

Modélisation de structures composites à géométrie variable

G. L'Hostis^a, K. Buet Gautier^a, B. Durand^a

a. LPMT, ENSISA, 11 rue Alfred Werner, 68093 Mulhouse, France

Résumé :

Trois principales technologies sont utilisées pour la réalisation de composites à géométrie variable : les structures bistables (actionnées thermiquement, par piézo ou SMA), les composites à actionneurs SMA intégrés et les composites actionnés thermiquement dont le fonctionnement est basé sur un effet bilame. Cette dernière technologie permet d'obtenir une déformation progressive et contrôlée de la structure, mais sa mise en œuvre nécessite une démarche de conception particulière. Dans ce travail on se propose d'exposer les outils de simulation nécessaires au développement de ce type de composite.

Abstract :

Three main technologies are commonly used for the design of active composite structures with variable geometry : bistable structures (thermally actuated, piezo or SMA actuated), composites embedded SMA actuators and composites thermally activated that used a bimetal effect. This latest technology allows a controlled and progressive deformation of the structure, but its implementation requires a particular design approach. In this work we propose to exhibit simulation tools needed to develop this type of composites.

Mots clefs : Matériaux composites / géométrie adaptable / éléments finis de coques.

1 Introduction

Dans le domaine de la structure composite déformable (morphing structure), plusieurs solutions technologiques sont utilisées. De nombreux travaux ont porté sur l'étude et la caractérisation de composites dissymétriques bistables, le changement de géométrie pouvant être déclenché à l'aide de différents actionneurs, piézoélectrique [1,2], à mémoire de forme [3] ou grâce à une activation thermique de la structure [4,5]. Cependant ces structures ont des limitations dues à l'effet bistable, de faibles rigidités et des géométries souvent limitées à des plaques de faible épaisseur. Une autre technologie repose sur l'utilisation d'actionneurs à mémoire de forme (SMA), le plus généralement des fils intégrés au sein de la structure lors de sa fabrication [6]. Dans ce cas, les performances sont liées aux propriétés d'adhésion entre l'actionneur SMA et le reste de la structure. Ce point représente un handicap important qui s'ajoute au fait que les modifications géométriques de la structure composite sont liées aux changements de phases de l'alliage à mémoire de forme (existence de deux géométries limites, difficulté à maintenir une géométrie intermédiaire). L'utilisation de composites dissymétriques couplés à un actionnement thermique permet d'obtenir des effets bistables, mais l'effet bilame sur lequel repose cette technologie peut être également utilisé pour obtenir des structures composites à géométrie évolutive, de manière progressive et réglable. Les limitations de cette technologie sont liées à la capacité à maîtriser les effets de dilatation de la structure. Par exemple, l'activation thermique d'une plaque laminée dissymétrique va induire une courbure suivant sa direction longitudinale mais également suivant sa direction transversale. Si on souhaite obtenir une courbure maximale suivant la direction longitudinale, on doit limiter la courbure suivant le sens transverse, car elle introduit une rigidification géométrique de la structure. Elle apparaît donc comme une courbure parasite. Pour limiter cette courbure, un compromis entre les coefficients de dilatation transverse et longitudinal de chacune des couches de la plaque stratifiée doit être trouvé. Une solution souvent proposée consiste à utiliser une couche de faible anisotropie, métallique par exemple [7]. Par choix, les structures actives que nous développons (M3C, Matériaux Composites à Comportement Contrôlé) n'utilisent pas de composants métalliques et deux

solutions sont utilisées pour réduire ces courbures parasites. La première repose sur un choix adapté de la nature, de l'orientation et de la localisation des différents renforts. Pour une plaque en flexion (suivant la direction longitudinale), l'ajout au niveau du plan moyen d'un unidirectionnel de carbone orienté suivant la direction transverse va atténuer la courbure transverse [8]. La seconde solution consiste à augmenter le rapport entre longueur et largeur de la structure (structure élancée) ou de la zone d'activation thermique (activation locale) [9].

Pour les M3C, l'élévation de température est obtenue par effet Joule grâce à des renforts actifs (couche active), qui sont des mèches de carbone connectées à une source de courant (continu ou alternatif). Pour des structures laminées, deux types d'effets peuvent être obtenus : l'effet température qui utilise des différences de propriétés de dilatation (structure dissymétrique), et l'effet gradient qui repose sur la création d'un gradient thermique dans l'épaisseur de la structure (structure symétrique). Ce second effet est généralement obtenu par l'utilisation d'une couche isolante au sein du composite, mais apparaît également dès que l'épaisseur du composite augmente.

