

Influence des défauts géométriques sur le comportement des assemblages boulonnés métal-composite.

J. LECOMTE^{a,b}, C. BOIS^a, H. WARGNIER^a, J.-C. WAHL^a, A. BAUTISTA^a

a. Université Bordeaux I, Institut de Mécanique et d'Ingénierie de Bordeaux (I2M),
IUT Bordeaux 1 - 15, rue Naudet - CS 10207 - 33175 - Gradignan Cedex – France

b. ASTF – 8 av. du Val d'Or – 33700 Mérignac

Résumé :

Dans l'industrie aéronautique, les normes de sécurité impliquent la réalisation d'assemblages sous des tolérances très serrées. Les coûts engendrés par la précision requise sont par conséquent très élevés. Pourtant, l'influence réelle de défauts géométriques sur la tenue mécanique des assemblages boulonnés est peu connue. Cette étude propose d'évaluer le rôle de certains défauts géométriques à l'aide d'un modèle analytique permettant d'avoir accès aux transferts de charges dans un assemblage multi-boulons aluminium composite. La particularité de ce modèle analytique est qu'il prend en compte le comportement non linéaire engendré par les dégradations de matage, permettant ainsi de décrire le comportement des assemblages jusqu'à rupture. Le jeu est implicitement pris en compte dans la loi de comportement du boulon, tandis que le défaut de localisation des alésages est introduit sous forme d'un problème hyperstatique. Ce modèle analytique est confronté à un modèle numérique 3D et à des résultats expérimentaux.

Abstract :

In aeronautical field, safety standards are such that mechanical assemblies are made under very tight tolerances. As a result, this level of accuracy implies very high manufacturing costs. However the true effect of geometrical defaults on bolted joints mechanical performances is not well-known. In the present study an analytical model is proposed in order to evaluate the role of some geometrical defaults, permitting to have access to load transfers in a multi-bolt aluminum-composite joint. The particularity of this model lies in its ability to take in account the bolt non-linear behavior induced by bearing degradations, so that it allows describing the assembly behavior to rupture. The clearance is implicitly introduced in the bolt behavior law, whereas the hole position default is introduced as a hyperstatic problem. This analytical model is compared to a 3D numerical model and experimental results.

Mots clefs : assemblage boulonné, assemblage hybride, transfert de charge, composite, matage

1 Introduction

L'utilisation croissante des matériaux composites dans le domaine aéronautique conduit à des assemblages mécaniques métal-composite qui nécessitent un grand nombre de fixations. Pour faciliter la maintenance des pièces et leur interchangeabilité, les alésages sont réalisés avec des tolérances très serrées. La durée de fabrication complète d'un assemblage s'en trouve fortement augmentée, de même que les coûts associés. Si le choix des dimensions des assemblages est aujourd'hui assez bien maîtrisé grâce à de nombreuses études sur leur comportement [1][2], l'effet du non-respect de tolérances serrées sur la tenue mécanique des assemblages boulonnés l'est beaucoup moins. D'une part la complexité des mécanismes d'endommagement engendre un comportement non-linéaire du matériau composite difficile à modéliser. D'autre part, les études expérimentales nécessitent une bonne maîtrise du défaut introduit ainsi qu'une instrumentation spécifique pour analyser le rôle des défauts. Peu d'études sont donc publiées sur la relation entre variabilités géométriques et variabilités sur le comportement mécanique des structures assemblées. Seules les études menées par Lawlor et McCarthy traitent de l'effet du jeu sur le comportement des assemblages boulonnés dans différentes configurations, et proposent des modèles numériques et analytiques permettant d'estimer les transferts de charge impliqués [3]–[6]. Dans cette étude on s'intéresse à l'influence du défaut de positionnement des alésages, couplé à celui du jeu entre fixations et alésages, sur des éprouvettes à double-

recouvrement aluminium-composite à 2 boulons. Le défaut est introduit entre les alésages du composite, de manière à ce que, une fois le premier boulon monté, les alésages aluminium et composite du deuxième boulon ne soient plus alignés. Un modèle analytique est présenté afin d'évaluer l'état de précontrainte engendré par la compensation du défaut, ainsi que l'évolution de la distribution des charges entre les boulons au cours du chargement appliqué à l'assemblage. La perte de raideur engendrée par les dégradations de matage est intégrée dans la loi de comportement globale du boulon, permettant ainsi de décrire le comportement des assemblages jusqu'à rupture. Ce modèle est validé par un modèle éléments finis (MEF) réalisé sous Abaqus et par des essais multi-instrumentés. La réponse obtenue pour différents niveaux de jeu et de défaut de positionnement permet de conclure quant à l'influence des dépassements de tolérance sur la tenue mécanique globale des assemblages boulonnés métal-composite.

