



**HAL**  
open science

# Auscultation par acousto-ultrasons de renfort de composite collé sur structure métallique : Approche par la modélisation

Cheikh Sarr, Sylvain Chataigner, Laurent Gaillet, Nathalie Godin, Aurélien Doitrand

## ► To cite this version:

Cheikh Sarr, Sylvain Chataigner, Laurent Gaillet, Nathalie Godin, Aurélien Doitrand. Auscultation par acousto-ultrasons de renfort de composite collé sur structure métallique : Approche par la modélisation. 25ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2022, Nantes, France. hal-04466521

**HAL Id: hal-04466521**

**<https://hal.science/hal-04466521>**

Submitted on 19 Feb 2024

**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.

# Auscultation par acousto-ultrasons de renfort de composite collé sur structure métallique : Approche par la modélisation

C. SARR<sup>a</sup>, S.CHATAIGNER<sup>a</sup>, L.GAILLET<sup>a</sup>, N. GODIN<sup>b</sup>, A.

DOITRAND<sup>b</sup>

a. Univ Gustave Eiffel, IFSTTAR, SMC, MAST, Route de Bouaye, F-44341  
Bouguenais, France.

[cheikh.sarr@univ-eiffel.fr](mailto:cheikh.sarr@univ-eiffel.fr), [sylvain.chataigner@univ-eiffel.fr](mailto:sylvain.chataigner@univ-eiffel.fr), [laurent.gaillet@univ-eiffel.fr](mailto:laurent.gaillet@univ-eiffel.fr)

b. Univ Lyon, INSA Lyon, UCBL, CNRS, MATEIS, UMR5510, 69621 Villeurbanne,  
France.

[nathalie.godin@insa-lyon.fr](mailto:nathalie.godin@insa-lyon.fr), [aurelien.doitrand@insa-lyon.fr](mailto:aurelien.doitrand@insa-lyon.fr)

## Résumé :

*Cette étude s'intéresse à l'application de la technique des acousto-ultrasons (AU), une combinaison des méthodes de caractérisation par ultrasons et émission acoustique, pour la détection non destructive de défauts tels que les vides dans les assemblages acier/composites collés. Des méthodes de calcul sont établies pour examiner les effets des défauts de type vide sur le signal recueilli. La position du capteur récepteur par rapport au défaut est également étudiée. La comparaison de différentes approches de modélisation du capteur récepteur montre que la prise en compte de la sensibilité en réception du capteur a de grands effets sur la détection des défauts. Ce travail souligne ainsi l'importance du choix du capteur de réception. De plus, la détection des défauts est optimale à condition que le capteur récepteur soit situé autour de l'épicentre du défaut.*

## Abstract:

*This study focuses on the application of the acousto-ultrasounds (AU) technique, a combination of ultrasonic characterization and acoustic emission methods, to non-destructively detect defects such as voids in steel/composite bonded assemblies. Calculation methods are established to examine the effects of voids on the collected signal. The position of the receiver sensor regarding the defect is also studied. The comparison of different approaches to modelling the receiver sensor shows that taking into account the sensitivity in reception of the sensor has great effects on the detection of defects. This work thus underlines the importance of choosing the receiver sensor on AU applications. In addition, defect detection seems to be optimal when the receiver sensor is located around the defect epicentre.*

**Mots clefs : Contrôle non-destructif, Acousto-ultrasons, Assemblages collés acier-composite, Modélisation par éléments finis**

# 1 Introduction

Grâce à leur légèreté et leur durabilité, les matériaux composites sont de plus en plus utilisés comme renforts collés sur les structures de génie civil [1-3]. Cette solution permet d'adapter par renforcement de nombreuses structures existantes à de nouvelles contraintes et conditions plus sévères (trafic accru ou risque sismique). Ils sont également utilisés dans la réparation et la réhabilitation des structures pour prolonger leur durée de vie. Cette solution est plus économique que la construction d'une nouvelle structure et limite l'interruption de la circulation. Cependant, la performance mécanique des joints collés peut être compromise en raison de la présence de défauts ou d'endommagements tels que les vides, la porosité, une mauvaise adhérence ou une faible force de cohésion [4-9]. Ces défauts sont surtout internes à la structure de l'assemblage et ne sont pas visibles. Il est donc nécessaire d'utiliser une technique non destructive pour évaluer la qualité du joint adhésif.

La méthode acousto-ultrasonique (AU) montre un bon potentiel pour répondre à cette problématique. Elle a été utilisée par plusieurs auteurs [10-17] pour détecter et évaluer les défauts dans les assemblages. Wang *et al.* [11] ont évalué la fissure de la matrice dans des assemblages multicouches de composites à fibres de carbone (CFRP) à l'aide de méthodes acousto-ultrasoniques linéaires et non linéaires. Tanary *et al.* [13] ont utilisé la technique acousto-ultrasonique pour estimer les performances mécaniques, telle que la résistance au cisaillement des joints entre deux plaques de composite collés par simple recouvrement. Kwon et Lee [14] ont étudié la corrélation entre le nombre de défauts artificiels et les paramètres acousto-ultrasoniques dans des joints d'assemblages collés CFRP/aluminium. Cette corrélation peut être établie principalement avec des paramètres de fréquence basés sur une étude spectrale des signaux détectés. Barile *et al.* [15-16] ont utilisé les mesures AU pour caractériser la résistance inter-laminaire des stratifiés CFRP dans les directions longitudinale et transversale et pour évaluer la détection d'impact induit artificiellement sur des plaques de CFRP. Zhang *et al.* [17] ont utilisé la méthode AU combinée au réseau de Bragg à fibres déphasées pour évaluer les endommagements et la délamination dans les structures composites complexes. Dans un article précédent [10], nous avons montré que la méthode AU proposée était sensible à de nombreux types de défauts dans des assemblages collés acier/composite. Cependant, l'approche expérimentale seule n'est pas suffisante pour bien comprendre l'interaction du signal avec le défaut.