Dans ce travail, nous nous proposons d'exposer les particularités de la modélisation de ce type de structures thermiquement actives. Après une présentation générale du cadre de cette modélisation, en terme de non linéarités, d'éléments utilisés et de procédure de calcul, nous exposerons, sur un cas précis, les différents résultats obtenus.

2 Modélisation des structures M3C

Les aspects géométriques représentent un point important de la modélisation. Dans un premier temps, il est important de tenir compte de la géométrie initiale de la structure (courbures initiales dans le cas de composite dissymétrique) et de lier à cette géométrie le repère d'anisotropie dans lequel est exprimé le comportement de chacune des couches du stratifié. Dans un second temps, les choix de modélisation doivent traduire les changements de la géométrie lors de l'activation thermique, c'est-à-dire les courbures parasites (rigidification géométrique) et le changement d'orientation du repère d'anisotropie au cours de la déformation,

Notre choix s'est porté sur l'utilisation du code éléments finis Abaqus et de l'élément fini de coque S8RT. Cet élément est un quadrilatère à 8 nœuds, à intégration réduite (interpolation biquadratique pour le déplacement, bilinéaire pour la température). L'analyse réalisée est une analyse thermomécanique instationnaire. Grâce à un outil annexe, le comportement thermoélastique de chaque couche est obtenu par une étape d'homogénéisation qui tient compte de la variation des propriétés mécaniques de la matrice en fonction de la température. Les valeurs obtenues, sont ensuite introduites via le fichier d'entrée d'Abaqus sous la forme d'un tableau de données dépendantes de la température. L'évolution de l'orientation du repère d'anisotropie de la structure est réalisée à l'aide de systèmes de coordonnées matériaux. Ces repères sont liés aux différentes surfaces constituant la structure composite et suivent l'évolution géométrique de ces surfaces lors de la déformation de la structure.

Le terme de source de chaleur présent dans l'équation de la conservation de l'énergie est utilisé pour simuler l'effet Joule au sein du composite en l'assignant lors de la définition de la stratification aux couches actives. Ce terme est piloté (subroutine Hetval) par la donnée de la production de chaleur par unité de volume $\phi = P_e / (S_{ac} \cdot e_{ac})$ où S_{ac} et e_{ac} sont respectivement la surface et l'épaisseur de la couche active, et P_e la puissance électrique fournie (Eq. 1).

$$P_e = R \left(\sum_{j=1}^n i_n \right)^2 \quad (1)$$

où R est la résistance totale de la couche active, n le nombre de mèches actives et i_n l'intensité du courant par mèche. Dans ce cas nous faisons l'hypothèse que la chaleur est uniforme sur toute la surface de la couche active [10].

Enfin, pour le problème thermique, les échanges thermiques par convection et rayonnement sont pris en compte et les différents coefficients intervenant dans la définition de ces échanges sont utilisés pour caler à stabilisation les résultats expérimentaux et ceux issus de la modélisation.

3 Poutre M3C à activation locale

3.1 Méthode expérimentale

La structure étudiée est une poutre ($300 \times 50 \times 1,4 \text{ mm}^3$) constituée de deux couches d'unidirectionnel de verre, sa rigidité en flexion cantilever à une distance de 130 mm de l'encastrement est de $K_f = 0,09 \text{ N/m}$. Cette poutre est rendue active par le collage sur sa surface supérieure d'un patch M3C (figure 1). Il est constitué de deux tissus d'aramide équilibrés (230 g/m^2), la couche active comportant 4 mèches de carbone ($R = 6,4 \Omega$) est disposée entre les deux tissus. La poutre et le patch sont étuvés séparément puis collés avec une résine methacrylate (Adekit A320/400, Axson) qui ne nécessite pas d'étuvage. Au niveau de la zone d'activation thermique, l'ensemble poutre + patch est dissymétrique, mais la procédure de fabrication permet de conserver la géométrie plane de la poutre.