2 Description du modèle analytique

2.1 Elaboration du modèle

L'étude porte sur un assemblage double recouvrement aluminium / composite à deux boulons, comme illustré dans la FIG. 1. L'assemblage, de largeur w , est composé d'une plaque composite, d'épaisseur h_1 et appelée substrat 1, et de deux plaques d'aluminium, chacune d'épaisseur h_2 et appelées substrat 2. Le défaut de positionnement δp est introduit au niveau du substrat composite, de manière à ce que les alésages aluminium et composite d'un des boulons ne soient plus alignés. On applique une charge F sur l'assemblage, répartie ensuite en deux pressions de contact au niveau des deux boulons. Les efforts de frottement entre les substrats étant négligés, la somme des charges transmises par les boulons est égale à l'effort total F . Le modèle analytique a pour but d'évaluer les déplacements et les flux d'effort dans les substrats le long de la longueur de recouvrement $L = p + 2e$. Ceci rend possible la détermination des charges transmises par chacun des boulons. La modélisation s'appuie sur le modèle 1-D proposé par Paroissien et al. [7]–[8], représentant un assemblage multi-boulons. Pour n boulons, chaque substrat est divisé en $n + 1$ portions, chaque portion étant considérée comme un ressort, comme présenté dans la FIG. 2. Chaque boulon est également considéré comme un ressort positionné en $x = d_i$.

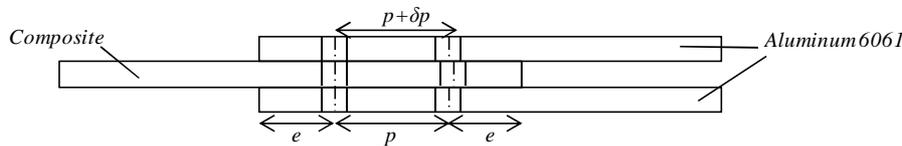


FIG. 1 - Dimensions de l'assemblage métal-composite double-recouvrement avec défaut

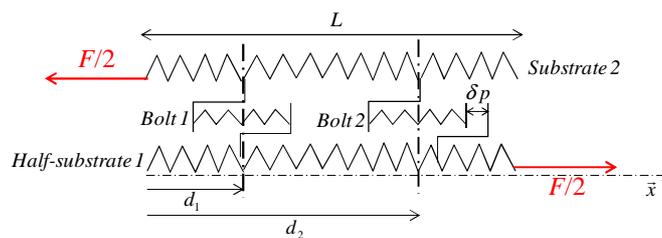


FIG. 2 - Schéma de principe du modèle analytique

Puisque l'assemblage comporte un plan de symétrie, on ne modélise que la moitié de l'ensemble. Les efforts entrant en jeu dans l'assemblage sont représentés FIG. 2. La charge F_i transmise par le boulon i est caractérisée par le taux de transfert de charge τ_i défini comme suit :

$$F_i = \tau_i F = k_i (\delta p_i + u_i^{(1)}(d_i) - u_i^{(2)}(d_i)) \quad (1)$$

où k_i est la raideur du boulon i , $u_i^{(1)}(d_i)$ et $u_i^{(2)}(d_i)$ sont les déplacements des portions i des deux substrats, et δp_i le défaut de positionnement au niveau du boulon i . Dans chaque portion i du substrat 1, l'équilibre mécanique donne :

$$\frac{dN_i^{(1)}(x)}{dx} = 0, \text{ avec } i \in [1, n+1], \quad (2)$$

où $N_i^{(1)}(x)$ est la moitié de l'effort de traction dans le substrat 1 dans la portion i . L'équilibre de l'assemblage donne l'équation suivante :

$$N_i^{(1)}(x) + N_i^{(2)}(x) = F/2, \text{ avec } i \in [1, n+1], \quad (3)$$

où $N_i^{(2)}(x)$ est l'effort de traction dans le substrat 2. On complète les équations par l'équilibre des substrats en $x = d_i$ donné par :

$$N_i^{(1)} - N_{i-1}^{(1)} = F_{i-1}/2, \text{ avec } i \in [2, n+1] \quad (4)$$