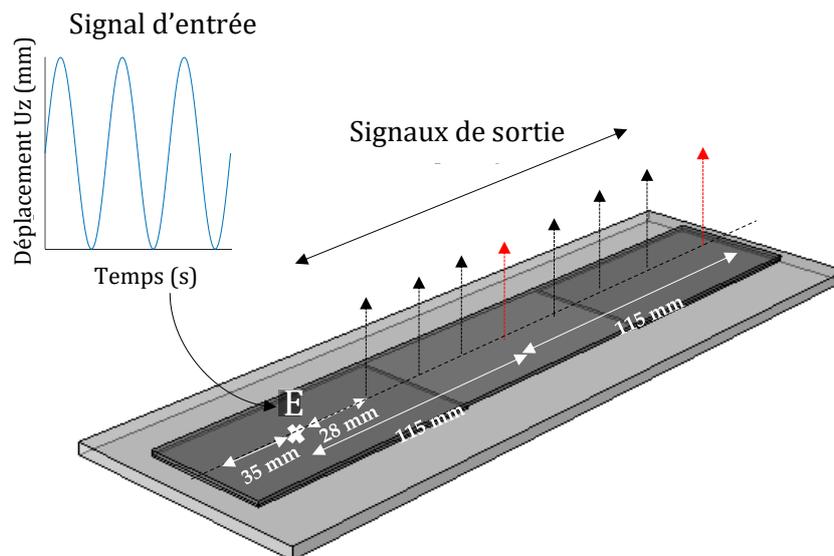
Par rapport aux techniques expérimentales, les analyses numériques peuvent offrir une étude plus complète de la propagation des ondes et de l'interaction avec les défauts dans le joint. Les solutions analytiques pour la propagation des ondes sont généralement limitées aux milieux infinis ou aux géométries simples et ne sont donc pas accessibles pour la plupart des structures pratiques. La propagation des ondes peut cependant être simulée à l'aide d'approches numériques comme l'analyse par éléments finis (EF). Les approches EF 3D sont bénéfiques car elles permettent de considérer une géométrie de structure réaliste ainsi que l'anisotropie matérielle ou les effets de bord responsable de la réflexion des ondes. Plusieurs auteurs [18-21] ont étudié la modélisation de la propagation des ondes dans les assemblages collés pour prédire la réponse ultrasonore. Toutes ces études ont montré la sensibilité à la présence d'un défaut des différents modes d'ondes guidées se propageant dans les joints collés et l'intérêt que suscitent les travaux de modélisation. Crom et Castaings [18] ont mis au point un modèle EF semi-analytique unidimensionnel pour prédire les courbes de dispersion des ondes guidées SH dans des plaques multicouches composites/adhésives. Des simulations numériques sont utilisées pour sélectionner les modes d'ondes SH les plus appropriés ayant une sensibilité plus élevée au joint collé par rapport à d'autres composants (plaque métallique ou pièce composite). Di Scalea *et al.* [19] ont utilisé la méthode de la matrice globale pour modéliser la propagation des ondes dans un assemblage multicouches et ont montré que les courbes de dispersion de la vitesse de phase et de groupe sont très sensibles à l'état des joints. Avec des simulations EF pour chacun des modes A0, S0 et A1, Lowe *et al.* [20] ont prédit le coefficient de transmission de chaque mode à travers un joint à recouvrement constitué

de feuilles d'aluminium collées avec un adhésif époxy. Koreck *et al.* [21] ont utilisé des méthodes de calcul à base d'ondes guidées pour examiner les propriétés de deux plaques collées. Ils ont quantifié l'influence des caractéristiques de l'adhésif (module de Young, rapport de Poisson et épaisseur de joint) sur les courbes de dispersion. La propagation d'ondes a également été simulée dans le contexte de l'émission acoustique (EA) [22-23], où la source n'est pas un signal d'émission contrôlé mais provient d'un mécanisme d'endommagement du matériau.

Cet article aborde le sujet de la simulation numérique de l'AU dans des assemblages constitués d'un substrat d'acier et d'un pultrudé composite unidirectionnel liés par un adhésif époxy [24]. L'objectif de ce travail est d'étudier numériquement la sensibilité de la technique AU à la présence de vides dans le joint. Des modèles EF tridimensionnels sont développés pour simuler l'influence des vides et de la position du capteur récepteur sur le signal enregistré. Le document est structuré comme suit. L'introduction et l'approche numérique sont présentées dans les sections 1 et 2. Dans la section 3, nous étudions les signaux reçus obtenus avec deux types de capteurs, un capteur parfait et un capteur R15 et soulignons l'influence de la position du capteur récepteur sur la plaque composite. Nous déclinons dans la quatrième section les principales conclusions de l'étude.

## 2 Description du modèle

Un modèle EF 3D est réalisé à l'aide du logiciel commercial Abaqus (Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, États-Unis). La géométrie étudiée est constituée d'un substrat d'acier sur lequel nous collons une plaque composite à l'aide d'un adhésif époxy tel qu'illustré sur la figure 1. Le composite (fibres de carbone T800 S et matrice époxy) et les dimensions des couches adhésives sont de 300 mm x 50 mm et respectivement 1,4 mm et 1 mm d'épaisseur. Le support en acier (dimensions 320mm x 100mm) est de 5 mm d'épaisseur. Une résine époxy bi-composant (Sikadur 30) est utilisée comme adhésif. Nous réalisons la simulation de trois modèles, l'un sans défaut et les deux autres avec des vides de taille différente présents au milieu de l'assemblage. L'échantillon de référence est nommé type  $\alpha$ . Pour les échantillons avec des vides nommés type- $\beta$ , un défaut de type  $\beta_1$  est simulé avec un manque d'adhésif sur une surface centrale de 50 x 25 mm<sup>2</sup> et un défaut de type  $\beta_2$  correspond à un manque d'adhésif sur 1/3 de la surface collée au centre du joint (100 x 50 mm<sup>2</sup>).



