment que ces deux matériaux (carbone et Hybride) sont des candidats potentiels pour des structures de blindage électromagnétique sur les navires.

Ces deux matériaux, carbone et hybride, sont en mesure de fournir des niveaux élevés de blindage électromagnétique. Ces matériaux fourniront également une réduction significative du poids, par rapport à une structure acier, et également une capacité de former des assemblages de forme en raison de la possibilité de mouler ces composites.

Pour conclure sur ces mesures, la performance du blindage est très élevée (< -80 dB). En outre le matériau hybride est suffisamment performant et apporte donc l'avantage de réduire considérablement la quantité de carbone et donc de réduire les coûts des structures composites. En comparant avec les résultats obtenus en tunnel anéchoïque, nous remarquons que nous obtenons de meilleurs résultats en cage de Faraday. Ceci peut s'expliquer par le fait que nous serrons plus fort le matériau sous test aux systèmes de fixations, et donc nous mesurons moins de fuites EM que dans le tunnel anéchoïque.

IV.3.4 Conclusion des mesures de l'efficacité de blindage

La qualité d'un blindage dépend essentiellement de sa continuité !

Une rupture de continuité électromagnétique annihile les propriétés d'atténuation du matériau composite testé, qui sont détériorées par les ouvertures ou fuites liées à la qualité du joint de fixation. Nous voyons donc que mettre en évidence les propriétés des échantillons testés nous oblige d'abord à améliorer ce point faible (le joint) qu'il n'est possible de maîtriser que dans l'étude amont ou dans le processus de fabrication.

Cette barrière levée nous permettra de donner des valeurs d'efficacité de blindage propres à chacun des échantillons composites.

Dans cette étude, l'efficacité de blindage électromagnétique de trois matériaux composites: carbone, hybride verre/carbone et verre avec Gantois a été mesurée dans une cage de Faraday. Nous avons souligné l'importance de la continuité électrique à la périphérie de matériel. L'utilisation d'un traitement de surface thermique permet de réduire les fuites

électromagnétiques. Pour le carbone, la conductivité est suffisante pour assurer un haut niveau de blindage électromagnétique pour des applications militaires. L'efficacité de blindage renforcé de fibre de carbone composite est meilleure que -90 dB. Ce très haut niveau de protection peut être expliqué par les nombreuses réflexions en raison de la multiplicité des interfaces matrice-carbone plis.

Le composite à fibres de verre renforcé avec une couche de carbone sur chaque face fournit une atténuation inférieure à -82 dB.

Le composite à fibres de verre possédant un grillage Gantois fournit une atténuation inférieure à -58 dB.

IV.4 Modélisation de l'efficacité de blindage

IV.4.1.1 Méthode DPSM

Cette modélisation est l'application directe des équations développées dans le chapitre II. Dans notre cas particulier d'un problème électromagnétique, cette formulation permet de faire correspondre le potentiel vecteur magnétique $\vec{A}$ et sa première dérivée selon la normale $\vec{n}$ pour chaque point de l'interface [114] : $\frac{1}{\mu} \cdot \frac{\partial \vec{A}}{\partial \vec{n}}$.

Nous pouvons écrire l'expression des variations du potentiel vecteur $\vec{A}$ le long de la normale $\vec{n}$ à l'interface, dans le cas général [114]:

$$\frac{\partial \vec{A}(\vec{r})}{\partial \vec{n}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial A_x}{\partial x} & \frac{\partial A_x}{\partial y} & \frac{\partial A_x}{\partial z} \\ \frac{\partial A_y}{\partial x} & \frac{\partial A_y}{\partial y} & \frac{\partial A_y}{\partial z} \\ \frac{\partial A_z}{\partial x} & \frac{\partial A_z}{\partial y} & \frac{\partial A_z}{\partial z} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} n_x \\ n_y \\ n_z \end{bmatrix} \quad (\text{IV. 52})$$

Dans le cas particulier présenté sur la Figure IV-29, $\vec{n}$ correspond exactement avec l'axe z, de sorte que l'équation précédente devient :

$$\frac{\partial \vec{A}(\vec{r})}{\partial \vec{z}} = \begin{bmatrix} \frac{\partial A_x}{\partial x} & \frac{\partial A_x}{\partial y} & \frac{\partial A_x}{\partial z} \\ \frac{\partial A_y}{\partial x} & \frac{\partial A_y}{\partial y} & \frac{\partial A_y}{\partial z} \\ \frac{\partial A_z}{\partial x} & \frac{\partial A_z}{\partial y} & \frac{\partial A_z}{\partial z} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial A_x}{\partial z} \\ \frac{\partial A_y}{\partial z} \\ \frac{\partial A_z}{\partial z} \end{bmatrix} = \sum_i \begin{bmatrix} \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [(z - Cz_i) \cdot Jx_i] \\ \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [(z - Cz_i) \cdot Jy_i] \\ \frac{\alpha_i \cdot \mu}{4\pi} [(z - Cz_i) \cdot Jz_i] \end{bmatrix} \quad (\text{IV. 53})$$

Alors nous pouvons écrire dans ce cas particulier où $\vec{n} = \vec{z}$:

$$\vec{dnA} = \begin{bmatrix} dn\vec{A}_x \\ dn\vec{A}_y \\ dn\vec{A}_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{zx} & 0 & 0 \\ 0 & Y_{zy} & 0 \\ 0 & 0 & Y_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \vec{J}_x \\ \vec{J}_y \\ \vec{J}_z \end{bmatrix} = Y \cdot \vec{J} \quad (\text{IV. 54})$$

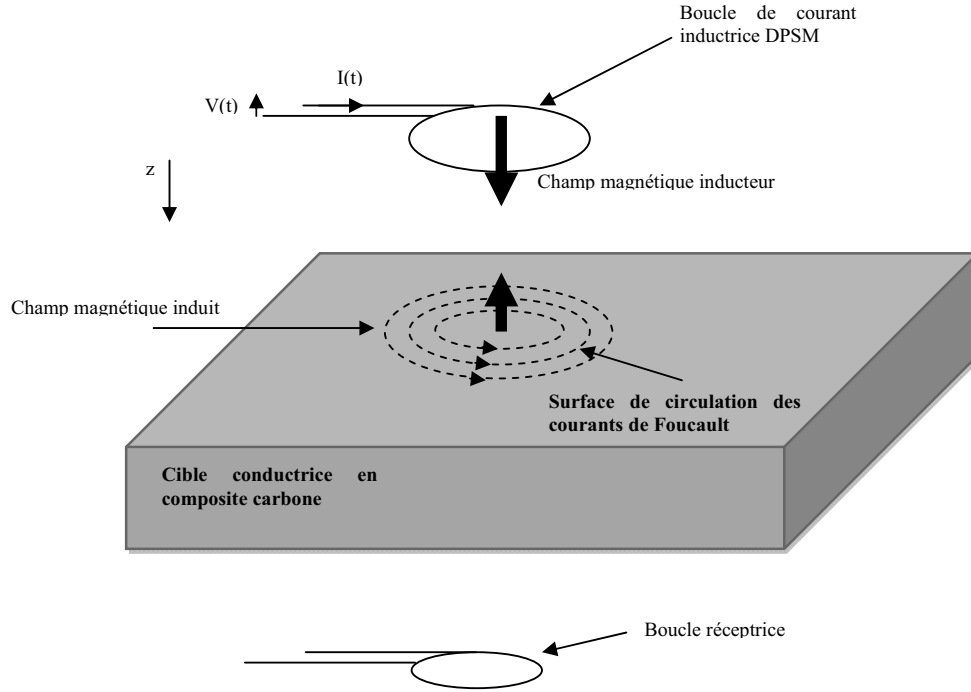


Figure IV-29 : Géométrie du problème électromagnétique.

La Figure IV-30 représente la configuration de notre problème, avec les sources $\vec{J}_s$ (localisé dans le milieu 1), l'interface entre le milieu 1 et 2 avec les deux couches DPSM associés $\vec{J}_{a1}$ et $\vec{J}_{b2}$ (respectivement orienté pour irradier le milieu 1 et pour irradier le milieu 2), l'interface entre le milieu 2 et 3 avec les deux couches DPSM associés $\vec{J}_{c2}$ et $\vec{J}_{d3}$ (respectivement orienté pour irradier le milieu 2 et pour irradier le milieu 3). Cette figure correspond bien à la modélisation DPSM des figures IV.3 et IV.7. Nous modélisons bien les interfaces entre les différents milieux par des sources ponctuelles.

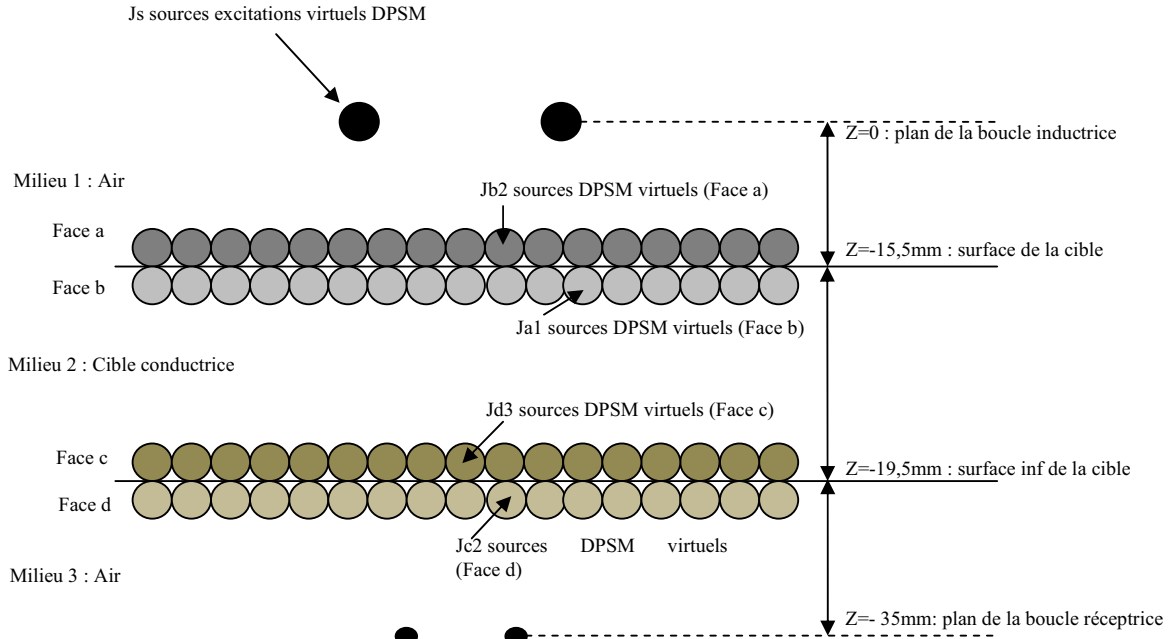


Figure IV-30 : Maillage de la géométrie dans le modèle DPSM.

Les conditions aux limites peuvent être réécrites maintenant pour la formulation DPSM :

- Le potentiel $\vec{A}_{aS}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{aS}$ induit sur la face « a » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_S$ (spire inductrice) :

$$\begin{aligned}\vec{A}_{aS} &= W_{aS} \cdot \vec{J}_S \\ dn\vec{A}_{aS} &= Y_{aS} \cdot \vec{J}_S\end{aligned}\quad (IV. 55)$$

- Le potentiel $\vec{A}_{aa1}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{aa1}$ induit sur la face « a » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{a1}$:

$$\begin{aligned}\vec{A}_{aa1} &= W_{aa1} \cdot \vec{J}_{a1} \\ dn\vec{A}_{aa1} &= Y_{aa1} \cdot \vec{J}_{a1}\end{aligned}\quad (IV. 56)$$

- Le potentiel $\vec{A}_{bb2}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{bb2}$ induit sur la face « b » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{b2}$:

$$\begin{aligned}\vec{A}_{bb2} &= W_{bb2} \cdot \vec{J}_{b2} \\ dn\vec{A}_{bb2} &= Y_{bb2} \cdot \vec{J}_{b2}\end{aligned}\quad (IV. 57)$$

- Le potentiel $\vec{A}_{bc2}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{bc2}$ induit sur la face « b » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{c2}$:

$$\vec{A}_{bc2} = W_{bc2} \cdot \vec{J}_{c2}$$

$$dn\vec{A}_{bc2} = Y_{bc2} \cdot \vec{J}_{c2} \quad (\text{IV. 58})$$

- Le potentiel $\vec{A}_{cb2}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{cb2}$ induit sur la face « c » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{b2}$:

$$\begin{aligned} \vec{A}_{cb2} &= W_{cb2} \cdot \vec{J}_{b2} \\ dn\vec{A}_{cb2} &= Y_{cb2} \cdot \vec{J}_{b2} \end{aligned} \quad (\text{IV. 59})$$

- Le potentiel $\vec{A}_{cc2}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{cc2}$ induit sur la face « c » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{c2}$:

$$\begin{aligned} \vec{A}_{cc2} &= W_{cc2} \cdot \vec{J}_{c2} \\ dn\vec{A}_{cc2} &= Y_{cc2} \cdot \vec{J}_{c2} \end{aligned} \quad (\text{IV. 60})$$

- Le potentiel $\vec{A}_{dd3}$ et la première dérivée $dn\vec{A}_{dd3}$ induit sur la face « d » de l'interface, créée par la source $\vec{J}_{d3}$:

$$\begin{aligned} \vec{A}_{dd3} &= W_{dd3} \cdot \vec{J}_{d3} \\ dn\vec{A}_{dd3} &= Y_{dd3} \cdot \vec{J}_{d3} \end{aligned} \quad (\text{IV. 61})$$

Les valeurs de $\vec{A}$ et de $dn\vec{A}$ le long des interfaces doivent satisfaire les équations suivantes :

$$\begin{aligned} W_{aS} \cdot \vec{J}_S + W_{aa1} \cdot \vec{J}_{a1} - W_{bb2} \cdot \vec{J}_{b2} - W_{bc2} \cdot \vec{J}_{c2} &= 0 \\ 1/\mu_1 \cdot Y_{aS} \cdot \vec{J}_S + 1/\mu_1 \cdot Y_{aa1} \cdot \vec{J}_{a1} - 1/\mu_2 \cdot Y_{bb2} \cdot \vec{J}_{b2} - 1/\mu_2 \cdot Y_{bc2} \cdot \vec{J}_{c2} &= 0 \\ W_{cb2} \cdot \vec{J}_{b2} + W_{cc2} \cdot \vec{J}_{c2} - W_{dd3} \cdot \vec{J}_{d3} &= 0 \\ 1/\mu_2 \cdot Y_{cb2} \cdot \vec{J}_{b2} + 1/\mu_2 \cdot Y_{cc2} \cdot \vec{J}_{c2} - 1/\mu_3 \cdot Y_{dd3} \cdot \vec{J}_{d3} &= 0 \end{aligned} \quad (\text{IV. 62})$$

Comme $\vec{J}_S$ est bien connue, nous pouvons aussi écrire : $J_S = I \cdot J_S$, avec I la matrice identité 5Ns x 5Ns. Alors, nous obtenons :

$$\begin{bmatrix} \vec{J}_S \\ \vec{0} \\ \vec{0} \\ \vec{0} \\ \vec{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I & 0 & 0 & 0 & 0 \\ W_{aS} & W_{aa1} & -W_{bb2} & -W_{bc2} & 0 \\ 1/\mu_1 \cdot Y_{aS} & 1/\mu_1 \cdot Y_{aa1} & -1/\mu_2 \cdot Y_{bb2} & -1/\mu_2 \cdot Y_{bc2} & 0 \\ 0 & 0 & W_{cb2} & W_{cc2} & -W_{dd3} \\ 0 & 0 & 1/\mu_2 \cdot Y_{cb2} & 1/\mu_2 \cdot Y_{cc2} & 1/\mu_3 \cdot Y_{dd3} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \vec{J}_S \\ \vec{J}_{a1} \\ \vec{J}_{b2} \\ \vec{J}_{c2} \\ \vec{J}_{d3} \end{bmatrix} \quad (\text{IV. 63})$$

Les paramètres inconnus $\vec{J}_{a1}$, $\vec{J}_{b2}$, $\vec{J}_{c2}$ et $\vec{J}_{d3}$ seront obtenus par l'inversion de l'équation précédente, dans laquelle la matrice globale est toujours carrée, parce que W_{aS} est une matrice de dimension 5Np x 5Ns, W_{aa1} est une matrice de dimension 5Np x 5Np, W_{bb2} est une matrice

de dimension $5N_p \times 5N_p$, W_{bc2} est une matrice de dimension $5N_p \times 5N_p$, W_{cb2} est une matrice de dimension $5N_p \times 5N_p$, W_{cc2} est une matrice de dimension $5N_p \times 5N_p$, W_{dd3} est une matrice de dimension $5N_p \times 5N_p$, alors la matrice globale est carré et de dimension : $5(N_s+N_p+N_p+N_p+N_p) \times 5(N_s+N_p+N_p+N_p+N_p)$.

Toutes les valeurs des points sources étant maintenant connues, nous avons calculé les champs dans des zones de l'espace discrétisé, pour observer les résultats de la modélisation.

IV.4.1.1.1 Résultats et discussions

Tout d'abord, nous avons modélisé deux plis de carbone en basse fréquence afin de voir si nous retrouvions le comportement de l'impédance de surface trouvé expérimentalement. Les deux plis de carbone mesurent environ 1,2 mm d'épaisseur, et comme nous avons un taux de fibre d'environ 50 %, nous avons modélisé un matériau homogène de 0,6 mm d'épaisseur. Dans ce modèle, nous rentrons la conductivité électrique, la perméabilité et également la permittivité diélectrique du carbone. De plus, nous posons l'hypothèse que la conductivité électrique de nos matériaux est constante quelques soient la fréquence.

Ces valeurs ont été mesurées dans la partie expérimentale à l'aide de la sonde Gobin décrit dans le paragraphe IV2.5.1.

Les courbes de la Figure IV-31 représentent l'atténuation en dB, apportée par notre matériau, en fonction de la fréquence. Pour obtenir la courbe théorique, nous avons effectué le même calcul que dans la partie expérimentale. C'est-à-dire que nous avons comparé le module du champ électromagnétique avec et sans matériau blindant.

Nous avons fait les calculs suivants pour chaque fréquence :

$$SE = \left[10 \log \left(\frac{P_i}{P_t} \right) - 10 \log \left(\frac{P_{ivide}}{P_{tvide}} \right) \right] \quad (IV. 64)$$

P_i et P_t sont respectivement les puissances incidentes et transmises avec un matériau conducteur, ici avec les deux plis de carbone; P_{ivide} et P_{tvide} sont respectivement les puissances incidentes et transmises sans matériau blindant, c'est-à-dire à vide.

Le pic d'atténuation à 20 MHz semblerait correspondre à une fréquence de résonance de notre système. Toutefois l'équation de la fréquence de résonance nous donne une fréquence de résonance largement supérieure à cette valeur de 20 MHz.

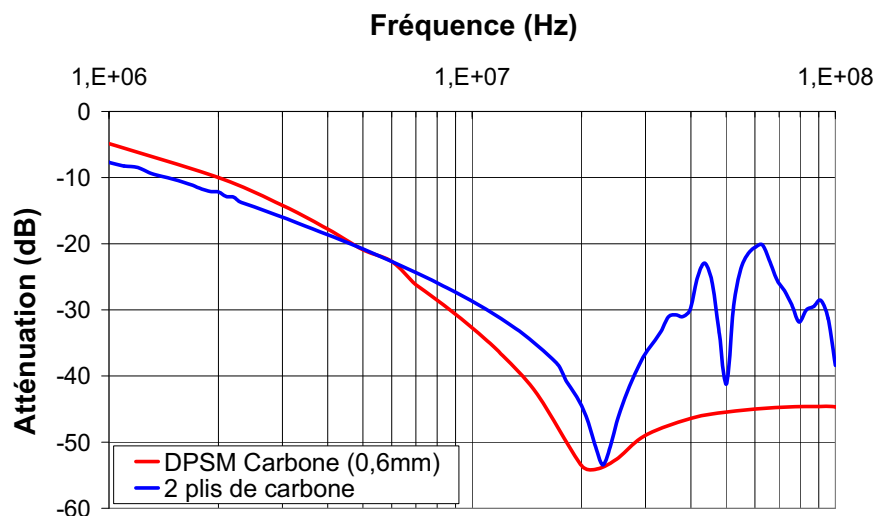


Figure IV-31 : Comparaison expérimental et théorique (DPSM) de l'atténuation de deux plis de fibres de carbone en basse fréquence (1 à 100 MHz).

Différentes modélisations ont été réalisées en changeant quelques paramètres. Par exemple, si nous augmentons la conductivité électrique, le pic d'atténuation va se décaler vers les basses fréquences. Ce résultat est en accord avec la partie expérimentale et l'aspect intuitif. Nous avons également modifié la permittivité électrique, mais pour ce cas, nous n'observons pas de changement sur les courbes obtenues.

Les courbes de la Figure IV-32 représentent l'efficacité de blindage en dB, apportée par notre matériau, pour des fréquences comprises entre 0,1 et 6 GHz. Nous remarquons une bonne corrélation entre la théorie et la mesure de l'efficacité de blindage pour ce matériau pour des fréquences inférieures à 3 GHz. Au dessus de cette fréquence, des fuites électromagnétiques sont présentes et comme dans notre modèle DPSM nous simulons une plaque infinie dans le plan nous ne pouvons pas observer le problème de la continuité électrique.

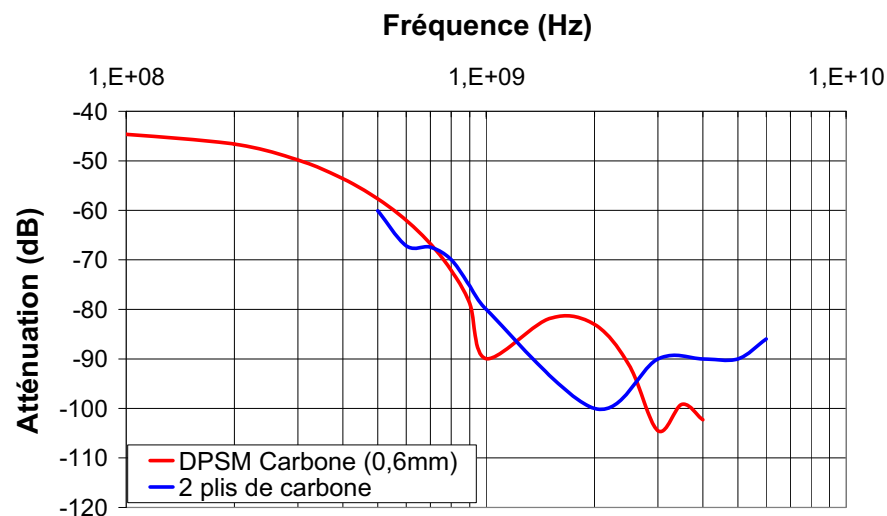


Figure IV-32 : Comparaison expérimental et théorique (DPSM) de l'efficacité de blindage de deux plis de fibres de carbone en haute fréquence (0,1 à 6 GHz).

Pour conclure, nous pouvons dire que les deux plis de carbone (1,2 mm) correspondent à 0,6 mm de matériaux homogènes et de conductivité électrique $2,2 \cdot 10^4$ S/m correspondant à la conductivité des fibres de carbone. En effet, ce matériau composite est constitué d'environ 50% de fibres de carbone, donc nous avons divisé par deux afin d'obtenir un modèle équivalent puisque nous ne modélisons pas les couches de résine diélectrique du composite.

Les courbes de la Figure IV-33 représentent l'atténuation en dB, apportée par le carbone, en fonction de la fréquence.

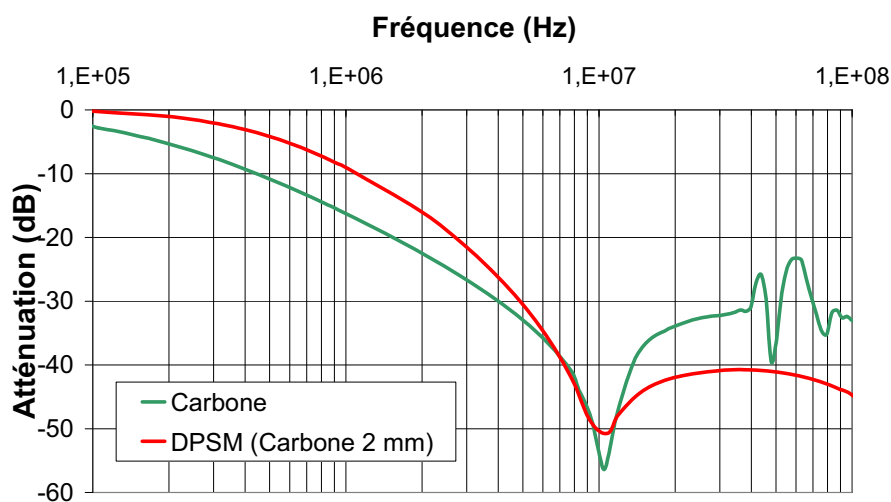


Figure IV-33 : Comparaison expérimental et théorique (DPSM) de l'atténuation du carbone en basse fréquence (1 à 100 MHz).

Les courbes de la Figure IV-34 représentent l'efficacité de blindage en dB, apportée par le matériau composite composé de huit plis de fibres de carbone, pour des fréquences comprises entre 0,1 et 6 GHz. Ici, la modélisation ne prend pas en compte tous les plis de carbone mais uniquement les surfaces supérieurs et inférieurs tels que représenté sur la Figure IV-30.

Toutefois la modélisation DPSM pourrait nous permettre de modéliser tous les plis de notre matériau stratifié multicouche.

Nous remarquons une bonne corrélation entre la théorie et la mesure de l'efficacité de blindage pour ce matériau pour des fréquences inférieures au GHz. Au dessus de cette fréquence, des fuites électromagnétiques sont présentes ce qui expliquent la divergence des deux courbes.

La simulation suppose que l'onde plane incidente sur le stratifié voyage à travers l'épaisseur du matériau et existe sur la face opposée. Cela suggère que si la fréquence augmente, la perte par absorption devient le mécanisme dominant de l'efficacité de blindage. Cela est directement lié à l'effet de peau puisque le courant est proche de la surface du conducteur pour le stratifié.

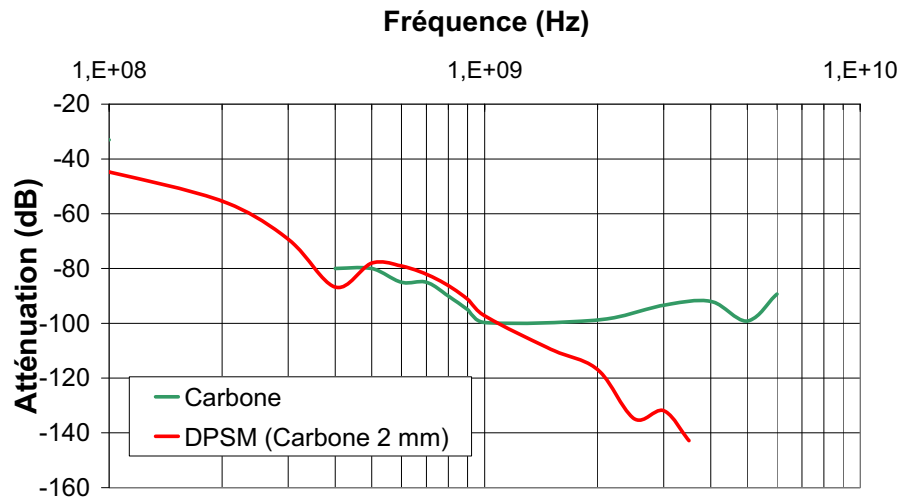


Figure IV-34 : Comparaison expérimental et théorique (DPSM) de l'efficacité de blindage de sept plis de fibres de carbone en haute fréquence (0,1 à 6 GHz).

Pour conclure, nous pouvons dire que les huit plis de carbone (4,1 mm) correspondent à 2 mm de matériaux homogènes et de conductivité électrique $2,2 \cdot 10^4$ S/m correspondant à la conductivité des fibres de carbone.

Le coefficient de transmission calculé à partir du modèle DPSM a été tracé sur la Figure IV-35 pour le matériau hybride et pour le composite carbone. La simulation du coefficient de transmission dépend directement de l'absorption dans le composite.

Uberall [132] et Stoyanov [133] pensent que le contact est imparfait entre les différentes fibres de carbone individuelles donc qu'il faut prendre en compte une réduction de la conductivité électrique du carbone. Toutefois, il ne faut pas oublier que la plupart des travaux publiés, portent sur les fibres courtes de carbone (moins de 5 mm de longueur) mélangées à une résine. Ce n'est pas le cas pour cette application où les fibres de carbone sont longues et tissés avec plus de 6000 fibres. Ce résultat est en accord avec les travaux de Réa [32].

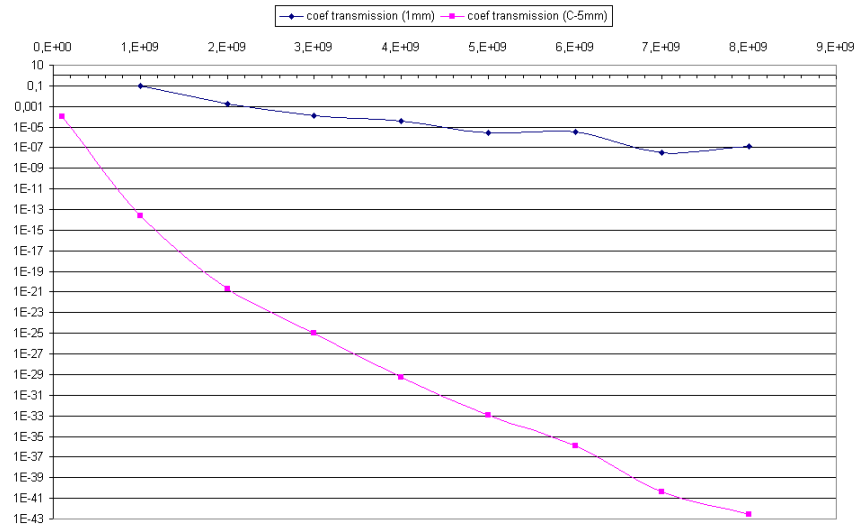


Figure IV-35 : Coefficient de transmission simulée pour le composite hybride et le composite à renforts de fibres de carbone.

Pour conclure, ce paragraphe dédié à l'utilisation du modèle DPSM pour la caractérisation électromagnétique de nos matériaux est très intéressante pour modéliser des applications complexes. Dans ce cas, nous sommes en présence d'un milieu complexe tel que les matériaux composites. Pour cette étude nous avons utilisé une approximation sur le nombre de couches, toutefois les résultats obtenus sont très comparables à l'expérience.

IV.4.1.2 Méthode des éléments finis

Pour cette simulation du blindage électromagnétique, nous avons utilisé le logiciel élément fini Comsol 3.4.

La source de rayonnement électromagnétique, l'élément PT1, simulant l'antenne émettrice est dans la même position pour toutes les configurations. Cette source est modélisée comme un dipôle magnétique. La fréquence varie de 1 à 6 GHz.

Le champ d'émission est représenté par les ondes transversales (TE), qui sont décrits par l'équation de propagation en 2D :

$$\nabla \cdot (\mu_r^{-1} \cdot \nabla \cdot \vec{E}) - k_0^2 \epsilon_{rc} \vec{E} = \vec{0} \quad (\text{IV. 65})$$

Où $\vec{E}$ est le vecteur de l'intensité du champ électrique, μ_r est la perméabilité relative et ϵ_{rc} est la permittivité complexe. Le nombre d'onde k_0 de l'espace libre est défini par:

$$k_0 = \omega \cdot \sqrt{\epsilon_0 \cdot \mu_0} = \frac{\omega}{c} \quad (\text{IV. 66})$$

Où c est la vitesse de la lumière dans le vide, μ_0 est la perméabilité magnétique du vide ϵ_0 est la permittivité diélectrique du vide.

Une géométrie du blindage a été créée en 2D (Figure IV-36). La géométrie représente une cage en métal, représentant la cage de Faraday, possédant une ouverture dans laquelle est

modélisé le composite carbone. Deux autres configurations ont également été créées en remplaçant le matériau carbone par le matériau hybride et le grillage Gantois. De plus, nous avons modélisé cette même géométrie mais cette fois ci sans insérer de matériau blindant afin d'obtenir le champ à vide pour comparer avec la partie expérimentale.

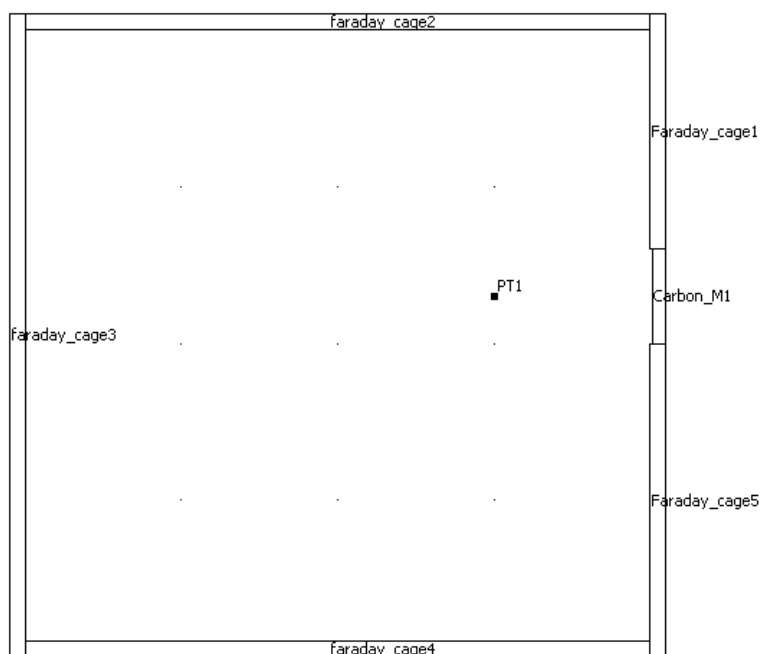


Figure IV-36 : modèle géométrique 2D avec le matériau carbone.

Les propriétés physiques des matériaux utilisés pour cette simulation sont décrites dans le Tableau IV-4.

Tableau IV-4 : Propriétés physiques des différents matériaux.

	Carbone	Hybride	Gantois	Aluminium (cage de Faraday)
Perméabilité relative	1	1	1	1
Permittivité relative	4	4	1	1
Conductivité électrique (S/m)	$2,2 \cdot 10^4$	$2,2 \cdot 10^4$	$9,1 \cdot 10^5$	$3 \cdot 10^7$
Epaisseur (mm)	4,1	1,2	0,2	10

Le maillage des éléments finis est optimisé en fonction de la fréquence. C'est-à-dire que le maillage au niveau du matériau blindant est environ 6 fois inférieur à la longueur d'onde.

La Figure IV-37 présente les lignes de champs électriques émis à une fréquence de 1 GHz avec un matériau diélectrique placé dans l'ouverture et la Figure IV-38 présente le modèle géométrique dans le cas de du matériau carbone.

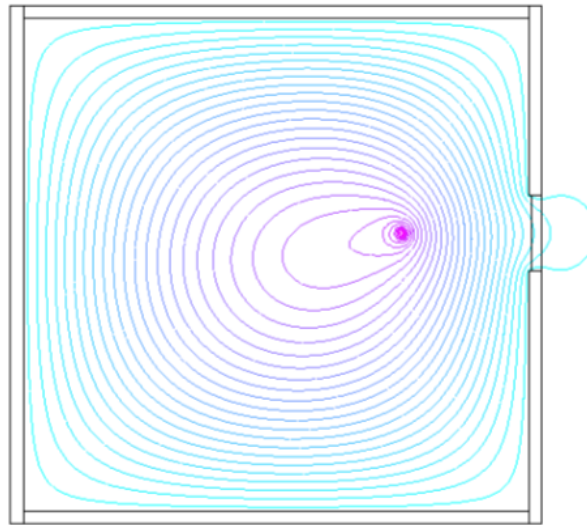


Figure IV-37 : lignes de champs électriques émis pour le cas d'un matériau diélectrique.

Dans la Figure IV-37, une fuite du champ électromagnétique est observée en raison des propriétés diélectriques du verre tandis que dans la Figure IV-38, la conductivité électrique du carbone est suffisante pour assurer un blindage électromagnétique.

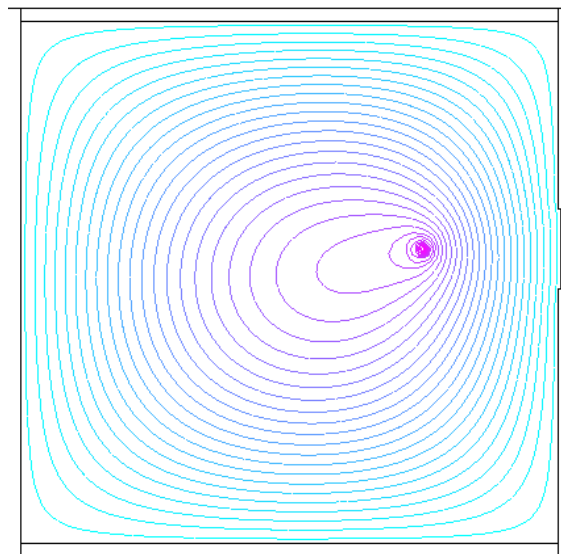


Figure IV-38 : lignes de champs électriques émis pour le cas d'un matériau carbone.

Une première mesure de la puissance reçue à vide (E_1), c'est-à-dire sans écran. La seconde mesure est effectuée avec un des matériaux modélisés (E_2). Enfin la valeur finale de l'efficacité de blindage est $SE = E_1 - E_2$.

La Figure IV-39 montre les valeurs de l'efficacité de blindage du champ électrique (1 à 6Ghz) obtenues par cette simulation. Ces résultats sont également comparés à ceux obtenus en cage de Faraday. Contrairement au modèle analytique (GAMT-20), cette simulation montre une bonne corrélation avec les expériences dans cette gamme de fréquence.