Pour la poutre en flexion cantilever, la procédure expérimentale consiste pour le premier essai, à mesurer grâce à un capteur LVDT et jusqu'à stabilisation, le déplacement à 130 mm de l'encastrement. Pour le second essai, on mesure au même emplacement la force de blocage (force nécessaire pour maintenir dans la position initiale la structure composite après activation). Pour cet essai on utilise une machine de traction MTS 10 (logiciel Testworks) et un capteur de 100 N. Les températures sur deux points en vis-à-vis, sur le dessus du patch et au dessous de la poutre sont mesurées par des thermocouples pendant la durée du test. Un thermocouple est également positionné sur la surface supérieure de la poutre à une distance de 2 mm du bord du patch. Ces essais sont réalisés dans une salle à atmosphère contrôlée avec $T_{\text{amb}} = 20^\circ\text{C}$.

Les courbes expérimentales sont des courbes moyennes obtenues sur 10 essais, les températures sont les moyennes sur les résultats des tests de déplacement libre et de force de blocage.

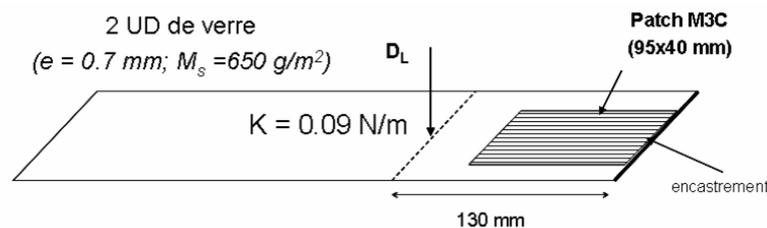


FIG. 1 - Description de la poutre active

3.2 Modélisation

L'intérêt de ce procédé est de pouvoir transformer une structure composite standard en ajoutant localement des éléments thermiquement actifs. Le dimensionnement de ces éléments doit être adapté à la constitution de la structure composite sur laquelle ils sont appliqués afin d'obtenir par exemple, une valeur de déplacement libre souhaitée. Pour tenir compte de cette particularité on modélise cet ensemble par un assemblage de deux pièces (poutre et patch), maillées en éléments de coques composites. La poutre, constituée de deux couches d'unidirectionnel de verre, est représentée par une surface située sur son plan moyen. Le patch, constitué par l'interface de collage, un tissu d'aramide, la couche active et un tissu d'aramide, est représenté par une surface située à la base du patch. Les deux surfaces sont décalées d'une distance égale à l'épaisseur d'une couche d'unidirectionnel et on utilise des conditions de liaison entre les degrés de liberté des nœuds de la face inférieure du patch avec ceux de la face supérieure de la poutre (nœuds en vis à vis).

Les températures expérimentales à stabilisation sont utilisées pour caler les valeurs des coefficients de convection ($h = 11 \text{ W(m}^2\text{K)}^{-1}$ et $10 \text{ W(m}^2\text{K)}^{-1}$ pour les faces supérieures du patch et de la poutre, $h = 9 \text{ W(m}^2\text{K)}^{-1}$ et $6 \text{ W(m}^2\text{K)}^{-1}$ pour les faces inférieures) et du coefficient de conduction ($\lambda = 5 \cdot 10^{-2} \text{ W(m.K)}^{-1}$) de l'interface, les propriétés mécaniques de cette interface sont données par le fabricant de la colle.

4 Résultats et discussion

On remarque (figure 2) une bonne correspondance entre la température de la face inférieure et celle calculée. Cependant, pour les températures supérieures, on observe une différence maximale de l'ordre de 10°C avant leur stabilisation. La figure 3 montre le champ de température sur la surface supérieure de la poutre. La distribution de la température au niveau de l'interface poutre/patch montre que l'élévation de température se

fait localement et est limitée aux abords de l'interface de collage. Ce résultat a également été observé par le relevé des températures expérimentales.

Concernant le déplacement libre, il y a une bonne similitude (figure 4), cependant au début de l'activation on note une différence entre les deux déplacements. Ce début d'activation est un point bien particulier. Cet effet observé expérimentalement est lié à l'établissement du champ de température dans l'épaisseur du composite. En effet, au début de l'activation, les effets de dilatation du patch sont supérieurs à ceux de la poutre et induisent un déplacement dans le sens inverse du déplacement final. Le modèle traduit bien ce phénomène, mais le sur-estime ; on retrouve ici l'effet de la différence de température observée précédemment sur la face supérieure du patch entre le modèle et l'expérimental.