**Figure 1** : Simulation du test d'acousto-ultrasons indiquant l'emplacement de l'émetteur (E) et des capteurs récepteurs, chaque récepteur est séparé de 28 mm.

### 2.1 Simulation de la source et du milieu de propagation

Les assemblages sont modélisés par trois couches correspondant au support en acier, à la plaque composite et au joint époxy. Le comportement de chaque couche est supposé être linéaire élastique. L'excitation est simulée par un déplacement imposé égal à 0,01 mm à l'un des nœuds maillés correspondant à l'emplacement central du capteur émetteur (E) (Figure 1). Le calcul est effectué en deux étapes. Au cours de la première étape, un signal d'entrée est généré à l'emplacement du capteur émetteur, puis, dans la deuxième étape, l'onde acoustique résultante se propage dans l'assemblage. Le signal d'entrée est défini comme un signal sinusoïdal de 150 KHz composé de 3 périodes et d'une durée totale de  $2,00 \cdot 10^{-5}$  s.

Pour la simulation de la propagation des ondes, on utilise une période de temps totale de  $2,80 \cdot 10^{-4}$  s et un pas de temps de  $3,30 \cdot 10^{-7}$  s. Les amortissements des matériaux sont décrits avec les coefficients  $\alpha$  et  $\beta$  de Rayleigh. Leurs valeurs pour l'époxy et le composite en fibres de carbone sont issues de la littérature [23]. Pour l'acier, nous calculons les coefficients d'amortissement  $\alpha$  et  $\beta$  en utilisant l'équation (1) pour obtenir le coefficient d'amortissement connu ( $\xi$ ) à une fréquence donnée.

$$\xi = \frac{\alpha}{2\omega} + \frac{\beta\omega}{2} \quad (1)$$

Avec  $\omega$  la pulsation.

Le tableau 1 résume les valeurs de  $\alpha$  et  $\beta$  pour les matériaux étudiés. Des éléments linéaires 3D avec 8 nœuds (C3D8) sont sélectionnés pour réaliser le maillage. Afin de déterminer la taille des mailles, une étude de convergence est effectuée. Sur la base de cette étude, une taille de maillage de 2 mm est adoptée. On s'assure que 20 éléments existent par longueur d'onde. L'excitation acoustique à 150 kHz est envoyée par le capteur émetteur à travers l'assemblage et les signaux lors de la propagation sont générés en calculant les déplacements hors plan à des endroits spécifiques sur la surface de l'assemblage (cf. figure 1).

**Tableau 1** : Paramètres de Rayleigh

	$\alpha$ ( $s^{-1}$ )	$\beta$ (s)
<b>Acier</b>	500	$4 \cdot 10^{-10}$
<b>Composite [23]</b>	10 000	$6 \cdot 10^{-10}$
<b>Epoxy [23]</b>	50 000	$10^{-8}$

## 2.2 Simulation des capteurs récepteurs

Plusieurs distances entre le capteur récepteur et le capteur émetteur sont étudiées (de 28 à 230 mm, figure 1). On suppose que les capteurs ne sont sensibles qu'à la vitesse ou au déplacement hors plan. Deux types de capteurs sont simulés : un capteur parfait désigné CP et un capteur R15.

Le capteur parfait est un capteur virtuel qui enregistre des signaux à un seul point de mesure (à un nœud) sans effet de moyenne et est sensible à toutes les fréquences.

Le capteur réel a une surface de contact avec l'échantillon qui doit être considérée. Pour le capteur R15, il s'agit de la surface d'une céramique piézoélectrique d'un rayon de 7,25 mm. De plus, le capteur a un effet d'ouverture qui entraîne une réponse non uniforme sur toute sa surface active (figure 2a). Sa sensibilité est maximale en son centre et est décrite par le paramètre  $k$  qui représente la sensibilité d'un point à la distance  $r$  du centre de la surface du capteur. Elle est donnée par l'équation (2) [22] :

$$k(r) = 1 - \frac{1}{1 + \exp(-2r+12)} \quad (2)$$

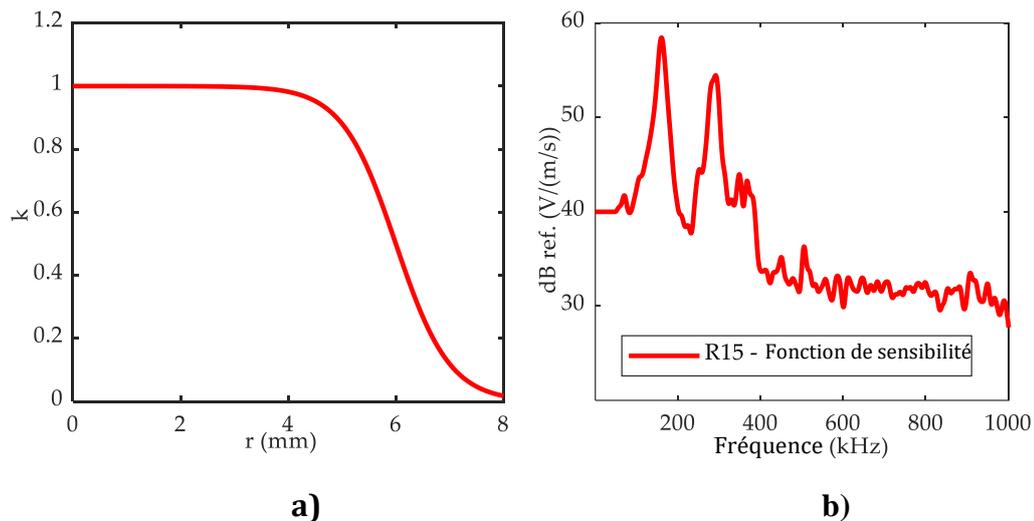
Une vitesse moyenne d'onde hors plan sur la surface du capteur (S) est ensuite calculée en tenant compte de sa sensibilité :