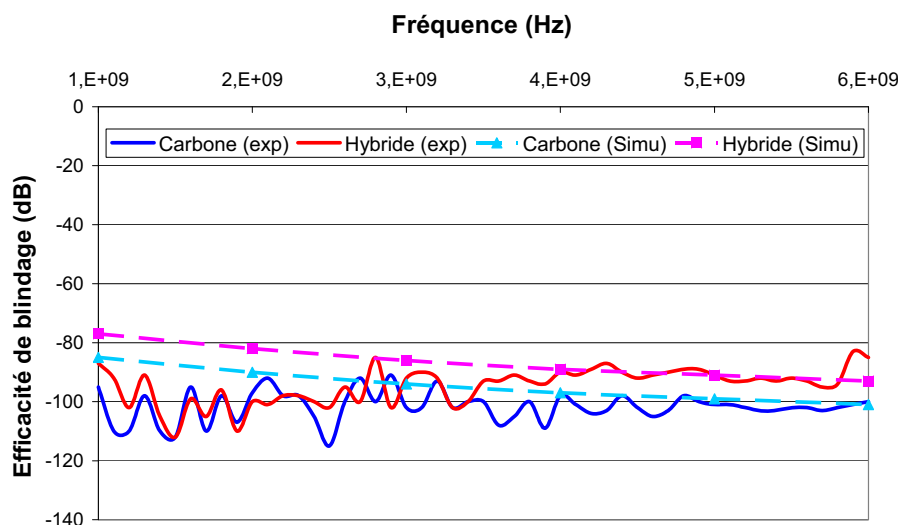


Figure IV-39 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour nos matériaux. Comparaison éléments finis et expérimentale.

Toutefois, une des hypothèses de cette simulation est l'utilisation d'un matériau homogène. Ainsi, ce modèle ne prend pas en compte les multiples réflexions entre les différents plis que composent nos stratifiés. Cette simplification peut expliquer la légère différence pour les fréquences comprises entre 1 et 2 GHz entre les résultats obtenues expérimentalement et par les éléments finis.

IV.5 Liaison matériau composite – blindage 3D

IV.5.1 Mesure de la résistance électrique des liaisons

Comme nous l'avons dit dans le paragraphe IV.3.3.4, la continuité électrique constitue un problème fondamental pour assurer un blindage électromagnétique suffisant pour une structure complexe. Dans ce paragraphe, nous apportons une contribution technologique pour élaborer des liaisons composites-composites en dégradant le moins possible la continuité électrique aux niveaux des fibres de carbone.

Plusieurs solutions technologiques ont été évaluées électriquement et électromagnétiquement :

- 1) Deux plaques hybrides (ou plaque support) reliées entre elles par deux plis de carbone avec une zone de recouvrement de 100 mm sur chacune des plaques supports (Figure IV-40) ;



Figure IV-40 : Liaison hybride-carbone avec une zone de recouvrement de 100 mm.

- 2) Deux plaques hybrides (ou plaque support) reliées entre elles par deux plis de carbone avec une zone de recouvrement de 200 mm sur chacune des plaques supports (Figure IV-41) ;

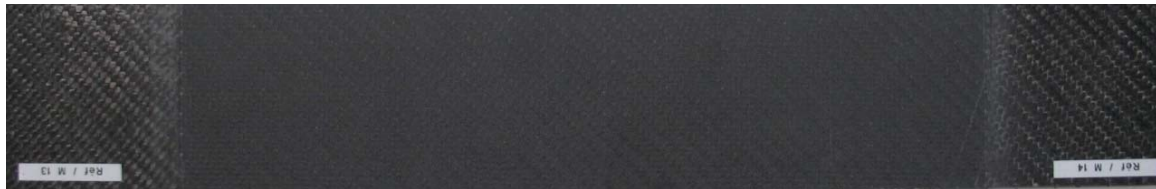


Figure IV-41 : Liaison hybride-carbone avec une zone de recouvrement de 200 mm.

- 3) Idem que la solution (2) mais cette fois ci, nous rajoutons des rivets en aluminium espacés d'environ 50 mm (Figure IV-42).



Figure IV-42 : Liaison hybride-carbone avec une zone de recouvrement de 200 mm avec rivets.

Afin de mesurer la résistance électrique entre les deux plaques supports, nous utilisons la méthode directe avec un ohmmètre comme décrit sur la Figure IV-43.

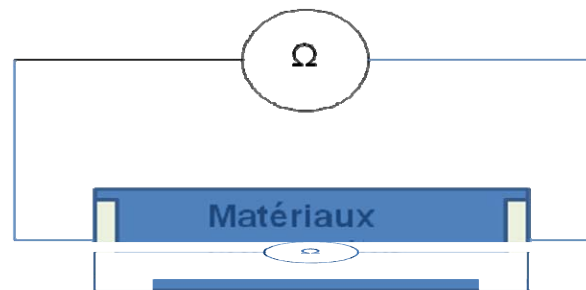


Figure IV-43 : Schéma pour la mesure de la résistance électrique pour les liaisons hybride-composite.

Afin de comparer la résistance électrique de ces liaisons, nous mesurons également la résistance électrique d'un tissu sec ayant la même dimension que la liaison entière. Ces résultats sont présentés sur la Figure IV-44.

Nous observons une nette différence entre le pli sec et la liaison ayant une zone de recouvrement de 100 mm de longueur. Pour les solutions technologiques (2 et 3) nous obtenons sensiblement les mêmes valeurs de la résistance électrique, compris entre 3,3 et 4 Ohm.

De plus, pour la solution (3), nous mesurons également la résistance entre les rivets pour voir si nous retrouvons la continuité des fibres de carbone.

La résistance entre les rivets est comprise entre 1,2 et 1,4 Ohm. Donc les rivets sont en contact avec les fibres de carbone. De plus, nous pouvons également penser que l'ajout de rivet va favoriser le contact entre les différents plis de carbone. Ceci explique en partie une plus faible résistance électrique de la liaison par rapport à la même liaison mais sans rivet.

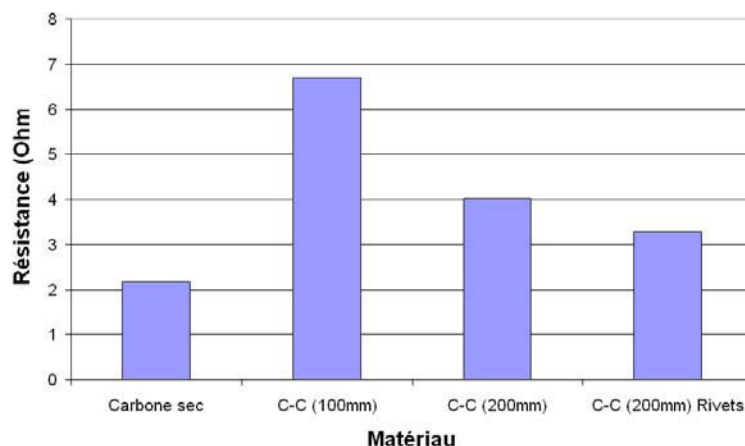


Figure IV-44 : Mesure de la résistance électrique de différentes liaisons comparées à un tissu sec.

Après ces mesures de la résistance électrique des différentes liaisons, nous effectuons la mesure de l'efficacité de blindage en cage de Faraday.

IV.5.2 Mesure de l'efficacité de blindage des liaisons

Les mesures d'efficacité de blindage ont été effectuées sur des plaques de 600*600 mm² pour mieux représenter le blindage d'une liaison composite-composite. Pour cela nous avons fabriqué plusieurs configurations :

- 1) Une plaque référence de dimension 600*600 mm² constituée de six plis de verre E (500 g/m²) avec un pli de carbone (600g/m²) de chaque côté. De plus, un traitement thermique a été réalisé sur le pourtour des deux faces afin d'améliorer la continuité électrique entre le composite et la cage de Faraday pour éviter les fuites électromagnétiques. Cette plaque sera notée « Hybride » dans la suite de cette étude.
- 2) Puis, nous avons fabriqué des substrats hybrides constitués de six plis de verre E (500 g/m²) avec un pli de carbone (600 g/m²) de chaque côté. La liaison de ces deux plaques a été réalisée par infusion de deux plis de carbone (600g/m²) avec un recouvrement de 100 mm sur chacun des substrats. La zone du substrat concernée par la liaison a été au préalable « traitée thermiquement ». Cette plaque sera nommée « H100 » dans la suite de ce paragraphe.
- 3) Cette plaque a été réalisée comme la plaque « H100 » mais cette fois-ci le recouvrement est de 200 mm sur chacun des substrats. Cette plaque est notée « H200 ».

- 4) Cette plaque est réalisée de la même manière que « H200 » mais des rivets ont été positionnés tous les 50 mm dans chaque direction pour essayer d'améliorer la continuité électrique entre les différents plis de carbone. Cette plaque est notée « HR200 ».

Après réalisation de ces plaques assemblées mesurant 600* 600 mm², un traitement de surface est effectué sur le pourtour sur chaque face et sur une largeur de 30 mm pour réaliser une continuité électrique entre les fibres de carbone et la paroi métallique de la cage de Faraday.

Les courbes de la Figure IV-45 montrent l'efficacité de blindage pour ces quatre échantillons en fonction de la fréquence comprise entre 1 et 6 GHz. Pour ces différentes liaisons, nous constatons que la continuité électrique est bien assurée entre les différents substrats puisque nous n'observons pas d'augmentation sensible de l'efficacité de blindage.

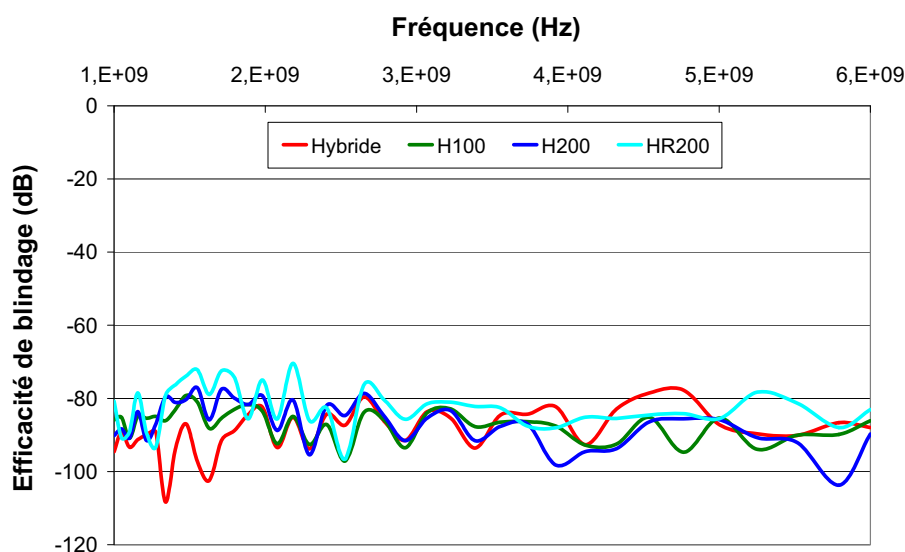


Figure IV-45 : Efficacité de blindage en fonction de la fréquence pour les différentes configurations de liaisons composite-composite.

Nous constatons que l'ajout des rivets en aluminium n'améliore pas l'efficacité de blindage. Cette constatation est positive car l'ajout de rivets déstabilise à priori la structure car des microfissures sont présentes autour de ces inserts.

La dimension de recouvrement n'affecte pas l'efficacité de blindage de ces liaisons. Ces deux liaisons H100 et H200 sont en mesure de fournir des niveaux élevés de blindage électromagnétique (< -77 dB). Malgré la différence de la résistance électrique entre un recouvrement de 100 et de 200 mm au paragraphe précédent, nous ne constatons pas de différence entre ces deux configurations sur la mesure de l'efficacité de blindage.

Ces matériaux fourniront donc une réduction significative de masse, par rapport à une structure acier, et également une capacité de former des assemblages complexe en raison de la possibilité de mouler et d'assembler ces composites.

IV.6 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, l'efficacité de blindage électromagnétique de différents matériaux composites a été mesurée dans un tunnel anéchoïque et en cage de Faraday.

Nous avons souligné l'importance de la continuité électrique à la périphérie du matériau sur la performance mesurée. L'utilisation d'un traitement de surface thermique permet de réduire les fuites électromagnétiques.

Pour le carbone, la conductivité est suffisante pour assurer un haut niveau de blindage électromagnétique pour des applications militaires. L'efficacité de blindage d'un matériau constitué de huit plis de carbone est inférieure à -90 dB. Ce très haut niveau de protection peut être expliqué par les nombreuses réflexions en raison de la multiplicité des interfaces matrice-carbone.

De plus, nous avons démontré qu'un matériau hybride constitué de fibres de verre avec un pli de carbone sur chacune des faces externes fournit une grande efficacité de blindage inférieure à -80 dB. Donc cette étude a ainsi montré la possibilité de remplacer six couches de fibre de carbone par une seule nappe de fibres de carbone sur chacune des surfaces extérieures d'un composite verre pour réaliser un blindage électromagnétique suffisant pour notre application. Cette méthode permet donc de réduire le coût des structures composites sans dégrader les propriétés mécaniques de ces matériaux.

Dans la dernière partie, nous avons réalisé une étude sur différentes configurations de liaisons composite-composite. Nous avons constaté qu'avec un recouvrement adéquat (100 ou 200 mm) de deux substrats, nous mesurons une efficacité de blindage inférieur à -78 dB.

Pour la suite de ce projet et afin de montrer la possibilité industrielle d'une telle méthode, il serait judicieux de fabriquer une boîte (comme une cage de Faraday) possédant des ouvertures (portes, aérations, passages de câbles...) et de réaliser une étude complète de l'efficacité de blindage d'une telle structure.

Concernant la modélisation électromagnétique, la méthode des éléments finis et la méthode DPSM ont montré une bonne corrélation avec les expériences. En particulier, nous avons réussi à retrouver les courbes d'impédance de surface à l'aide de la modélisation DPSM. Cette méthode est très prometteuse pour la modélisation de la propagation de ces types de matériaux multicouches. En effet, il est possible de modéliser plusieurs couches diélectriques et conductrices comme nos matériaux composites.

Il serait ainsi possible de simuler une multitude de configurations en modifiant l'épaisseur de la couche diélectrique ou encore en modifiant la conductivité du carbone pour trouver la meilleure configuration ayant un rapport coût/blindage le plus faible possible.

De plus, nous avons modélisé une plaque infinie mais il serait également possible de modéliser une plaque fini afin de mieux comprendre les phénomènes de fuites électromagnétiques. Pour finir nous pourrions également envisager de modéliser des liaisons composite-composite pour simuler les différentes configurations afin d'optimiser ces structures complexes.

Chapitre V. Matériau composite intégrant un système de contrôle de santé

Dans ce chapitre, nous nous consacrons à la description des techniques retenues pour la mise en œuvre expérimentale du contrôle de santé des plaques composites. Dans un premier temps, nous décrirons les différents matériaux étudiés dans cette thèse. Après quelques rappels sur les méthodes couramment employées pour la génération des ondes de plaques, nous justifierons notre choix de capteurs piézoélectriques sous forme de disques minces eu égard à la nature des matériaux et à la stratégie retenue pour l'interrogation de structures de grande étendue. Nous identifierons la nature des modes générés en nous basant sur la description analytique des vitesses de phase des ondes de Lamb à l'intérieur des matériaux sains. Puis nous décrirons le processus qui nous a menés, par l'étude phénoménologique de l'introduction de défauts réels, à la mise en place d'outils de traitement des données spécifiques pour la détection et la localisation de ces endommagements. Enfin nous réaliserons une étude par éléments finis de la propagation des ondes de Lamb afin de corréler ces résultats avec la partie expérimentale.

V.1 Introduction

Ce chapitre traite de l'utilisation des capteurs piézoélectriques (PZT) afin de détecter les endommagements en utilisant des techniques de propagations d'ondes. Cette application piézoélectrique s'appuie sur la technologie des connaissances accumulées dans les contrôles classiques non destructifs (CND), et l'évaluation non destructive (END). La principale différence entre notre approche et l'approche conventionnelle END, est que la notre utilise des transducteurs intégrés au sein même de la structure sous test. Pour cette raison, nous considérons que notre approche conduit à une nouvelle technologie à ultrasons intégrés : le contrôle de santé intégré (CSI). Les ultrasons intégrés faciliteront la demande d'interrogation de la structure afin de déterminer son état de santé actuel et de prévoir la durée de sa vie restante.

L'émergence de nouvelles techniques de CSI par ultrasons est activée par les transducteurs PZT. Parce que les transducteurs PZT sont fondamentalement différents dans leur fonctionnement à partir de transducteurs conventionnels NDE, le développement des ultrasons embarqués nécessite le développement de nouvelles interrogations à ultrasons et des méthodes d'interprétations. Ce chapitre couvre les questions et les nouvelles directions de recherche qui doivent être explorées en vue de la maturité du concept des ultrasons intégrés.

Dans un premier temps, nous décrivons les différents matériaux étudiés dans cette thèse. Il s'agit de plaques relativement minces de matériaux composites à renforts de fibres de verre ou de carbone. Chacun des composites a été testé mécaniquement afin de déterminer les constantes élastiques dans le but de calculer les courbes de dispersions des ondes de Lamb en fonction de l'anisotropie et/ou des propriétés géométriques spécifiques de chacun des matériaux étudiés. Ce calcul des courbes de dispersions nous permet de calculer la vitesse de groupe et la vitesse de phase en fonction de la fréquence d'excitation des transducteurs piézoélectriques.

Dans un second temps, nous introduisons des défauts localisés dans les composites. Le but de cette partie est de quantifier la dimension de ces endommagements en définissant plusieurs techniques. Cette quantification est réalisée par l'observation des signaux temporels, ou en travaillant sur l'amplitude et la phase, ou en calculant les coefficients de la décomposition en ondelette, ou en calculant les coefficients de corrélation ou encore en définissant un paramètre d'endommagement basé sur la transformée de Fourier.

Dans un troisième temps, nous effectuons des impacts basse-vitesse afin de réaliser des défauts réels dans les structures composites verre et carbone. Nous quantifions tout d'abord le dimensionnement de ces impacts par des méthodes conventionnelles de contrôle non destructif externe. Puis nous réalisons une étude sur la détection et la quantification du dimensionnement de ces impacts par la technique de contrôle interne par les ondes de Lamb. Enfin nous effectuons une étude sur la localisation de ces impacts par un traitement de signal réalisé à l'aide de la transformée en ondelette continue et discrète.

Pour finir ce chapitre, nous effectuons une modélisation par éléments finis afin de mieux comprendre la propagation des ondes de Lamb dans ces matériaux composites. Pour ce faire nous comparons les signaux temporels obtenus par simulation et par l'expérimentation.

V.2 Les matériaux étudiés

V.2.1 Composite verre/vinylester

Le premier composite étudié est constitué d'une matrice de résine vinylester et d'un renfort de fibres de verre Taffetas 500gr/m². Ce type de matériau est couramment utilisé dans l'industrie navale pour la réalisation de superstructure en remplacement du métal. La plaque a pour dimension 720 mm par 760 mm pour 4 mm d'épaisseur et la masse volumique du matériau est $\rho = 1960 \text{ kg/m}^3$ (Figure V-1).

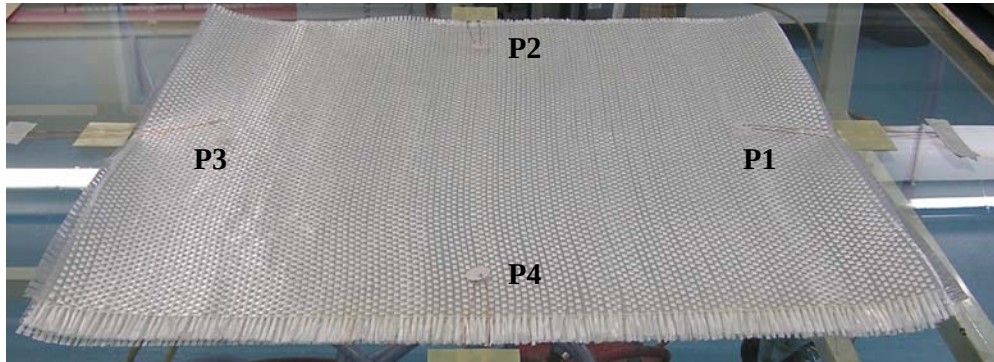


Figure V-1 : Matériau composite à renfort de fibre de verre instrumenté de capteurs piézoélectriques.

Pour la modélisation des courbes de dispersions des modes de Lamb, nous nous sommes inspirés de la méthode décrite dans la littérature [65] à partir de la matrice d'élasticité $[C]$ de notre matériau :

$$C = \begin{bmatrix} 28,7 & 5,7 & 3 & 0 & 0 & 0 \\ 5,7 & 28,7 & 3 & 0 & 0 & 0 \\ 3 & 3 & 12,6 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 4,1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4,1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4,9 \end{bmatrix} \text{ GPa} \quad (\text{V. 1})$$

La Figure V-2 (bleu mode antisymétrique A et en rouge mode symétrique S) présente les courbes de dispersions obtenues dans le domaine $f \cdot d < 5 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$ et $C_p < 6 \text{ km/s}$. La théorie des courbes de dispersions pour la vitesse de phase et de groupe ont été obtenues en utilisant le formalisme de Nayfeh [65] présenté dans le chapitre II.

Dans ce type de matériau il n'existe que deux modes sans fréquence de coupure, le mode symétrique (S_0) et antisymétrique (A_0). Les autres modes sont numérotés suivant l'ordre d'apparition de leurs fréquences de coupure. En particulier, la première fréquence de coupure

$$\text{est celle du mode } A_1, \quad f_c d = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{C_{55}}{\rho}} = 0,723 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$$

Les échantillons ayant une épaisseur de 4mm, nous en déduisons donc que pour rester dans le domaine de fréquence où seuls les modes d'ordre zéro peuvent se propager, il ne faut pas utiliser une fréquence de travail supérieure à 180,75 kHz.

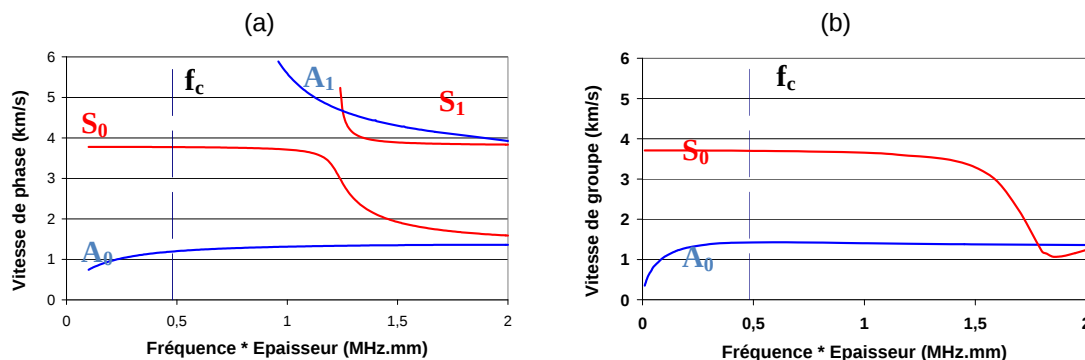


Figure V-2 : Courbe de dispersion théorique du matériau composite à renforts de fibres de verre (a) vitesse de phase (b) vitesse de groupe

Pour l'application du contrôle de santé interne, de minces transducteurs piézoélectriques circulaires (PZT27, Ferroperm) ont été choisis comme émetteurs et récepteurs. Ces transducteurs ont un diamètre de 20 mm et d'épaisseur 0,5 mm. Un réseau composé de quatre PZT (noté P1, P2, P3 et P4) ont été intégrés au milieu du stratifié lors de l'infusion sous bâche à vide. Nous reviendrons plus en détail sur le choix de ces capteurs plutôt que d'autres dans le paragraphe V.3. 2.

V.2.2 Composite carbone/vinylester

Le second composite étudié dans cette étude est constitué d'une matrice de résine vinylester et d'un renfort de fibres de carbone Sergé 600gr/m². Les échantillons ont pour dimension 720*760 mm² pour 5 mm d'épaisseur et la masse volumique du matériau est $\rho = 1560 \text{ kg/m}^3$. (Figure V-3).

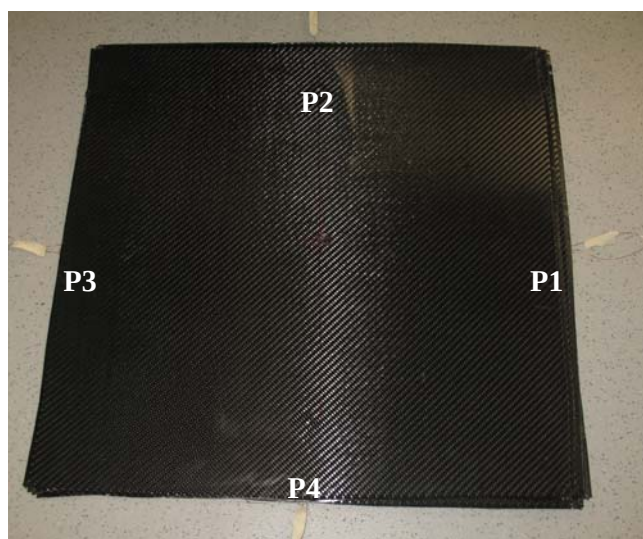


Figure V-3 : Matériau composite à renfort de fibre de carbone instrumenté de capteurs piézoélectriques.

Pour la modélisation des courbes de dispersions des modes de Lamb, nous nous sommes inspirés de la méthode décrite dans la littérature [65] à partir de la matrice d'élasticité $[C]$ de notre matériau.

$$C = \begin{bmatrix} 100 & 38.8 & 13 & 0 & 0 & 0 \\ 38.8 & 100 & 13 & 0 & 0 & 0 \\ 13 & 13 & 25 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3.2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3.2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4.2 \end{bmatrix} GPa \quad (V. 2)$$

La Figure V-4 (bleu mode antisymétrique A et en rouge mode symétrique S) présente les courbes de dispersion obtenues dans le domaine $f \cdot d < 5 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$ et $C_p < 14 \text{ km/s}$.

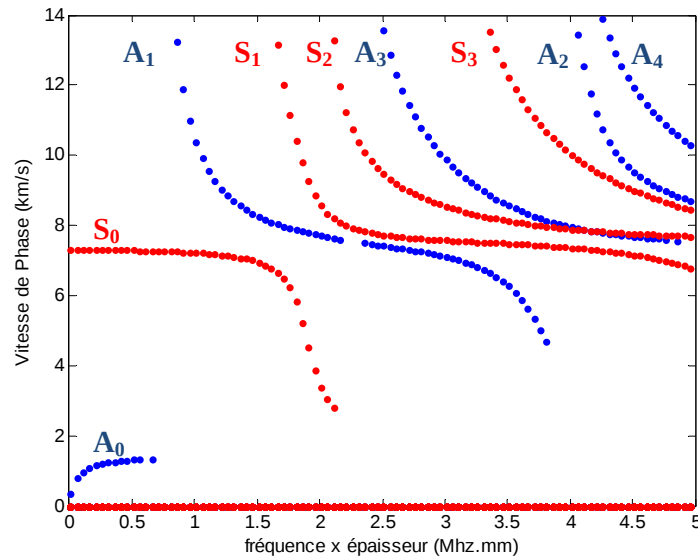


Figure V-4 : Courbes de dispersions analytique du composite à renforts de fibres de carbone.

Comme pour le composite à renforts de fibres de verre, il n'existe que deux modes sans fréquence de coupure, le mode symétrique (S_0) et antisymétrique (A_0). En particulier, la

première fréquence de coupure est celle du mode A_1 , $f_c d = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{C_{55}}{\rho}} = 0,7161 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$

Les échantillons ayant une épaisseur de 5 mm, nous en déduisons donc que pour rester dans le domaine de fréquence où seuls les modes d'ordre zéro peuvent se propager, il ne faut pas utiliser une fréquence de travail supérieur à 143,2 kHz. Nous notons également pour ce matériau, les valeurs des constantes élastiques (V.2) imposent un croisement aux modes S_2 et A_3 alors que les modes A_1 et S_1 ne se croisent pas.

V.3 Instrumentations des plaques

V.3.1 La génération d'ondes de plaques

La méthode la plus répandue pour la génération et l'étude des ondes de plaques consiste à utiliser un ou deux transducteurs en incidence oblique sur une plaque immergée. Les coefficients de réflexion et de transmission sont utilisés pour la détermination des vitesses et pour la détection de défauts dans des plaques métalliques immergés dans l'eau. Cependant la validité de cette méthode est limitée dans le cas des composites à matrice polymère du fait de la moindre rupture d'impédance entre le matériau à tester et le liquide de couplage. De plus, la mise en œuvre de la méthode en immersion proscrit son utilisation dans le cadre du contrôle de santé in situ de structures composites.

Basé sur la conversion des ondes longitudinales en ondes de Lamb dans le matériau à tester la méthode du transducteur à sabot permettent de s'affranchir de l'immersion de l'échantillon, mais la grande majorité des transducteurs de ce type disponibles dans le commerce ont été mis au point pour la génération d'ondes de plaques dans les matériaux métalliques. Par ailleurs ce type de transducteur est relativement encombrant ce qui empêche son intégration dans une structure sensible, et il nécessite l'emploi d'un gel de couplage qui a le désavantage d'introduire des incertitudes sur la reproductibilité des mesures.

Pour s'affranchir des problèmes liés au couplage acoustique, la génération d'ondes de Lamb peut se faire sans contact à l'aide par exemple de transducteurs électro-magnéto-acoustiques (EMAT) par l'induction de courants de Foucault à l'intérieur du matériau à tester. Malheureusement, cette méthode reste exclusivement applicable aux matériaux conducteurs.

La majorité des études dévolues au développement de matériaux ou de structures sensibles se basent sur l'intégration des transducteurs au sein même de la structure. Ces derniers peuvent être des films de polymère piézoélectrique PVDF (Polyvinylidene fluoride) mais les meilleurs rendements énergétiques sont obtenus avec des céramiques piézoélectriques (PZT, PT ou PbNb_2O_6) montées en surface ou insérées à l'intérieur des matériaux. Les matériaux piézoélectriques présentent l'avantage de jouer à la fois le rôle d'émetteur et de récepteur du fait des deux effets piézoélectriques direct et inverse. Les céramiques piézoélectriques possèdent de plus une bonne stabilité dans un vaste domaine de température.

V.3.2 Disques piézoélectriques

Le choix du matériau pour les capteurs utilisés tant en émission qu'en réception s'est porté sur des Titanates Zirconate de Plomb (PZT) à fort couplage électromécanique radial k_{13} . Cela signifie que lorsque la céramique est polarisée suivant la direction 3, elle produit un déplacement important suivant la direction 1 (ou la direction 2 qui lui est équivalente). Nous utilisons par exemple le PZT Ferroperm de type PZ27 qui possède un k_{13} de 33% pour une température de curie T_C de 350°C. A titre de comparaison, nous donnons les caractéristiques d'autres matériaux piézoélectriques dans le Tableau V-1. La plupart des Métaniobates de Plomb ont un k_{13} inférieur à 10% pour T_C allant jusqu'à 570°C, les Titanates de plomb ont un k_{13} inférieur à 1% ce qui est trop faible pour l'excitation des modes de Lamb.

Tableau V-1 : Caractéristiques des matériaux piézoélectriques.

Matériau	Titanate Zirconate de Plomb (PZT)	Titanate de plomb (PT)	Métaniobate de Plomb ($PbNb_2O_6$)	Polyvinylidene fluoride (PVDF)	Piézocomposite 1-3
k_{13}	0.33	<0.01	<0.1	0.12	0.1
$T_C (^{\circ}C)$	350	350	570	80	100

Les céramiques utilisées sont des disques dont l'axe coïncide avec la direction de polarisation (direction 3). Souhaitant disposer d'une fréquence de travail inférieure à 180 kHz pour le verre et 143kHz pour le carbone, le diamètre des pastilles est fixé à 20 mm. Ainsi, la fréquence du premier mode de vibration radiale se situe aux alentours de 100 kHz dans l'air

($f_r = \frac{N_p}{D}$ avec $N_p = 2011$ m/s). Cette fréquence sera modifiée par le fait d'insérer la pastille

piézoélectrique dans les différents échantillons. L'épaisseur des éléments de 0,5 mm fixe la fréquence du premier mode de vibration en épaisseur autour de 3,9 MHz ($f_r = \frac{N_t}{T}$ avec

$N_t = 1953$ m/s). Le rapport entre l'épaisseur et le diamètre des capteurs a été choisi de telle sorte que les domaines de fréquences des modes radiaux et du mode épaisseur soient parfaitement découplés. On préserve ainsi la double fonctionnalité du capteur, qui peut être utilisé à la fois pour le suivi du vieillissement des propriétés viscoélastiques (vibration en épaisseur), et pour la génération d'ondes de Lamb basse fréquence (vibration radiale) pour la détection d'endommagements.

Enfin la forme circulaire du capteur a été imposée par la volonté de produire un faisceau divergent de sorte que le transducteur permette l'interrogation d'une large zone de la plaque à tester.

V.3.2.1 Types d'excitation utilisés

L'excitation électrique des capteurs se fera soit en régime impulsionnel, soit en trains d'ondes. En régime impulsionnel, l'excitation du capteur par une impulsion brève permet une émission relativement large bande. Les ondes mécaniques sont générées dans un large domaine fréquentiel.

En trains d'ondes, l'excitation consiste en un nombre fini de périodes de sinusoides dont on fixe arbitrairement la pulsation. On obtient donc un signal dont la fréquence centrale est accordée pour optimiser la génération d'un mode particulier.

V.3.2.2 Identification des modes générés dans le cas sain

Dans un premier temps, nous cherchons à identifier les diverses contributions au signal transmis entre un émetteur et un récepteur identiques. Les pastilles piézoélectriques ont été collé sur le composite avec de la résine époxyde afin d'assurer un couplage mécanique rigide et parfaitement reproductible.

A titre d'exemple, nous nous intéressons à l'identification des modes générés dans une plaque composite carbone instrumentée de 4 pastilles piézoélectriques (P1, P2, P3 et P4).

Après émission d'une impulsion électrique sur l'élément P1, nous recueillons sur P2 le signal présenté sur la Figure V-5. Nous observons un premier paquet d'onde qui parvient au détecteur après un temps de vol de 55 μs (zone temporelle A) puis un deuxième paquet d'onde relativement perturbé après un temps de vol d'environ 200 μs (zone temporelle B).

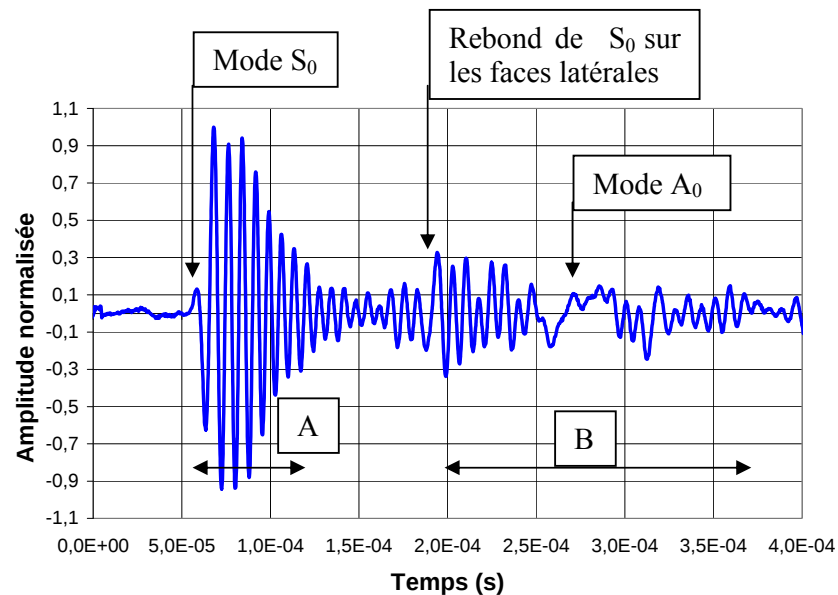


Figure V-5 : Signal transmis en régime impulsionnel sur la plaque à renforts de fibres de carbone.

Comme nous pouvons le constater sur les transformées de Fourier rapides (FFT) de ces zones, le contenu spectral du premier paquet d'onde est centré sur une fréquence d'environ 121 kHz (Figure V-6.a) alors que celui du second résulte de la superposition probable de plusieurs contributions et présente plusieurs pics centrés sur 117, 102, 73, 58, 43 et 19 kHz (Figure V-6.b).

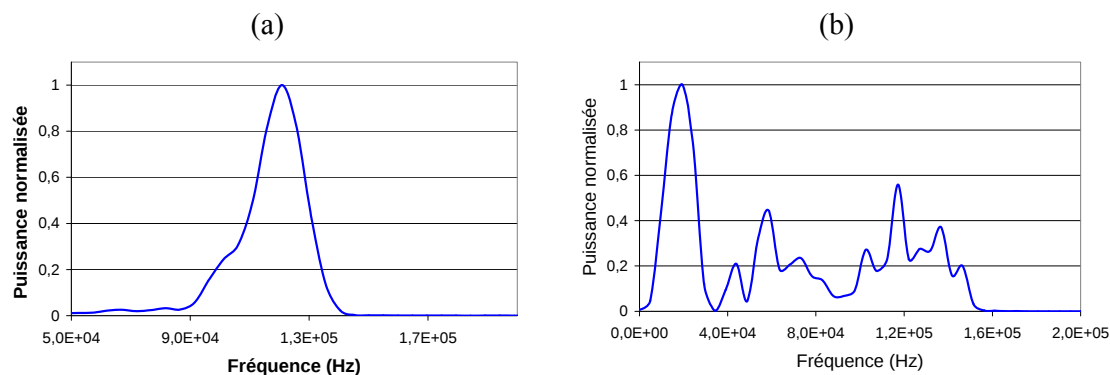


Figure V-6 : Spectre du premier (a) et du second (b) paquet d'onde reçu sur la plaque composite carbone.

V.3.3 Optimisation de la génération des modes fondamentaux

Comme nous l'avons évoqué au paragraphe précédent, le seul moyen dont nous disposons pour optimiser l'excitation d'un mode particulier est l'ajustement de la fréquence d'excitation

du capteur en régime train d'onde. Le choix des fréquences d'excitation particulières s'est porté sur 120 kHz pour la génération optimale de S_0 et sur 19 kHz pour A_0 . Nous vérifions effectivement l'efficacité de la technique sur les signaux de la Figure V-7 où l'on observe dans le premier cas le mode S_0 quasiment pur.