Pour la force de blocage, bien que les évolutions en fonction du temps soient similaires, le modèle sur-estime cette grandeur ($F_B^{\text{num}} = 14,6 \text{ N}$, $F_B^{\text{exp}} = 6 \text{ N}$). Pour le patch, la poutre et l'interface, le modèle tient compte de la perte de rigidité de la matrice (et de la colle) en fonction de la température (20 % dans la plage de température étudiée). Un mauvais choix pour le comportement de l'interface (supposée ici élastique) pourrait expliquer cette différence car expérimentalement et pour ces températures, des effets viscoélastiques sont observés. Cependant, les valeurs de force de blocage calculées, obtenues pour des puissances électriques plus faibles et donc des valeurs de température à stabilisation plus faibles, conduisent à un résultat similaire.

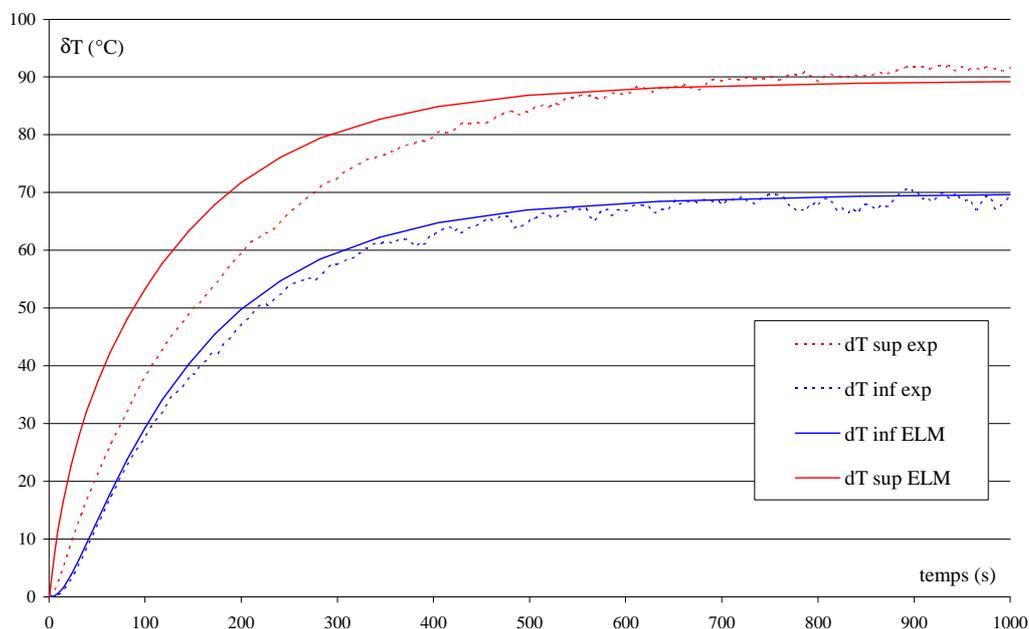


FIG. 2 - Comparaison des températures expérimentales et calculées

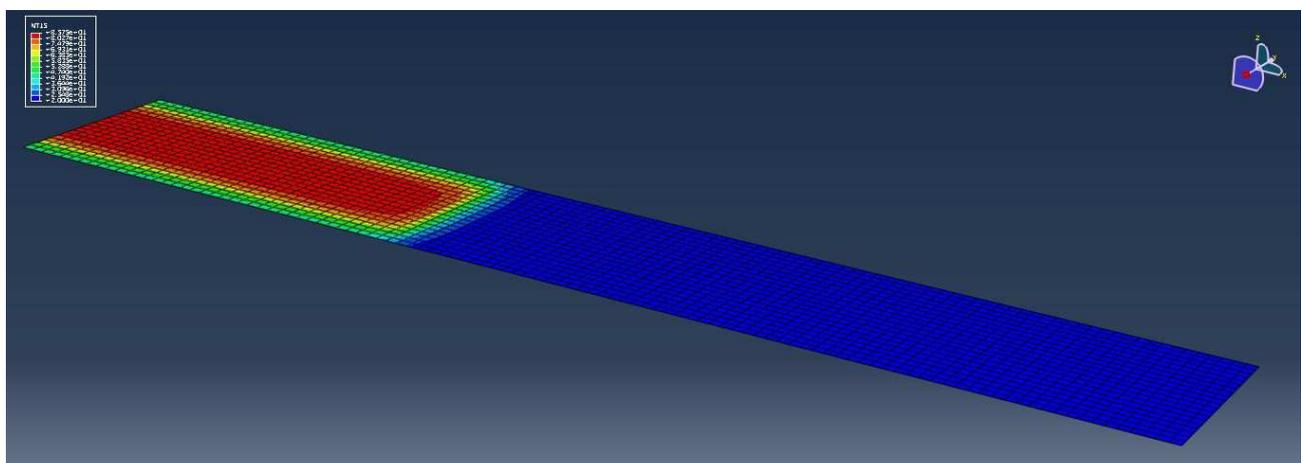


FIG. 3 – Champ de température calculé, surface supérieure de la poutre

Après cette première étape de validation du modèle, on se propose d'étudier sa sensibilité par rapport à la