$$V_s = \frac{1}{\int_S k dS} \int_S v k dS \quad (3)$$

En pratique, la vitesse moyenne de l'onde est approchée par une somme discrète sur les vitesses  $v$  calculées aux nœuds du maillage. La sensibilité en fréquence du capteur doit également être prise en compte. La courbe d'étalonnage du capteur R15 en réception est obtenue par la méthode de réciprocité [25] (figure 2b). Sa largeur de bande en fréquence est centrée sur [50-400] kHz. Cette fonction de transfert est ajoutée dans la phase de post-traitement à l'aide de l'équation (4) suivante :

$$V_s(\omega) \times H_{R15}(\omega) = V_{R15}(\omega) \quad (4)$$

Où  $V_{R15}$  est la vitesse calculée en considérant le capteur,  $V_s(\omega)$  représente la vitesse hors plan moyenne pondérée sur la surface et  $H_{R15}(\omega)$  est la fonction de sensibilité et  $\omega$  la pulsation. Dans cette étude, le couplant n'est pas considéré. Tous les signaux numériques sont filtrés avec un filtre de Butterworth de 20 kHz à 1200 kHz.



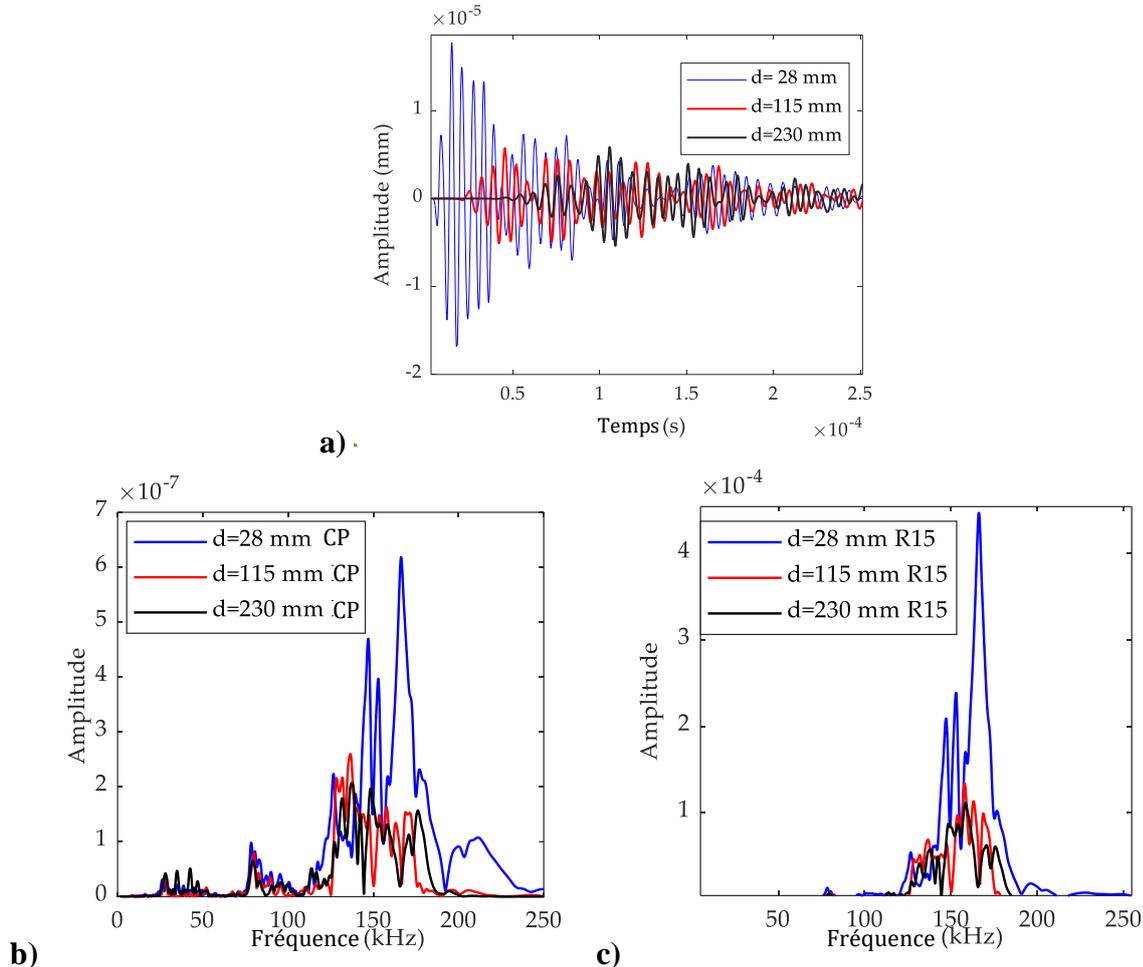
**Figure 2 :** (a) Fonction d'ouverture pour le capteur R15 : évolution du facteur  $k$  en fonction de  $r$ , distance par rapport au centre de la surface du capteur. (b) Réponse en réception du capteur R15 obtenue avec la méthode de réciprocité sur un bloc d'acier.