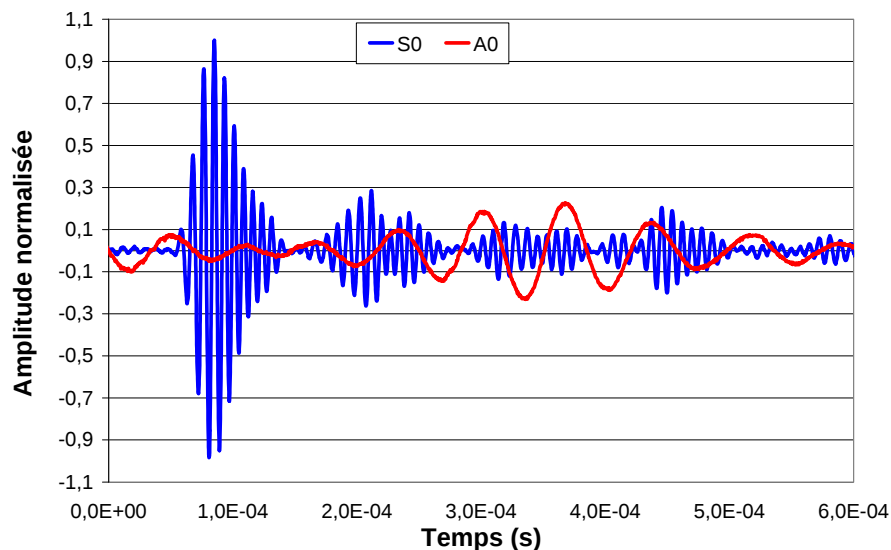


Figure V-7 : Signaux transmis expérimentalement pour $f=120\text{kHz}$ (bleu) et $f=19\text{kHz}$ (rouge).

Dans le second cas, le signal transmis (représenté avec la même échelle verticale (amplitude) que le précédent) montre une quasi-extinction du mode S_0 devant le mode A_0 . Les optima d'amplitudes des signaux pour ces fréquences particulières ont été confirmés par le balayage de toute la gamme de fréquence à l'intérieur de laquelle la transmission du signal était possible.

Dans la suite de cette étude sur le contrôle de santé interne la fréquence d'excitation des transducteurs piézoélectriques est de 120 kHz, afin de privilégier le mode S_0 , car moins dispersif et plus apte à la détection d'endommagements dans les structures composites.

V.3.4 Mesure des vitesses de groupe expérimentalement

Les signaux reçus pour le chemin de propagation P2/P4 dans les matériaux à renforts de fibres de verre et de fibres de carbone sont montrés sur la Figure V-8 et sur la Figure V-9 respectivement.

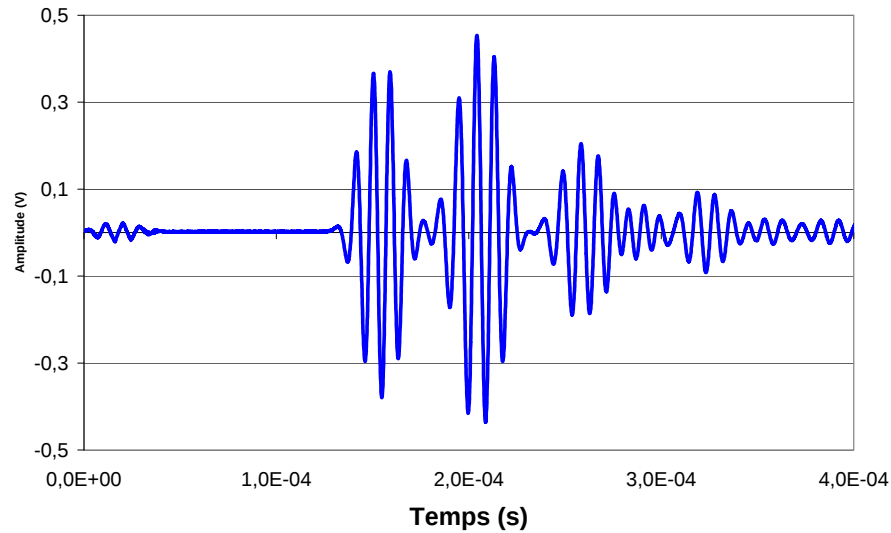


Figure V-8 : Signal reçu pour le chemin P2/P4 pour le composite verre.

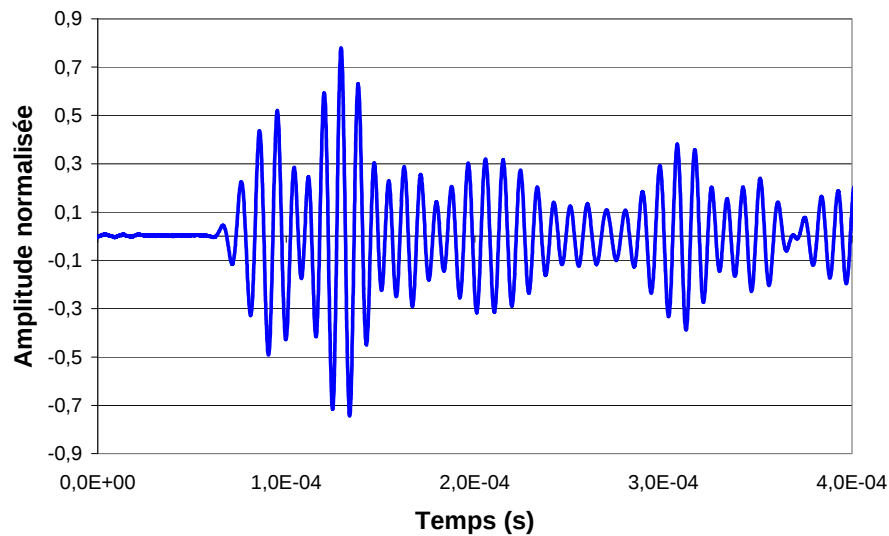


Figure V-9 : Signal reçu pour le chemin P2/P4 pour le composite carbone.

Les vitesses de groupe du mode S_0 , reporté dans le Tableau V-2, montrent que la vitesse varie en fonction de l'angle de propagation des ondes de Lamb. Pour les chemins faisant un angle de 0 et 90°, c'est-à-dire le long des fibres de verre, la vitesse de groupe moyenne du mode symétrique est de 3,853 km/s. Lorsque le chemin de propagation fait un angle de 45°, c'est-à-dire perpendiculairement aux fibres de verre, la vitesse de groupe moyenne du mode S_0 est de 3,482 km/s. Un écart d'environ 0,37 km/s est donc observable selon l'angle de propagation par rapport à l'alignement des fibres. Donc la vitesse de groupe moyenne entre tous les chemins de propagation, pour le mode S_0 , est de 3,606 km/s soit un écart d'environ 4,6% par rapport à la vitesse théorique calculée précédemment.

Tableau V-2 : Mesure des vitesses de groupe du mode S₀ pour le matériau composite à renforts de fibres de verre.

Chemin de propagation	Distance (mm) et angle	T.D.V (μs)	Vitesse S ₀ (km/s)
P1/P2	380 (45°)	108	3,518
P1/P3	555 (0°)	144	3,854
P1/P4	390 (45°)	112	3,482
P2/P3	385 (45°)	110	3,5
P2/P4	520 (90°)	135	3,852
P3/P4	360 (45°)	105	3,429

Les vitesses de groupe du mode S₀, reporté dans le Tableau V-3, montrent que la vitesse varie en fonction de l'angle de propagation des ondes de Lamb. Pour les chemins faisant un angle de 0 et 90°, c'est-à-dire le long des fibres de carbone, la vitesse de groupe moyenne du mode symétrique est de 7 km/s. Lorsque le chemin de propagation fait un angle de 45°, c'est-à-dire perpendiculairement aux fibres de carbone, la vitesse de groupe moyenne du mode S₀ est de 6,417 km/s. Un écart d'environ 0,583 km/s est donc observable selon l'angle de propagation par rapport à l'alignement des fibres. Donc la vitesse de groupe moyenne entre tous les chemins de propagation, pour le mode S₀, est de 6,611 km/s soit un écart d'environ 8,2% par rapport à la vitesse théorique calculée précédemment.

Tableau V-3 : Mesure des vitesses de groupe du mode S₀ pour le matériau composite à renforts de fibres de carbone.

Chemin de propagation	Distance (mm) et angle	T.D.V (μs)	Vitesse S ₀ (km/s)
P1/P2	375 (45°)	60	6,250
P1/P3	530 (0°)	75	7,067
P1/P4	355 (45°)	54	6,574
P2/P3	370 (45°)	55	6,379
P2/P4	520 (90°)	75	6,933
P3/P4	375 (45°)	58	6,465

Les résultats pour ces deux matériaux sont en bon accord avec les prévisions des vitesses de groupes théoriques calculés avec la théorie exposée dans le chapitre II. De plus nous remarquons que l'amplitude pour le chemin P2/P4 est plus faible pour le verre que pour le carbone. Nous avons une atténuation environ 2 fois plus élevée pour le composite verre, ceci est dû à la rigidité supérieure du carbone par rapport au verre.

V.4 Détection de défauts localisés

V.4.1 Définition des outils de détection : défauts artificiels simples

Pour l'estimation préliminaire de la sensibilité des modes guidés à l'apparition d'un défaut localisé de taille croissante, nous avons choisi d'introduire des trous de diamètre contrôlé dans le trajet acoustique entre l'émetteur et le récepteur, et ce dans le cas du matériau composite à renforts de fibres de verre. Nous avons utilisé la technique d'excitation en train d'onde. Le diamètre des trous augmentent de 2 à 8 mm par pas de 2 mm. Dans le matériau composite verre, la fréquence utilisée en train d'onde pour l'optimisation de l'excitation de S₀ (resp. A₀) est f=120 kHz.

Dans cette partie, nous nous intéresserons à une expérience par lesquelles les trous ont été introduits dans une plaque GFRP de dimension 600x600x4 mm. Cet échantillon a été instrumenté avec quatre capteurs piézoélectriques collés en surface, afin de réaliser conjointement trois séries de mesures pour tester différentes configurations Emetteur/Défaut/Récepteur. Dans la configuration (P3/P4) que nous nommerons «dans l'axe» par souci de simplification, l'émetteur, les trous de diamètre croissant et le récepteur sont placés sur un même axe. Dans la configuration (P1/P3), nommé «hors axe», le défaut apparaît et croît hors de la direction d'interrogation formée par les capteurs. Enfin la configuration (P2/P3), le défaut est très loin de ce chemin de propagation. Pour chacune des configurations représentées sur la Figure V-10, nous avons testé l'excitation en trains d'ondes à la fréquence préconisée pour favoriser la transmission du mode S_0 .

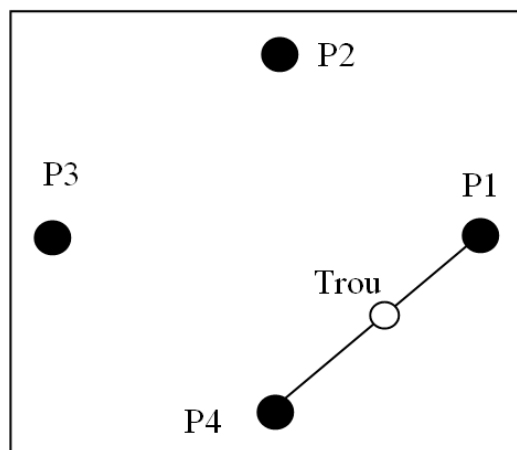


Figure V-10 : Dispositif expérimental pour la détection de trous dans un composite à renforts de fibres de verre.

V.4.1.1 Observations des signaux

Les observations préliminaires des signaux temporels transmis nous ont entre autres permis de constater que les paquets d'ondes transmis au récepteur après interaction avec ce type de défaut voient leur amplitude s'atténuer légèrement. De plus, il intervient un léger décalage temporel entre les signaux transmis dans le cas sain et ceux transmis dans le cas endommagé. Dans le cas des trous de plus petit diamètre, ces manifestations peuvent être quasiment imperceptibles si l'on se limite à la simple observation des signaux transmis.

Ainsi, nous représentons à titre d'exemple sur la Figure V-11 le signal de référence correspondant à la transmission du mode S_0 (à la fréquence de 120 kHz) dans la plaque saine et les signatures des trous de 2, 4, 6 et 8 mm dans la configuration (P1/P4). Pour cette configuration la plus favorable, les signaux transmis pour le trou de 2 mm sont légèrement différent par rapport au signal de référence.

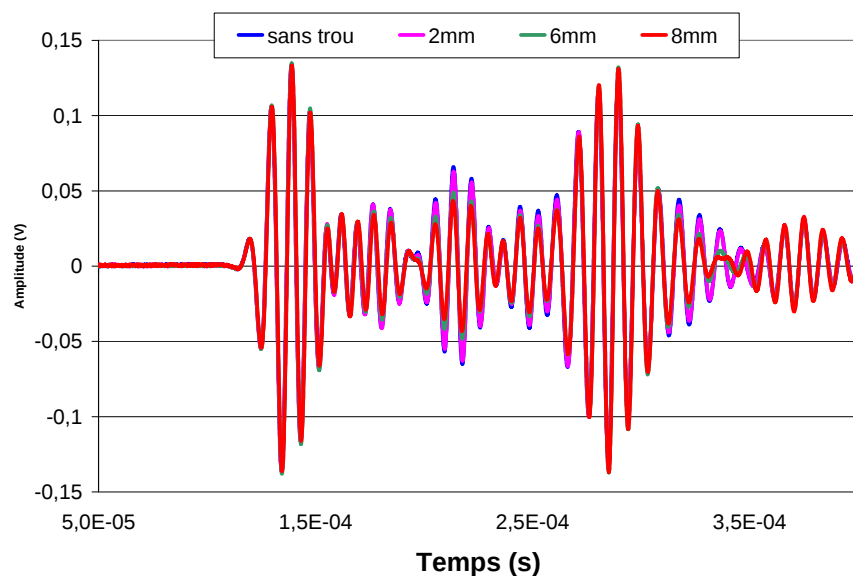


Figure V-11 : Signaux transmis entre P1 et P4 dans le cas sain et dans le cas de la plaque endommagée par un trou de 2, 4, 6 et 8 mm.

Nous observons bien le maximum de différence entre les différents signaux vers 215 μ s. la Figure V-12 représente bien la différence de signaux pour les différentes dimensions des trous. Ce temps à 215 μ s correspond bien au mode A0 qui semble le plus interagir à ce type de défaut. Ce résultat est en accord avec les différentes publications sur ce sujet.

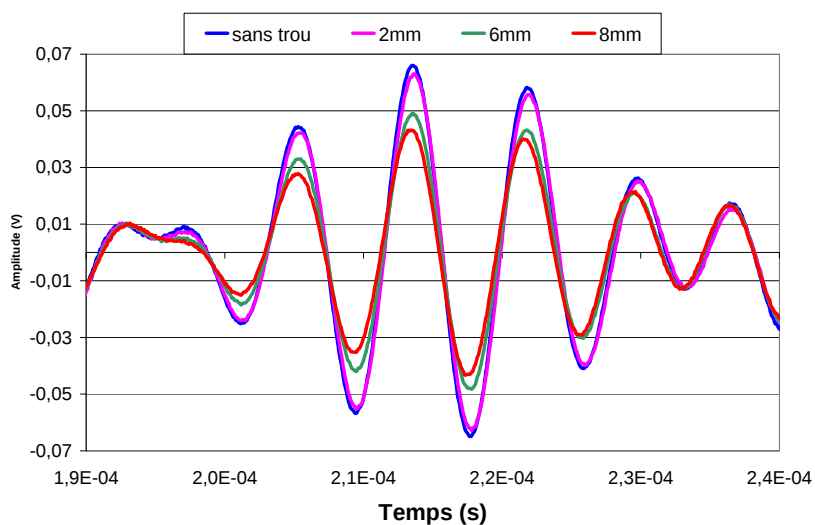


Figure V-12 : Signaux transmis entre P1 et P4 dans le cas sain et dans le cas de la plaque endommagée par un trou de 2, 4, 6 et 8 mm (zone zoomé autour de 215 μ s).

V.4.1.2 Amplitude et phase

Dans le but d'augmenter la visibilité de la signature des défauts, nous nous intéressons à l'amplitude et à la phase du spectre des signaux transmis. En particulier, nous observons l'évolution de ces grandeurs à la fréquence du pic maximum du spectre, en fonction du diamètre du trou. La Figure V-13.a représente l'évolution de l'amplitude maximale du mode

A_0 du spectre en décibel, en prenant en compte comme niveau de référence la valeur dans le cas sain. Quant à la Figure V-13.b, elle représente l'évolution du décalage temporel déduit du déphasage des spectres des paquets du mode A_0 d'onde transmis dans cet échantillon. Dans ce cas très favorable, nous observons une décroissance quasi-linéaire de ces deux grandeurs en fonction du diamètre du trou. L'apparition d'un endommagement est clairement mise en évidence et le comportement quasiment linéaire des indicateurs choisis permet également le dimensionnement du défaut.

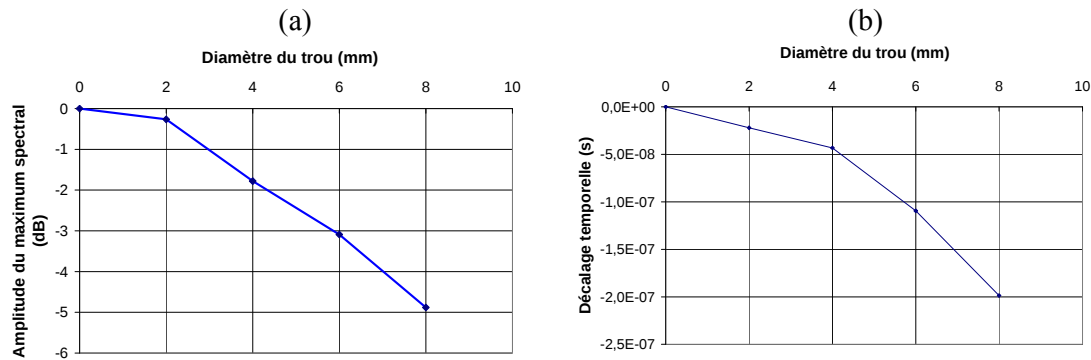


Figure V-13 : Amplitude (a) et décalage temporel (b) du maximum du spectre du mode A_0 de l'onde transmise entre P1 et P4.

V.4.1.3 Diagnostic de l'endommagement en utilisant les coefficients de la décomposition en ondelette

Récemment, des approches basées sur les ondelettes pour la détection des endommagements ont été réalisés par Staszewski et al. [134], Hou et al. [135] et Sohn et al. [136]. Lorsque les ondes de Lamb voyagent à travers une région où il y a des endommagements dans la structure, les signaux transmis sont atténués par le phénomène de diffusion. L'énergie des signaux transmis peut fournir des informations utiles sur la présence et le degré d'endommagement de la structure. L'énergie transmise peut être représenté par les coefficients en ondelette du signal transmis. Il est à noter que le pic de la valeur des coefficients d'ondelettes correspondant à un mode de Lamb est atténué dans le domaine temps-fréquence en raison d'endommagements physiques de la structure.

Un index d'endommagement (DI) pour quantifier la variation de la transmission d'énergie en raison des endommagements doit donc être sélectionné. En outre, la dispersion des ondes en raison des défauts sur le chemin de propagation se produit dans toutes les directions, il est recommandé que toutes les paires de capteurs des ondes de Lamb qui couvrent une région d'éventuels endommagements soient pris en compte. En conséquence, le coefficient DI est proposé comme suit [137]:

$$DI(k) = \sqrt{\sum_{i=1}^l (C_i^d(k) - C_i^0)^2 / \sum_{i=1}^l (C_i^0)^2} \quad (V. 3)$$

Où C_i^0 est la valeur maximum des coefficients d'ondelettes pour un mode de Lamb avant endommagement (référence), C_i^d est une valeur maximale des coefficients d'ondelettes dans

le mode de Lamb correspondant au cas d'un endommagement, l est le nombre de paires de capteurs considérées, et k est une étape d'endommagement.

L'index d'endommagement DI est la moyenne quadratique des changements des valeurs maximales des coefficients d'ondelettes d'un mode de Lamb à cause du défaut.

Une transformée en ondelette continue a été appliquée, et les coefficients d'ondelettes sur la base des valeurs maximales du mode A_0 ont été extraits pour le signal référence. La Figure V-14 illustre la procédure utilisée pour obtenir la transformée en ondelette du signal original et les coefficients d'ondelettes pour le mode A_0 .

La même procédure a été réalisé mais cette fois ci pour le signal reçu pour les différents diamètres des trous. Le résultat de tous les cas est décrit dans le Tableau V-4. La Figure V-15 montre une comparaison entre un cas sain et pour un trou de 6 mm. Il est à noter que la valeur maximale du coefficient d'ondelette diminue si l'endommagement s'agrandit. A partir du Tableau V-4, l'index d'endommagement (équation V.3) a été calculé comme le montre la Figure V-16 et une courbe de tendance a été réalisé donnant un indicateur d'endommagements donné par :

$$y = 0.0439x + 0.0047 \quad (V. 4)$$

Où y est l'indicateur d'endommagement, x le diamètre du trou et 0.0047 est le seuil d'endommagement.

En d'autres termes, nous constatons que l'indicateur d'endommagement est très utile pour la quantification du diamètre de trou.

Par contre, cette technique et la précédente possèdent l'inconvénient de nécessiter d'effectuer un fenêtrage temporel des signaux. Par la suite nous formulons d'autres index d'endommagement sans avoir besoin de trouver un zone intéressante mais en analysant le signal dans toute sa durée de temps.

Tableau V-4 : Coefficient en ondelette fondé sur les valeurs de crête pour tous les cas d'endommagement.

Endommagement	Coef. Ondelette P1P4
Sans trous	0.5725
Trou de 2 mm	0.5112
Trou de 4mm	0.4741
Trou de 6 mm	0.4233
Trou de 8 mm	0.3649

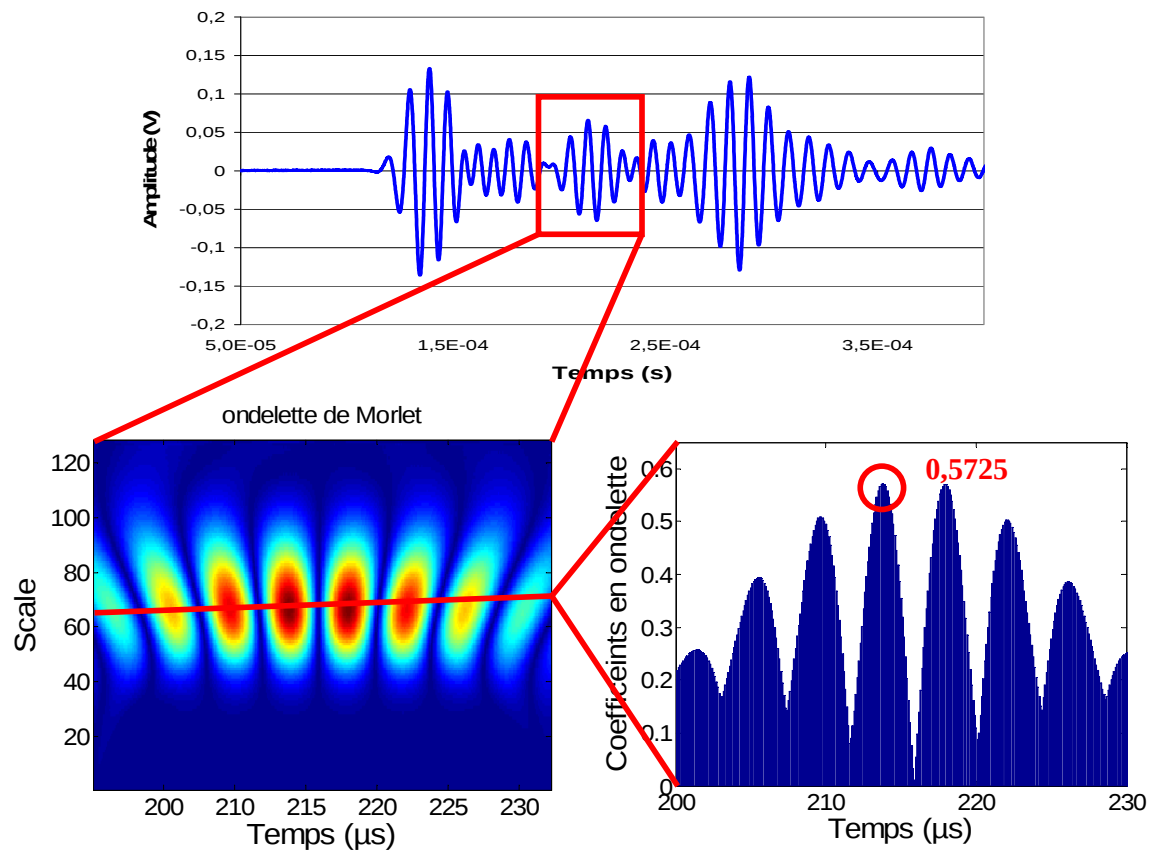


Figure V-14 : Transformée en ondelette continue et coefficients en ondelette

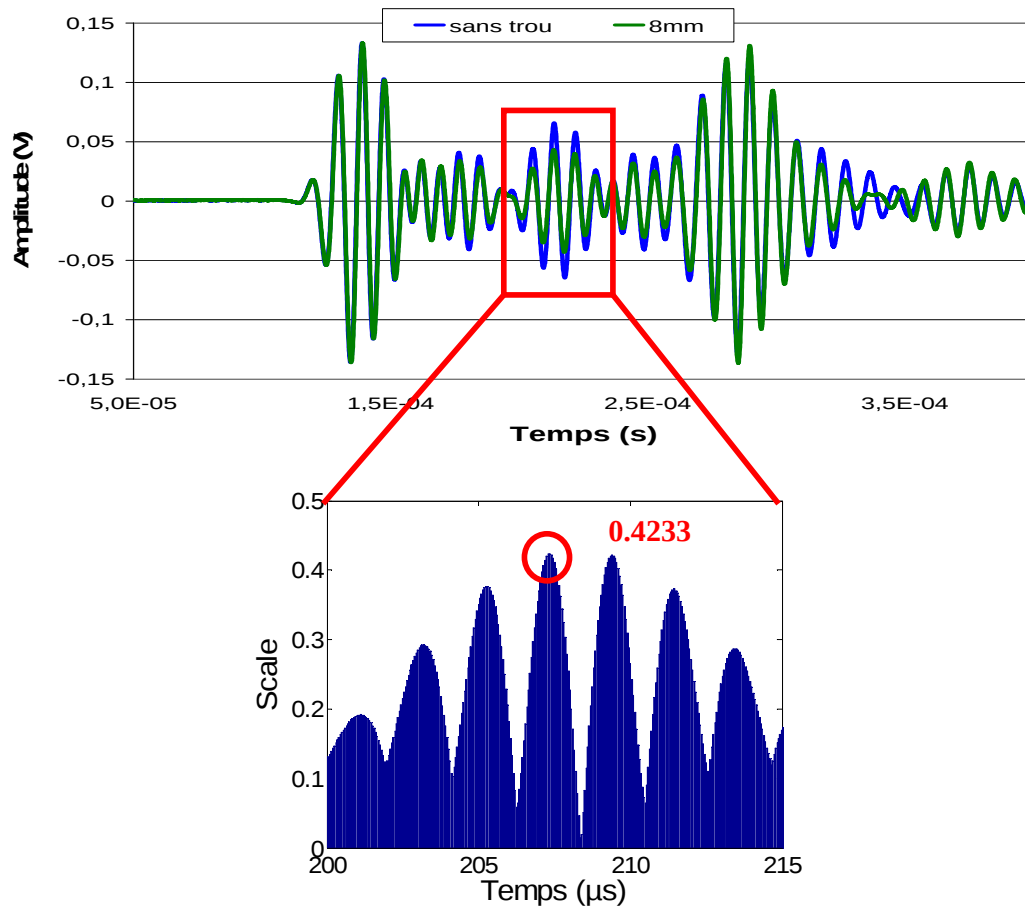


Figure V-15 : Coefficients en ondelette pour un trou de 6 mm.

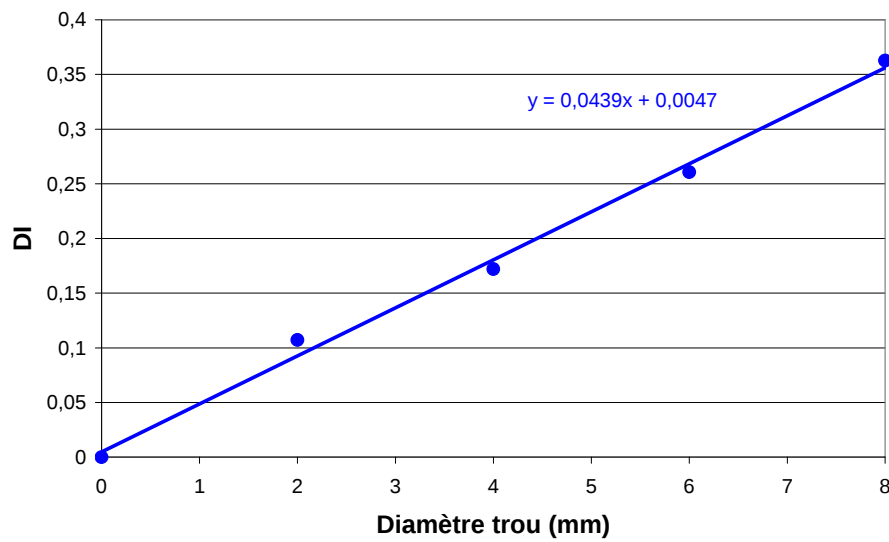


Figure V-16 : Index d'endommagement obtenu par le coefficient en ondelette et l'équation V.3 pour le chemin de propagation P1P4.

V.4.1.4 Coefficient de corrélation

Une analyse simple et efficace d'analyse du calcul du coefficient de corrélation a également été établie dans cette étude pour détecter les défauts par la mesure de la différence des signaux entre le cas sain et le cas endommagé. Par une formule mathématique simple, le changement des signaux peut être représenté par un coefficient de corrélation ρ donnée par [138] :

$$\rho = \frac{C_{XY}}{\sigma_X \sigma_Y} \quad (\text{V. 5})$$

Où C_{XY} est la covariance de X et Y donné par :

$$C_{XY} = \sum_{k=1}^K (X_k - \mu_X)(Y_k - \mu_Y) \quad (\text{V. 6})$$

Où μ est la moyenne de l'ensemble de données et K est la longueur de l'ensemble des données. Dans ce cas, l'ensemble des données X est la référence et Y est chaque nouvelle série de données enregistrées après une période de temps de service (c.à.d. après l'apparition d'un défaut par exemple). σ_x et σ_y sont l'écart-type de x et y respectivement, avec leur produit donné par :

$$\sigma_x \sigma_y = \sqrt{\sum_{k=1}^K (X_k - \mu_X)^2} \sqrt{\sum_{i=1}^K (Y_k - \mu_Y)^2} \quad (\text{V. 7})$$

L'avantage de prendre le coefficient de corrélation est que l'on prend le signal sur tout le temps d'acquisition. Nous ne déterminons pas de zone comme pour le décalage temporel ou l'amplitude maximale, où nous sommes obligés de sélectionner la zone où nous observons le maximum de décalage par rapport au signal de référence.

Les coefficients de corrélation des différents stades des défauts, à savoir sans défaut, trous de 2, 4, 6 et 8 mm sont calculés pour les différentes paires de capteurs (P1P2, P1P3, P1P4). La Figure V-17 montre l'exemple des coefficients de corrélation lorsque le transducteur P1 est utilisé comme émetteur, tandis que les autres sont les récepteurs.

Les valeurs des coefficients de corrélation pour tous les récepteurs sont tracées en utilisant des symboles différents. Les coefficients de corrélation diminuent avec l'augmentation des dimensions des défauts. Ainsi, la croissance du défaut pourrait être suivie lors de l'utilisation de la structure. Dans ce cas, le capteur P4 montre la plus forte baisse du coefficient de corrélation, car le trou est dans la voie directe des capteurs P1 et P4. Cela indique également que l'analyse des coefficients de corrélation peut non seulement contrôler la croissance du défaut, mais aussi être utilisé pour estimer grossièrement la localisation de l'endommagement.

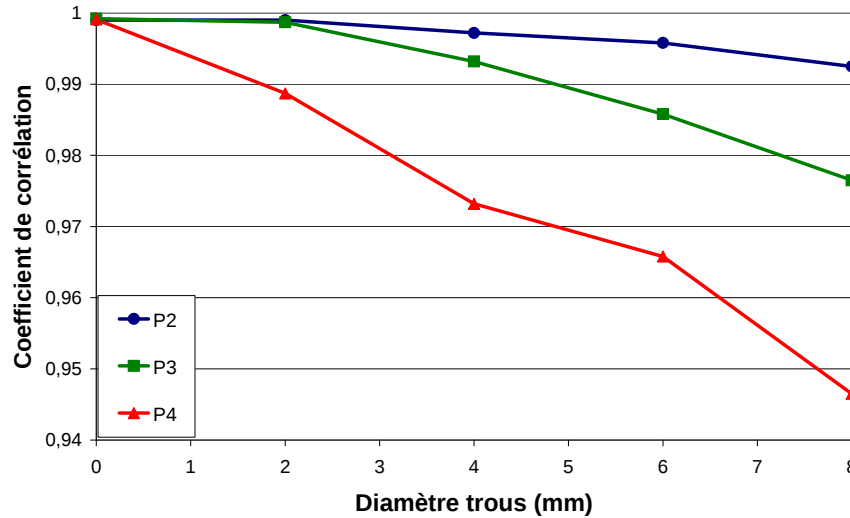


Figure V-17 : Coefficients de corrélation

V.4.1.5 Paramètre d'endommagement basé sur la transformée de Fourier

Toujours dans la perspective de mettre en œuvre un système capable d'évaluer en temps réel et in situ l'état de santé des structures composites de manière automatique, il est souhaitable de définir un paramètre d'endommagement sous forme de scalaire unique. Nous choisissons la définition suivante [69]:

$$DI = \frac{\sum_{i=1}^n |F_i - FD_i|}{\sum_{i=1}^n |F_i|} \quad (V. 8)$$

Où F_i et FD_i sont respectivement les i -èmes valeurs numériques dans la bande de fréquence utile du module de la Transformée de Fourier Rapide (FFT) dans l'état initial et dans un état ultérieur. Le paramètre DI (Damage index) représente donc la différence normalisée entre la valeur absolue des modules des spectres transmis, dans une bande de fréquence donnée. A partir d'un état de référence supposé sain (en sortie de fabrication du composite) et quel que soit le processus d'endommagement mis en jeu, le paramètre DI met en évidence toute évolution du spectre des signaux transmis, à la fois en matière d'amplitude mais aussi en matière de décalage fréquentiel. L'aire hachurée de la Figure V-18 représente le numérateur de DI dans un cas particulier.

Imaginons un dispositif où le paramètre DI est calculé à chaque instant à partir des signatures des ondes ultrasonores transmises entre un émetteur et un récepteur placé en regard d'une zone susceptible de se rompre en service. A l'instant initial le paramètre est nul (ou quasi nul, on le verra par la suite), puis toute différence des spectres est mise en évidence par l'augmentation de DI. A la rupture totale de la structure pour laquelle il n'y aurait plus aucun signal transmis entre l'émetteur et le récepteur, DI atteindrait la valeur 1.

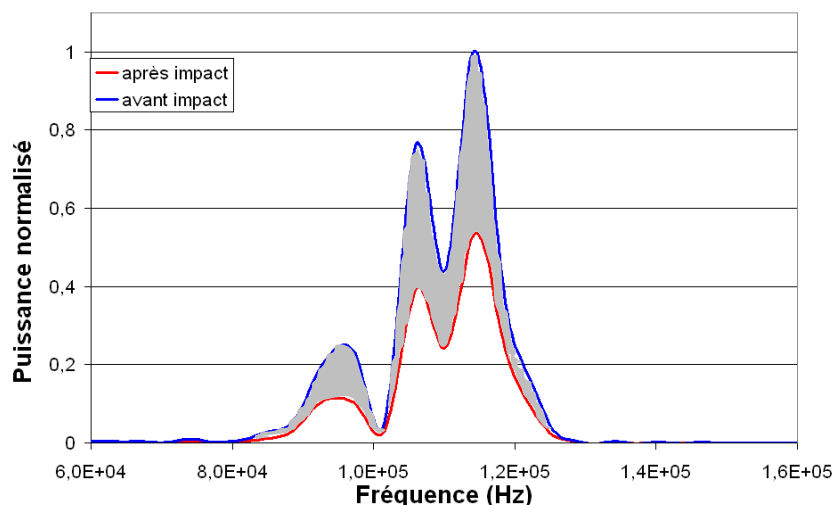


Figure V-18 : Représentation graphique du paramètre d'endommagement DI.

Nous choisissons de définir le paramètre DI à partir de l'amplitude des spectres plutôt qu'à partir de l'amplitude des signaux eux-mêmes, ce qui a pour conséquence la nette amélioration du « pouvoir séparateur » de DI. De plus, cette technique possède l'avantage de ne pas nécessiter de fenêtrage temporel des signaux. La bande utile du spectre est facilement repérable de façon automatisée alors que le choix d'une région d'intérêt dans les signaux transmis requiert une connaissance à priori de la nature ou de la provenance des divers paquets d'onde reçus.

En reprenant les données relatives à l'expérience sur les trous de diamètre croissant nous représentons sur la Figure V-19 l'évolution du paramètre d'endommagement pendant l'acquisition des signaux. Le paramètre d'endommagement des différents stades des défauts, à savoir sans défaut, trous de 2, 4, 6 et 8 mm sont calculés pour les différentes paires de capteurs (P1P2, P1P3, P1P4).

A l'origine DI vaut environ 0,04 du fait du bruit de l'expérimentation. Nous appellerons cette valeur, le seuil de détection d'un endommagement, toutes valeurs supérieures à 0,04, nous indiquera que la structure a subi un endommagement. Nous remarquons tout d'abord la bonne sensibilité du paramètre DI à l'apparition et à l'évolution de l'endommagement : dans ce cas précis, toutes les signatures des différents défauts de taille croissante sont nettement séparées en particulier pour le chemin de propagation P1P4.

A titre de comparaison, la Figure V-19 représente l'évolution de DI pour le même processus d'endommagement hors de l'axe (P1/P3) et loin de l'endommagement (P1/P2). Dans les deux cas, DI augmente moins que dans le cas direct, traduisant par-là une moindre atténuation de l'amplitude du signal transmis. Il en résulte une moins bonne visibilité des plus petits trous, mise en évidence par la comparaison entre le seuil de détection et les valeurs de DI après le percement du trou de 2 mm.