Puisque l'on considère que les portions des substrats se comportent comme des ressorts linéaires, on écrit :

$$E_1 S_1 \frac{du_i^{(1)}}{dx} = N_i^{(1)}, \text{ avec } S_1 = wh_1/2 \quad (5)$$

où E_1 est le module d'Young du substrat 1. En intégrant l'équation (5), on obtient la fonction de déplacement de la portion i du substrat 1 en fonction de x :

$$u_i^{(1)}(x) = \frac{N_i^{(1)}}{E_1 S_1} (x - d_i) + u_i^{0(1)} \quad (6)$$

où $u_i^{0(1)}$ est une constante. La continuité des déplacements donne :

$$u_{i+1}^{(1)}(d_i) = u_i^{(1)}(d_i), \text{ avec } i \in [1, n] \quad (7)$$

En reportant (7) dans (6), on obtient :

$$u_i^{0(1)} - u_{i+1}^{0(1)} + \frac{N_{i+1}^{(1)}}{E_1 S_1} (d_{i+1} - d_i) = 0, \text{ avec } i \in [1, n] \quad (8)$$

La combinaison des équations (4) et (1) donne :

$$N_i^{(1)} - N_{i-1}^{(1)} = k_{i-1}/2 (\delta p_{i-1} + u_{i-1}^{0(1)} - u_{i-1}^{0(2)}), \text{ avec } i \in [2, n+1] \quad (9)$$

Les conditions aux limites sont les suivantes :

$$u_1^{0(2)} = 0 \quad (10) \quad N_1^{(1)} = 0 \quad (11) \quad \text{et} \quad N_{n+1}^{(1)} = F/2 \quad (12)$$

En faisant de même pour le substrat 2, on obtient un système de 6 équations à 6 inconnues, les inconnues étant les efforts dans les substrats et leurs déplacements dans la longueur de recouvrement pour un effort donné.

2.2 Identification du comportement du boulon

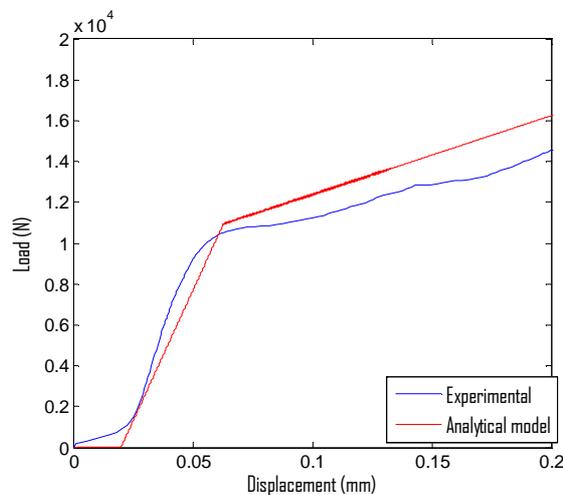


FIG. 3 – Chargement en fonction de la mesure de l'extensomètre pour un assemblage double recouvrement avec $d/w = 0.21$, un serrage de boulon de 1.3 Nm et un jeu diamétral boulon-alésage de 0.02 mm.

La complexité des phénomènes se produisant autour de la fixation et dans la fixation lors du transfert de charge rend difficile l'évaluation de la raideur effective du boulon. De nombreuses formulations analytiques ont été proposées pour tenter d'approcher la raideur effective d'un boulon [9]–[10], mais aucune ne semble en mesure d'approcher les valeurs obtenues expérimentalement. De plus, elles ne prennent pas en compte les évolutions de raideur engendrées par les dégradations matériau (plasticité, endommagement). Bois et al. [11] proposent de modéliser le comportement du boulon par une loi bilinéaire représentative des dégradations par matage du composite, comme illustré sur la FIG. 3. Cette loi est identifiée à la fois par une modélisation éléments finis et des essais sur assemblage mono-boulon. La première pente est égale à k_0 , et la deuxième a une raideur égale à αk_0 , où α est un coefficient de perte de raideur traduisant le matage. Le jeu est également intégré dans le comportement du boulon en décalant la loi de comportement de la valeur du jeu C . La méthode de résolution du modèle analytique consiste à incrémenter progressivement la valeur du défaut puis de l'effort appliqué, afin d'estimer à chaque pas la raideur sécante k_i de chaque boulon i , par un processus itératif.