### 3 Résultats et discussions

#### 3.1 Capteur virtuel parfait ou capteur R15 : caractérisation du milieu de propagation de référence

Les signaux enregistrés dans l'échantillon sain constituent la référence. Avec cet échantillon, il est possible d'obtenir des informations sur l'influence du chemin de propagation des ondes sur le signal reçu. La figure 3a montre les signaux enregistrés par le capteur parfait respectivement à 28 mm, 115 mm et 230 mm de l'émetteur. La figure 3b représente la transformée de Fourier rapide correspondante. On peut observer une diminution significative de l'amplitude et du contenu fréquentiel due à la propagation. Cette diminution est constatée au-dessus de 200 kHz avec l'augmentation de la distance de

propagation dans le modèle sain de type- $\alpha$ . Cet effet est grandement modifié en considérant la sensibilité en fréquence du capteur R15 (Figure 3c). Les fréquences détectées dans ce cas sont centrées autour de 150 kHz. Les fréquences inférieures à 100 kHz sont supprimées ainsi que celles supérieures à 200 kHz. Par conséquent, le capteur masque la différence observée dans le contenu fréquentiel due à la propagation des ondes dans l'assemblage. Par exemple, le contenu fréquentiel pour les fréquences supérieures à 200 kHz près du capteur émetteur et le contenu fréquentiel pour les fréquences inférieures à 50 kHz loin de ce dernier est modifié par le capteur R15. La gamme des fréquences reçues correspond en fait à une plage de fréquences pour laquelle le capteur est très sensible et résonnant (figure 2).



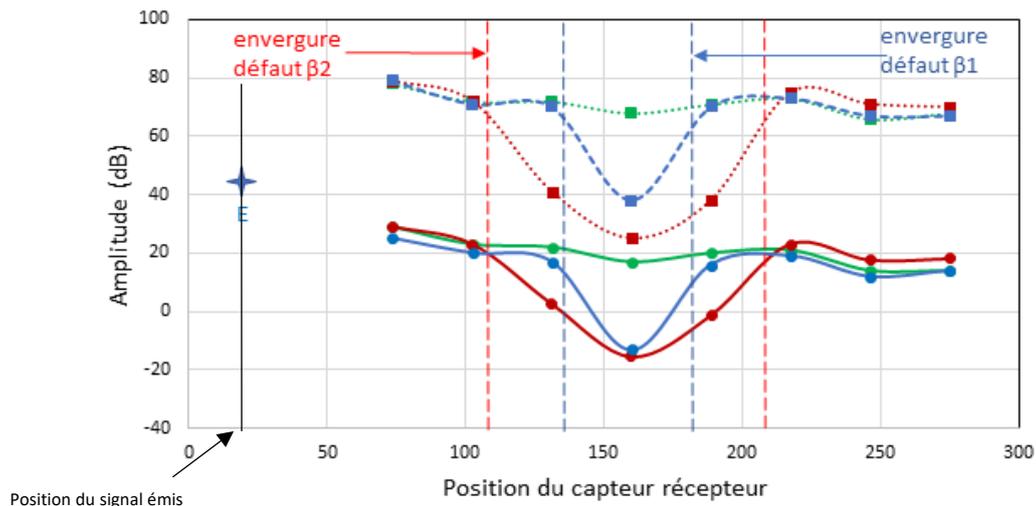
**Figure 3** : Signal simulé pour l'échantillon de référence et détecté par le capteur parfait (CP) dans (a) le domaine temporel et (b) le domaine fréquentiel. (c) Transformée de Fourier Rapide (FFT) des signaux simulés enregistrés par le capteur R15.

### 3.2 Influence des vides sur les paramètres EA

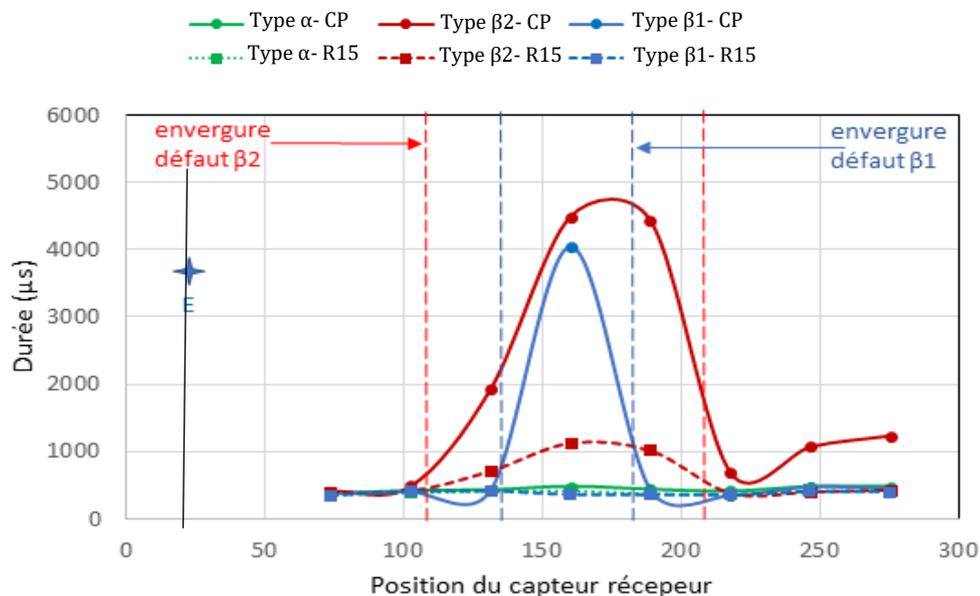
La figure 4 représente la variation de deux descripteurs (amplitude et durée) évalués dans le domaine temporel en fonction de la distance entre l'émetteur (E) et le récepteur. Les données collectées par le capteur parfait (CP) ou obtenues par le capteur R15 sont représentées pour l'assemblage de référence et pour les assemblages de type- $\beta$ . On peut observer avec le capteur parfait une diminution significative de l'amplitude à l'épicentre du défaut, plus importante pour le vide de plus grande taille  $\beta_2$ . La durée du signal augmente considérablement à l'épicentre du vide. Pour tous les descripteurs, dans le domaine temporel, les caractéristiques des signaux reçus après le vide sont significativement équivalentes à celles de la référence. La simulation avec le capteur parfait met en évidence la difficulté de détecter le défaut pour un capteur non situé à l'épicentre du vide avec les paramètres conventionnels EA dans le domaine

temporel. En revanche, il met en évidence l'effet de la taille du vide sur les descripteurs calculés à l'épicentre du défaut.