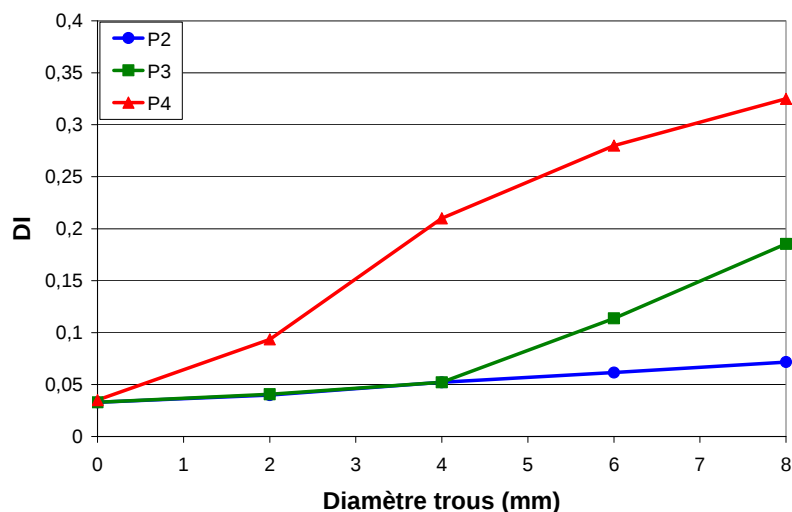


Figure V-19 : Evolution du paramètre DI dans les différentes configurations (P1P2, P1P3 et P1P4) en fonction du diamètre des trous.

Cela indique également que l'analyse de DI, tout comme l'analyse du coefficient de corrélation, peut non seulement contrôler la croissance du défaut, mais aussi être utilisé pour estimer grossièrement la localisation de l'endommagement. Ce résultat est important et très intéressant pour la faisabilité d'un système de contrôle de santé intégré à la structure.

Dans la suite de cette étude nous utiliserons le coefficient de corrélation et surtout le paramètre d'endommagement basé sur la transformée de Fourier. Ce dernier donne de bons résultats et est rapide à mettre en œuvre.

V.5 Détection de défauts réels : impact basse vitesse

V.5.1 Introduction des endommagements

Les plaques instrumentées (verre et carbone) ont subi un endommagement sous la forme d'impact à basse vitesse grâce à une tour de chute. Ces impacts ont été réalisés à l'aide d'un dispositif basé sur la chute d'une masse possédant un impacteur hémisphérique de 20 mm de diamètre (Figure V-20).



Figure V-20 : Photo de la tour de chute et du dispositif d'impacteur pour les impacts basse vitesse.

L'énergie des impacts étant contrôlée de manière reproductible, nous nous sommes tout d'abord attachés à la détermination des seuils d'endommagement du composite verre et du composite carbone étudié. On entend par seuil d'endommagement, l'énergie minimale à appliquer lors de l'impact pour induire un défaut important (rupture de fibre, délaminage et fissure de la matrice) à l'intérieur de l'échantillon. L'apparition d'un tel défaut est mise en évidence par une abrupte décroissance de la force mesurée sur l'impacteur.

La Figure V-21 représente le processus de détermination de ce seuil sur un échantillon de composite verre. Nous remarquons qu'à 70 Joules nous observons une nette diminution de la force mesurée. En effet nous observons une diminution de la force mesurée sur l'impacteur.

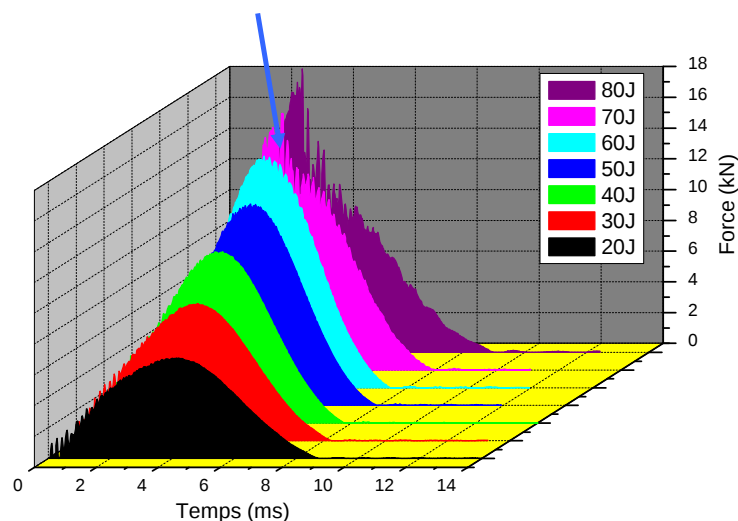


Figure V-21 : Détermination du seuil d'endommagement dans un composite à renforts de fibres de verre.

A titre de comparaison, la Figure V-22 représente le processus de détermination de ce même seuil sur l'échantillon de CFRP stratifié. Cinq impacts d'énergie croissante ont été effectués sur ce composite de 30 à 70 Joules par pas de 10 Joules.

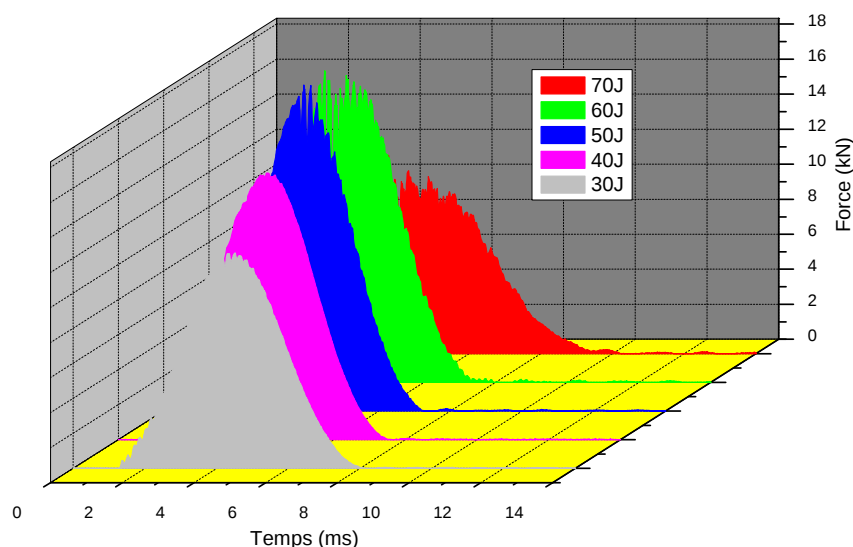


Figure V-22 : Détermination du seuil d'endommagement dans un composite à renforts de fibres de carbone.

Les historiques de la force lors des deux premiers impacts ne présentent pas de discontinuité sévère tout au long de l'impact. A partir du troisième impact d'énergie 50J, une partie de l'énergie incidente n'est pas restituée à l'impacteur car elle est dissipée par divers processus d'endommagements à l'intérieur du composite.

Dans ce matériau, nous déterminons donc que l'énergie de ce seuil est située à environ 50Joules.

La Figure V-23 montre l'énergie absorbée en fonction de l'énergie d'impact pour ces deux matériaux composites. Nous remarquons tout d'abord que l'énergie absorbée augmente avec l'énergie d'impact. De plus, le composite carbone absorbe en moyenne 10 % de plus d'énergie par rapport au verre, ce qui indique que le carbone est nettement plus rigide et plus fragile que le verre.

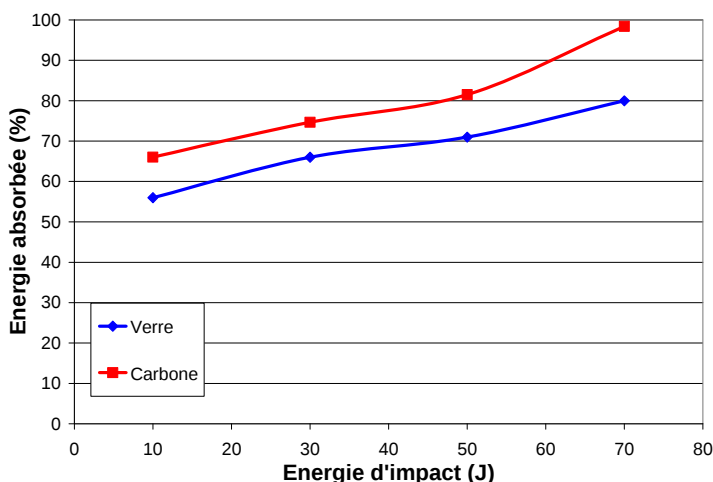


Figure V-23 : Energie absorbée en fonction de l'énergie d'impact pour le verre et le carbone.

V.5.2 Méthode de contrôle de santé externe

V.5.2.1 Méthode visuelle

L'aptitude à évaluer rapidement l'état de santé d'une structure sans avoir à faire face à certaines difficultés, comme par exemple le démontage partiel de certains organes pour permettre l'accès aux structures internes, est devenu un enjeu économique de première importance. De nombreuses méthodes d'évaluation non destructive sont disponibles et déjà mises en œuvre dans le cas des structures composites. Ainsi, l'inspection visuelle continue d'être la méthode de contrôle la plus répandue dans le cas des matériaux composites à renforts de fibres de verre.

L'examen visuel direct des pièces peut constituer un contrôle suffisant pour la détection des défauts débouchant en surface et surtout des hétérogénéités locales et superficielles (tâches de différentes natures) constituant des défauts d'aspect rédhitoire pour des composites à renforts de fibres de verre. Toutefois l'examen purement visuel présente des limitations de différentes natures en particulier pour les matériaux à renforts de fibres de carbone. Pour ces matériaux nous utilisons le contrôle échographique ultrasonore que nous développerons dans le prochain paragraphe.

Dans tous les cas d'observations d'un objet, les conditions d'éclairage sont essentielles pour la fiabilité du contrôle optique. Il s'agit d'abord de se placer dans les conditions énergétiques, luminosité et longueur d'onde permettant à l'œil de travailler avec la meilleure acuité. Il s'agit ensuite d'adapter le type et l'orientation de l'éclairage à la nature des défauts en vue d'améliorer le contraste.

La photo de la Figure V-24 montre le défaut réalisé par un impact de 10 Joules sur un matériau composite à renforts de fibres de verre. Nous constatons que l'impact de 10 Joules crée un endommagement circulaire d'environ $10 \times 11 \text{ mm}^2$, soit une surface endommagée de 110 mm^2 .

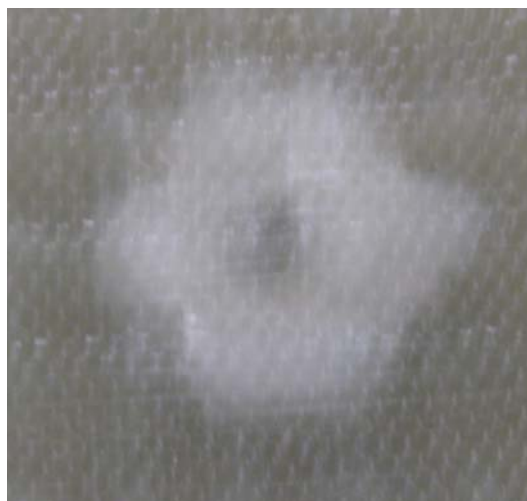


Figure V-24 : Photo d'un impact de 10 Joules sur un composite à renforts de fibres de verre.

La Figure V-25 représente la surface endommagée en mm^2 en fonction de l'énergie d'impact en Joules. Nous remarquons une progression quasi linéaire pour des impacts compris entre 10 et 50 Joules puis une nette progression pour un impact de 70 Joules.

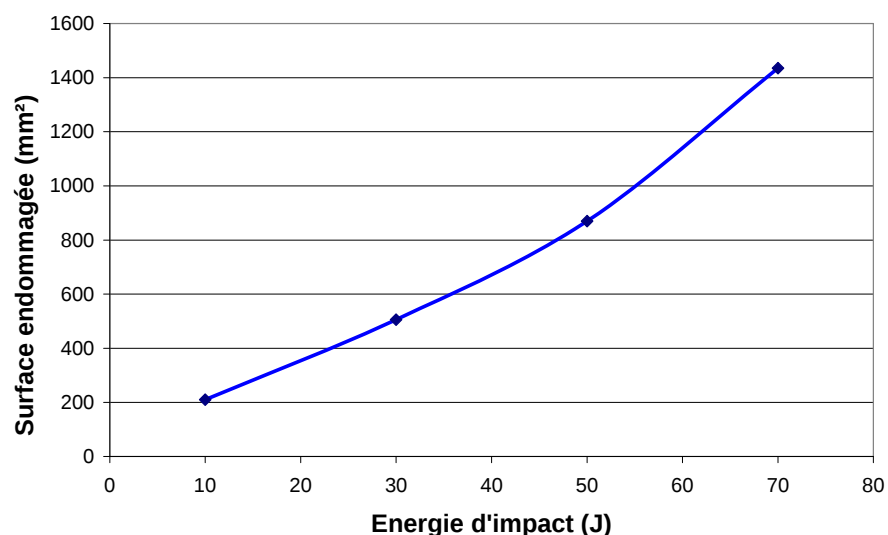


Figure V-25 : Surface endommagée en fonction de l'énergie d'impact pour un composite verre.

En effet pour cet impact comme le montre la photo de la Figure V-26, nous remarquons des délaminages suivant le sens des fibres de verre et également des ruptures de fibres. De plus, l'endommagement est rectangulaire et non circulaire par rapport aux impacts d'énergies plus basses.



Figure V-26 : Photo d'un impact de 70 Joules sur un composite à renforts de fibres de verre.

V.5.2.2 C-scan

Pour s'assurer que la plaque de composite stratifié à renforts de fibres de carbone a bien été endommagée par les différents impacts, nous avons eu recours à l'imagerie échographique ultrasonore en immersion dont le principe est illustré par la Figure V-27. Un transducteur

émet un pulse ultrasonore puis recueille ses divers échos émis par la surface de l'échantillon puis par les interfaces entre les différents plis et par les éventuels défauts rencontrés.

L'épaisseur totale du matériau composé de 8 plis de carbone sergé est égale à 5 mm. L'épaisseur du pli unitaire est donc d'environ 625 μm . La résolution en profondeur de l'échographie dépend de la fréquence de travail du transducteur. Pour cette étude, nous avons utilisé un transducteur Panametrics C106 de fréquence centrale de 2,25 MHz.

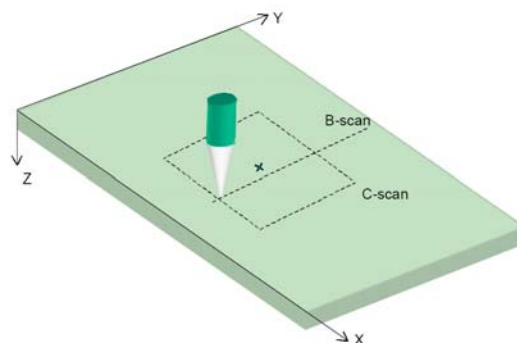


Figure V-27 : Principe de l'imagerie échographique ultrasonore.

L'apparition dans le signal temporel d'un écho supplémentaire par rapport à un état de référence rend compte de la présence d'un endommagement. La juxtaposition des signaux temporels obtenus pour chaque localisation précise du capteur (A-scans) lors du balayage du capteur le long d'une ligne permet de constituer une image appelée B-scan, c'est-à-dire une représentation (« position spatiale du capteur », temps) pour laquelle le repère temporel des échos en fonction de leur profondeur dans l'échantillon.

Pour caractériser la taille et la forme effective des défauts induits, nous avons utilisé une procédure d'imagerie C-scan. La zone située autour du point d'impact a été balayée à l'aide du transducteur ultrasonore.

La Figure V-28 représente l'image C-scan pour un impact de 20 Joules pour le matériau composite à renforts de fibres de carbone. La dimension du délaminage est d'environ 41 *36 mm de forme circulaire. Soit une surface de 1476 mm².

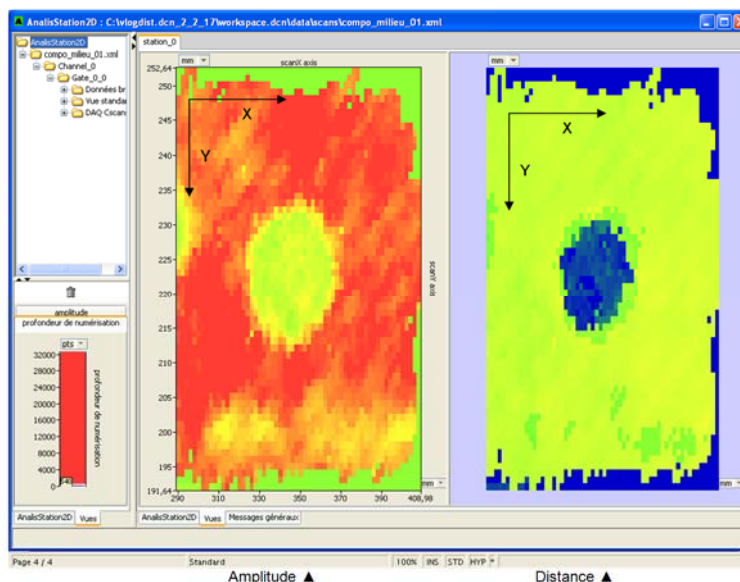


Figure V-28 : C-scan d'un impact de 20 Joules pour le composite à renforts de fibres de carbone.

La Figure V-29 représente l'image C-scan pour un impact de 40 Joules pour le matériau composite à renforts de fibres de carbone. La dimension du délaminage est d'environ 64 *60 mm de forme circulaire. Soit une surface de 3840 mm².

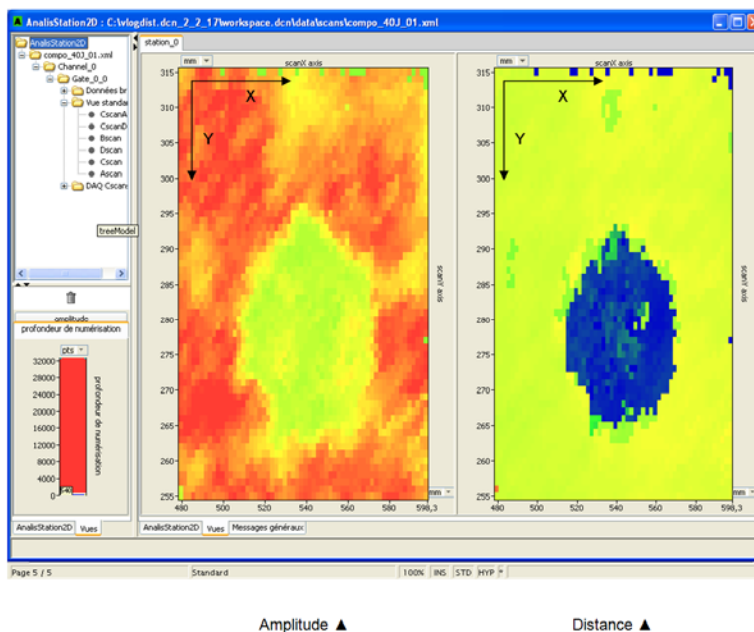


Figure V-29 : C-scan d'un impact de 40 Joules pour le composite à renforts de fibres de carbone.

A l'aide des dimensionnements des différents impacts, nous avons tracé la surface impactée en fonction de l'énergie d'impact (Figure V-30).

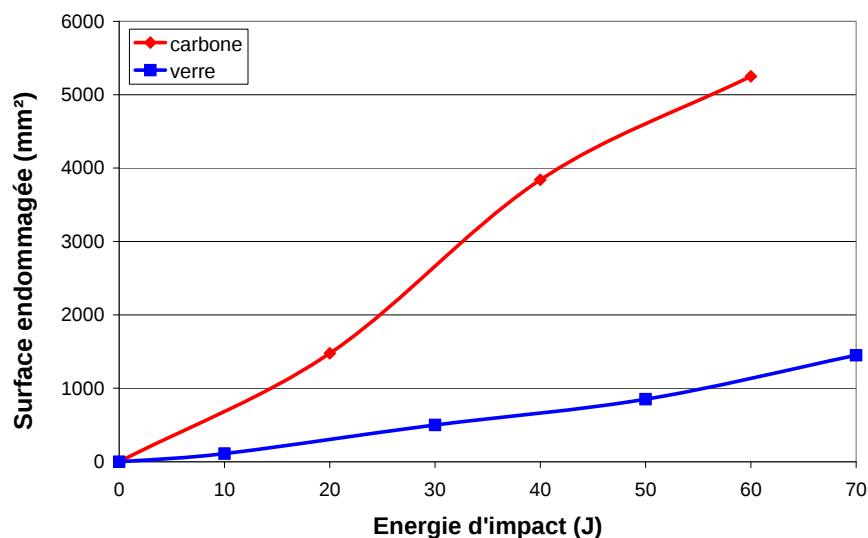


Figure V-30 : Surface endommagée en fonction de l'énergie d'impact pour un composite à renforts de fibres de carbone.

Nous avons également comparé ce matériau carbone avec le composite verre. Nous constatons que la surface endommagée est nettement supérieure pour le carbone que pour le verre. Donc nous pouvons nous attendre à un index d'endommagement également très supérieur pour le carbone par rapport au verre lors de l'interrogation de notre contrôle de santé réalisé par les transducteurs piézoélectriques. Nous allons vérifier cette hypothèse dans le prochain paragraphe.

V.5.3 Méthode de contrôle de santé interne (CSI)

Nous avons donc pratiqué dans les matériaux composite à renforts de fibres de verre et à renforts de fibres de carbone un test de détection de défauts induits par impact basse vitesse à l'aide de la représentation du paramètre d'endommagement DI basé sur la transformée de Fourier et également à l'aide du coefficient de corrélation.

V.5.3.1 Arrangement expérimental

La photo de la Figure V-31 montre la configuration de l'essai. La plaques composite à renforts de fibres de verre a été choisie suffisamment grande afin de valider notre méthode de détection d'impact pour des grandes structures afin d'avoir une possibilité de réalisation concrètes dur des structures navales.

Nous utilisons la même configuration expérimentale et la même position d'impacts pour le composite à renforts de fibres de carbone afin de comparer les résultats sur les deux matériaux.

Comme décrit sur la photo de la Figure V-31, nous avons effectué quatre impacts de 10, 30, 50 et 70 Joules à différents endroits.

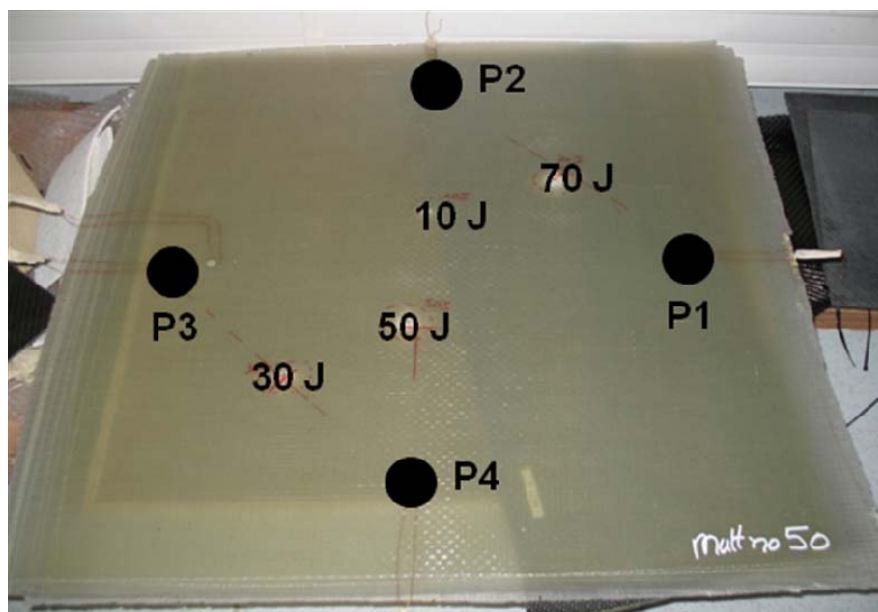


Figure V-31 : Arrangement expérimental : position des transducteurs piézoélectriques et positions des différents impacts sur une plaque composite à renforts de fibres de verre.

Comme le montre la Figure V-32, les observations préliminaires des signaux temporels transmis nous ont permis de constater que les paquets d'ondes transmis au récepteur après interaction avec ce type de défaut (ici un impact de 10 Joules pour le chemin de propagation P2P4 pour le composite verre) voient leur amplitude s'atténuer très légèrement.

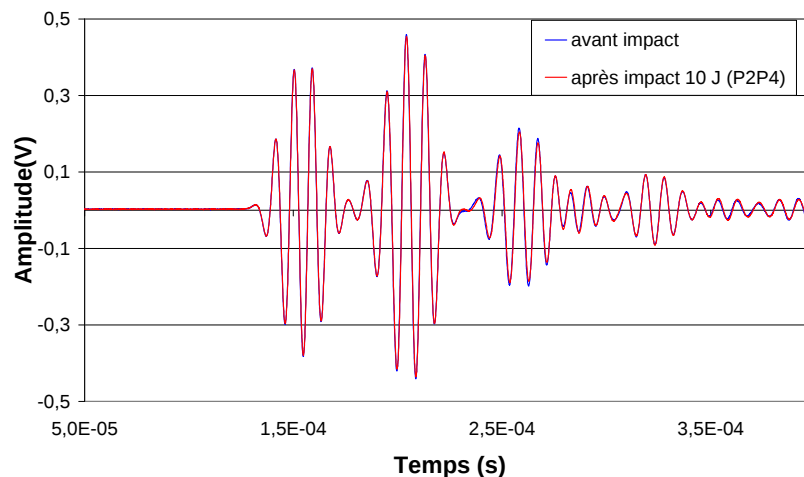


Figure V-32 : Signaux transmis sur le chemin de propagation P2P4 avant et après impact de 10 Joules pour le matériau à renforts de fibres de verre.

De plus, pour le matériau à renforts de fibres de carbone nous observons le même constat que pour le composite verre, c'est-à-dire que nous ne constatons quasiment pas de différence entre le signal avant et après impact.

C'est pour cela que nous avons défini précédemment l'index d'endommagement basé sur la transformée de Fourier et le coefficient de corrélation, afin de détecter des impacts de faibles énergies, tels que l'impact de 10 Joules.

V.5.3.2 Détection et quantifications d'impacts à basse vitesse

Nous avons donc pratiqué dans les deux matériaux stratifiés un test de détection de défauts induits par impacts basse vitesse à l'aide du coefficient de corrélation. La Figure V-33 représente le minimum du coefficient de corrélation en fonction de l'énergie d'impact. Nous observons bien une diminution du coefficient de corrélation avec l'augmentation de l'énergie d'impact. Toutefois nous observons une augmentation du coefficient de corrélation entre les impacts de 10 et 30 Joules pour le composite verre et entre 30 et 50 Joules pour le stratifié carbone. En réalisant une linéarisation, nous observons tout de même une diminution du coefficient de corrélation avec l'augmentation de l'énergie d'impact. De plus, nous observons une nette différence entre le composite verre et carbone. Ceci en accord avec la surface d'endommagement créée pour le carbone qui est plus grande que pour le verre.

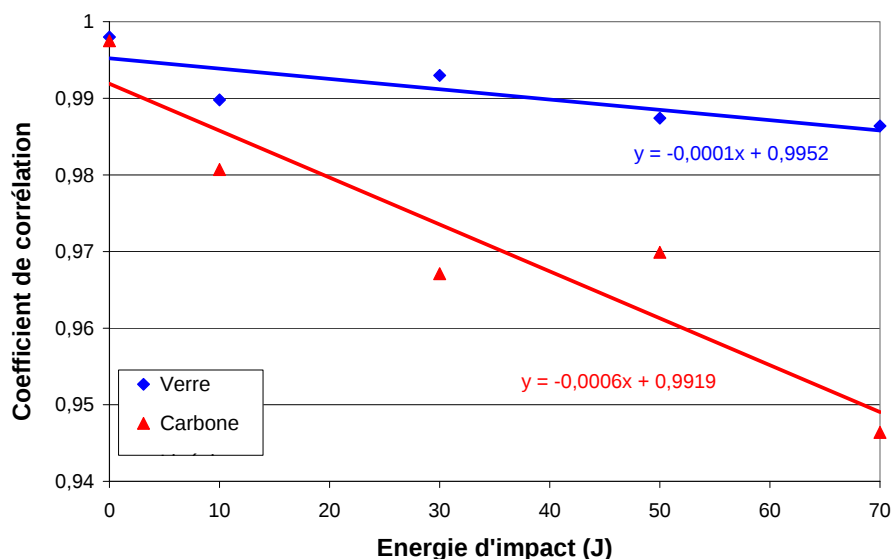


Figure V-33 : Coefficient de corrélation en fonction de l'énergie d'impact pour le composite verre et carbone.

Après cette étude sur le coefficient de corrélation, nous calculons l'index d'endommagement (DI) basé sur la transformée de Fourier. La Figure V-34 représente donc DI en fonction de l'énergie d'impact pour le verre et le carbone.

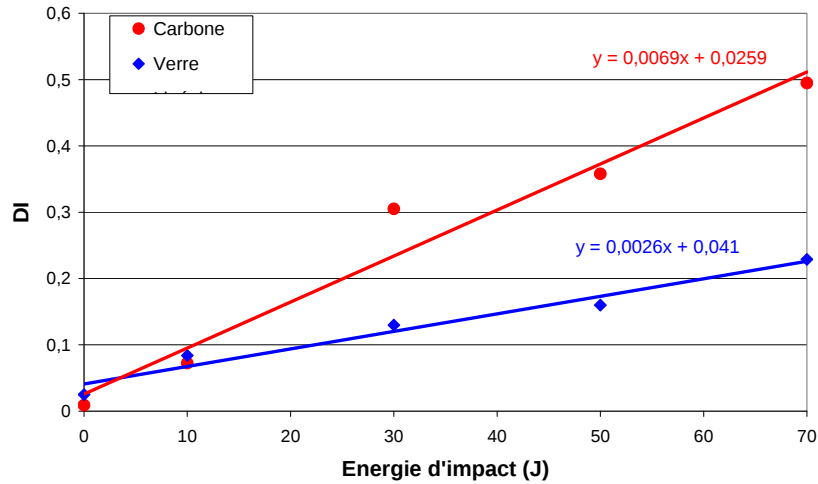


Figure V-34 : Index d'endommagement en fonction de l'énergie d'impact basé sur la transformée de Fourier pour les composites verre et carbone.

A l'origine DI vaut 0,041 et 0,0259 pour le verre et pour le carbone respectivement, du fait du bruit de l'expérimentation. Nous appelons cette valeur, le seuil de détection d'un endommagement, toutes valeurs supérieures à 0,041, nous indique que la structure a subi un endommagement. Nous remarquons tout d'abord la bonne sensibilité du paramètre DI à l'apparition et à l'évolution de l'endommagement. Contrairement au coefficient de corrélation toutes les signatures des différents défauts de taille croissante sont nettement séparées quelque soit le matériau. Cette méthode nous permet de détecter sans ambiguïté l'impact de plus faible énergie (10 Joules).

A partir de la linéarisation des deux courbes (verre et carbone) nous avons un indicateur d'endommagements pour ces deux matériaux donné par :

- Pour le verre

$$y = 0.0026x + 0.041 \quad (V. 9)$$

- Pour le carbone

$$y = 0.0069x + 0.0259 \quad (V. 10)$$

Où y est l'indicateur d'endommagement, x l'énergie d'impact et 0,041 et 0,0259 est le seuil d'endommagement du verre et du carbone respectivement.

En d'autres termes, nous constatons que l'indicateur d'endommagement est très utile pour la quantification de l'énergie d'impact.

Sur la Figure V-35, nous avons tracé la surface endommagée en fonction de l'index d'endommagement grâce au contrôle non destructif externe.

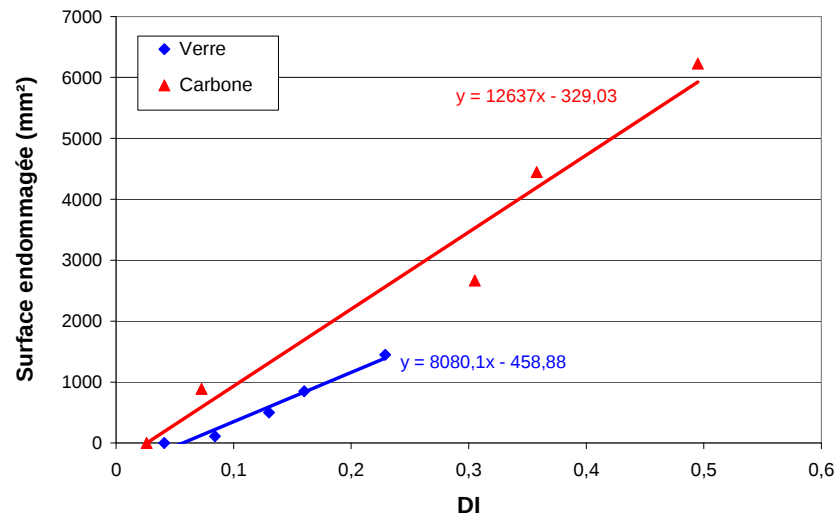


Figure V-35 : Surface endommagée en fonction du paramètre d'endommagement pour le verre et le carbone.

En toute logique, nous devrions retrouver sensiblement les mêmes points, nous observons que ce n'est pas le cas. Cela signifie que ce paramètre dépend du type de matériau et de ses propriétés mécaniques.

A partir de la linéarisation des deux courbes (verre et carbone) nous avons un indicateur de la surface endommagée pour ces deux matériaux donné par :

- Pour le verre

$$y = 8080,1x - 458,88 \quad (\text{V. 11})$$

- Pour le carbone

$$y = 12637x - 329,03 \quad (\text{V. 12})$$

Où y est l'indicateur de la surface endommagée, x l'index d'endommagement (DI).

Donc par exemple, pour un index d'endommagement de 0,6 nous aurions une surface endommagée de 4389 et de 7253 mm² pour le verre et pour le carbone respectivement. Bien entendu, nous considérons que la courbe est linéaire.

Pour conclure sur la quantification du dimensionnement de l'impact, la méthode basée sur la transformée de Fourier donne de meilleurs résultats que la méthode du coefficient de corrélation, donc nous privilégierons maintenant cette méthode. En effet, nous avons montré sa bonne sensibilité pour les trous et pour les impacts.

V.5.4 Localisation des endommagements

Nous nous intéressons dans cette partie à la localisation des défauts. Plusieurs techniques existent, par exemple nous pouvons citer la méthode de l'écho provenant de ces endommagements dans les signaux temporels émis et reçus sur des capteurs distincts utilisés en mode échographique. Nous ne développerons pas cette méthode dans cette étude, en effet

lors de nos expériences l'énergie du signal reçu est trop faible pour définir de quel écho provient le défaut. De plus, nous utilisons peu de transducteurs sur une grande structure et donc cette méthode ne donne pas les résultats escomptés.

La méthode de localisation utilisée dans cette étude a été développée par Lemistre et al. [81, 120]. Cette méthode de localisation est basée sur l'analyse de la diffraction des ondes de Lamb par un traitement en ondelette discrète.

V.5.4.1 Analyse des signaux

La Figure V-36.a montre le signal avant un impact S_r reçu par le capteur P1 (chemin de propagation P2P1), comparé au signal après un impact de 70 Joules S_d (Figure V-36.b).

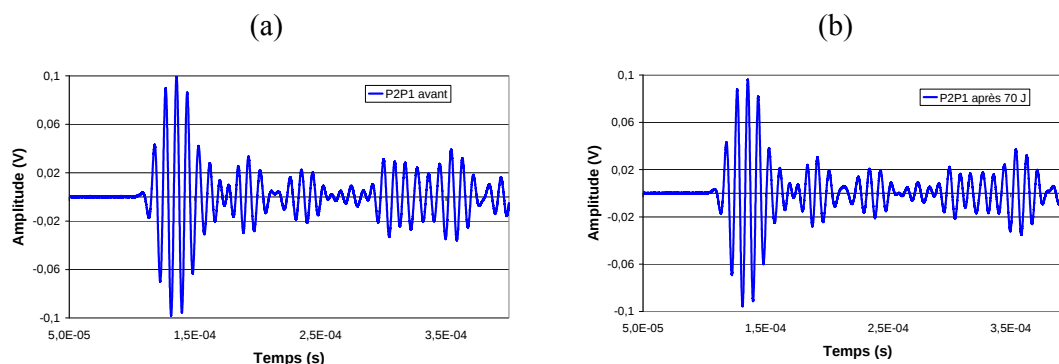


Figure V-36 : (a) signal reçu avant impact ;(b) signal reçu après impact de 70J.

Nous n'observons pas de différences significatives entre ces deux signaux. Cependant la différence algébrique entre ces deux signaux $S_d - S_r$ donne un résultat intéressant que l'on peut voir sur la Figure V-37. Sur cette courbe, le maximum d'amplitude est environ 10 fois plus bas que le signal de référence. De plus nous observons la présence de plus de salve que le signal de référence.

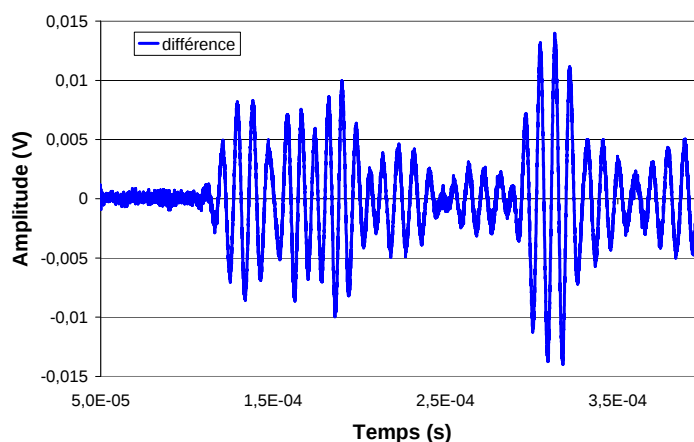


Figure V-37 : Différence entre les signaux après et avant impact de 70J pour le chemin P2P1.

Afin de vérifier que le signal obtenu n'est pas due à une erreur de calcul et que la mesure est reproductible, la même différence algébrique a été calculée avec deux signaux de référence

obtenue sur le même chemin de propagation. Le résultat de ce calcul ne donne que du bruit expérimental (Figure V-38). Ainsi, la différence algébrique est due à la présence d'un endommagement.