3 Validation du modèle analytique par simulations éléments finis

Double lap joint dimensions	Composite thickness h_1 (mm) 4 (16 plies)	Aluminium thickness h_2 (mm) 5	Overlap length L (mm) 80	Bolt diameter d (mm) 6.35		
Properties of the unidirectional ply for T700/M21 used in FEM	E_{11} (GPa) 130.3	$E_{22} = E_{33}$ (GPa) 7.6	$G_{12} = G_{13}$ (GPa) 4.75	G_{23} (GPa) 2.65	$\nu_{12} = \nu_{13}$ 0.33	ν_{23} 0.43
Homogenised properties for T700/M21 quasi-isotropic lay-up used in analytical model	E_{xx} (GPa) 48	Laminate ultimate stress σ_u (MPa) 600	Bearing pressure p_{bl} (MPa) 433			
Properties for Aluminium alloy 6061 used in FEM and analytical model	E (GPa) 68	ν 0.3				
Titanium (Hi-Lock Bolt) properties used in FEM	E (GPa) 106	ν 0.3	Yield stress σ_e (MPa) 830			
Bolt joint properties used in analytical model	Stiffness k_0 (kN/mm) 127	Relative stiffness reduction α 0.151				

Tableau 1 : Paramètres matériaux et géométriques utilisés dans le modèle analytique et dans le MEF

Le modèle éléments finis (MEF) présenté ici est un modèle 3-D réalisé sous Abaqus, permettant d'estimer les taux de transfert de charge de chaque boulon, les contraintes et les déplacements dans les substrats composite et aluminium. L'assemblage comportant un plan de symétrie, seule la moitié de l'assemblage a été modélisée. Le substrat composite a été modélisé par un empilement de plis ayant différentes orientations et un comportement élastique. Le substrat aluminium et les boulons ont été modélisés par un comportement élastique. Les dégradations matériau ne sont donc pas prises en compte. Les paramètres utilisés sont réunis dans le Tableau 1.

Le jeu C introduit pour chaque boulon a été fixé à 0.025mm, et le défaut de positionnement δp à 0.150mm. Trois étapes de calculs sont nécessaires à l'obtention des résultats : dans une première étape, on introduit une très faible interférence entre la tête de boulon et le substrat aluminium afin de modéliser un éventuel serrage. Dans une deuxième étape, on résout l'interférence entre le fût du deuxième boulon et le substrat composite engendrée par le défaut de positionnement, ce qui permet d'obtenir l'état de précontraintes nécessaire à la compensation du défaut. Enfin, dans la troisième étape, on applique une charge de traction sur l'assemblage. Plusieurs étapes distinctes sont observables sur les courbes présentées FIG. 4. En présence de défaut, sans avoir encore appliqué de charge, les substrats assemblés sont déjà contraints et les boulons subiront des efforts opposés. Lorsqu'on commence à appliquer la charge de traction, on observe une première phase (1) pendant laquelle le boulon en compression se déchargera et celui en traction se chargera davantage. Lorsque le premier boulon sera déchargé, vient la phase (2) de rattrapage du jeu. Pendant cette courte période, le deuxième boulon transmettra la totalité de la charge appliquée. Une fois le jeu rattrapé et le premier boulon à nouveau en contact avec les alésages des substrats, chaque boulon continuera progressivement d'être chargé (3). Le deuxième boulon arrivera plus rapidement à l'effort de matage, ce qui engendre une diminution de

son taux de transfert de charge (4). La charge sera alors reportée sur le premier boulon, jusqu'à matage de celui-ci en phase (5). On peut conclure que le modèle analytique est en mesure de remplacer un modèle éléments finis complexe pour l'estimation des transferts de charge dans un assemblage multi-boulons avec présence de jeu et d'un défaut de positionnement. Le calcul éléments finis qui comporte près de 700 000 degrés de liberté nécessite environ 12 heures de calcul tandis que le modèle analytique ne demande que quelques secondes.