En considérant le capteur R15 plutôt que le capteur parfait, il en résulte une variation similaire de l'amplitude en fonction de la distance à l'émetteur, mais nous constatons une réduction considérable de l'influence du défaut de type vide sur la durée du signal. Ceci est particulièrement vrai pour le plus petit vide qui ne présente plus de différence significative avec la référence à l'épicentre du défaut. Au-delà du défaut, les différences entre l'échantillon de référence et celui présentant des défauts ne sont pas marquées ou même inexistantes. Cela conduit à la conclusion que l'utilisation du capteur R15 réduit considérablement la probabilité de détecter les vides en utilisant des descripteurs du domaine temporel.



a)



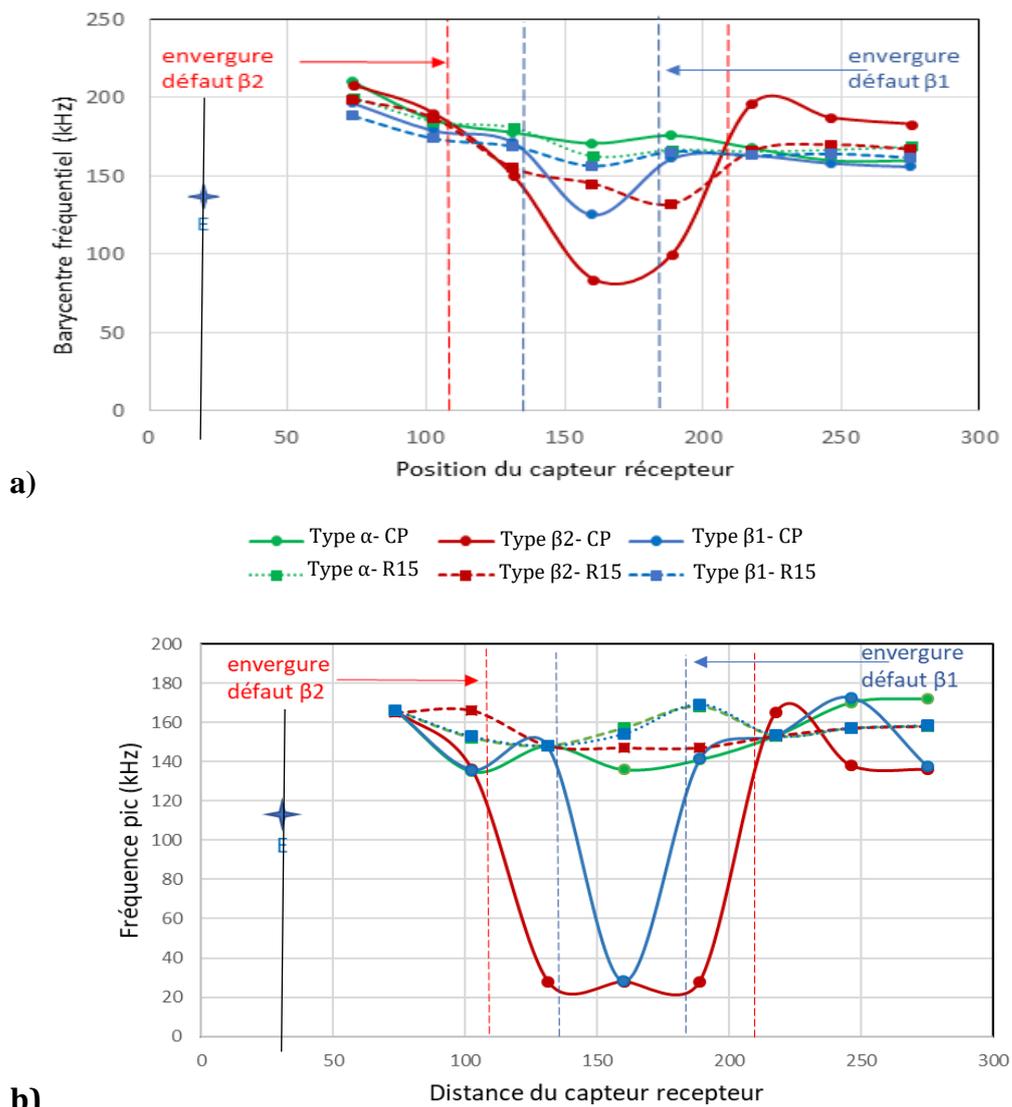
b)

**Figure 4 :** Variation de (a) l'amplitude, (b) la durée en fonction de la distance entre l'émetteur et le capteur parfait (CP, o) ou R15 (□) pour les différents assemblages.

La variation des descripteurs dans le domaine des fréquences en fonction de la distance à l'émetteur est illustrée sur la figure 5. On peut remarquer une diminution significative du contenu en fréquence du signal enregistré avec le capteur parfait juste au-dessus du défaut. Les fréquences autour de 150