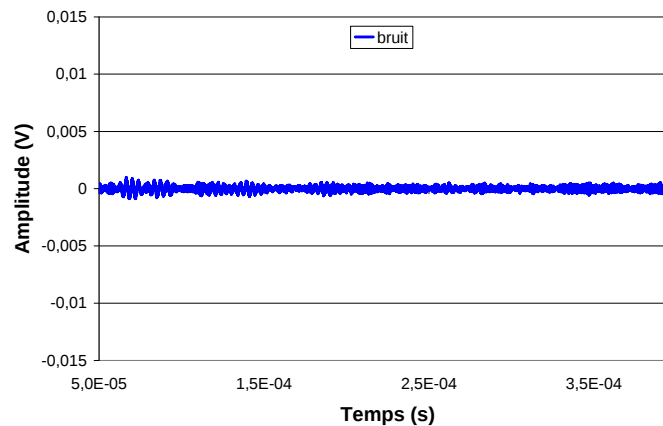


Figure V-38 : Différence entre deux signaux référence.

La Figure V-39 montre le diagramme temps-fréquence effectué par la transformée en ondelette continue sur la différence de signal entre le signal après et avant endommagement dans le cas du chemin de propagation P2P1. Sur cette figure, où l'échelle de bleu donne l'amplitude normalisée en dB (0-20), nous observons quatre salves (T1, T2, T3 et T4) débutant respectivement à 140, 160, 170 et 290 μ s. Si la première salve donne le temps de retard T1, le temps de retard des autres salves sont 20, 30 et 150 μ s respectivement. La deuxième et la troisième salve (20 et 30 μ s) ne sont pas significative, probablement du aux premières réflexions des bords de la plaque. Par contre la quatrième salve (T4-T1=150 μ s) pourrait correspondre au mode de propagation qui interagit le plus avec ce type de défaut, c'est-à-dire avec le mode de Lamb A_0 .

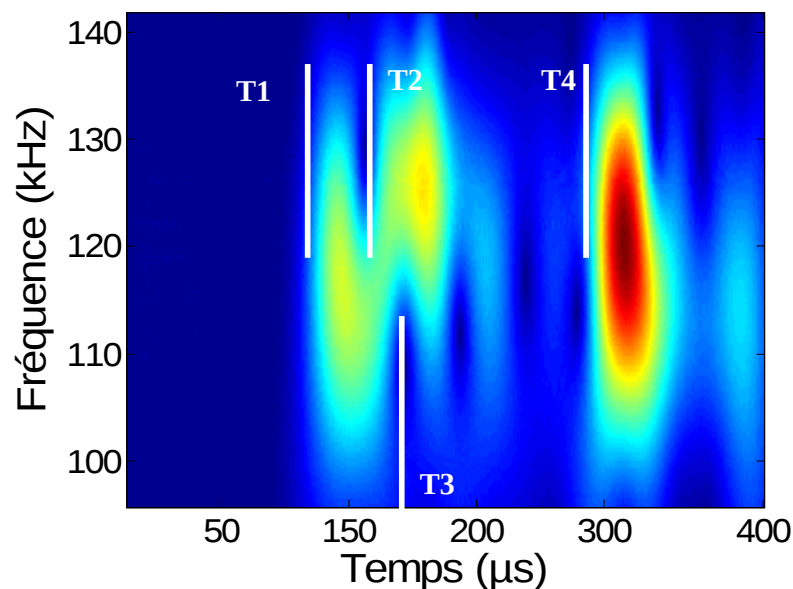


Figure V-39 : Diagramme temps –fréquence du chemin de propagation P2P1 de la différence des signaux avant et après l'impact de 70 Joules.

Faisons l'hypothèse que le défaut est un objet diffractant et peut générer des modes de propagations différents [139] (Figure V-40), chacun ayant une caractéristique de vitesse de propagation.

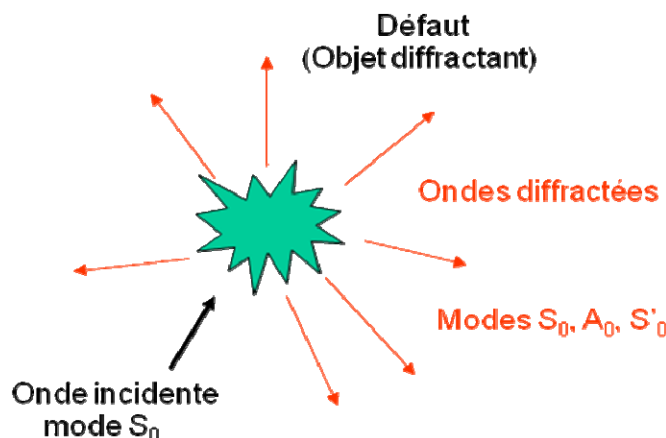


Figure V-40 : Processus de conversion de mode (objet diffractant)

Le calcul des courbes de dispersions de la Figure V-41 montrent que seul trois modes peuvent exister dans le domaine de fréquence inférieur à 180 kHz. Pour 120 kHz (notre fréquence d'excitation), ces trois modes sont : le mode fondamental symétrique S_0 (vitesse de phase d'environ 3,8 km/s), le mode de cisaillement S'_0 (vitesse de phase d'environ 2,1 km/s) et le mode fondamental antisymétrique A_0 (vitesse de phase d'environ 1 km/s).

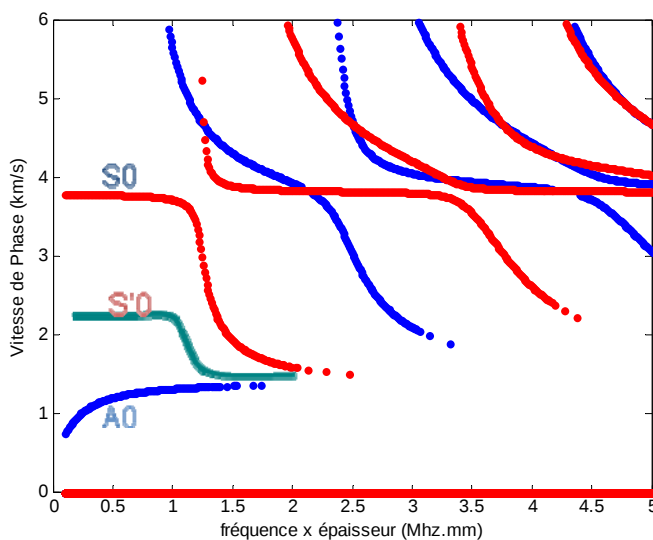


Figure V-41 : Courbes de dispersion pour le matériau à renforts de fibres de verre.

La relation (V.13) donne le temps de retard t_d entre la réception du mode fondamental S_0 , par le chemin direct (D_0 avec V_0) et la réception de l'autre mode (S'_0 ou A_0) par le second chemin (d_1 avec V_0 et d_2 avec V_1), pour chaque chemin de propagation et pour chaque émetteur (voir Figure V-42).

$$t_d = \frac{d_1}{V_0} + \frac{d_2}{V_1} - \frac{D_0}{V_0} \quad (\text{V. 13})$$

Où D_0 est la distance entre l'émetteur et le récepteur, d_1 la distance entre l'émetteur et le défaut, d_2 la distance entre le défaut et le récepteur, la vitesse V_0 du mode S_0 et V_1 la vitesse du mode S'_0 ou A_0 .

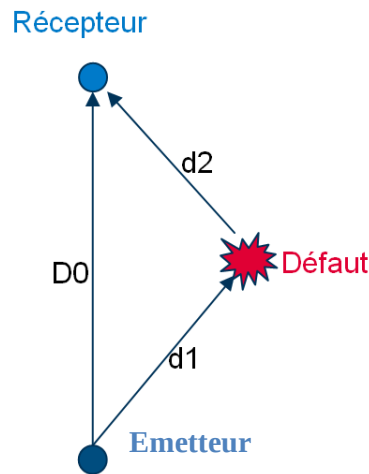


Figure V-42 : Principe de la localisation d'un endommagement.

Le Tableau V-5 donne les valeurs de t_d pour les modes S_0 , S'_0 et A_0 pour chaque chemin de propagation.

Tableau V-5 : Calcul de temps de retard pour chaque mode et pour chaque chemin de propagation pour l'impact de 70J.

Chemin de propagation	P1P2	P1P3	P1P4	P2P3	P2P4	P3P4
t_d (μs) pour le mode S_0	1	15	47	66	19	123
t_d (μs) pour le mode S'_0	42	107	131	158	103	207
t_d (μs) pour le mode A_0	146	335	338	386	310	414

Le procédé de la transformée de Fourier est appliqué au signal obtenu sur un autre chemin de propagation et donne des résultats similaires. La Figure V-43 montre le diagramme temps-fréquence calculé sur le signal obtenu avec le chemin de propagation P1P4, le temps de retard t_d ($T4 - T1$) est 330 μs (480-150) correspondant au mode A_0 (voir Tableau V-5).

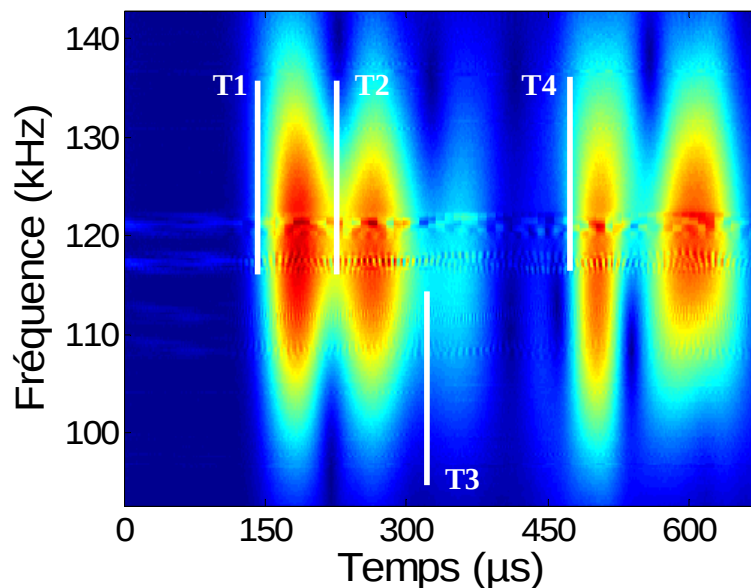


Figure V-43 : Diagramme temps –fréquence du chemin de propagation P1P4 de la différence des signaux avant et après l'impact de 70 Joules.

V.5.4.2 Localisation des endommagements

Pour isoler le signal caractéristique du mode A_0 du signal reçu, afin de déterminer le temps avec plus de précision, une transformée en ondelette discrète a été effectuée. La Figure V-44 et la Figure V-45 montrent le plus haut des 7 niveaux d'ondelettes du signal de référence et du signal reçu après l'impact, respectivement, obtenu pour le chemin de propagation P2P1. Chacun de ces niveaux représente une fréquence différente de la bande passante, les niveaux plus élevés sont équivalents à des fréquences plus élevées et la somme de tous les niveaux reforme les données d'origine.

Les caractéristiques du mode A_0 ne sont pas vues directement dans les niveaux de décomposition en ondelettes.

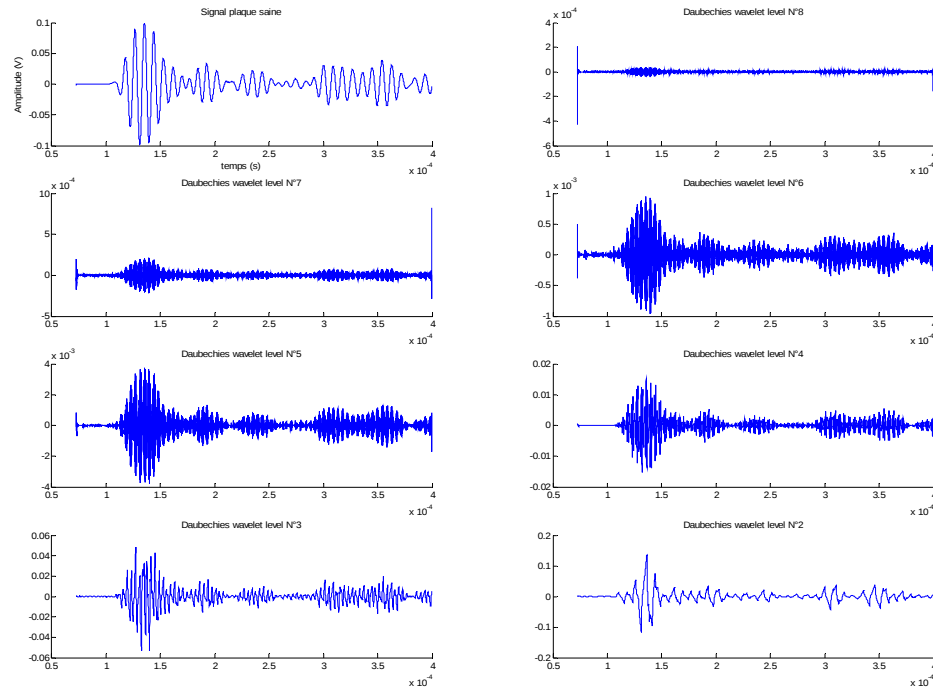


Figure V-44 : Transformée en ondelette discrète pour le signal référence (avant impact) pour le chemin P2P1.

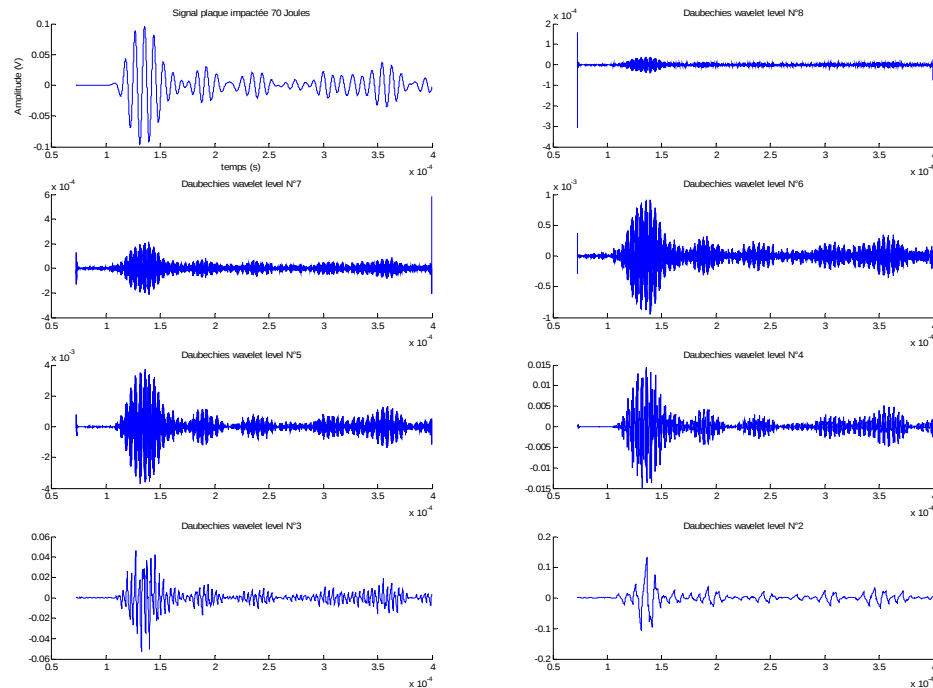


Figure V-45 : Transformée en ondelette discrète pour le signal après un impact de 70J pour le chemin P2P1.

Cependant, la différence algébrique entre les deux familles, calculée pour chaque niveau, donne des résultats intéressants, en particulier pour le niveau 2, où le signal A_0 est clairement visible. Les Figure V-46.a et b montrent les résultats obtenus pour les chemins de propagations de P2P1 et P1P4, respectivement.

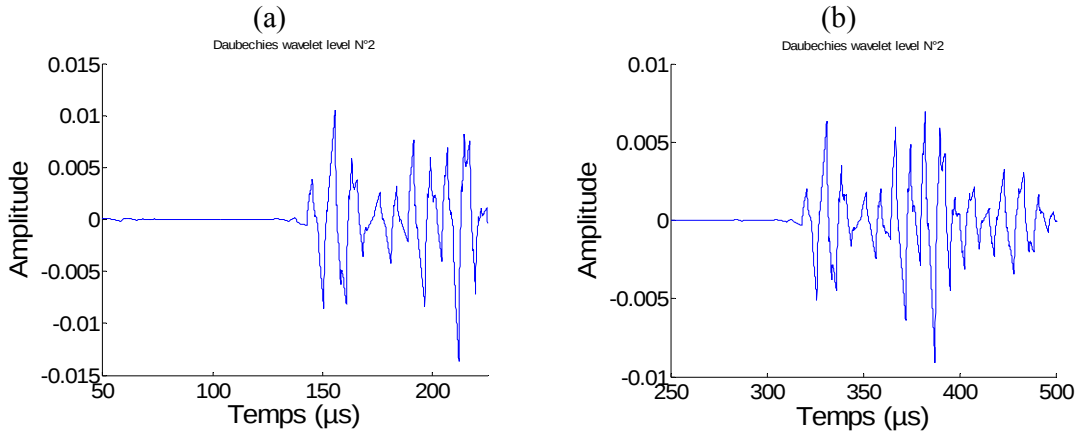


Figure V-46 : Niveau 2 de la transformée en ondelette discrète compressée de la différence algébrique des signaux avant et après impact ; (a) chemin P2P1, (b) chemin P1P4.

Dans ces figures, tous les signaux ont le temps décalés, le point de départ correspond à zéro seconde, et le coefficient d'ondelettes correspondant au niveau 2 est mis à zéro jusqu'à 20 μs (durée de la première salve excitatrice), afin d'éliminer les parties non significatives des signaux. Nous observons que le signal de départ est à environ 145 μs (Figure V-46.a) et environ 325 μs (Figure V-46.b). Ces périodes correspondent à peu près au début du mode A_0 (voir Tableau V-5).

Le même processus est appliqué pour chaque chemin de propagation et cela donne de bons résultats. Il est possible d'isoler le mode A_0 dans chaque cas. Ainsi, il est possible de déterminer le temps de retard t_d entre le début du signal et l'apparition du mode A_0 , pour chaque chemin de propagation, afin de calculer la localisation de l'endommagement.

En utilisant le système de coordonnées cartésien, l'origine étant le coin gauche en bas de la plaque, l'équation fondamentale (V.13) devient:

$$\frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{v_0} + \frac{\sqrt{(x_r - x)^2 + (y_r - y)^2}}{v_1} - \frac{\sqrt{(x_r - x_e)^2 + (y_r - y_e)^2}}{v_0} - t_d = 0 \quad (\text{V. 14})$$

Où x_r et y_r sont les coordonnées du récepteur ; x_e et y_e sont les coordonnées de l'émetteur ; x et y sont les inconnues (c'est à dire les coordonnées de l'impact).

Il y a donc une équation par chemin de propagation, trois équations par émetteur. La résolution deux par deux de cette équation, par émetteur, donne neuf systèmes de 2 équations. Le résultat de ce calcul est montré sur la Figure V-47.

La zone grisée correspond au barycentre de chaque solution calculée. Le rectangle dans cette zone correspond à l'endommagement réel qu'a subi la plaque lors de cet impact de 70 Joules. Nous observons une bonne approximation de la zone impactée. La zone grisée

représente environ 4,5% de la surface totale de la plaque. Donc nous avons une assez bonne localisation de l'impact de 70 Joules pour le composite à renforts de fibres de verre.

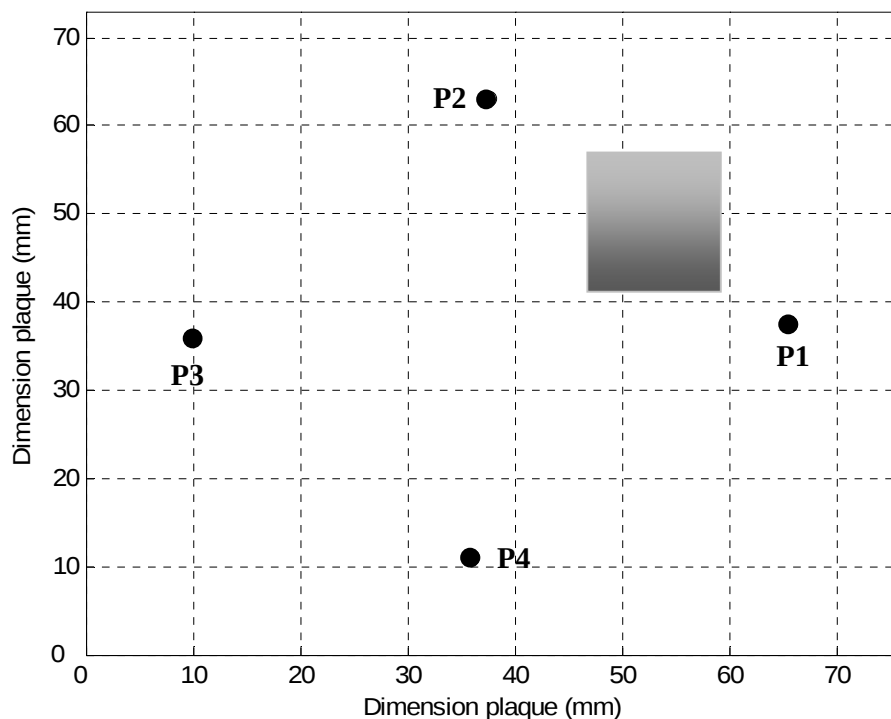


Figure V-47 : Localisation de l'impact de 70 joules sur le composite à renforts de fibres de verre.

La Figure V-48 montre la localisation pour la plaque composite à renforts fibres de verre pour un impact de 10 Joules. Dans ce cas, la surface de la zone endommagée représente environ 7 % de la surface interrogée. Pour cet impact de plus basse énergie, nous avons une moins bonne localisation que pour un impact d'énergie élevée mais ceci est tout de même suffisant pour notre application. De plus un impact de 10 Joules n'est pas considéré comme catastrophique pour des structures navales.

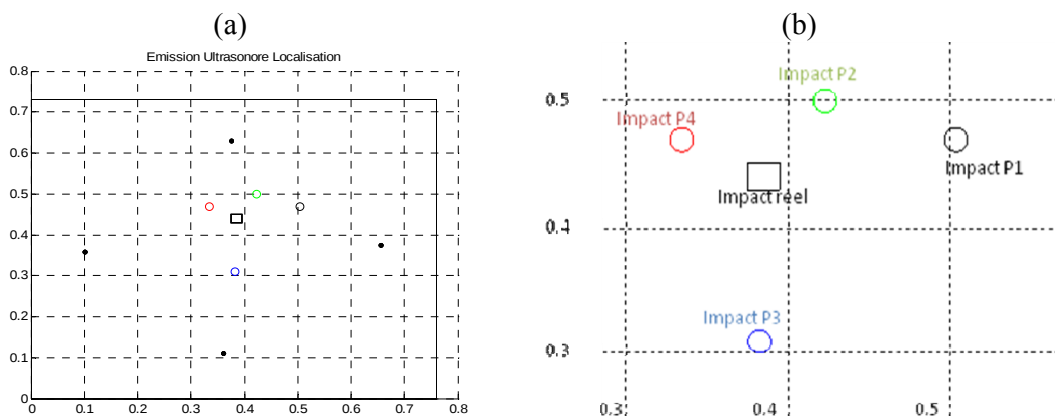


Figure V-48 : Localisation de l'impact de 10 joules sur le composite à renforts de fibres de verre.

Pour conclure, nous obtenons sensiblement la même sensibilité de localisation des différents impacts pour une plaque composite à renforts de fibres de carbone.

V.6 Modèle numérique par éléments finis

Notre attention se porte sur un modèle simple 2D permettant ainsi une analyse simple et une meilleure compréhension de la propagation des ondes de Lamb. Pour notre étude, nous avons sélectionné une longue et fine poutre en matériau composite. Ce spécimen a été instrumenté avec plusieurs pastilles piézoélectriques. Tout d'abord, la poutre instrumentée a été modélisée par éléments finis. Les prévisions numériques et les résultats expérimentaux ont également été comparés.

V.6.1 Description de la modélisation 2D

Le modèle 2D pris en compte dans notre étude a été faite à partir d'un matériau composite à renforts de fibres de verre de 4 mm d'épaisseur. Le spécimen mesure 725 mm de long afin d'avoir la même configuration que les expériences menés précédemment. Les transducteurs piézoélectriques ont été modélisés afin d'avoir le chemin de propagation P2/P4 comme le montre la Figure V-49.



Figure V-49 : Modélisation 2D d'une poutre en composite verre simulant le chemin de propagation P2/P4.

Pour cela nous rentrons dans le modèle les caractéristiques de notre matériau piézoélectrique ; sa constante d'élasticité C , sa constante piézoélectriques e , sa constante diélectrique ε et sa densité ρ :

$$C = \begin{bmatrix} 147 & 105 & 93,7 & 0 & 0 & 0 \\ 105 & 147 & 93,7 & 0 & 0 & 0 \\ 93,7 & 93,7 & 113 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 23 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 23 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 21 \end{bmatrix} GPa \quad (V. 15)$$

$$e = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 11,64 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 11,64 & 0 & 0 \\ -3,09 & -3,09 & 16 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} C.m^{-2} \quad (V. 16)$$

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} 1,8 & 0 & 0 \\ 0 & 1,8 & 0 \\ 0 & 0 & 1,113 \end{bmatrix} \times 10^{-9} F.m^{-1} \quad (V. 17)$$

V.6.1.1 Signal d'excitation

Le signal d'excitation pris en compte dans notre étude consiste en une salve lissée. La salve a été obtenue à partir d'un signal pur de fréquence f filtré à travers une fenêtre de Hanning. La fenêtre de Hanning est décrite par l'équation suivante :

$$x(t) = \frac{1}{2} \left[1 - \cos\left(\frac{2\pi t}{T_H}\right) \right], t \in [0, T_H] \quad (\text{V. 18})$$

Le nombre de coups, N_B , dans la salve correspond à la longueur de la fenêtre de Hanning. C'est-à-dire à :

$$T_H = \frac{N_B}{f} \quad (\text{V. 19})$$

La salve excitatrice a donc été choisie afin de créer une excitation cohérente mono-fréquence des ondes comme expliqué dans le chapitre II.3.2.

La salve excitatrice lissée à l'issue de ce processus a été synthétisée numériquement et stockée dans le PC en tant que mémoire de l'excitation du signal. Ce signal numérique d'excitation généré a été utilisé dans l'analyse de l'élément fini et dans les études expérimentales.

V.6.1.2 Simulation des ondes axial

La Figure V-50 montre la simulation par éléments finis des ondes axiales dans le composite. La salve excitatrice a une fréquence de 120 kHz à partir du côté gauche de l'éprouvette. Les modes de dilatation et de contraction sont affichés. L'onde a été capturée après un voyage de 100 μ s. La Figure V-50.a donne une vue d'ensemble, tandis que la Figure V-50.b donne un détail agrandi de la zone de la propagation des ondes axiales. Nous constatons que le nombre de pics de l'onde est plus grand que les 5 coups de l'onde excitatrice, ceci est due à la fois à l'onde incidente et à l'onde réfléchie par l'extrémité gauche de l'éprouvette. Ces deux ondes (incidente et réfléchie) se superposent sur ce front d'onde.

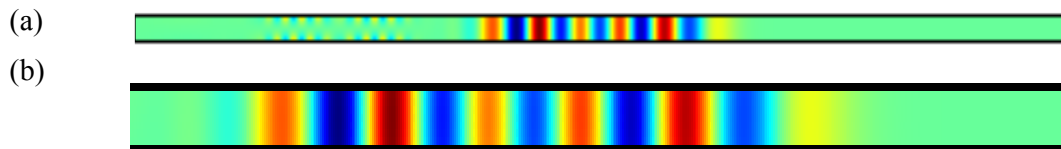


Figure V-50 : L'onde axiale capturée après un temps de 100 μ s. (a) vue d'ensemble ; (b) détail de la zone de l'onde axiale.

La Figure V-51 montre l'onde axiale du signal qui est reçu par la pastille réceptrice (chemin P2P4). Comme l'onde se propage et subit des réflexions, sa cohérence diminue quelque peu, et également se disperse. Cette perte de cohérence peut être aussi attribuée à l'accumulation d'erreurs numériques.

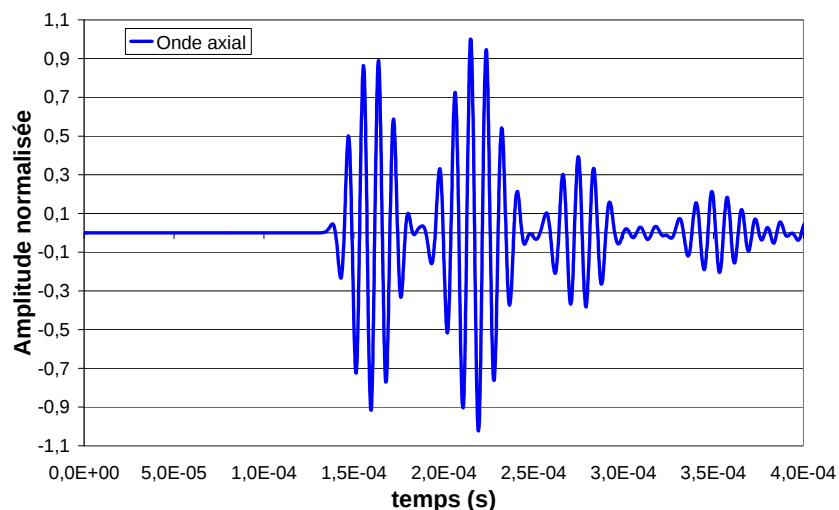


Figure V-51 : Onde axiale simulée pour le chemin de propagation P2P4.

V.6.1.3 Simulation des ondes de flexions

La Figure V-52 montre la simulation par éléments finis des ondes de flexions dans le composite. La salve excitatrice a une fréquence de 120 kHz à partir du côté gauche de l'éprouvette. Les pics et les vallées de la propagation d'ondes de flexion sont apparents. L'onde a été capturée après un voyage de 100 μ s. La Figure V-52.a donne une vue d'ensemble, tandis que la Figure V-52.b donne un détail grossi de l'onde de flexion. Nous constatons deux salves, la première correspond à la salve incidente tandis que la seconde correspond à la salve réfléchi par le bord droit de l'éprouvette.

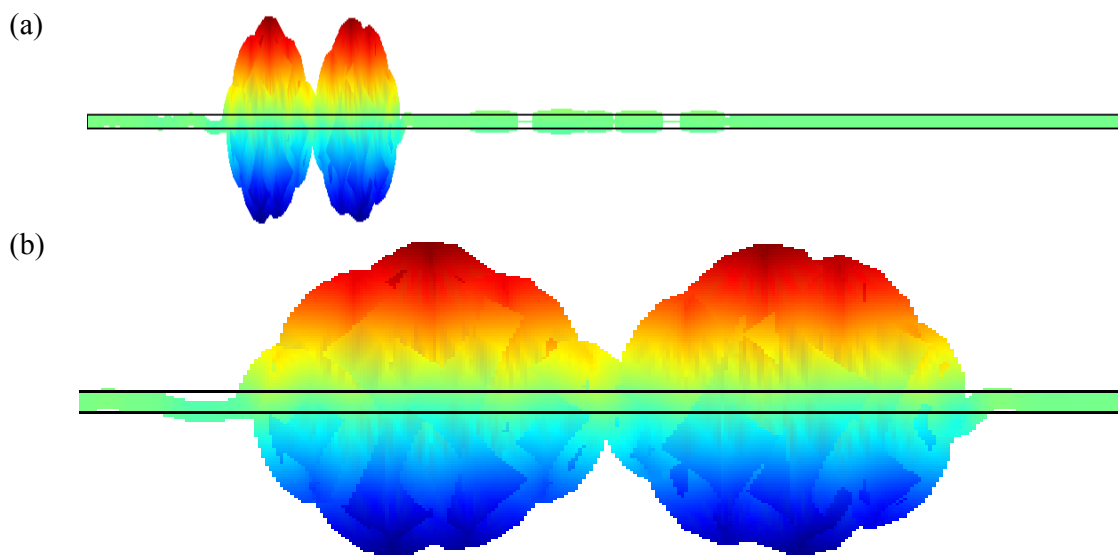


Figure V-52 : L'onde de flexion capturée après un temps de 100 μ s. (a) vue d'ensemble ; (b) détail de la zone des ondes de flexions.

La Figure V-53 montre l'onde de flexion du signal qui est reçu par la pastille réceptrice (chemin P2P4). Comme l'onde se propage et subit des réflexions, sa cohérence diminue

quelque peu, et également se disperse. Cette perte de cohérence peut être aussi attribuée à l'accumulation d'erreurs numériques.

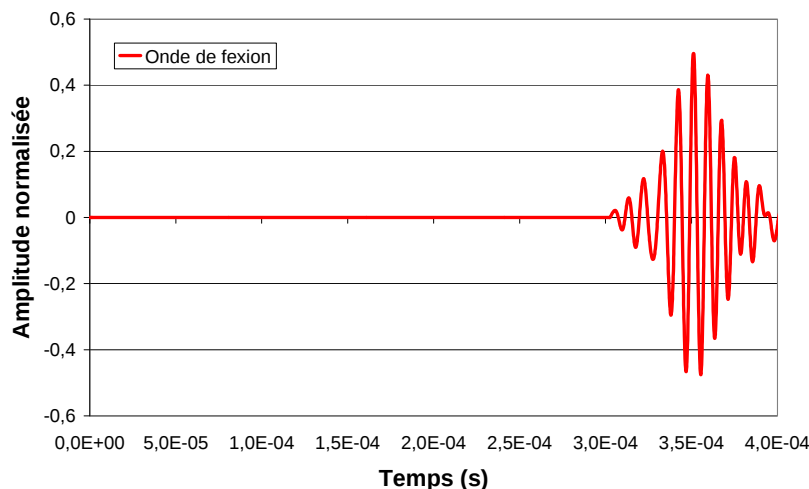


Figure V-53 : Onde de flexion simulée pour le chemin de propagation P2P4.

V.6.1.4 Importance de la haute fréquence d'excitation

Bien que les résultats présentés ci-dessus se réfèrent principalement à une fréquence donnée (ici 120 kHz), la simulation de propagation de l'onde ont été effectués pour une fréquence comprise entre 30 et 300 kHz.

La Figure V-54 montre les résultats à l'instant $t = 100\mu s$ de la simulation pour une gamme de fréquences allant de 30 à 300kHz. L'onde est générée au bord gauche et se propage vers la droite de la plaque composite. Les couleurs indiquent la contrainte de Von Mises.

Cette simulation montre deux modes de propagation A_0 et S_0 pour les fréquences inférieures à 180 kHz. Le mode S_0 voyage à une plus grande vitesse de groupe, de plus la plupart des déplacements des particules sont dans la direction x . Les ondes plus lentes appartiennent aux modes A_0 , avec les déplacements des particules dans la direction y . La vitesse de propagation du mode A_0 augmente bien avec la fréquence. Au dessus de 180kHz, on voit apparaître d'autres modes de propagation correspondant aux modes A_1 et S_1 . Cette fréquence correspond à la fréquence calculée analytiquement (180,75 kHz) pour l'apparition du mode A_1 .

Cependant, nous constatons qu'il est plus simple de simuler ces ondes à basse fréquence car la longueur d'onde est plus grande et s'étend sur plusieurs éléments finis et donc la distorsion de chaque élément est plus importante. Par conséquent, à basse fréquence, nous pouvons utiliser des éléments plus grands et donc diminuer sensiblement le temps de calcul. Cependant la faible fréquence des ondes ultrasonores ne sont pas adaptés à ces applications, car la longueur d'onde est plus grande que la dimension du défaut.

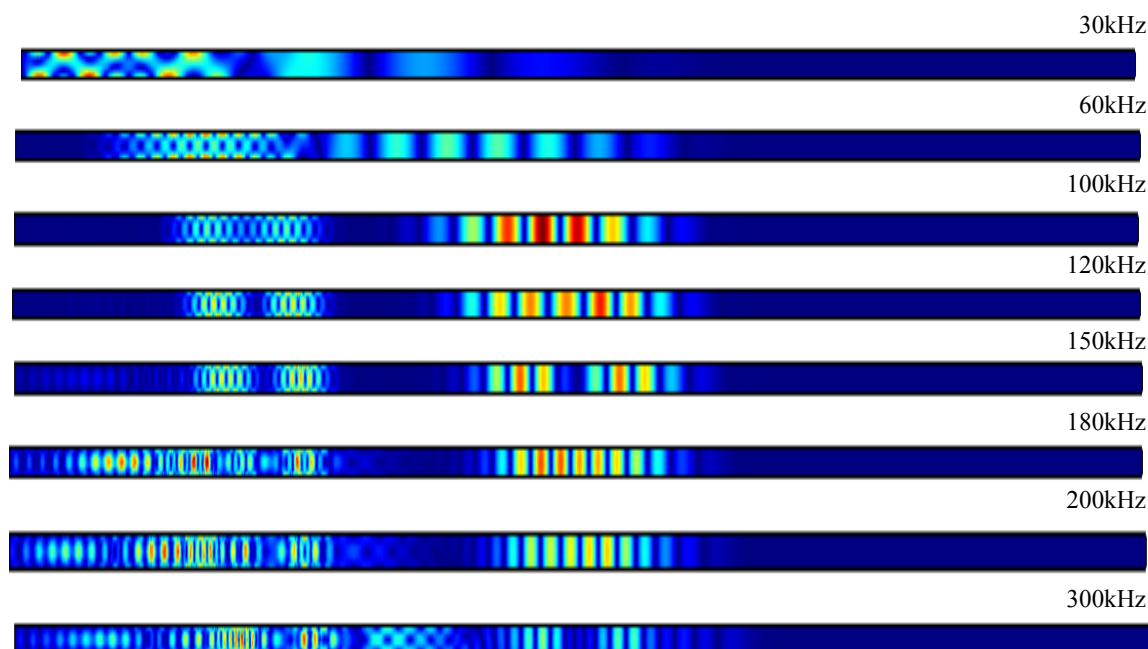


Figure V-54 : Simulation montrant l'évolution des ondes de Lamb en fonction de la fréquence pour un composite à base de renforts de fibres de verre.

Nous avons utilisé cette modélisation pour une fréquence d'excitation de 120 kHz afin de mesurer la vitesse de propagation des ondes S_0 et A_0 afin de les comparer avec la partie expérimentale et le calcul analytique. La Figure V-55 montre l'évolution dans le temps de la contrainte de Von Mises pour une fréquence de 120 kHz. L'onde est générée au bord gauche et se propage vers la droite de la plaque composite.