rigidité de la poutre, mais en se limitant à l'aspect déplacement libre. La figure 5 représente la réponse du modèle en fonction de la rigidité de la structure sur laquelle le patch est appliqué. Pour la même source de chaleur, et même constitution de patch, on calcule le déplacement libre et le gradient thermique dans l'épaisseur de la poutre, $\nabla T = (T_1 - T_{inf})/e$ où T_1 and T_{inf} sont les températures à stabilisation de l'interface et de la face inférieure de la poutre, et e son épaisseur. Ces valeurs sont normalisées par les valeurs de références, qui ont été comparées aux résultats expérimentaux. On observe que les évolutions de ces deux grandeurs sont non linéaires en fonction de la rigidité. La valeur du déplacement libre à stabilisation est liée à la valeur et à la maîtrise du gradient de température aux travers de la poutre.

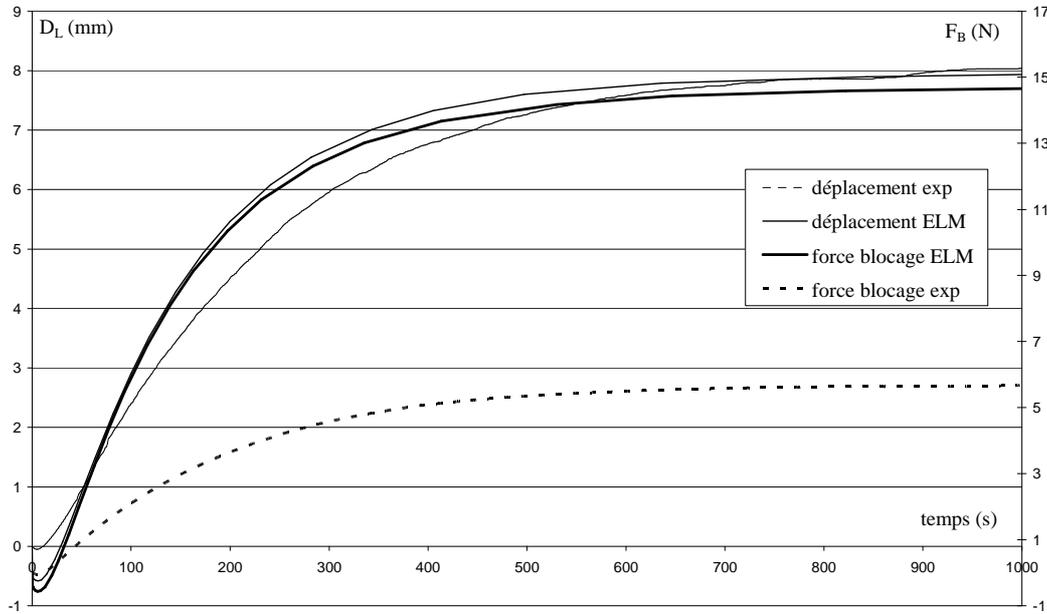


FIG. 4 - Comparaison du déplacement libre et de la force de blocage

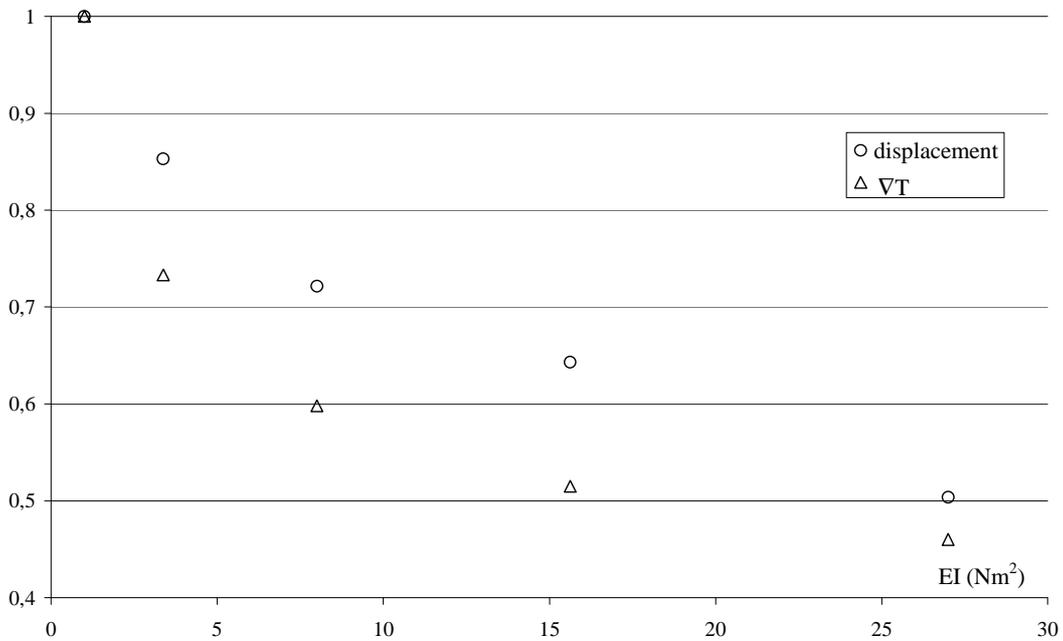


FIG. 5 - Evolution du déplacement libre et du gradient dans l'épaisseur.

4 Conclusion

Au même titre que les MFC (Macro Fiber Composite), actionneur piézoélectrique, le M3C permet par l'ajout d'un patch composite de transformer une structure composite standard en une structure composite active. La mise en place d'une procédure de modélisation doit tenir compte de cet aspect. Ce dernier a guidé les différents choix proposés dans ce travail. La comparaison entre les différents résultats (modélisation et expérimental) a montré une bonne concordance pour les valeurs de température et de déplacement libre. La modélisation de l'effort de blocage reste un problème, il peut provenir d'une part d'un mauvais choix des lois de comportement notamment celle de l'interface de collage et/ou d'autre part de la démarche de modélisation, en particulier des conditions de liaison entre les différents degrés de liberté du patch et de la poutre au niveau de l'interface.