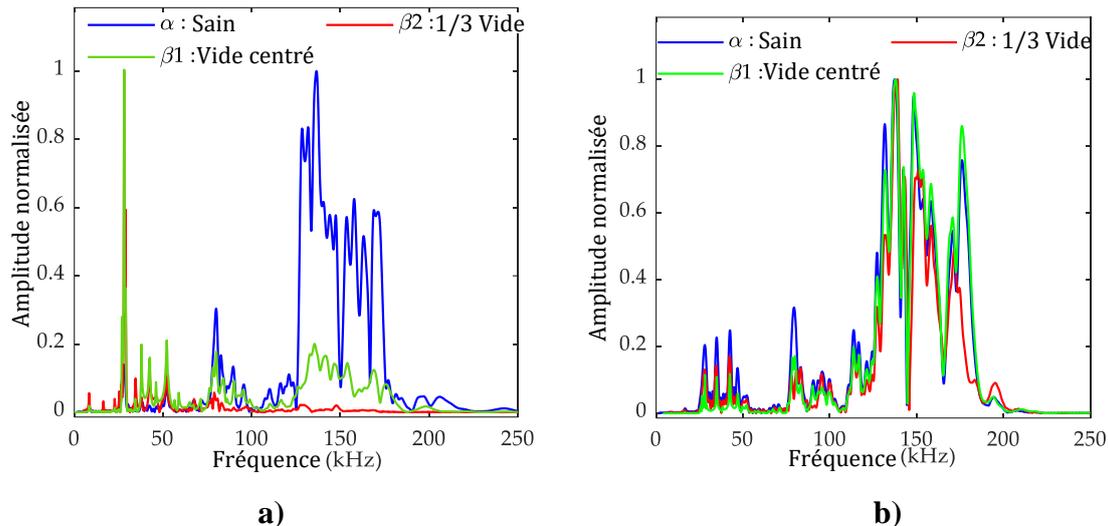
kHz sont atténuées par rapport aux fréquences inférieures. La réduction du contenu en fréquence évolue avec la taille du défaut. En effet, le barycentre fréquentiel est inférieur à 100 kHz pour le défaut de type  $\beta 2$  et supérieur à 100 kHz pour le plus petit défaut  $\beta 1$ . La fréquence au pic est également modifiée mais n'est pas affectée par la taille du défaut.

On constate que la taille du défaut a une influence sur la signature du signal AU enregistré par les capteurs à l'épicentre des défauts et pourrait être distinguée avec le capteur parfait. En application, on devrait retrouver le même résultat avec des capteurs large bande qui ne devraient pas modifier le contenu fréquentiel. En utilisant le capteur R15, on peut observer une modification du barycentre fréquentiel, bien que les différences soient beaucoup moins marquées. En revanche, pour la fréquence au pic, il n'y a pas de différence par rapport à la configuration de référence. La prise en compte du capteur R15 réduit également la probabilité de détecter les vides dans le domaine fréquentiel en comparaison avec le capteur parfait.



**Figure 5 :** Variation (a) du barycentre fréquentiel, (b) de la fréquence au pic en fonction de la distance entre l'émetteur et le capteur parfait (CP, o) ou R15 (□) pour les différents assemblages.

La figure 6 représente la transformée de Fourier rapide (FFT) pour les signaux calculés pour le capteur positionné à l'épicentre du défaut ( $d=115\text{mm}$ ) et le capteur situé à 230 mm de l'émetteur pour l'échantillon de référence et les échantillons de type- $\beta$ .



**Figure 6** : FFT des signaux simulés enregistrés par le capteur parfait (CP) dans les trois assemblages (a) Position du capteur à  $d=115$ mm, (b) Position du capteur à  $d=230$ mm de l'émetteur.

On remarque que l'amplitude de la bande de fréquence à environ 80-200 kHz ait diminué considérablement avec la taille du vide, tandis que l'amplitude à environ 25-50 kHz a augmenté considérablement à l'épicentre du défaut ( $d=115$  mm). Les données calculées avec l'échantillon de référence confirment une diminution significative du contenu en fréquence au-dessus de 100 kHz pour le capteur placé à l'épicentre du défaut (figure 6a). L'ampleur de cette diminution dépend de la taille du défaut. En effet, dans un échantillon sain, 78% de l'énergie spectrale est dans la gamme de fréquence 125-200 kHz, alors qu'il n'est que de 53% pour le défaut  $\beta_1$  et de 17% pour le défaut  $\beta_2$ . La modification de ce contenu en fréquence peut être corrélée à la taille du vide. À l'emplacement du capteur situé à 230 mm après le défaut (figure 6b), aucune différence significative n'est observée.

## 4 Conclusion

Nous avons observé que la position du capteur récepteur est cruciale pour la détection de défauts de collage au moyen de la méthode acousto-ultrasonique. Les descripteurs temporels et fréquentiels des signaux acquis par le capteur récepteur sont fortement influencés par la présence d'un vide par rapport à un échantillon sain seulement si le capteur récepteur est situé à l'épicentre du défaut. En effet, il s'est avéré être plus difficile de mettre en évidence la présence de vide lorsque le capteur est placé loin de l'épicentre du défaut. Les descripteurs tels que l'amplitude, l'énergie, le barycentre fréquentiel et la fréquence au pic sont d'autant plus affectés que la taille du défaut (vide) augmente. Cet effet est atténué lorsque l'on considère un capteur R15 réel, en particulier pour la plus petite taille de défaut. Ces résultats mettent en évidence la difficulté d'utiliser seulement des descripteurs EA (paramètres extraits des signaux enregistrés) qui réduisent les caractéristiques du signal à seulement quelques paramètres, certains d'entre eux devenant trop imprécis pour la détection de défauts lors de l'ajout de la sensibilité d'un capteur réel type R15.

Cette modélisation n'est pas exhaustive et ne prend pas en compte tous les aspects interagissant avec le signal (capteur en émission, couplant, système d'acquisition). Néanmoins, cette étude a permis de mettre en évidence le potentiel qu'offre l'approche numérique pour une meilleure compréhension de la propagation des ondes dans l'assemblage et son interaction avec les défauts, mais aussi son utilité pour un choix optimal des capteurs récepteurs.