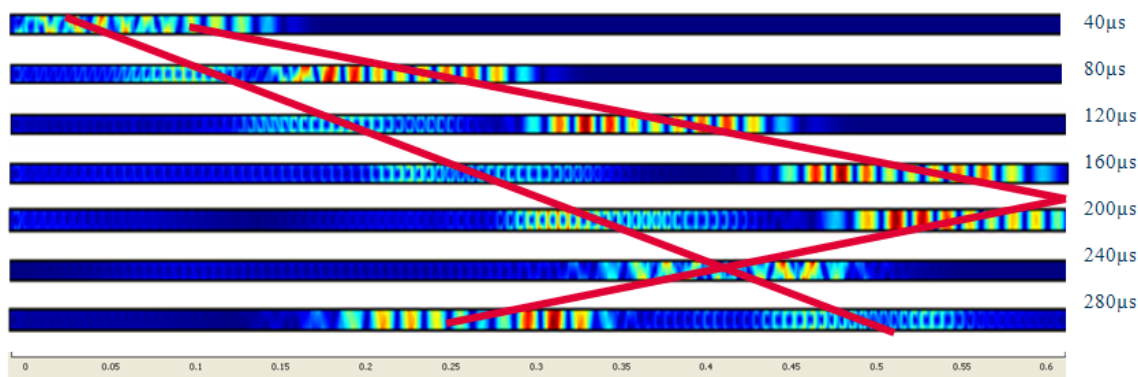


Figure V-55 : Simulation montrant l'évolution des ondes de Lamb à 120 KHz pour différents temps allant de 40 à 280 μ s pour un composite à base de renforts de fibres de verre.

Le Tableau V-6 nous montre une bonne corrélation de la vitesse des modes A_0 et S_0 entre l'expérimentation, le calcul analytique et les éléments finis.

Tableau V-6 : Comparaison expérimentale, analytique et par éléments finis des vitesses de groupe des modes S_0 et A_0 pour les matériaux composites verre et carbone.

Matériaux	Mode	Vitesse expérimentale (km/s)	Vitesse analytique (km/s)	Vitesse Comsol (km/s)
Verre	S_0	3,606	3,773	3,6
	A_0	1	1,195	1,2
Carbone	S_0	6,611	7,150	6,7
	A_0	1,5	1,650	1,6

Sur la Figure V-56, nous avons représenté le signal reçu théoriquement et expérimentalement pour le matériau composite verre. Nous observons une bonne corrélation entre ces deux signaux, notamment sur la première salve. Néanmoins, un déphasage se crée à partir de la deuxième salve. Ce déphasage peut être dû au fait que le bord de la plaque est en biseau non régulier alors que cette modélisation ne prend pas en compte cette configuration géométrique. De plus, nous retrouvons bien le mode A_0 avec sensiblement la même amplitude par contre avec un léger déphasage.

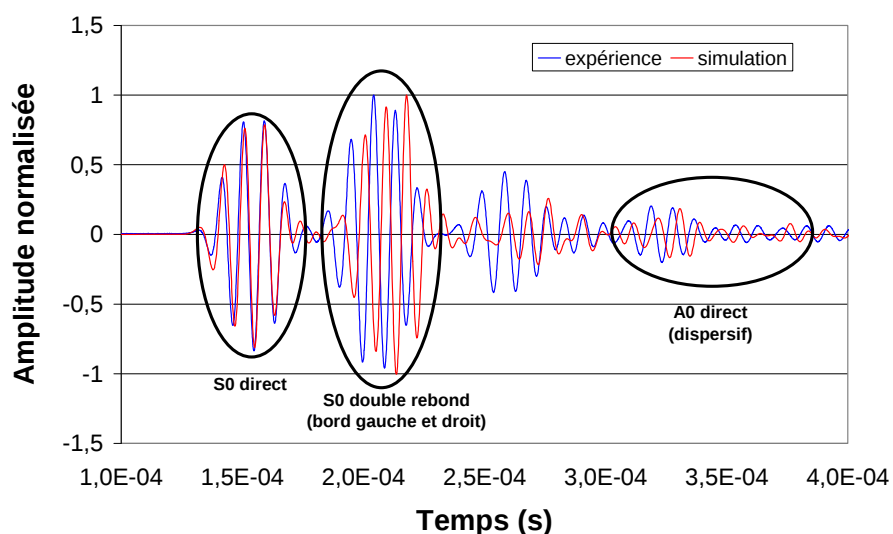


Figure V-56 : Comparaison expérimentale et simulation des signaux obtenus pour le chemin de propagation P2/P4 pour le composite verre.

V.6.2 Modélisation d'une plaque impactée

La photo de la Figure V-57 montre l'endommagement créé par un impact de 50 Joules dans un composite verre. Nous observons bien l'endommagement caractéristique d'un impact, c'est-à-dire en forme triangulaire avec la zone d'impact nettement plus petite que la zone de l'autre extrémité de la plaque. De plus, nous observons des zones de délaminages importantes et également des fissures de matrice.

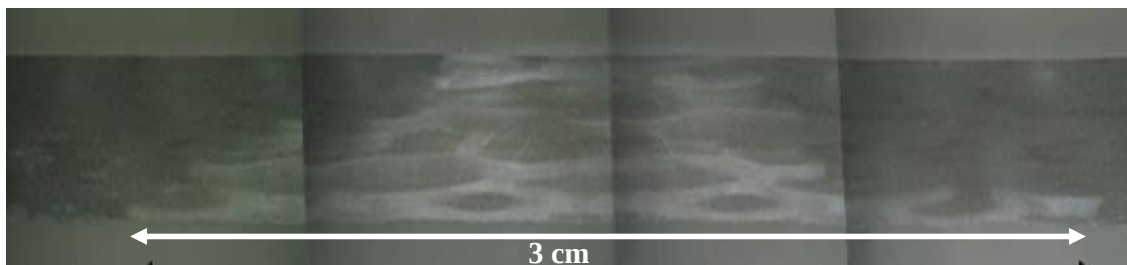


Figure V-57 : Photo d'une coupe transversale montrant l'endommagement créé par un impact de 50 Joules dans un composite verre.

V.6.2.1 Modélisation avec un seul délaminage

Pour simuler un impact, nous avons inséré une fine lame de $100\ \mu\text{m}$ d'épaisseur au milieu du composite entre le chemin de propagation P2P4 en respectant les distances par rapport à la partie expérimentale. De plus, nous avons considéré le délaminage comme isotrope. La dimension de la lame d'air est de 30 mm pour reprendre la dimension d'un impact de 50 Joules dans un composite à renforts de fibres de verre.

La Figure V-58 représente les signaux temporels reçus par le capteur P4 avant et après la modélisation du délaminage. Nous observons bien une légère différence, mais comme dans la partie expérimentale, nous sommes obligés de passer par l'index d'endommagement basé sur la transformée de Fourier.

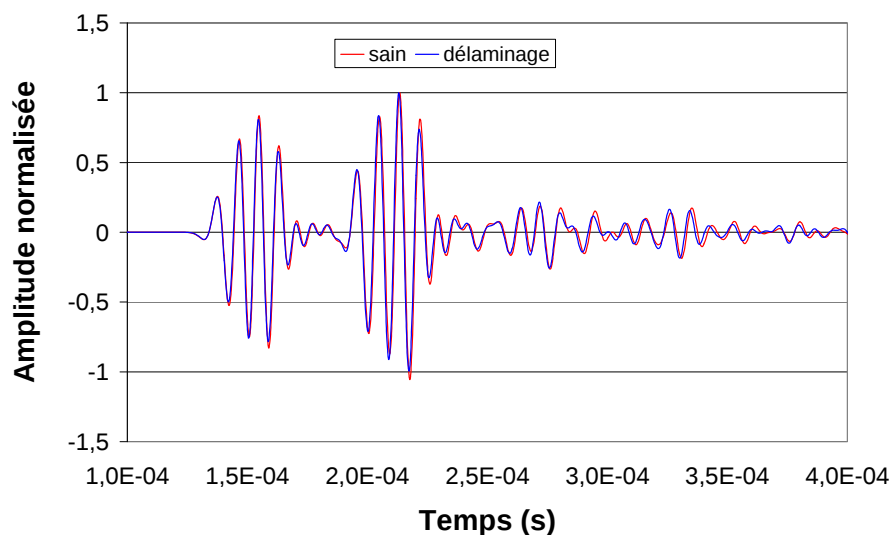


Figure V-58 : Comparaison des signaux simulés avant et après délaminage (un seul délaminage).

Sur la Figure V-59, nous avons représenté la transformée de Fourier des signaux simulés avant et après le délaminage. Ensuite, nous avons calculé l'index d'endommagement qui est environ 0,056. Dans la partie expérimentale, nous avons calculé DI égale à 0,16. Donc cette modélisation n'est pas très représentative de la réalité.

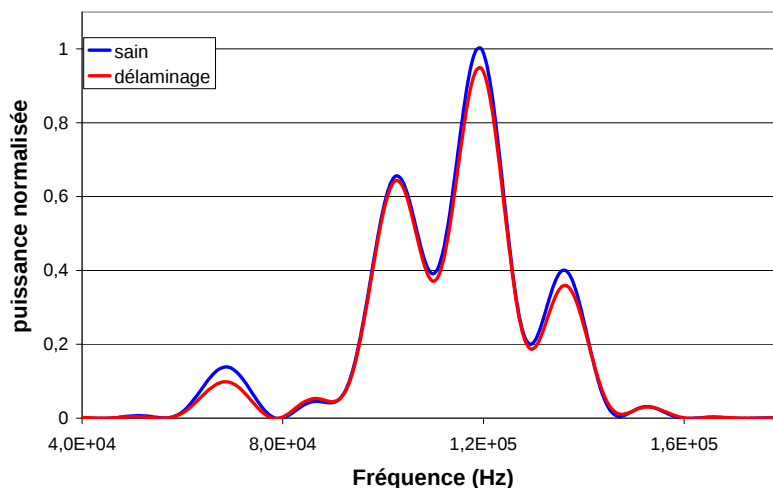


Figure V-59 : Transformée de Fourier des signaux simulés avant et après le délaminage (une seule lame d'air).

Pour tenter d'améliorer cette simulation, nous avons modélisé le défaut induit par un impact de 50 Joules par trois délaminages successifs dans l'épaisseur afin de retrouver l'endommagement de forme rectangulaire.

V.6.2.2 Modélisation avec trois délaminages

La Figure V-60 montre la simulation de trois délaminages, assez représentatif d'un vrai impact sans toutefois prendre en compte les multiples fissures, due à un impact de 50 Joules dans un composite à renforts de fibres de verre.

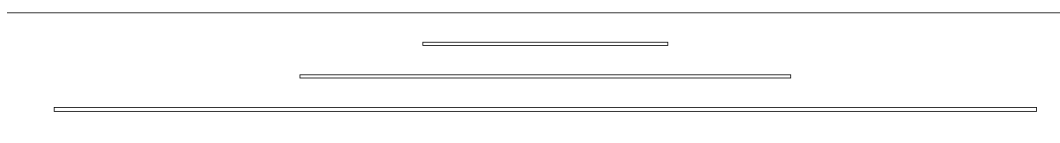


Figure V-60 : Modélisation de délaminages simulant un impact de 50 Joules dans un composite verre.

La Figure V-58 représente les signaux temporels reçus par le capteur P4 avant et après la modélisation du délaminage. Nous observons bien une différence, mais comme dans la partie expérimentale, nous sommes obligés de passer par l'index d'endommagement basé sur la transformée de Fourier.

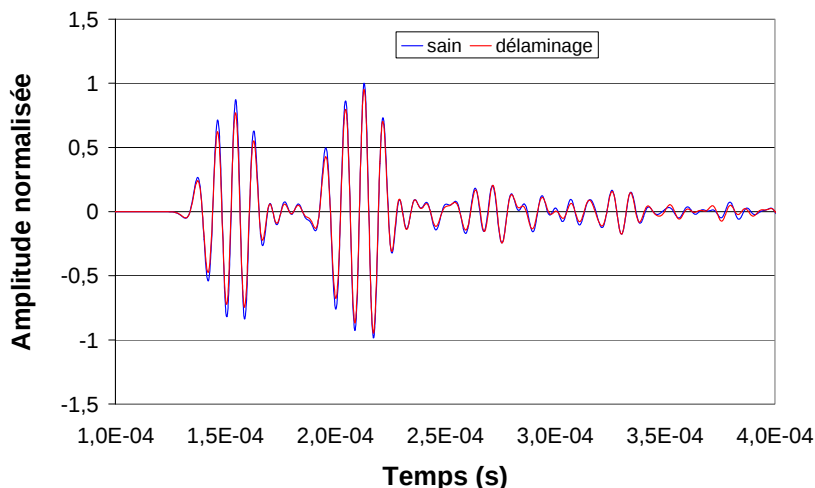


Figure V-61 : Comparaison des signaux simulés avant et après délaminage (trois délaminages).

Sur la Figure V-62, nous avons représenté la transformée de Fourier des signaux simulés avant et après le délaminage. Ensuite, nous avons calculé l'index d'endommagement qui est environ 0,156. Dans la partie expérimentale, nous avons calculé DI égale à 0,16. Donc cette modélisation est assez représentative de la réalité.

La Figure V-63 représente l'évolution du paramètre DI théorique et expérimental en fonction de l'énergie d'impact. Nous observons bien une meilleure corrélation pour des impacts d'énergies supérieures à 50 Joules. Ceci peut venir du fait que dans la simulation, nous n'avons pas de bruit d'expérimentation, et donc que DI vaut 0 lorsqu'il n'y a pas d'impact.

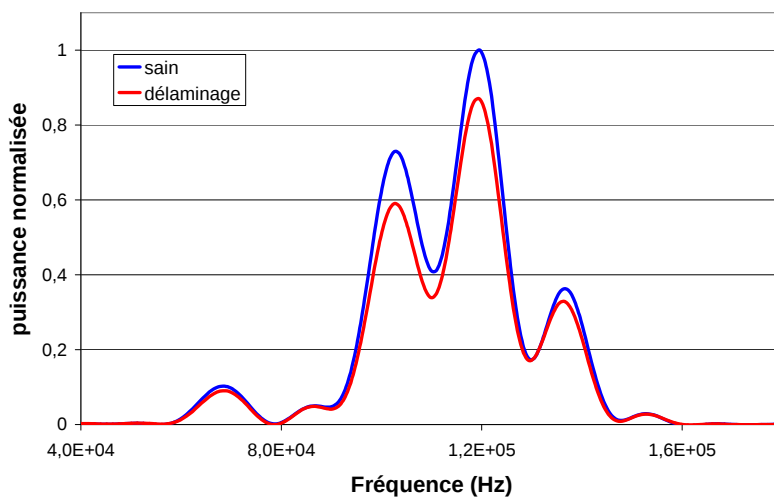


Figure V-62: Transformée de Fourier des signaux simulés avant et après le délaminage (trois lames d'air).

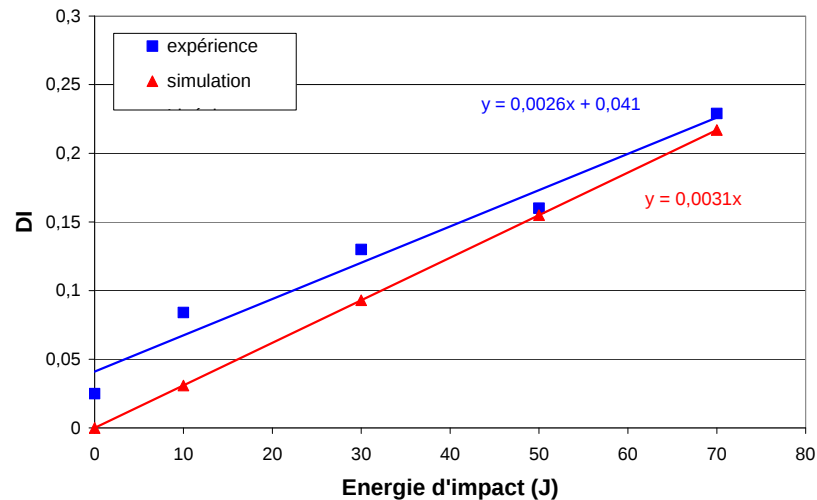


Figure V-63 : Comparaison de l'index d'endommagement théorique et expérimentale pour le composite verre.

De même que pour le matériau verre, nous avons effectué une simulation pour le matériau à renforts de fibres de carbone. La Figure V-64 représente l'index d'endommagement en fonction de l'énergie d'impact pour ce matériau.

Nous observons une bonne corrélation pour tous les impacts contrairement au matériau à renforts de fibres de verre. Ceci peut venir du fait que dans la partie expérimentale, pour le carbone, nous avons mesuré un bruit de fond moins important que pour le verre et donc que la courbe expérimentale se rapproche de 0 lorsqu'il n'y a pas d'impact.

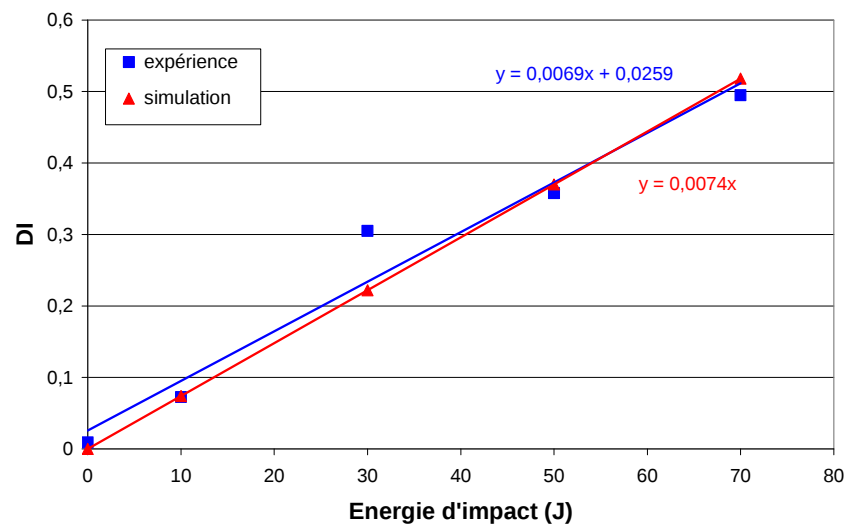


Figure V-64: Comparaison de l'index d'endommagement théorique et expérimentale pour le composite carbone.

V.7 Conclusion du chapitre

Après avoir déterminé les caractéristiques élastiques des matériaux composites à matrice polymère à notre disposition, nous avons calculé les courbes de dispersions des ondes de Lamb pouvant se propager à l'intérieur de ces composites. Fort de ces connaissances, nous avons pu identifier les différentes contributions aux signaux temporels transmis à l'intérieur des échantillons, en fonction des caractéristiques propres des modes générées et de la géométrie des configurations émetteur/structure/récepteur étudiées.

Dans la perspective de la mise en œuvre d'une procédure de contrôle non destructif basée sur les ondes de Lamb, nous nous sommes plus particulièrement intéressés aux modes fondamentaux. Nous avons exposé la stratégie que nous avons retenue pour le développement d'un système de contrôle de santé intégré de structure en temps réel et à grande distance. En particulier, la définition d'un paramètre d'endommagement nous a permis de démontrer la faisabilité de la détection de défauts réalistes, dues à des impacts, et ce pour les deux matériaux étudiés ici. La méthode de transmission-réception est potentiellement intéressante pour l'utilisation d'un diagnostic de l'intégrité structurelle, car nous n'avons pas besoin de soustraire les deux signaux. Par conséquent, il pourrait être employé comme méthode de diagnostic permettant d'identifier et de quantifier des endommagements.

Ensuite, par un traitement de signal basé sur la transformée en ondelette, nous sommes parvenu à localiser les différents endommagements avec une assez bonne résolution.

Enfin, nous avons montré au travers quelques exemples l'apport indéniable de la méthode des éléments finis pour la compréhension des interactions locales entre les ondes ultrasonores se propageant dans une structure de dimensions limitées et des défauts localisés. A travers l'étude d'une modélisation d'un impact dans une plaque GFRP, nous avons validé la modélisation de la génération, de la propagation et dans une certaine mesure de l'interaction avec des défauts de modes de Lamb induits par l'excitation électrique d'un capteur collé en surface de la plaque.

Chapitre VI. Matériau bi-fonctionnel – PEM et CSI

Dans ce chapitre, la propagation des ondes de Lamb dans deux matériaux bi-fonctionnels a été étudiée. Comprendre les caractéristiques des ondes de Lamb est très important pour le développement d'un système de surveillance de structures composites. L'influence de l'insertion d'écrans électromagnétiques, soit sous la forme d'un grillage ou soit de deux plis de carbone, ont été étudiées en mesurant la vitesse de groupe à l'aide des signaux reçus. En outre, la détection et la localisation d'endommagements dus à des impacts ont été réalisées pour ces deux matériaux. De plus, une modélisation par éléments finis 2D nous a permis de valider les différents modes de propagation et la vitesse des modes pour ces composites bi-fonctionnels.

VI.1 Introduction

Les navires de guerre sont équipés de plus en plus de matériels électroniques générant des champs électromagnétiques (EM) de plus ou moins grande intensité... Les superstructures portent ainsi un certain nombre de contributeurs pouvant perturber le fonctionnement des matériels à l'intérieur du navire, voire de nuire à la santé des personnes qui y sont hébergées. Dans le cas des matériaux composites à renforts de fibres de verre (GFRP), la structure étant diélectrique, est relativement transparente aux rayonnements électromagnétiques. Pour assurer un blindage EM, deux voies de recherche ont donné de bons résultats pour assurer une protection électromagnétique suffisante : le grillage Gantois et le carbone lui-même.

En outre, l'insertion d'un dispositif de contrôle de santé au cœur même de la structure composite permet de renseigner sur l'état de sollicitations (déformations) ainsi que sur la présence d'éventuels endommagements. Ce monitoring interne offre ainsi la possibilité d'optimiser l'emploi de la structure, de prédire d'éventuelles défaillances et ainsi de prévoir les phases d'entretiens des navires et structures composites.

Le travail présenté dans ce dernier chapitre traite de l'effet de l'insertion d'un blindage électromagnétique sur la propagation des ondes de Lamb. En particulier, une étude a été menée pour comparer et mesurer la vitesse de groupe afin de mettre en évidence la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la localisation de différents impacts dans un matériau bi-fonctionnel. L'originalité de cette étude réside donc dans l'ajout de deux fonctionnalités indépendantes dans un composite à renforts de fibres de verre que sont la protection électromagnétique, assuré par le grillage ou par des plis de carbone, et un contrôle de santé actif assuré par les transducteurs piézoélectriques.

VI.2 Les matériaux étudiés

VI.2.1 Composite verre/vinylester avec Grillage Gantois

Pour cette étude une plaque composite rectangulaire a été fabriquée ; Cette plaque composite de dimensions 720*760 mm et de 4 mm d'épaisseur est composée de neuf plis de fibres de verre taffetas infusés avec une matrice vinylester comprenant également un blindage électromagnétique, constitué d'un grillage en bronze (Gantois) (Figure VI-1). Ce matériau est nommé VG dans la suite de ce chapitre.

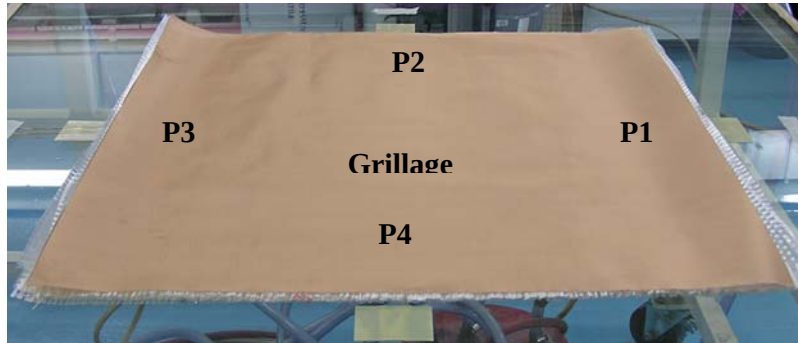


Figure VI-1 : Matériau composite bi-fonctionnel composé de fibres de verre avec un grillage (écran EM) et également instrumenté de capteurs piézoélectriques.

Pour la modélisation des courbes de dispersions des modes de Lamb, nous nous sommes inspirés de la méthode décrite dans la littérature [65] à partir de la matrice d'élasticité $[C]$ de ce matériau :

$$C = \begin{bmatrix} 24,4 & 4,8 & 2,5 & 0 & 0 & 0 \\ 4,8 & 24,4 & 2,5 & 0 & 0 & 0 \\ 2,5 & 2,5 & 10,6 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3,5 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 3,5 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4,2 \end{bmatrix} GPa \quad (VI. 1)$$

La Figure VI-2 (bleu mode antisymétrique A et en rouge mode symétrique S) présente les courbes de dispersions obtenues sans le domaine $f \cdot d < 2 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$ et $C_p < 6 \text{ km/s}$. Les vitesses de groupes sont de 3,478 km/s pour le mode fondamental S_0 ; et de 1,119 km/s pour le mode fondamental A_0 pour le matériau VG.

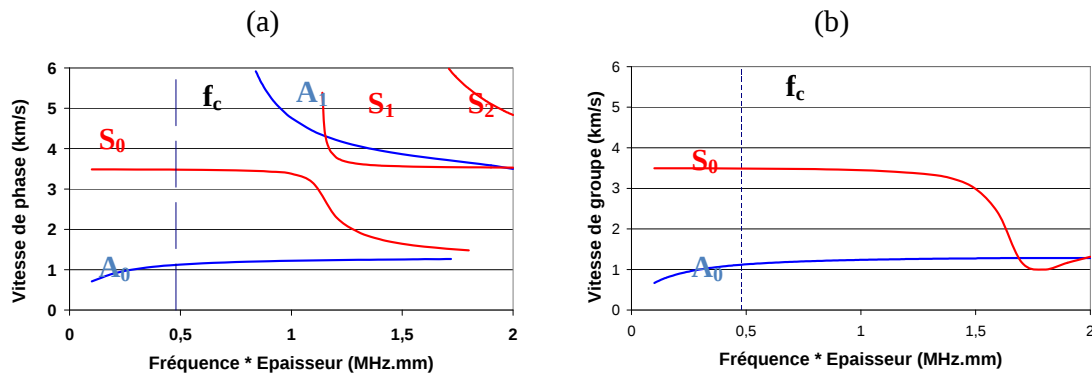


Figure VI-2 : Courbes de dispersions théoriques du matériau composite VG (a) vitesse de phase (b) vitesse de groupe

Dans ce matériau il n'existe que deux modes sans fréquences de coupure, le mode fondamental symétrique S_0 et antisymétrique A_0 . Les autres modes sont numérotés suivant l'ordre d'apparition de leurs fréquences de coupure. En particulier, la première fréquence de

coupure est celle du mode A_1 , $f_c d = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{C_{55}}{\rho}} = 0,668 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$

Cette plaque ayant une épaisseur de 4 mm, nous en déduisons donc que pour rester dans le domaine de fréquence où seuls les modes fondamentaux peuvent se propager, il ne faut pas utiliser une fréquence de travail supérieure à 167 kHz.

Pour l'application du contrôle de santé interne, de minces transducteurs piézoélectriques identiques à ceux utilisés au chapitre V ont été insérés dans ce matériau. Un réseau composé de quatre PZT a été intégré au milieu lors de l'infusion sous bâche à vide (notés P1, P2, P3 et P4).

VI.2.2 Composite Hybride

Le second composite étudié dans cette étude est constitué de neuf plis de verre taffetas infusés avec une matrice vinylester comprenant également un pli de carbone sur chaque face extérieure du composite. Cette plaque a pour dimension $720 \times 740 \text{ mm}^2$ pour 4,8 mm d'épaisseur et la masse volumique du matériau est $\rho = 1880 \text{ kg/m}^3$. (Figure VI-3).

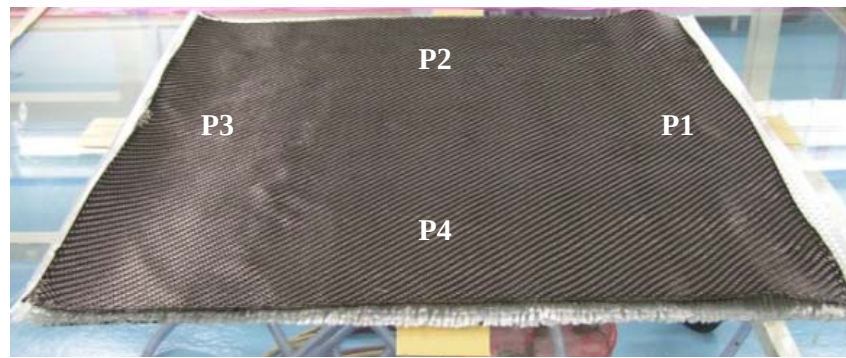


Figure VI-3 : Matériau composite bi-fonctionnel hybride instrumenté de capteurs piézoélectriques.

Pour la modélisation des courbes de dispersions des modes de Lamb, nous nous sommes inspirés de la méthode décrite dans la littérature [65] à partir de la matrice d'élasticité $[C]$ de ce matériau :

$$C = \begin{bmatrix} 40 & 12 & 5 & 0 & 0 & 0 \\ 12 & 40 & 5 & 0 & 0 & 0 \\ 5 & 5 & 15 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 3,92 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4,76 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 4,76 \end{bmatrix} \text{ GPa} \quad (\text{VI. 2})$$

La Figure VI-4 (bleu mode antisymétrique A et en rouge mode symétrique S) présente les courbes de dispersions obtenues dans le domaine $f \cdot d < 2 \text{ MHz} \cdot \text{mm}$ et $C_p < 6 \text{ km/s}$. Les vitesses de groupes sont de 4,4 km/s pour le mode fondamental S_0 ; et de 1,423 km/s pour le mode fondamental A_0 pour le matériau hybride.

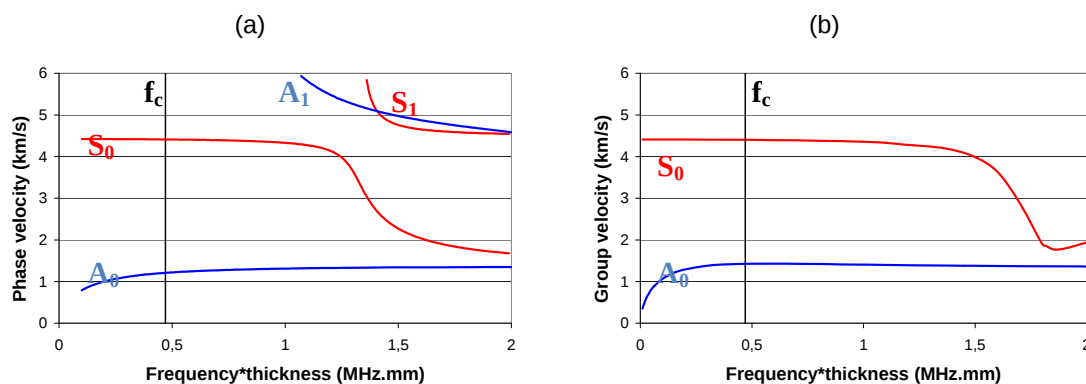


Figure VI-4 : Courbes de dispersions théoriques du matériau composite hybride (a) vitesse de phase (b) vitesse de groupe.

Dans ce matériau il n'existe que deux modes sans fréquences de coupure, le mode fondamental symétrique S_0 et antisymétrique A_0 . Les autres modes sont numérotés suivant l'ordre d'apparition de leurs fréquences de coupure. En particulier, la première fréquence de

coupure est celle du mode A_1 , $f_c d = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{C_{55}}{\rho}} = 0,795 \text{ MHz.mm}$

Cette plaque ayant une épaisseur de 4,8 mm, nous en déduisons donc que pour rester dans le domaine de fréquence où seuls les modes fondamentaux peuvent se propager, il ne faut pas utiliser une fréquence de travail supérieure à 165 kHz.

Pour l'application du contrôle de santé interne, de minces transducteurs piézoélectriques identiques à ceux utilisés au chapitre V ont été insérés dans ce matériau. Un réseau composé de quatre PZT a été intégré au milieu lors de l'infusion sous bâche à vide (notés P1, P2, P3 et P4).

VI.2.3 Mesure des vitesses de groupe

La vitesse de groupe a été calculée avec la mesure du temps d'arrivée, qui a été déterminée en utilisant le maxima de la transformée de Hilbert du premier paquet d'onde reçu pour une distance donnée entre l'émetteur et le récepteur pour ces deux types de matériaux.

Les signaux reçus pour le chemin de propagation P2/P4 dans les matériaux VG et hybride sont montré sur la Figure VI-5 et sur la Figure VI-6 respectivement.

Ce réseau de capteurs nous a permis de mesurer la vitesse de groupe suivant les différentes directions à 0, 90 et 45° afin d'avoir une meilleure connaissance de la propagation des ondes de Lamb dans ces matériaux.

La vitesse de groupe du mode S_0 est plus grande que celle du mode A_0 pour ces deux matériaux. En conséquence, il est prévu que les premiers paquets de signaux reçus appartiendraient au mode S_0 .

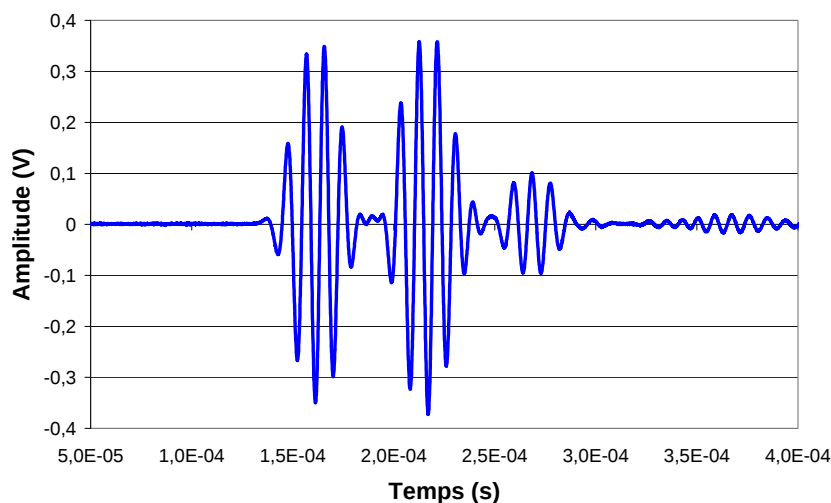


Figure VI-5 : Signal reçu pour le chemin P2/P4 pour le composite VG.

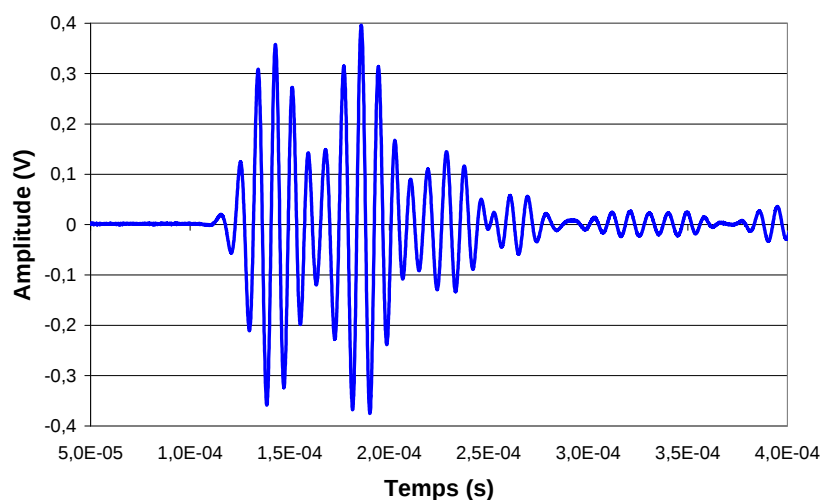


Figure VI-6 : Signal reçu pour le chemin P2/P4 pour le composite hybride.

Les vitesses de groupe du mode S_0 , reportées dans le Tableau VI-1, montrent que la vitesse varie en fonction de l'angle de propagation pour le matériau VG. La vitesse de groupe moyenne du mode symétrique est de 3,632 km/s le long des fibres. Et la vitesse de groupe moyenne du mode S_0 est de 3,132 km/s lorsque l'onde se propage à 45°. Un écart d'environ 0.5 km/s est donc observable selon l'angle de propagation par rapport à l'alignement des fibres. Donc la vitesse de groupe moyenne entre tous les chemins de propagation, pour le mode S_0 , est de 3,298 km/s soit un écart d'environ 5,2% par rapport à la vitesse théorique calculée précédemment pour ce matériau.

Tableau VI-1 : Mesure des vitesses de groupe du mode S_0 pour le matériau VG.

Chemin de propagation	Distance (mm) et angle	T.D.V (μ s)	Vitesse S_0 (km/s)
P1/P2	350 (45°)	110	3,182
P1/P3	510 (0°)	140	3,643
P1/P4	350 (45°)	110	3,182
P2/P3	370 (45°)	120	3,083
P2/P4	525 (90°)	145	3,621
P3/P4	385 (45°)	125	3,080

Les vitesses de groupe du mode S_0 , reportées dans le Tableau VI-2, montrent que la vitesse varie en fonction de l'angle de propagation pour le matériau hybride. La vitesse de groupe moyenne du mode symétrique est de 4,478 km/s le long des fibres. Et la vitesse de groupe moyenne du mode S_0 est de 3,775 km/s lorsque l'onde se propage à 45°. Un écart d'environ 0.7 km/s est donc observable selon l'angle de propagation par rapport à l'alignement des fibres. Donc la vitesse de groupe moyenne entre tous les chemins de propagation, pour le mode S_0 , est de 4,009 km/s soit un écart d'environ 8,8% par rapport à la vitesse théorique calculée précédemment pour ce matériau.

Tableau VI-2 : Mesure des vitesses de groupe du mode S_0 pour le matériau hybride.

Chemin de propagation	Distance (mm) et angle	T.D.V (μ s)	Vitesse S_0 (km/s)
P1/P2	365 (45°)	100	3,65
P1/P3	520 (0°)	115	4,522
P1/P4	380 (45°)	100	3,8
P2/P3	365 (45°)	100	3,65
P2/P4	510 (90°)	115	4,435
P3/P4	380 (45°)	95	4

Les résultats pour ces deux matériaux sont en bon accord avec les prévisions des vitesses de groupes théoriques.

VI.2.3.1 Comparaison avec les matériaux monofonctionnels

Afin de valider la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la localisation de différents impacts dans un matériau composite bi-fonctionnel, nous allons comparer la propagation des ondes guidées avec les matériaux monofonctionnels.