Enfin le calage entre le modèle et l'expérimental est fait sans procédure particulière sur trois paramètres et sur les valeurs de température à stabilisation. La mise en place d'une procédure d'identification inverse permettrait de prendre en compte plus de paramètres et d'utiliser plus d'informations au niveau des données expérimentales.

References

- [1] P. Giddings, C.R. Bowen, R. Butler, H.A. Kim, Characterisation of actuation properties of piezoelectric bi-stable carbon-fibre laminates, *Composites: Part A* 39 (2008) 697–703
- [2] M.R. Schultz, M.W. Hyer, R.B. Williams, W.K. Wilkie, D.J. Inmann, Snap-through of unsymmetric laminates using piezocomposite actuators, *Composites Science and Technology*, 66, pp 2442-2448, 2006.
- [3] Hufenbach W, Gude M, Kroll L. Design of multistable composite for application in adaptative structure. *Compos Sci Technol* 2002;62(16):2201-07.
- [4] Marie-Laure Dano, Myriam Gakwaya, and Benjamin Jullière, Compensation of Thermally Induced Distortion in Composite Structures using Macro-fiber Composites, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, February 2008; vol. 19, 2: pp. 225-233.
- [5] Stephen Daynes, Paul Weaver, Analysis of unsymmetric CFRP–metal hybrid laminates for use in adaptive structures, *Composites: Part A* 41 (2010) 1712–1718
- [6] C.S. Zhang, Q.Q. Ni, Bending behaviour of shape memory polymer based laminates, *Composites structures*, 2005.
- [7] H. Asanuma, O. Haga, J.I. Ohira, G. Hakoda, K. Kimura, Proposal of an active composite with embedded sensor, *Science and Technology of Advanced Material*, 2002.
- [8] H. Drobez, G. L'Hostis, K. Gautier, F. Laurent, B. Durand, A new active composite, *journal of smart material and structures*, 18 (2009) 025020.
- [9] H. Drobez, G. L'Hostis, K. Gautier, F. Laurent, B. Durand, 2008, CBCM, A new smart material for active composite structures, *International workshop of smart material and structure*, Cansmart, 23-24 Octobre, Montréal, Canada.
- [10] G. L'Hostis, K. Gautier, H. Drobez, F. Laurent, B. Durand, 2009, Characterization of an active composite material, *ICSAAM*, 7-10 Septembre, Tarbes, France.