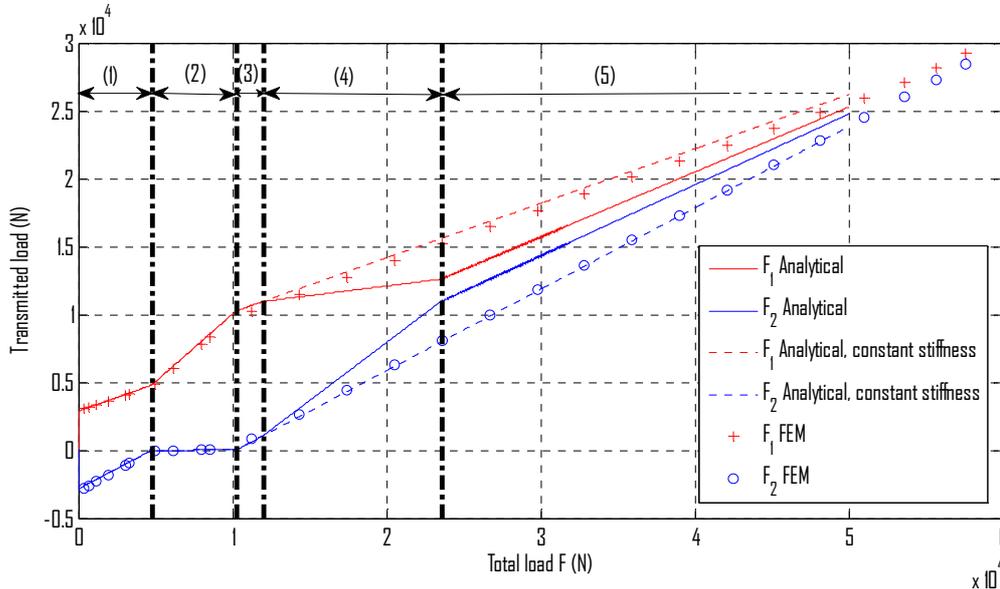


FIG. 4 – Efforts F_1 et F_2 transmis par les boulons versus le chargement pour $C = 0.025$ mm et $\delta p = 0.150$ mm

4 Validation expérimentale des modèles analytique et numérique

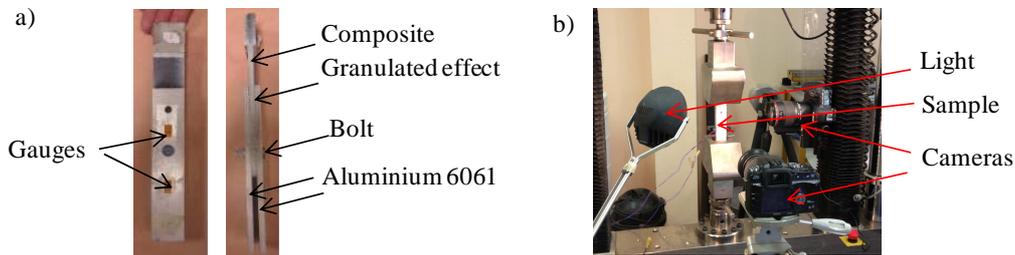


FIG. 5 – a) Description d'une éprouvette aluminium-composite double-recouvrement avant essai. b) Description du montage

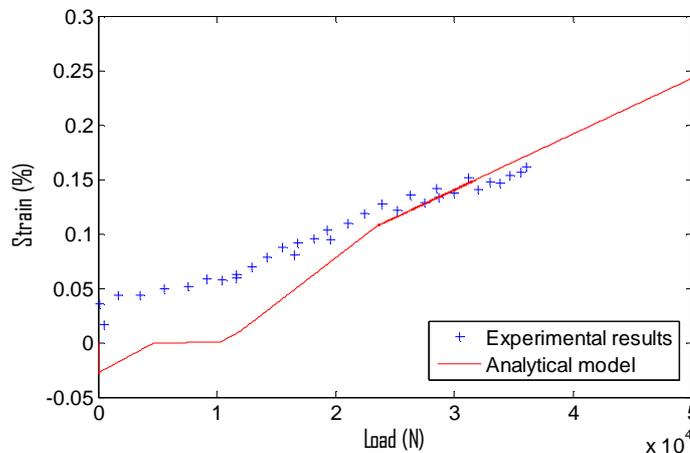


FIG. 6 – Déformation du substrat 2 entre les deux boulons en fonction du chargement, avec $C = 0.025$ mm et $\delta p = 0.150$ mm