Pour ce faire nous allons, tout d'abord comparer les diagrammes temps-fréquence pour les matériaux verre, VG et hybride.

VI.2.3.1.1 Verre vs Verre avec Gantois

Le diagramme temps-fréquence, sur la Figure VI-7 réalisée par une transformée en ondelette continue montre que la fréquence de la première salve reçue n'évolue quasiment pas lorsque l'écran métallique est inséré dans la structure.

Néanmoins, la transformée de Fourier représentée sur la Figure VI-8 nous montre une légère variation de la fréquence centrale pour le matériau intégrant le grillage Gantois. En effet, pour ce matériau, la fréquence centrale est légèrement plus faible que pour le matériau composite verre. Par contre, nous observons une nette différence de la transformée de Fourier pour les fréquences aux alentours de 100 et 130 kHz. Ces différences peuvent être expliquées par le fait que la plaque n'a pas exactement la même dimension (à quelques mm près), et que le bord des plaques est en biseau et qu'il y ait conversion des modes de Lamb [140].

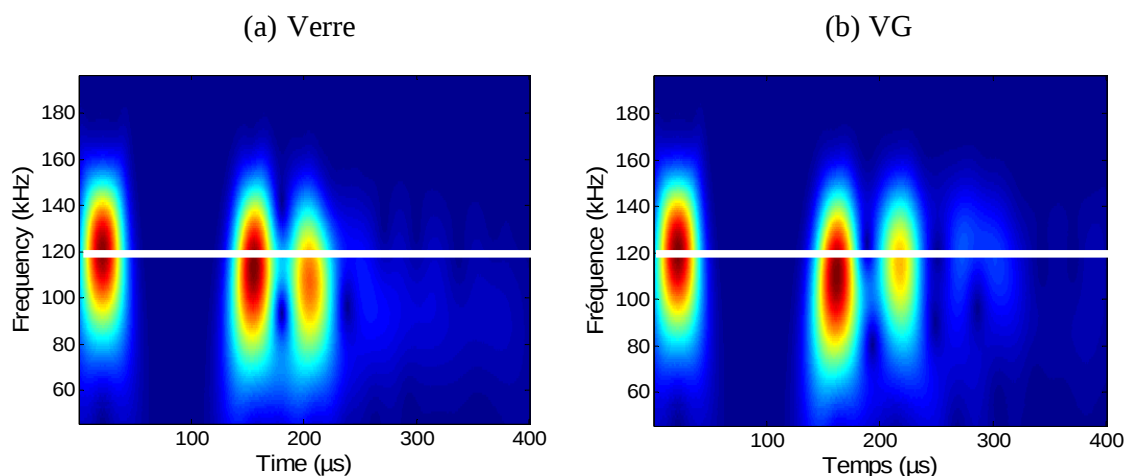


Figure VI-7 : Transformée en ondelette continue du signal reçu pour le chemin de propagation P1P3 ; (a) pour le matériau composite verre ; (b) pour le matériau composite VG.

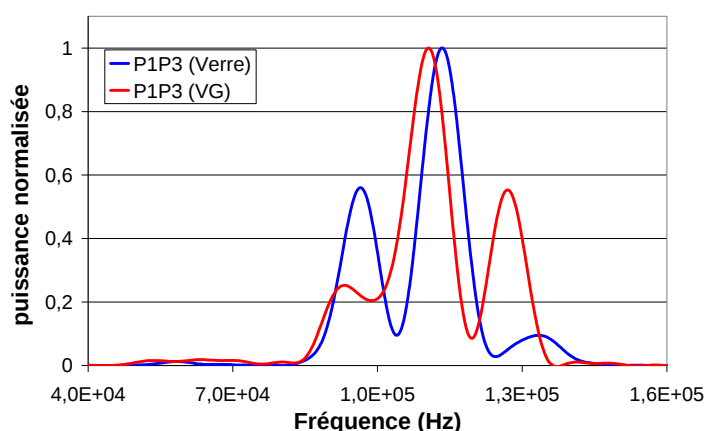


Figure VI-8 : Transformée de Fourier des signaux reçus pour le chemin P1P3 pour les matériaux verre et VG.

Toutefois, nous pouvons conclure que cette insertion (grillage Gantois) n'a que peu d'influence sur la propagation des ondes de Lamb sur une plaque saine.

VI.2.3.1.2 Verre vs Verre avec carbone (hybride)

Le diagramme temps-fréquence, sur la Figure VI-9 réalisée par une transformée en ondelette continue montre que la fréquence de la première salve reçue n'évolue quasiment pas lorsque les plis de carbone sont insérés dans la structure.

Néanmoins, la transformée de Fourier représentée sur la Figure VI-10 nous montre une légère variation de la fréquence centrale pour le matériau intégrant le carbone. En effet, pour ce matériau, la fréquence centrale est légèrement plus élevée que pour le matériau composite verre et contrairement au matériau intégrant le grillage.

Par contre, nous observons une nette différence de la transformée de Fourier pour les fréquences aux alentours de 100 et 130 kHz. Ces différences peuvent être expliquées par le fait que la plaque n'a pas exactement la même dimension (à quelques mm près), et que le bord des plaques est en biseau et qu'il y ait conversion des modes de Lamb [140].

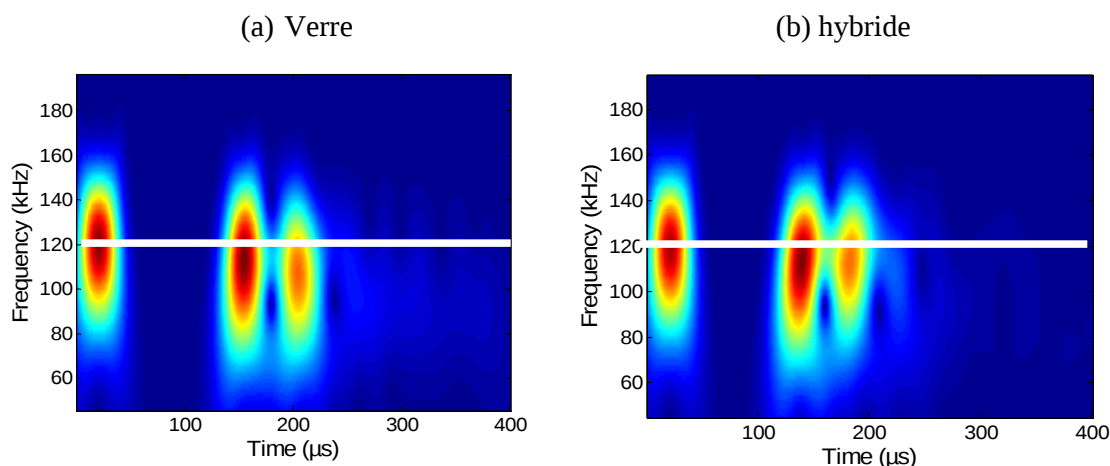


Figure VI-9 : Transformée en ondelette continue du signal reçu pour le chemin de propagation P1P3 ; (a) pour le matériau composite verre ; (b) pour le matériau composite hybride.

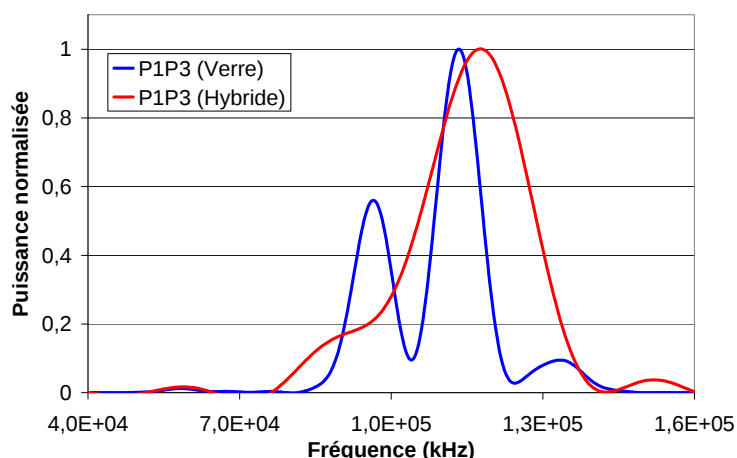


Figure VI-10 : Transformée de Fourier des signaux reçus pour le chemin P1P3 pour les matériaux verre et hybride.

Toutefois, nous pouvons conclure que cette insertion (un pli de carbone sur chacune des faces du composite verre) n'a que peu d'influence sur la propagation des ondes de Lamb sur une plaque saine et donc que nous pouvons utiliser ces matériaux bi-fonctionnels pour la détection des endommagements et également pour le blindage électromagnétique.

VI.3 Détection de défauts réels : impact basse vitesse

VI.3.1 Introduction des endommagements

Les plaques instrumentées (VG et hybride) ont subi des endommagements sous la forme d'impact basse vitesse grâce à une tour de chute.

L'énergie des impacts étant contrôlée de manière reproductible, nous nous sommes tout d'abord attachés à la détermination des seuils d'endommagements de ces deux matériaux.

La Figure VI-11 représente le processus de détermination de ce seuil sur le composite VG. Nous observons une légère décroissance pour une énergie de 50 Joules de la force mesurée par l'impacteur. Pour ce matériau le seuil d'endommagement est donc de 50 J.

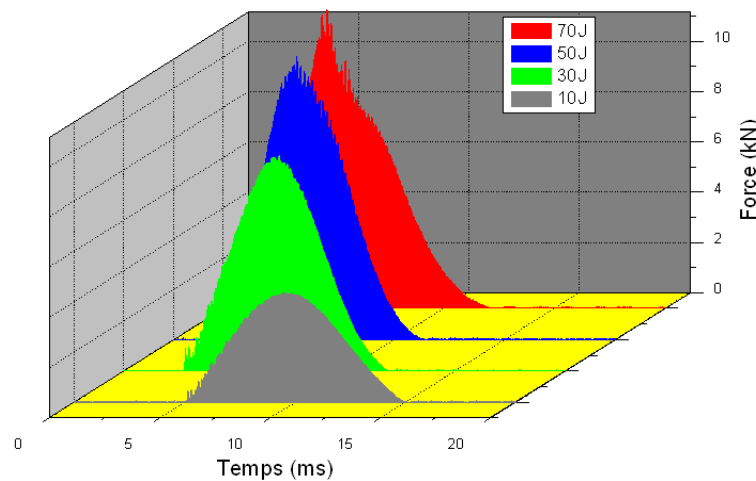


Figure VI-11 : Détermination du seuil d'endommagement dans le composite VG.

A titre de comparaison, la Figure VI-12 représente le processus d'endommagement sur le matériau hybride. Les historiques de la force lors des trois premiers impacts ne représentent pas de discontinuité tout au long de l'impact. A partir du quatrième impact d'énergie 70 J, une partie de l'énergie incidente n'est pas restituée à l'impacteur car elle est dissipée par divers processus d'endommagements à l'intérieur du composite (fissure de la matrice, délaminage, rupture de fibres). Pour ce matériau hybride, nous déterminons que l'énergie de ce seuil est comprise entre 50 et 70 Joules.

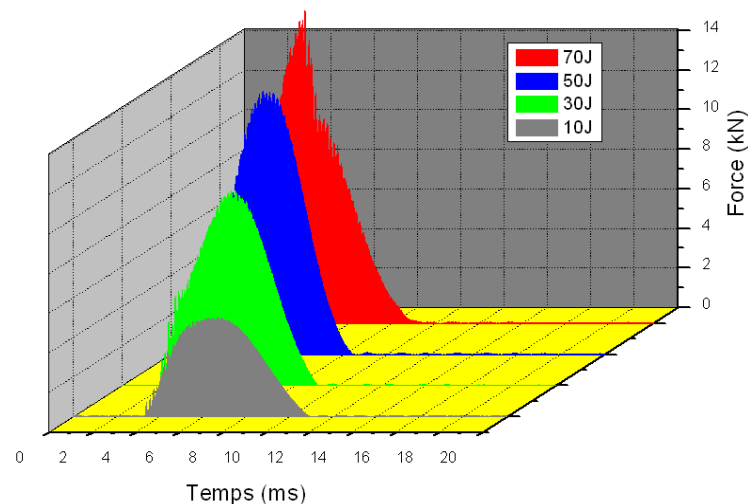


Figure VI-12 : Détermination du seuil d'endommagement dans un composite hybride.

La Figure VI-13 montre l'énergie absorbée en fonction de l'énergie d'impact pour ces deux matériaux composites. Nous remarquons tout d'abord que l'énergie absorbée augmente avec l'énergie d'impact. De plus, nous remarquons que le matériau hybride absorbe plus d'énergie, en moyenne, que le matériau verre intégrant le grillage Gantois.

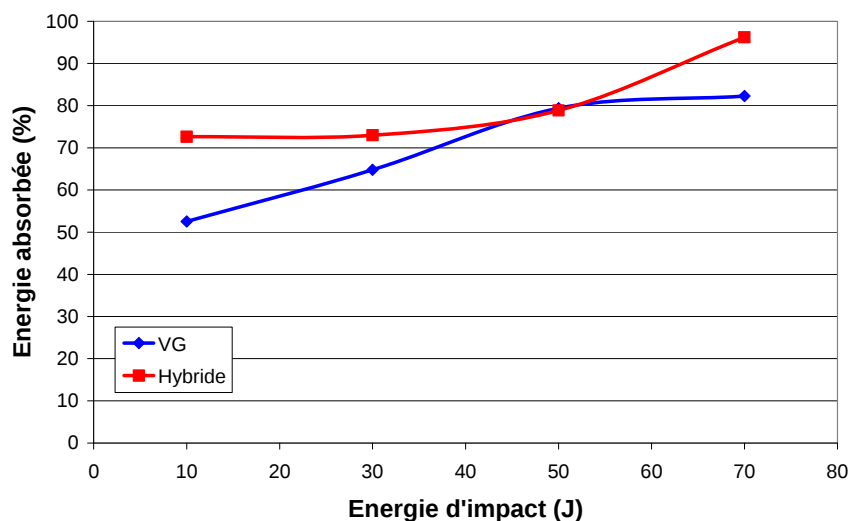


Figure VI-13 : Energie absorbée en fonction de l'énergie d'impact pour le composite VG et le composite hybride.

VI.3.2 Méthode de contrôle non destructif

Pour caractériser l'endommagement réalisé par les impacts, nous effectuons un contrôle visuel pour le composite VG, tandis que pour le matériau hybride nous réalisons un contrôle externe par échographie. En effet, le matériau hybride étant composé d'un pli de carbone sur chacune des faces, il nous est impossible de caractériser les défauts par la méthode visuelle.

VI.3.2.1 Méthode visuelle

La photo de la Figure VI-14 montre le défaut réalisé par un impact de 30 J sur le matériau VG. Nous constatons que cet impact crée un endommagement circulaire d'environ 24*25 mm², soit une surface de 600 mm².



Figure VI-14 : Photo d'un impact de 30 Joules sur le composite VG.

A partir d'un impact de 50 Joules, l'endommagement n'est plus circulaire mais a une forme rectangulaire comme le montre l'image de la Figure VI-15. La surface du défaut due à un impact de 50 Joules est d'environ 720 mm².



Figure VI-15 : Photo d'un impact de 50 Joules sur le composite VG.

VI.3.2.2 C-scan

Pour caractériser la taille et la forme effective des défauts induits, nous avons utilisé une procédure d'imagerie C-scan. La zone située autour du point d'impact a été balayée à l'aide d'un transducteur ultrasonore.

La Figure VI-16 représente l'image C-scan pour un impact de 10 Joules pour le matériau hybride. La dimension du délaminage est d'environ 420 mm² de forme circulaire.

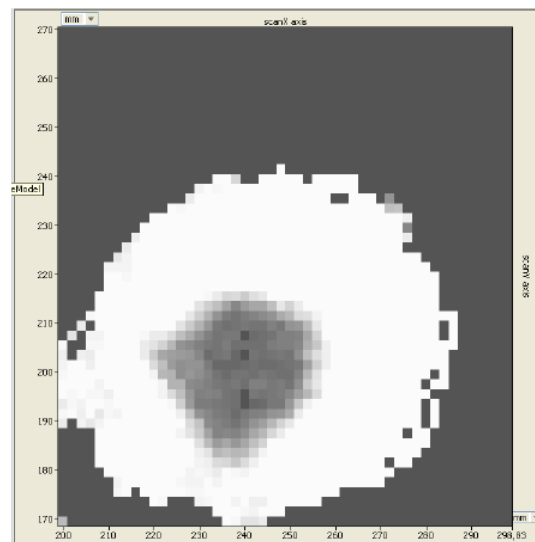


Figure VI-16 : C-scan d'un impact de 10 J pour le composite hybride.

A partir d'un impact de 30 Joules, l'endommagement n'est plus circulaire mais commence à avoir une forme rectangulaire comme le montre l'image de la Figure VI-17. La surface du défaut du à un impact de 30 Joules est d'environ 1710 mm².

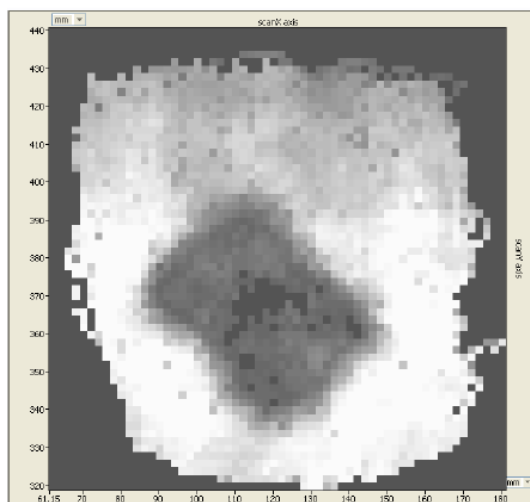


Figure VI-17 : C-scan d'un impact de 30 J pour le composite hybride.

A l'aide des dimensionnements des différents impacts, nous avons tracé la surface impactée en fonction de l'énergie d'impact pour les deux matériaux bi fonctionnels (Figure VI-18). Nous constatons que la surface endommagée est nettement supérieure pour le matériau hybride que pour le matériau VG.

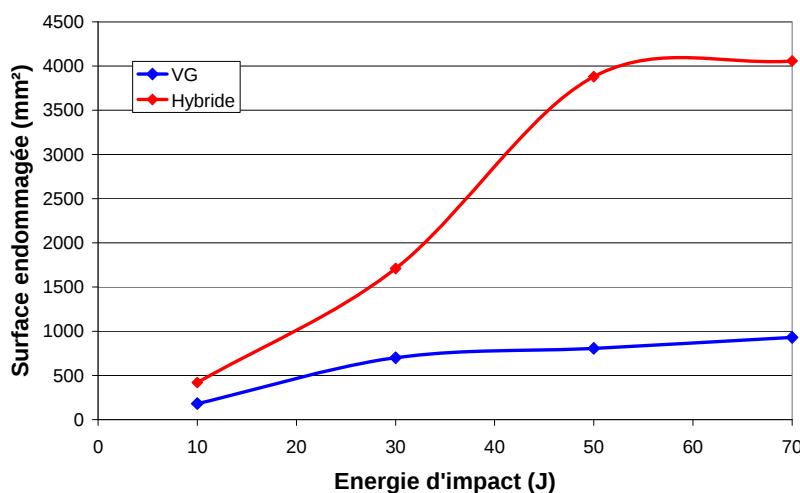


Figure VI-18 : Surface endommagée en fonction de l'énergie d'impact pour les composites VG et hybride.

VI.3.3 Méthode de contrôle de santé interne

Nous avons réalisé dans les matériaux bi fonctionnelles un test de détection de défauts induits par les impacts basse vitesse à l'aide de la représentation du paramètre d'endommagement DI basé sur l'amplitude de la transformée de Fourier.

VI.3.3.1 Arrangement expérimental

La photo de la Figure VI-19 montre la configuration de l'essai pour le matériau verre avec l'insertion du grillage Gantois (VG). Nous utilisons la même configuration pour le matériau

composite hybride et également celle décrite dans le chapitre V afin de pouvoir comparer les résultats avec les matériaux monofonctionnels.

De même que pour les matériaux monofonctionnels, nous avons effectué quatre impacts de 10, 30, 50 et 70 Joules situés aux mêmes endroits que sur les matériaux verre et carbone.

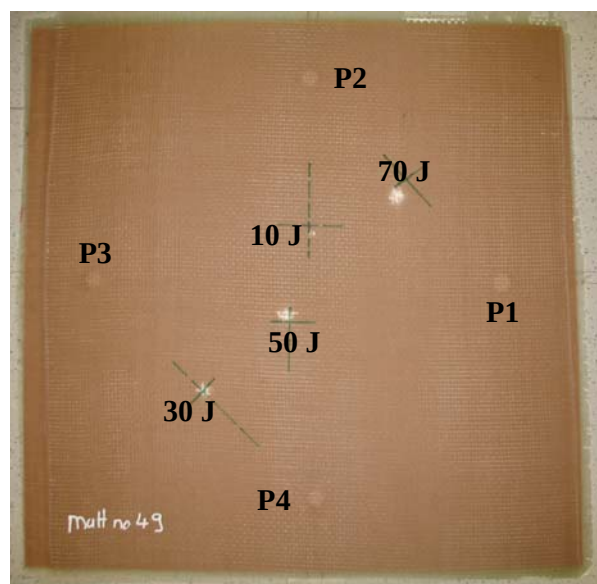


Figure VI-19 : Arrangement expérimental : Position des transducteurs piézoélectriques et positions des différents impacts sur une plaque composite à renforts de fibres de verre insérant un grillage Gantois.

La Figure VI-20 montre les signaux temporels transmis avant et après impact de 10 Joules sur le chemin P2P4. Nous constatons une légère différence de l'amplitude de la deuxième salve et également des légères différences sur les salves suivantes. Cette légère baisse ou augmentation d'amplitude ne suffit pas pour quantifier l'endommagement.

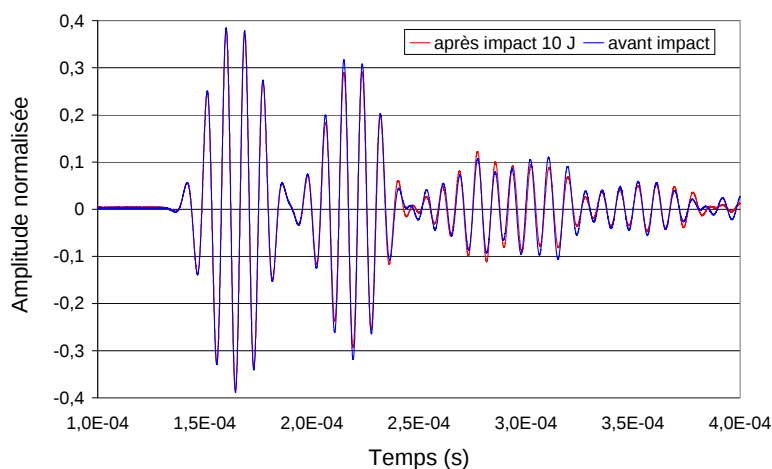


Figure VI-20 : Signaux transmis sur le chemin de propagation P2P4 avant et après impact de 10 Joules pour le matériau VG.

C'est pour cela que nous allons calculer l'index d'endommagement DI basé sur la transformée de Fourier afin de détecter et de quantifier les différents impacts pour les matériaux VG et hybride.

VI.3.3.2 Détection et quantifications d'impacts à basse vitesse

La Figure VI-21 représente l'index d'endommagement (DI) en fonction de l'énergie d'impact pour les deux matériaux bi-fonctionnels étudiés dans ce chapitre.

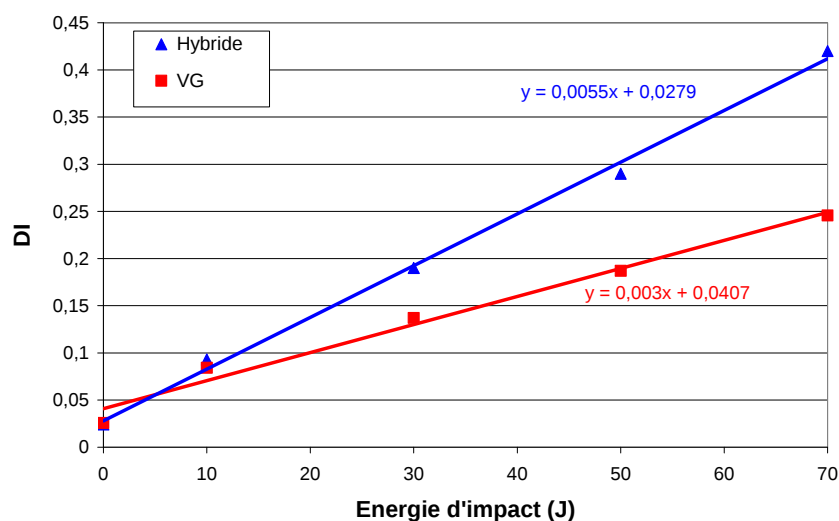


Figure VI-21 : Index d'endommagement basé sur la transformée de Fourier pour les composites VG et hybride.

A l'origine DI vaut 0,0407 et 0,0279 pour le composite VG et pour le matériau hybride respectivement, du fait du bruit de l'expérimentation. Nous appellerons cette valeur, le seuil de détection d'un endommagement, toutes valeurs supérieures à 0,0407, nous indiquera que la structure a subi un endommagement. Nous remarquons que toutes les signatures des différents défauts de taille croissante sont nettement séparées quelque soit le matériau. Tout comme les matériaux monofonctionnels, cette méthode nous permet de détecter l'impact de plus faible énergie (10 Joules).

A partir de la linéarisation des deux courbes, nous avons un indicateur d'endommagements pour ces deux matériaux donné par :

- Pour le matériau composite verre possédant l'insertion du grillage

$$y = 0.003x + 0.0407 \quad (\text{VI. 3})$$

- Pour le matériau hybride

$$y = 0.055x + 0.0279 \quad (\text{VI. 4})$$

Où y est l'indicateur d'endommagement, x l'énergie d'impact et 0,0407 et 0,0259 est le seuil d'endommagement de VG et du matériau hybride respectivement.

Sur la Figure VI-22, nous avons tracé la surface endommagée en fonction de l'index d'endommagement. Comme pour les composites verre et carbone, nous devrions retrouver sensiblement les mêmes points, nous observons que ce n'est pas le cas. Cela signifie que ce paramètre dépend du type de matériau et de ses propriétés mécaniques.

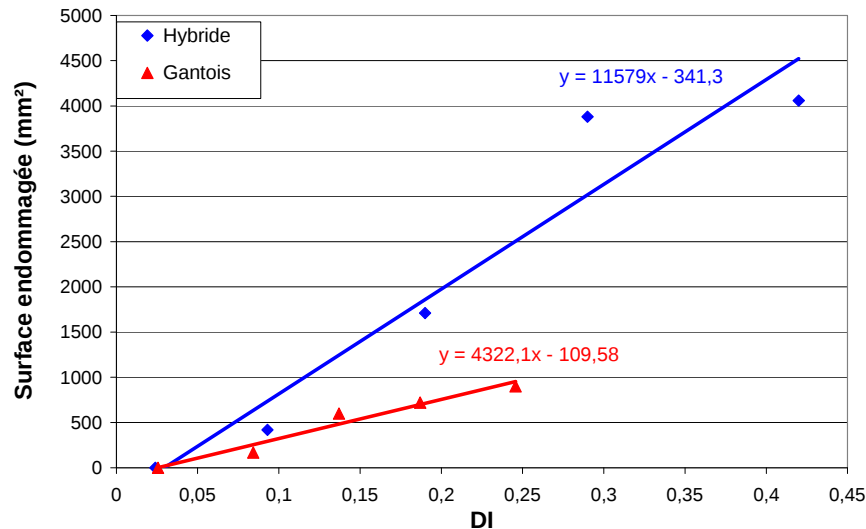


Figure VI-22 : Surface endommagée en fonction de l'index d'endommagement pour les composites VG et hybride.

A partir de la linéarisation des deux courbes, nous pouvons obtenir un indicateur de la surface endommagée pour ces deux matériaux donné par :

- Pour le matériau verre avec le grillage

$$y = 4322.1x - 109.58 \quad (\text{VI. 5})$$

- Pour le matériau hybride

$$y = 11579x - 341.3 \quad (\text{VI. 6})$$

Où y est l'indicateur de la surface endommagée et x l'index d'endommagement (DI).

Pour conclure sur la détection et la quantification du dimensionnement de l'impact, la méthode basée sur la transformée de Fourier donne de bons résultats.

Dans cette partie, nous avons démontré la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la quantification de différents impacts dans deux composites bi-fonctionnels, c'est-à-dire possédant à la fois une protection électromagnétique et un contrôle de santé intégré.

VI.3.3.3 Localisation des endommagements

Nous avons utilisé la même méthode de localisation que nous avons décrite dans le chapitre V. Les résultats sont quasiment identiques à ceux trouvés pour les matériaux monofonctionnels.

VI.4 Modélisation numérique par éléments finis

Dans cette section, la propagation des ondes de Lamb a été modélisée en 2D par les éléments finis à l'aide du logiciel multi physique Comsol 3.4. L'excitation du capteur piézoélectrique sera directement simulée par l'application d'une tension électrique. Pour cela nous rentrons dans le modèle les caractéristiques de notre matériau piézoélectrique ; sa constante d'élasticité C , sa constante piézoélectriques e , sa constante diélectrique ε et sa densité ρ (données constructeur).

Nous avons utilisé cette modélisation pour une fréquence d'excitation de 120 kHz afin de mesurer la vitesse de propagation des ondes S0 et A0 afin de les comparer avec la partie expérimentale et le calcul analytique.

Le Tableau VI-3 nous montre une bonne corrélation de la vitesse des modes A0 et S0 entre l'expérimentation, le calcul analytique et le modèle par éléments finis.

Tableau VI-3 : Comparaison expérimentale, analytique et par éléments finis des vitesses de groupe des modes S0 et A0 pour les matériaux composites VG et Hybride.

Matériaux	Mode	Vitesse expérimentale (km/s)	Vitesse analytique (km/s)	Vitesse Comsol (km/s)
VG	S0	3,298	3,478	3,3
	A0	1	1,119	1,2
Hybride	S0	4,009	4,4	4,4
	A0	1,2	1,423	1,5

Sur la Figure VI-23, nous avons représenté le signal reçu théoriquement et expérimentalement pour le matériau VG. Nous observons une bonne corrélation entre ces deux signaux, notamment sur la première salve. Néanmoins, un déphasage se crée à partir de la troisième salve. Ce déphasage peut être dû au fait que le bord de la plaque est en biseau non régulier alors que cette modélisation ne prend pas en compte cette configuration géométrique. De plus la modélisation est en 2D et donc ne prend pas en compte toutes les réflexions ce qui peut expliquer ce déphasage.

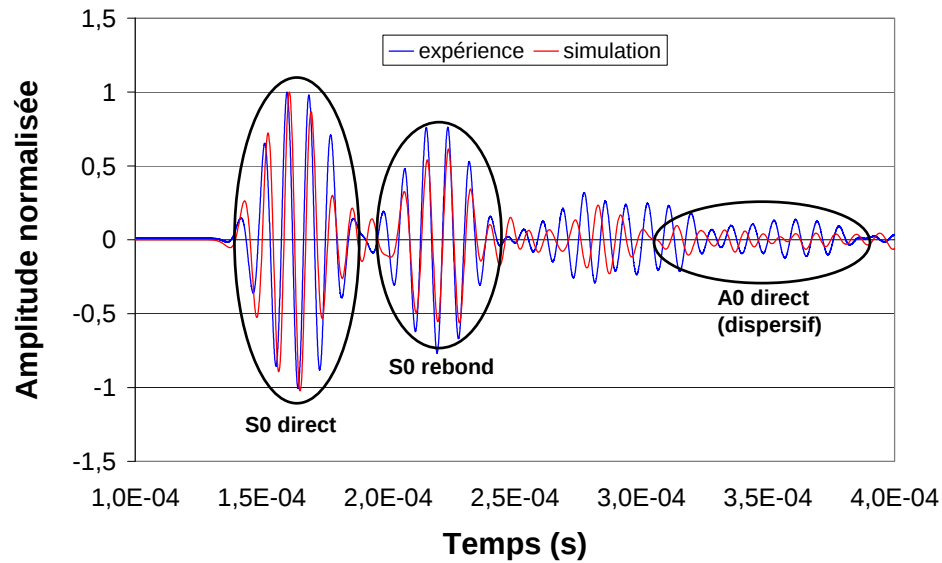


Figure VI-23 : Comparaison des signaux simulés et expérimentaux pour le chemin de propagation P2P4 pour le matériau composite VG.

VI.5 Modélisation d'une plaque impactée

Comme pour les matériaux monofonctionnels, nous avons simulé l'endommagement créé par un impact par trois délaminages.

La Figure VI-24 représente les signaux temporels reçus par le capteur P4 avant et après la modélisation du délaminage. Nous observons bien une légère différence, mais comme dans la partie expérimentale, nous sommes obligés de calculer l'index d'endommagement basé sur la transformée de Fourier.

L'évolution du paramètre DI issu des spectres simulés est en relativement bonne adéquation avec celle observée expérimentalement (Figure VI-25).

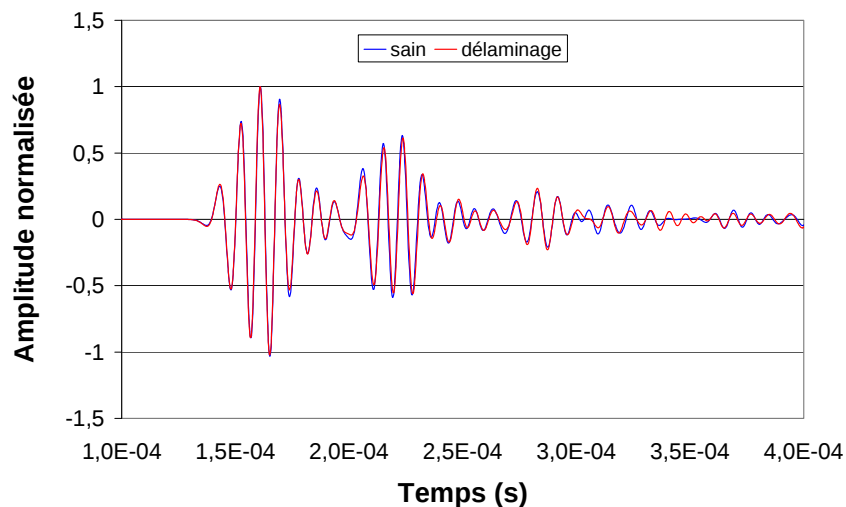


Figure VI-24 : Comparaison des signaux simulés et après délamination (trois délamination) pour le matériau VG.

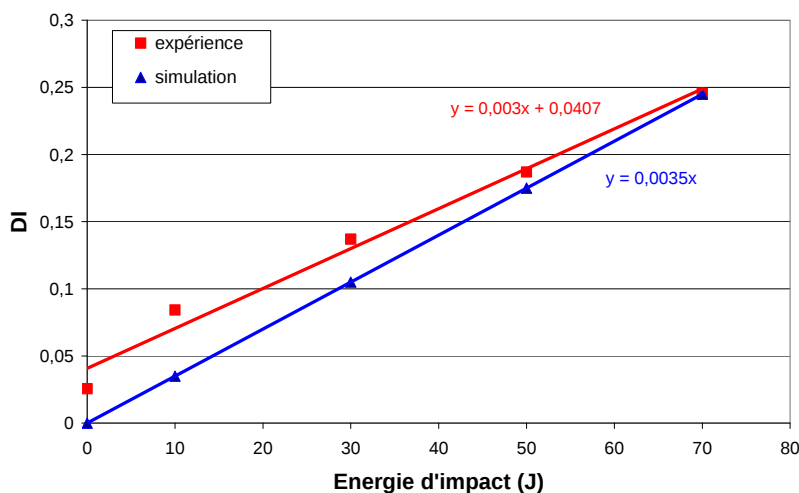


Figure VI-25 : Comparaison de l'index d'endommagement simulé et expérimental pour le matériau VG.

De même que pour le matériau VG, nous avons effectué une simulation pour le matériau composite hybride. La Figure VI-26 représente l'index d'endommagement DI en fonction de l'énergie d'impact pour ce matériau. Nous observons une bonne corrélation pour quasiment tous les impacts.

Nous avons ainsi la preuve de la fiabilité de la méthode des éléments finis pour simuler l'interaction des ondes de Lamb avec un défaut localisé. Pour analyser la sensibilité relative des différents modes, cette méthode possède de plus l'avantage de pouvoir générer des modes purs de manière à séparée afin d'en déterminer les mécanismes particuliers d'interaction au passage sur un défaut.

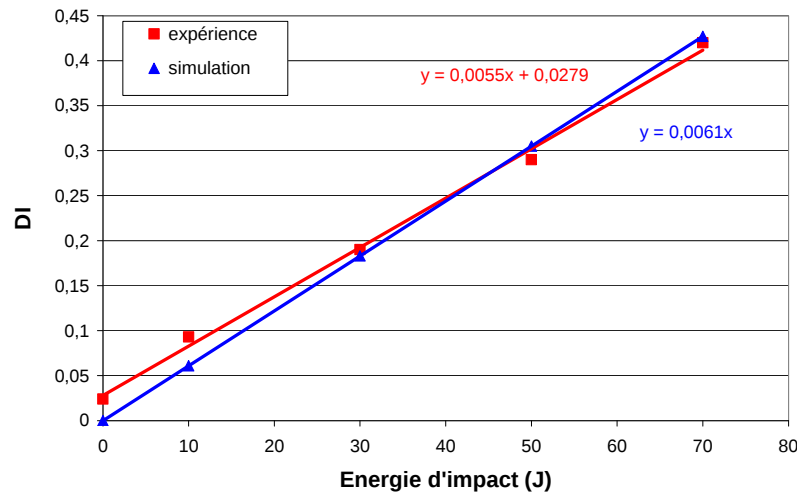


Figure VI-26 : Comparaison de DI simulé et expérimental pour le composite hybride.