## Références

- [1] S. Chataigner, K. Benzarti, G. Foret, J. F. Caron, G. Gemignani, M. Brugiolo, I. Calderon, I. Pinero, V. Birtel and F. Lehmann, "Design and evaluation of an externally bonded CFRP reinforcement for the fatigue reinforcement of old steel structures," *Engineering Structures*, vol. 177, pp. 556 - 565, 2018.
- [2] E. Lepretre, S. Chataigner, L. Dieng and L. Gaillet, "Fatigue strengthening of cracked steel plates with CFRP laminates in the case of old steel materials," *Construction and Building Materials*, vol. 174, pp. 421 - 432, 2018.
- [3] S. H. Alsayed, Y. A. Al-Salloum and T. H. Almusallam, "Fibre-reinforced polymer repair material: some facts," *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Civil Engineering*, vol. 138, no. 3, pp. 131-134, 2000.
- [4] R. D. Adams and B. W. Drinkwater, "Nondestructive testing of adhesively-bonded joints». Department of Mechanical Engineering," *NDT&E International*, vol. 30, no. 2, p. 93~98, 1997.
- [5] C. C. H. Guyott, P. Cawley and R. D. Adams, "The Non-destructive Testing of Adhesively Bonded Structure: A Review," *The Journal of Adhesion*, vol. 20, no. 2, pp. 129 - 159, 1986.
- [6] V. K. Srivastava, "Acousto-ultrasonic evaluation of interface bond strength of coated glass fibre-reinforced epoxy resin composites," *Composite Structures*, vol. 30, pp. 281-285, 1995.
- [7] F. Ribeiro, R. Campilho, R. Carbas and L. da Silva, "Strength and damage growth in composite bonded joints with defects," *Composites Part B: Engineering*, vol. 100, pp. 91-100, 2016.
- [8] W. Xu and Y. Wei, "Strength analysis of metallic bonded joints containing defects," *Computational Materials Science*, vol. 53, no. 1, pp. 444-450, 2012.
- [9] S. Yang, L. GU and R. F. Gibson, "Nondestructive detection of weak joints in adhesively bonded composite structures," *Composite Structures*, vol. 51, no. 1, pp. 63 - 71, 2001.
- [10] C. A. T. Sarr, S. Chataigner, L. Gaillet and N. Godin, Nondestructive evaluation of FRP-reinforced structures bonded joints using acousto-ultrasonic: Towards diagnostic of damage state, *Construction and Building Materials*, Volume 313, 27, 125499, 2021.
- [11] R. Wang, Q. Wu, K. Xiong, H. Zhang and Y. Okabe, "Evaluation of the matrix crack number in carbon fiber reinforced plastics using linear and nonlinear acousto-ultrasonic detections". *Compos Struct*, 255:112962, 2021.
- [12] C. Sarr, S. Chataigner, L. Gaillet and N. Godin, "Assessment of Steel-Composite and Concrete-Composite Adhesively Bonded Joints by Acousto-Ultrasonic Technique". in *International Conference on Fibre-Reinforced Polymer (FRP) Composites in Civil Engineering*, pp. 1806-1816, 2021.
- [13] S. Tanary, M. Haddad, A. Fahr and S. Lee, Nondestructive Evaluation of Adhesively Bonded Joints in Graphite/Epoxy Composites Using Acousto-Ultrasonics, *Journal of Pressure Vessel Technology*, vol. 114, no. 3, pp. 344 - 352, 1992.
- [14] Y. Kwon and S. H. Lee, "Acousto-ultrasonic evaluation of adhesively bonded CFRP-aluminum joints," *NDT & E International*, vol. 32, no. 3, pp. 153-160, 1999.
- [15] C. Barile, C. Casavola, G. Pappalettera and P. Kannan Vimalathithan, "Acousto-ultrasonic evaluation of interlaminar strength on CFRP laminates", *Composite Structures*, Vol. 208, pp. 796-80, 2019.
- [16] C. Barile, C. Casavola, G. Pappalettera, C. Pappalettere and P. Kannan Vimalathithan, "Detection of Damage in CFRP by Wavelet Packet Transform and Empirical Mode Decomposition: an Hybrid Approach" *Applied Composite Materials*, vol. 27, pp. 641–655, 2020.
- [17] H. Zhang, Q. Wu, W. Xu and K. Xiong, "Damage evaluation of complex composite structures using acousto-ultrasonic detection combined with phase-shifted fiber Bragg grating and dual-frequency based data processing", *Composite Structures*, Vol 281, 2022.

- [18] B. Le Crom and M. Castaings, “Shear horizontal guided wave modes to infer the shear stiffness of adhesive bond layers”. *J Acoust Soc Am*, vol. 127(4), pp. 2220–2230, 2010.
- [19] F. L. Di Scalea, P. Rizzo and A. Marzani, “Propagation of ultrasonic guided waves in lap-shear adhesive joints: case of incident A0 lamb wave”. *J Acoust Soc Am* 2003, vol. 115(1), pp. 146–56, 2003.
- [20] M. J. S. Lowe, R. E. Challis and C. W. Chan, “The transmission of Lamb waves across adhesively bonded lap joints”. *J Acoust Soc Am* vol. 107(3), pp. 1333–45, 2000.
- [21] J. Koreck, C. Valle, J. Qu and L. J. Jacobs, “Computational characterization of adhesive bond properties using guided waves in bonded plates”, *Review of Quantitative Nondestructive Evaluation* Vol. 26, ed. by D. O. Thompson and D. E. Chimenti, 2007.
- [22] T. Le Gall, T. Monnier, C. Fusco, N. Godin and S. E. Hebaz, “Towards Quantitative Acoustic Emission by Finite Element Modelling: Contribution of Modal Analysis and Identification of Pertinent Descriptors”, *Appl. Sci.*, vol. 8, 2557, 2018.
- [23] Z. Hamam, N. Godin, P. Reynaud, C. Fusco, N. Carrère, and A. Doitrand, “Transverse cracking induced acoustic emission in carbon fiber - epoxy matrix composite laminates”, *Materials*, vol. 15, 394, 2022.
- [24] J. Guo, A. Doitrand, C. Sarr, S. Chataigner, L. Gaillet and N. Godin, “Numerical Voids Detection in Bonded Metal/Composite Assemblies Using Acousto-Ultrasonic Method”, *Appl. Sci.* 12(9), 4153, 2022.
- [25] S. Dia, T. Monnier, N. Godin and F. Zhang, “Primary Calibration of Acoustic Emission Sensors by the Method of Reciprocity, Theoretical and Experimental Considerations”, *Journal of Acoustic Emission*, vol. 30, pp. 152-166, 2012.