L'éprouvette testée est semblable à celle modélisée par éléments finis. Elle comporte un jeu de 0.025mm et un défaut de positionnement de 0.150mm. Dans un premier temps, seul le premier boulon est posé, du

fait du désalignement des autres alésages. Lors de l'essai, on commence par appliquer un effort de traction suffisant pour réaligner les alésages et insérer le deuxième boulon dans l'assemblage, avant de décharger complètement l'ensemble. Un cycle charge-décharge est ensuite appliqué, avant de réaliser une charge jusqu'à la rupture qui a lieu dans la section du boulon 2. Deux jauges sont placées sur un des deux substrats aluminium entre les deux boulons et en dehors de la longueur de recouvrement (FIG. 5). L'éprouvette est également recouverte d'un mouchetis sur une face latérale afin de mesurer les champs de déplacements et de déformations par corrélation d'image. Les mesures de déformation obtenues lors de la charge à rupture sont comparées aux résultats analytiques dans la FIG. 6. On constate que les niveaux finaux sont assez proches mais qu'il y a un écart significatif après montage des boulons. Ceci peut s'expliquer d'une part par la précision de la mesure de déformation par corrélation d'image, mais également par la présence d'effort de frottement entre les substrats qui modifie les transferts de charge. Des essais avec des défauts plus élevés et différents jeux sont en cours de réalisation.

5 Conclusions

Dans cette étude, un modèle analytique a été présenté, capable de rendre compte des transferts de charge dans un assemblage double-recouvrement aluminium composite à deux boulons. Il est validé par un modèle numérique, et les premiers résultats expérimentaux permettent de confirmer l'intérêt du modèle analytique. La suite des travaux permettra d'identifier le rôle des efforts de frottement et de valider le modèle analytique sur une large gamme de défaut.

References

- [1] P. P. Camanho and F. L. Matthews, "Stress analysis and strength prediction of mechanically fastened joints in FRP: a review," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 28, no. 6, pp. 529–547, 1997.
- [2] S. Chutima and A. P. Blackie, "Effect of pitch distance, row spacing, end distance and bolt diameter on multi-fastened composite joints," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, vol. 27, no. 2, pp. 105–110, Jan. 1996.
- [3] V. P. Lawlor, M. A. McCarthy, and W. F. Stanley, "An experimental study of bolt-hole clearance effects in double-lap, multi-bolt composite joints," *Composite Structures*, vol. 71, no. 2, pp. 176–190, Nov. 2005.
- [4] P. J. Gray and C. T. McCarthy, "A global bolted joint model for finite element analysis of load distributions in multi-bolt composite joints," *Composites Part B: Engineering*, vol. 41, no. 4, pp. 317–325, Jun. 2010.
- [5] M. A. McCarthy, V. P. Lawlor, W. F. Stanley, and C. T. McCarthy, "Bolt-hole clearance effects and strength criteria in single-bolt, single-lap, composite bolted joints," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 62, no. 10–11, pp. 1415–1431, 2002.
- [6] C. T. McCarthy and M. A. McCarthy, "Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part II—effects of bolt-hole clearance," *Composite Structures*, vol. 71, no. 2, pp. 159–175, Nov. 2005.
- [7] E. Paroissien, "Contribution aux assemblages hybrides (boulonnés/collés) - Application aux jonctions aéronautiques," Université Toulouse III, 2006.
- [8] E. Paroissien, M. Sartor, and J. Huet, "Joints Applied to Aeronautic Parts: Analytical One-Dimensional Models of a Single-Lap Joint," in *Trends and Recent Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II*, Springer, 2007, pp. 95–110.
- [9] W. D. Nelson, B. L. Bunin, and L. J. Hart-Smith, "Critical joints in large composite aircraft structure." NASA CR-3710, 1983.
- [10] H. Huth, "Influence of fastener flexibility on the prediction of load transfer and fatigue life for multiple-row joints," in *ASTM Special Technical Publication*, Charleston, SC, USA, 1986, pp. 221–250.
- [11] C. Bois, H. Wargnier, J.-C. Wahl, and E. Le Goff, "An analytical model for the strength prediction of hybrid (bolted/bonded) composite joints," *Composite Structures*, vol. 97, no. 0, pp. 252–260, 2013.