VI.6 Conclusion du chapitre

Dans cette étude, la caractérisation de la propagation des ondes de Lamb a été réalisée dans deux matériaux composites ; l'un composé de fibres de verre et d'un grillage Gantois et l'autre réalisé avec des fibres de verre avec un pli de carbone sur chacune des faces externes. Ces expériences ont été menées avec l'examen d'un système de surveillance basé sur des transducteurs piézoélectriques intégrés dans les matériaux. Par l'étude de la propagation des ondes de Lamb dans les matériaux anisotropes, nous avons dégagé les principales vitesses de groupe des modes fondamentaux symétrique et antisymétrique. Dans la perspective de la mise en œuvre d'une procédure de contrôle non destructif basée sur les ondes de Lamb, nous nous sommes plus particulièrement intéressés aux modes fondamentaux. Nous avons exposé la stratégie que nous avons retenue pour le développement d'un système de contrôle de santé intégré de structure en temps réel et à grande distance. En particulier, la définition d'un paramètre d'endommagement nous a permis de démontrer la faisabilité de la détection de défauts réalistes, dus à des impacts, et ce pour les deux matériaux bi fonctionnels. La méthode de transmission-réception est potentiellement intéressante pour l'utilisation d'un diagnostic de l'intégrité structurelle, car nous n'avons pas besoin de soustraire les deux signaux. Par conséquent, il pourrait être employé comme méthode de diagnostic permettant d'identifier et de quantifier des endommagements.

En outre, nous avons montré l'apport indéniable de la méthode des éléments finis pour une meilleure compréhension de la propagation des ondes de Lamb. Par cette méthode de simulation, nous avons obtenu une bonne corrélation avec l'expérimentation. Nous nous sommes également intéressés à l'insertion de défauts simulant des impacts pour les comparer avec les résultats expérimentaux afin de calculer l'index d'endommagement théorique et également pour mieux comprendre l'interaction des ondes de Lamb avec ces types de défauts.

Pour conclure, nous avons démontré la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la localisation de différents impacts dans un matériau composite bi-fonctionnel,

c'est-à-dire possédant à la fois une protection électromagnétique et un contrôle de santé intégré.

Conclusion Générale

Le travail présenté dans cette thèse avait pour objectif l'insertion de plusieurs fonctionnalités dans les matériaux composites. Nous nous sommes particulièrement intéressés à ce type de matériaux du fait de la croissance rapide de leur utilisation dans des contextes industriels exigeants tels que le naval militaire. Cependant, comme nous l'avons évoqué dans le premier chapitre, synthèse bibliographique, les concepts des **Matériaux Intelligents et du blindage électromagnétique** peuvent très bien être étendu à un vaste domaine d'activités humaines.

Dans le chapitre III, nous avons présenté l'effet mécanique de l'insertion de ces fonctions dans un matériau composite à renforts de fibres de verre. Nous avons montré, que ce soit pour l'insertion d'un blindage électromagnétique (grillage Gantois) ou pour l'insertion de pastille piézoélectrique, que la faible dégradation mécanique n'est pas catastrophique pour de grandes structures.

Toutefois, des études complémentaires devront être envisagées afin de mieux caractériser cette dégradation. Des essais en fatigue devront être réalisés pour mesurer la durée de vie de la structure sous chargement statique.

Le blindage électromagnétique :

La participation d'un blindage électromagnétique dans le dispositif de protection d'une installation dépend de leurs propriétés physiques. L'efficacité d'un blindage est aussi tributaire d'autres facteurs qu'il est utile de mentionner. La protection est la contribution de plusieurs composants qu'il faut s'efforcer d'équilibrer. L'élaboration du cahier des charges des protections, y compris le choix des blindages, doit tenir compte de l'environnement électromagnétique réel dans lequel l'équipement protégé devra fonctionner. Dans certains cas, l'équipement peut être soumis à des champs électromagnétiques de très grande amplitude, ce critère pouvant profondément modifier la stratégie de blindage.

L'efficacité de blindage électromagnétique de différents matériaux composites a été mesurée dans un tunnel anéchoïque et en cage de Faraday. En particulier, nous avons souligné l'importance de la continuité électrique à la périphérie du matériau sur la performance mesurée. L'efficacité de blindage d'un matériau constitué de huit plis de carbone est inférieure à -90 dB. De plus, nous avons démontré qu'un matériau hybride constitué de fibres de verre avec un pli de carbone sur chacune des faces externes fournit une grande efficacité de blindage inférieure à -80 dB.

Donc cette étude a ainsi montré la possibilité de remplacer six couches de fibre de carbone par une seule nappe de fibres de carbone sur chacune des surfaces extérieures d'un composite verre pour réaliser un blindage électromagnétique suffisant pour notre application. Cette méthode permet donc de réduire le coût des structures composites sans dégrader les propriétés mécaniques de ces matériaux.

Avant de fabriquer une structure complète en 3D, nous avons réalisé une étude sur différentes configurations de liaisons composite-composite. Nous avons constaté qu'avec un recouvrement adéquat (100 ou 200 mm) de deux substrats, nous mesurons une efficacité de blindage inférieur à -78 dB.

Concernant la modélisation électromagnétique, la méthode des éléments finis et la méthode DPSM ont montré une bonne corrélation avec les expériences. En particulier, nous avons réussi à retrouver les courbes d'impédance de surface à l'aide de la modélisation DPSM. Cette méthode est très encourageante pour la modélisation de la propagation des ondes

électromagnétiques dans ces matériaux multicouches. En effet, il est possible de modéliser plusieurs couches diélectriques et conductrices comme nos matériaux composites.

Il serait ainsi possible de modéliser une multitude de configurations en modifiant l'épaisseur de la couche diélectrique ou encore en modifiant la conductivité du carbone pour trouver la meilleure configuration ayant un rapport coût/blindage le plus faible possible.

De plus, nous avons modélisé une plaque infinie mais il serait également possible de modéliser une plaque finie afin de mieux comprendre les phénomènes de fuites électromagnétiques. Pour finir nous pourrions également envisager de modéliser des liaisons composite-composite pour simuler les différentes configurations afin d'optimiser ces structures complexes.

La modélisation DPSM est donc très encourageante par rapport à une simulation par éléments finis. La simulation par éléments finis est une méthode globale tandis que la méthode DPSM est une « vrai » modélisation. En effet, cette méthode nous donne accès à la propagation des ondes électromagnétiques de chaque interface (réflexion, transmission). Enfin cette méthode pourrait être utilisée pour la propagation des ondes ultrasonores dans les matériaux composites. Nous reviendrons sur ce point dans la suite de cette partie.

Pour la suite de ce projet et afin de montrer la possibilité industrielle d'une telle méthode, il serait judicieux de fabriquer une boîte (comme une cage de Faraday) possédant des ouvertures (portes, aérations, passages de câbles...) et de réaliser une étude complète de l'efficacité de blindage d'une telle structure. De plus une étude complète sur les règles de connexions des blindages aux réseaux de masse ou de terre devra être réalisée. En effet ces règles de connexions ont un impact important sur l'efficacité de blindage électromagnétique. Le choix entre une connexion isolée ou répartie sur plusieurs ponts doit être déterminé après une étude attentive de la topologie de l'installation à protéger. Le choix de la disposition des points de contact à la masse est également fonction de la nature des couplages électromagnétiques que doit supporter l'installation.

Pour conclure, il faut rappeler que la pollution électromagnétique d'un site peut évoluer dans le temps. Une installation correctement blindée contre des perturbations basse fréquence ne l'est pas forcément face à des sources émettant sur des fréquences très élevées et vice et versa comme nous pouvons le voir dans nos différentes expérimentations et modélisations.

Le contrôle de santé intégré :

Les structures composites auxquelles nous nous sommes intéressés se présentant sous forme de plaques, les ondes de Lamb se sont avérées bien adaptées pour effectuer cette surveillance in situ. Dans un premier temps, les lois de dispersions et les caractéristiques des modes de plaque ont été étudiés dans ce travail pour des matériaux anisotropes et multicouches. Notons que les méthodes mises en place dans ce cadre, pourront s'appliquer à d'autres matériaux, conventionnels (métaux, verre, etc.) ou novateurs (mousses, gels, etc.). Guidés par l'ambition de répondre aux impératifs concrets de DCNS, nous avons travaillé sur des matériaux déjà utilisés, pour les matériaux monofonctionnels, dans des infrastructures en service dans le domaine naval, et ce parfois au détriment de la simplicité des signatures acoustiques que nous aurions été en droit d'attendre dans des matériaux plus simples.

La généralisation du modèle des ondes de Lamb dans ces matériaux anisotropes et stratifiés nous a permis d'identifier les nombreuses contributions observées dans les signaux transmis entre des capteurs intégrés au sein même des matériaux. Nous avons montré l'efficacité de la génération d'ondes de Lamb à des distances d'environ 55 cm dans des limites acceptables

d'atténuation des signaux. Nous avons également mis en évidence la capacité de détecter et de localiser des endommagements créés par des impacts sur des structures de relativement grande taille.

Une question importante soulevée lors de la définition de paramètres d'endommagement est la détermination de la valeur des seuils de détection associés, au-delà desquels la signature acoustique des modes propagatifs est jugée préoccupante en matière d'endommagement de la structure. Dans ce travail, les seuils ont été fixés en relation avec la distribution d'un jeu de signatures de références reconnues comme représentatives d'une structure saine. Cependant, dans le cadre plus large de la surveillance de santé d'une structure en service, il serait judicieux de définir un paramètre d'endommagement indépendant des variations des conditions environnementales en tenant compte d'éventuels phénomènes d'hystérésis.

Cette question de la stationnarité du paramètre d'endommagement avec les conditions environnementales nous conduit également à évoquer le problème de l'interprétation des variations de cet indice selon l'échelle de temps choisi pour la surveillance de la structure (variations instantanées, journalières, mensuelles, saisonnières, etc.). En effet, un système de contrôle de santé intégré en permanence dans la structure en service se doit d'interpréter les variations subtiles de la réponse globale du système à différentes sollicitations extérieures, qu'elles soient prévisibles comme les variations des contraintes en service normal ou imprévisibles comme les conditions environnementales, la détérioration du système, qu'elle soit lente (vieillesse du matériau ou des transducteurs) ou rapide (endommagement localisé, rupture). La définition de seuils de détection adaptés à des situations diverses devrait dans l'avenir connaître de nouveaux développements.

Pour approcher une meilleure compréhension des interactions locales entre ces ondes ultrasonores et des défauts localisés, nous avons eu recours à la méthode des éléments finis. Loin d'avoir cherché à mener une étude exhaustive de tous les cas à envisager pour pouvoir tirer des conclusions en matière de sensibilité intrinsèque de chacun des modes de Lamb, nous avons tenté d'illustrer la complexité des phénomènes mis en jeu lors de la mise en œuvre d'un contrôle de santé intégré. De plus, nous nous sommes restreints à des simulations à deux dimensions pour des questions de taille mémoire, alors que la modélisation rigoureuse d'une structure et d'endommagements réalistes exige le recours à des éléments 3D.

La poursuite logique de cet effort de modélisation nécessitera la simulation de défauts localisés dans une telle structure, dont la géométrie peut être compliquée par l'ajout de barre de renfort, ou encore par la prise en compte de variations d'épaisseur, de courbure ou encore de liaisons composite-composite comme réalisé pour la continuité électrique des matériaux composites pour le blindage électromagnétique.

Une partie du futur travail reviendrait à prouver la faisabilité de la propagation d'ondes de Lamb à longue portée dans des structures réelles à l'aide des transducteurs décrits dans les chapitres V et VI de cette thèse.

Une autre question importante d'un contrôle de santé intégré est le problème lié à la connectique. Nous imaginons bien ce problème pour une structure mesurant plusieurs dizaines de mètres et intégrant plusieurs centaines de transducteurs chacun relié par des fils électriques aux systèmes de générations et de réceptions des signaux.

C'est pour cette raison que beaucoup de nouvelles recherches concernent les systèmes sans fil ou « wireless » [141, 142].

Il y a deux défis pour le développement d'un système sans fil à ultrasons: l'une est la haute tension et la puissance instantanée nécessaires pour actionner les actionneurs PZT, et l'autre est le haut taux d'échantillonnage requis pour la numérisation des signaux ultrasonores.

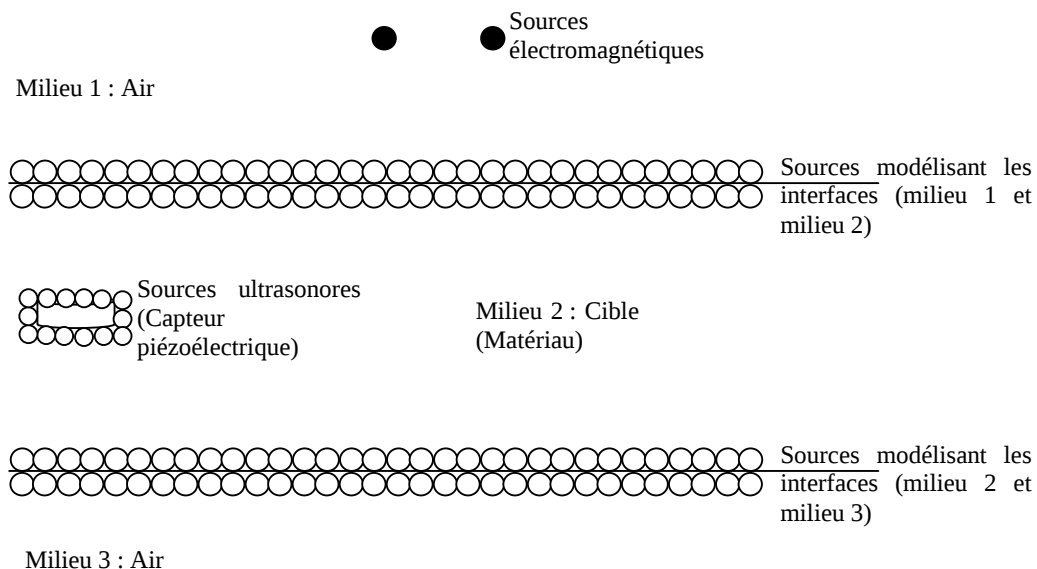
Les matériaux bi-fonctionnels :

Dans cette thèse, et en particulier dans le chapitre VI, nous avons démontré la faisabilité de l'utilisation des ondes de Lamb pour la détection et la localisation de différents impacts dans un matériau bi-fonctionnel, c'est-à-dire possédant à la fois une protection électromagnétique et un contrôle de santé intégré.

Comme pour les matériaux monofonctionnels nous avons modélisé la propagation des ondes de Lamb par la méthode des éléments finis. Nous avons obtenu une bonne corrélation entre ces simulations et les expérimentations.

Toutefois, cette modélisation ne prend pas en compte la double fonctionnalité blindage électromagnétique et contrôle de santé.

Pour résoudre ce problème, la méthode DPSM pourrait être utilisée comme une modélisation multi physique en modélisant la propagation électromagnétique et également la propagation des ondes de Lamb dans des matériaux composites. Comme le montre la figure ci-dessous, nous pourrions efficacement modéliser l'antenne émettrice des ondes électromagnétiques et également un capteur piézoélectrique émettant les ondes de Lamb.



Bien sûr pour modéliser les ondes ultrasonores nous modifierons les équations de départs en utilisant les équations de mouvement décrites dans le chapitre II. De plus, nous pourrions modéliser un défaut dans le milieu 2 (le matériau) afin de connaître l'effet d'un défaut (par exemple une bulle d'air) sur la propagation des ondes électromagnétiques et également sur la propagation des ondes de Lamb (réflexion, transmission au niveau des sources du défaut).

Bibliographies

1. Bar-Cohen, Y.M., Lih,, *Composite materials stiffness determination and defects characterisation using enhanced leaky lamb wave dispersion data acquisition method*. Proc of SPIE, 1999. 3586: p. 250-255.
2. MOULIN, E., *Contribution à l'étude de la génération des ondes de Lamb par transducteurs intégrés. Application à la modélisation des matériaux sensibles*. 1999, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.
3. Berthelot, J.-M., *Matériaux composites - Comportement mécanique et analyse des structures*, ed. H.-. Lavoisier. 660.
4. Patrick PARNEIX and D. LUCAS, *Structures composites en construction navale militaire*. Technique de l'ingénieur.
5. Patrick PARNEIX and D. LUCAS, *Matériaux composites en construction navale militaire*. Technique de l'ingénieur.
6. Anne BERGERET and P. KRAWCZAK, *Liaison renfort/matrice - Définition et caractérisation*. Technique de l'ingénieur AM 5305.
7. Thionnet, A., C. Martin, and S. Barradas, *Mécanique et comportement des milieux continus, Tome2: Applications et théorie des invariants*, ed. Ellipses. 2003.
8. Aussedat-Yahia, E., *Comportement et endommagement du composite tissé carbone/PMR15 soumis à des chargements mécaniques et thermiques*, in *Ecole des Mines de Paris*. 1997.
9. Abrate, S., *Impact on composite structures*, c.u. press, Editor. 1998.
10. Cazeneuve, C., F. Chaillou, and S. MAison, *Impacts sur matériaux composites : influence du projectile sur la réponse des matériaux, expériences/modélisation*. Rapport interne DGA, 1991(ETCA 91 R 017).
11. Martin-Llorca, V., *Identification des mécanismes d'endommagement dans des plaques composites soumises à des impacts localisés de faible et moyenne énergie*. ENSAM, Bordeaux France, 1995.
12. Cantwell, W.J. and J. Morton, *The impact resistance of composite materials -- a review*. Composites, 1991. 22(5): p. 347-362.
13. Chaillou, F., *Etude des endommagements au choc de plaques composites*. DGA, 1992(ETCA 92 R 068).
14. Colaneri, N.F., *EMI shielding measurements of conductive polymer blends*. IEEE transactions instruments and measurements, 1992. 4(2): p. 291-297.
15. Shacklette, L., *Pol. Pre.*, 1994. 35: p. 248.
16. Naishadham, K., *Shielding Effectiveness of Conductive Polymers*. IEEE TRANSACTIONS ON ELECTROMAGNETIC COMPATIBILITY,, 1992. 34(1): p. 47.
17. EuclidRTP3.21, *EMS test results on composite panels and joints*. 2004.
18. Kim, H.M., et al., *Electrical conductivity and electromagnetic interference shielding of multiwalled carbon nanotube composites containing Fe catalyst*. Applied Physics Letters, 2004. 84(4): p. 589-591.
19. Jou, W.-S., H.-Z. Cheng, and C.-F. Hsu, *The electromagnetic shielding effectiveness of carbon nanotubes polymer composites*. Journal of Alloys and Compounds, 2007. 434-435: p. 641-645.
20. Chung, D.D.L., *Electromagnetic interference shielding effectiveness of carbon materials*. Carbon, 2001. 39(2): p. 279-285.
21. Chung, D.D.L., *Materials for electromagnetic interference shielding*. Journal of Materials Engineering and Performance, 2000.
22. Shirkawa, H., *journal Chemical Society*, 1977: p. 578.
23. Roth, S. and W. Graupner, *Conductive polymers: Evaluation of industrial applications*. Synthetic Metals, 1993. 57(1): p. 3623-3631.
24. Diaz, A.F., *J. Chem. Soc.*, 1979.
25. T.A. Skotheim, *Handbook of conducting polymers*. 1998, New-York: Marcel Dekker.

26. Lee, C.Y., et al., *Electromagnetic interference shielding efficiency of polyaniline mixtures and multilayer films*. Synthetic Metals, 1999. 102(1-3): p. 1346-1349.
27. Dhawan, S.K., N. Singh, and D. Rodrigues, *Electromagnetic shielding behaviour of conducting polyaniline composites*. Science and Technology of Advanced Materials, 2003. 4(2): p. 105-113.
28. Wojkiewicz, J.L., S. Fauveaux, and J.L. Miane, *Electromagnetic shielding properties of polyaniline composites*. Synthetic Metals, 2003. 135-136: p. 127-128.
29. Cao, Y., P. Smith, and A.J. Heeger, *Counter-ion induced processibility of conducting polyaniline*. Synthetic Metals, 1993. 57(1): p. 3514-3519.
30. Paligova, M., et al., *Electromagnetic shielding of epoxy resin composites containing carbon fibers coated with polyaniline base*. Physica A: Statistical and Theoretical Physics, 2004. 335(3-4): p. 421-429.
31. Hoang, N.N., *Réalisation et caractérisation de structure composite polyaniline-polyuréthane dans le domaine des micro-ondes*. 2005, Université de Bordeaux.
32. Rea, S., *Electromagnetic shielding properties of carbon fibre composites in avionic systems*. Microwave review, 2005.
33. Ferdinand, P., *Capteurs à fibres optiques à réseaux de Bragg*. Technique de l'ingénieur R 6 735-1.
34. Guedra-Degeorges, D. *Emerging health monitoring technologies: A route towards a flexible maintenance of aerospace structures*. in *Proceeding of conference on SHM, Ecole Normale Supérieure de Cachan*. 2002.
35. B. Petit jean, J. Sagnier, and J.-P. Dupuis. *Maintenance flexibility trough structural health monitoring : examples on EADS products*. in *Proceeding of conference on SHM, Stanford University, USA*. 2003.
36. Balageas, D., C.-P. Fritzen, and A. Güemes, *Structural health monitoring*, ed. ISTE. 2006.
37. Rippert, L., M. Wevers, and S. Van Huffel, *Optical and acoustic damage detection in laminated CFRP composite materials*. Composites Science and Technology, 2000. 60(14): p. 2713-2724.
38. Kwon, I.B., C.G. Kim, and C.S. Hong, *Simultaneous sensing of the strain and points of failure in composite beams with an embedded fiber optic Michelson sensor*. Composites Science and Technology, 1998. 57(12): p. 1639-1651.
39. Park, J.-W., et al., *Detection of Buckling and Crack Growth in the Delaminated Composites Using Fiber Optic Sensor*. Journal of Composite Materials, 2000. 34(19): p. 1602-1623.
40. Okabe, Y., et al., *Detection of transverse cracks in CFRP composites using embedded fiber Bragg grating sensors*. Smart Materials and Structures, 2000. 9(6): p. 832-838.
41. FERRETTI, M., *Capteurs à fibres optiques*. Technique de l'ingénieur R415-1.
42. Takeda, N., et al., *Development of smart composite structures with small-diameter fiber Bragg grating sensors for damage detection: Quantitative evaluation of delamination length in CFRP laminates using Lamb wave sensing*. Composites Science and Technology, 2005. 65(15-16): p. 2575-2587.
43. Chambers, A.R., M.C. Mowlem, and L. Dokos, *Evaluating impact damage in CFRP using fibre optic sensors*. Composites Science and Technology, 2007. 67(6): p. 1235-1242.
44. Yashiro, S., et al., *Monitoring damage in holed CFRP laminates using embedded chirped FBG sensors*. International Journal of Solids and Structures, 2007. 44(2): p. 603-613.
45. Lemistre, M. *Electromagnetic SHM system for GFRP and CFRP structures used in naval and aeronautic domains*. 2006. Cansmart, Canada.
46. Abry, J.C., et al., *In situ detection of damage in CFRP laminates by electrical resistance measurements*. Composites Science and Technology, 1999. 59(6): p. 925-935.

47. Chung, D.D.L., *Structural health monitoring by electrical resistance measurement*. Smart Materials and Structures, 2001. 10(4): p. 624-636.
48. Irving, P.E. and C. Thiagarajan, *Fatigue damage characterization in carbon fibre composite materials using an electrical potential technique*. Smart Materials and Structures, 1998. 7(4): p. 456-466.
49. Schueler, R., S.P. Joshi, and K. Schulte, *Damage detection in CFRP by electrical conductivity mapping*. Composites Science and Technology, 2001. 61(6): p. 921-930.
50. Seo, D.-C. and J.-J. Lee, *Damage detection of CFRP laminates using electrical resistance measurement and neural network*. Composite Structures, 1999. 47(1-4): p. 525-530.
51. Todoroki, A. and Y. Tanaka, *Delamination identification of cross-ply graphite/epoxy composite beams using electric resistance change method*. Composites Science and Technology, 2002. 62(5): p. 629-639.
52. Abry, J.C., et al., *In-situ monitoring of damage in CFRP laminates by means of AC and DC measurements*. Composites Science and Technology, 2001. 61(6): p. 855-864.
53. Kupke, M., K. Schulte, and R. Schuler, *Non-destructive testing of FRP by d.c. and a.c. electrical methods*. Composites Science and Technology, 2001. 61(6): p. 837-847.
54. Todoroki, A., *The effect of number of electrodes and diagnostic tool for monitoring the delamination of CFRP laminates by changes in electrical resistance*. Composites Science and Technology, 2001. 61(13): p. 1871-1880.
55. Rayleigh, L., *On waves propagating along the plane of an elastic solid*. Proc. London Math. Soc., 1885. 17: p. 4-11.
56. Lamb, H., *On waves in an elastic plate*. Proc. R. Soc. London A., 1917: p. 144-128.
57. Viktorov, I.A., *Rayleigh and Lamb waves - Physical theory and application*. New York Plenum Press, 1967.
58. Achenbach, J.D., *Wave propagation in Elastic Solids*. Elsevier, 1973.
59. Graff, K.F., *Wave motion in Elastic Solids*. Oxford University Press, 1975.
60. Rose, J.L., *Ultrasonic waves in solid media*. Cambridge University Press, 1999.
61. E. Dieulesaint and D. Royer, *Ondes élastiques dans les solides- Tome 1: Propagation libre et guidée*. 1996, Paris: Masson.
62. Kessler, S.S., *Piezoelectric based in situ damage detection of composite materials for SHM systems*. 2002, Massachusetts Institute of Technology.
63. Harker, A.H., *Elastic waves in solids*. 1987, Bristol: British gas.
64. Kuznetsov, S.V., *Subsonic lamb waves in anisotropic layers*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 2001. 65(2): p. 291-299.
65. Nayfeh, A.D., *Wave propagation in layered anisotropic media with applications to composite*. 1995, Amsterdam: Elsevier.
66. Wang, L. and S.I. Rokhlin, *Stable reformulation of transfer matrix method for wave propagation in layered anisotropic media*. Ultrasonics, 2001. 39(6): p. 413-424.
67. Grondel, S., et al., *The propagation of Lamb waves in multilayered plates: phase-velocity measurement*. Measurement Science and Technology, 1999. 10(5): p. 348-353.
68. Wilcox, P., M. Lowe, and P. Cawley, *The effect of dispersion on long-range inspection using ultrasonic guided waves*. NDT & E International, 2001. 34(1): p. 1-9.
69. Monnier, T., et al., *The piezoelectric implant method: implementation and practical applications*. Smart Materials and Structures, 2000. 9(3): p. 267-272.
70. Su, Z., L. Ye, and Y. Lu, *Guided Lamb waves for identification of damage in composite structures: A review*. Journal of Sound and Vibration, 2006. 295(3-5): p. 753-780.
71. Frankestein Bernd, Hentschel Dieter, and Schubert Franck, *Monitoring Network for SHM in avionic applications*. ECNDT - Th1.7.3, 2006.

72. Tan, K.S., et al., *Experimental evaluation of delaminations in composite plates by the use of Lamb waves*. Composites Science and Technology, 1995. 53(1): p. 77-84.
73. Diamanti, K., C. Soutis, and J.M. Hodgkinson, *Lamb waves for the non-destructive inspection of monolithic and sandwich composite beams*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2005. 36(2): p. 189-195.
74. Su, Z., et al., *Assessment of delamination in composite beams using shear horizontal (SH) wave mode*. Composites Science and Technology, 2007. 67(2): p. 244-251.
75. Grondel, S., et al., *Fatigue crack monitoring of riveted aluminium strap joints by Lamb wave analysis and acoustic emission measurement techniques*. NDT & E International, 2002. 35(3): p. 137-146.
76. Bois, C., *Mesure et prévision de l'évolution des endommagements dans les composites stratifiés*. 2003, Université de Aix-Marseille II.
77. Lepoutre, F., *détection de la corrosion de l'aluminium aéronautique par ondes de Lamb*. ONERA/DMSE/MECS.
78. Osmont, D. *Health monitoring of sandwich plates based on the analysis of the interaction of Lamb waves with damages*. in *Proceedings of conference on SHM*. 2002. Ecole normale supérieure de cachan.
79. Guy, P. p 352. in *Proceeding of conference on SHM*. 2002. Ecole Normale Supérieure de Cachan, France.
80. Su, Z., L. Ye, and X. Bu, *A damage identification technique for CF/EP composite laminates using distributed piezoelectric transducers*. Composite Structures, 2002. 57(1-4): p. 465-471.
81. Lemistre, M., et al. *Damage localization in composite plates using wavelet transform processing on Lamb wave signals*. in *2nd International workshop on structural health monitoring*. 1999.
82. Wilcox, P., *Wave transducer arrays for the inspection of large areas of thick plates*. Review of progress in quantitative nondestructive evaluation, New-York, 2000: p. 1049.
83. Valde's, D., *Structural integrity monitoring of CFRP laminates using piezoelectric devices*, in *Department of Aeronautics*. 2000, Imperial college.
84. Diamanti, K., C. Soutis, and J.M. Hodgkinson, *Piezoelectric transducer arrangement for the inspection of large composite structures*. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 2007. 38(4): p. 1121-1130.
85. Auld, B.A., *Rayleigh and Lamb waves*. Plenum Press New York, 1973: p. 121.
86. Achenbach, J.D., *Lamb waves as thickness vibrations superimposed on a membrane carrier wave*. J. Acoust. Soc.Am., 1998. 5(103): p. 2283-2286.
87. Achenbach, J.D. and Y. Xu, *Use of elastodynamic reciprocity to analyse point-load generated axisymmetric waves in plate*. wave Motion, 1999(30): p. 57-67.
88. Hayashi, T. and S. Endoh, *calculation and vizualization of Lamb wave motion*. Ultrasonics, 2000(38): p. 770-773.
89. Moreno, E., P. Acevedo, and M. Castillo, *pulse propagation in plate elements*. European journal of mechanics A/Solids, 2003(22): p. 283-294.
90. Nayfeh, A.N. and D.E. Chimenti, *Free wave propagation in plates of general anisotropic media*. Journal of applied Mechanics, 1989. 56: p. 881-886.
91. Liand, Y. and R.B. Thomson, *Influence of anisotropy on the dispersion characteristics of guided ultrasonic plates mode*. J. Acoust. Soc.Am., 1990. 87(5): p. 1911-1931.
92. Lowe, M.J.S., *Matrix techniques for modeling ultrasonics waves in multilayered media*. IEEE Transactions on Ultrasonics 1995. 42(4): p. 525-542.
93. Pierce, S.G., et al., *Broadband Lamb wave measurements in aluminium and carbon:glass fibre reinforced composite materials using non contacting laser generation and detection*. Ultrasonics, 1997. 58: p. 105-114.

94. Liu, T., M. Veidt, and S. Kitipornchai, *Single mode Lamb waves in composite laminated plates generated by piezoelectric transducers*. Composite Structures, 2002. 58(3): p. 381-396.
95. Moulin, E., *Piezoelectric transducer embedded in a composite plate: application to Lamb wave generation*. Journal of Acoustical Society of America, 1997. 82: p. 2049.
96. Park, J.-M., et al., *Nondestructive damage detection and interfacial evaluation of single-fibers/epoxy composites using PZT, PVDF and P(VDF-TrFE) copolymer sensors*. Composites Science and Technology, 2005. 65(2): p. 241-256.
97. Blanquet, P., *Etude de l'endommagement des matériaux composites aéronautiques à partir des techniques ultrasonores*. 1997, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.
98. Lin, M. and F.-K. Chang, *The manufacture of composite structures with a built-in network of piezoceramics*. Composites Science and Technology, 2002. 62(7-8): p. 919-939.
99. KRAWCZAK, P., *Essais des plastiques renforcés*. Technique de l'ingénieur AM 5405.
100. Boller, C. and al. *Designs principles and inspection techniques for long life endurance of aircraft structures*. in *3rd Int. Workshop on structural health Monitoring*. 2001.
101. Ahn, V.S., J.G. Harris, and J.D. Achenbach, *Numerical analysis of the acoustic signature of a surface breaking crack*. IEEE Transactions on Ultrasonics, 1992. 39(1): p. 112-118.
102. Delsanto, P.P.W., T. Chaskelis, H.H. Mignogna, R.B., *Connection machine simulation of ultrasonic wave propagation in materials. I : The one-dimensional case*. wave Motion, 1992. 16: p. 65-80.
103. Delsanto, P.P.S., R.S. Chaskelis, H.H. Mignogna, R.B. Kline, R., *Connection machine simulation of ultrasonic wave propagation in materials. II : The two-dimensional case*. wave Motion, 1994. 20: p. 295-314.
104. Delsanto, P.P.S., R.S. Mignogna, R.B., *Connection machine simulation of ultrasonic wave propagation in materials. III : The three-dimensional case*. wave Motion, 1997. 26: p. 329-339.
105. Fromme, P., *Defect detection in plates using guided waves*, in *Swiss Federal Institute of technology*. 2001.
106. Fromme, P.S., M.B., *Detection of cracks at rivet holes using guided waves*. Ultrasonics, 2002. 40: p. 199-203.
107. Alleyne, D.N. and P. Cawley, *A 2-dimensional Fourier transform method for the quantitative measurement of Lamb modes*. IEEE Ultrasonics Symposium, 1990: p. 1143-1146.
108. Alleyne, D.N. and P. Cawley, *The measurement and prediction of Lamb wave interaction with defects*. IEEE Ultrasonics Symposium, 1991: p. 855-857.
109. Alleyne, D.N. and P. Cawley, *The interaction of Lamb waves with defects*. IEEE Transactions on Ultrasonics, 1992. 39(3): p. 381-397.
110. Guo, N. and P. Cawley, *The interaction of Lamb waves with delaminations in composite laminates*. J. Acoust. Soc.Am., 1993. 94(4): p. 2240-2246.
111. Lowe, M.J.S., R.E. Challis, and C.W. Chan, *The transmission of Lamb waves across adhesively bonded lap joints*. J. Acoust. Soc.Am., 2000. 107(3): p. 1333-1345.
112. Lowe, M.J.S., et al., *Prediction and measurement of the reflection of the fundamental anti-symmetric Lamb wave from cracks and notches*. Review of progress in quantitative nondestructive evaluation, 1999. 509(1): p. 193-200.
113. Lowe, M.J.S. and O. Diligent, *Low-frequency reflection characteristics of the S0 Lamb wave from a rectangular notch in plate*. J. Acoust. Soc.Am., 2002. 111(1): p. 64-74.
114. Placko, D. and T. Kundu, *DPSM for modeling Engineering Problems*. 2007: Wiley-Interscience. 372.
115. Ney, M., *Base de l'électromagnétisme*. Technique de l'ingénieur, (réf. E1020).

116. Auld, B.A., *Acoustic fields and waves in solids*. Wiley Interscience publication, 1973. I: p. 423.
117. Dieulesaint, E. and D. Royer, *Ondes élastiques dans les solides. Application au traitement de signal*, ed. M. editeur. 1974. 407.
118. Mallat, S., *A Wavelet Tour of Signal Processing*, ed. A. Press. 1997, New York.
119. Truchetet, F., *Ondelettes pour le signal numérique*, ed. P. Hermès. 1998, Paris.
120. Lemistre, M. and D. Balageas, *Structural health monitoring system based on diffracted Lamb wave analysis by multiresolution processing*. Smart Materials and Structures, 2001. 10(3): p. 504-511.
121. Lemistre, M. and D. J.M., *Corrosion and cracks detection in metallic structures by magneto optic image processing*. ONERA.
122. Donoho, D. and I. Johnstone, *Ide*. C.R. Académie des Sciences, ed. I.d.i.a.o.b.c.f.a.l.o. bases. 1994, Paris.
123. KRAWCZAK, P., *Essais mécaniques des plastiques - Caractéristiques instantanées* Technique de l'ingénieur AM 3510.
124. ABAQUS, *User's Manual*.
125. Zhang, Z.Y. and M.O.W. Richardson, *Low velocity impact induced damage evaluation and its effect on*. Elsevier, Composite Structures, 2007. 81: p. 195-201.
126. Gobin, V., et al. *The surface impedance: a pertinent parameter to describe finite conductivity materials in numerical codes*. in EMC symposium. 1991. Zurich.
127. Isaac, F. and V. Gobin, *Méthode de mesure de l'impédance de surface de matériaux composites conducteurs*. ASTELAB, 1992.
128. Gobin, V., *Diffraction par des ouvertures et par des objets tridimensionnels. Application à la mesure des impédances de surface des matériaux bons conducteurs*. 1989, Université des sciences de Lille.
129. Paul, C.R., *Introduction to Electromagnetic compatibility*. 1992: Wiley - Intersciences. 784.
130. R.B. Schulz, V.C. Plantz, and D.R. Brush, *IEEE transactions Electron. Comp.*, 1968. EMC-10,7.
131. Frank B.J. Leferink, H.B., Wim C. van Etten, *Shielding Effectiveness Measurements using a Reverberation Chamber*. 17th International Zurich Symposium on Electromagnetic Compatibility, 2006.
132. Uberall, H., B.F. Howell, and E.L. Diamond, *Effective medium theory and the attenuation of Graphite fiber composites*. J. Appl. Phys, 1993. 73(7): p. 3441-3444.
133. Stoyanov, A.J., et al., *Effective medium model dependence of the radar reflectivity of conducting particle films*. J. Appl. Phys, 1999. 86(6): p. 3310-3119.
134. Staszewski, W.J. and T. GR., *Application of the wavelet transform to fault detection in spur gear*. Mechanical Systems and Signal Processing, 1997. 8(3): p. 289-307.
135. Hou, Z., M. Noori, and R. Amand, *Wavelet-based approach for structural damage detection*. J. Eng. Mech, 2000. 126(7): p. 677-683.
136. Sohn H, et al., *Wavelet based active sensing for delamination detection in composite structure*. Smart materials and structures, 2003. 13: p. 123-160.
137. Park, S., C.-B. Yun, and Y. Roh, *Damage diagnostics on a welded zone of a steel truss member using an active sensing network system*. NDT & E International, 2007. 40(1): p. 71-76.
138. Zhao, X., et al., *Active health monitoring of an aircraft wing with embedded piezoelectric sensor/actuator network: I. Defect detection, localization and growth monitoring*. Smart materials and structures, 2007. 16(4): p. 1208-1217.
139. J.B. Han, et al., *Mode analysis of laser generated transient ultrasonic Lamb waveforms in composite plate by wavelet transform*. Meterial evaluation, 1999: p. 837-840.
140. WILKIE-CHANCELLIER, N., *Réflexion et conversion d'une onde de Lamb à l'extrémité biseautée d'une plaque*. 2003.

141. Zhao, X., et al., *Active health monitoring of an aircraft wing with an embedded piezoelectric sensor/actuator network: II. Wireless approaches*. Smart Materials and Structures, 2007. 16(4): p. 1218-1225.
142. Matsuzaki, R., M. Melnykowycz, and A. Todoroki, *Antenna/sensor multifunctional composites for the wireless detection of damage*. Composites Science and Technology, 2009. In Press, Accepted Manuscript.