



**HAL**  
open science

## Dimensionnement d'une maquette pour l'investigation du morphing électroactif hybride en soufflerie subsonique

Gurvan Jodin, Johannes Scheller, Karl-Joseph Rizzo, Eric Duhayon,  
Jean-François Rouchon, Marianna Braza

### ► To cite this version:

Gurvan Jodin, Johannes Scheller, Karl-Joseph Rizzo, Eric Duhayon, Jean-François Rouchon, et al.. Dimensionnement d'une maquette pour l'investigation du morphing électroactif hybride en soufflerie subsonique. CFM 2015 - 22ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2015, Lyon, France. hal-01347708v1

**HAL Id: hal-01347708**

**<https://hal.science/hal-01347708v1>**

Submitted on 23 Nov 2021 (v1), last revised 21 Jul 2016 (v2)

**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.

# Dimensionnement d'une maquette pour l'investigation du morphing électroactif hybride en soufflerie subsonique

G. JODIN<sup>1,2,a</sup>, J. SCHELLER<sup>1,2,b</sup>, K.J. RIZZO<sup>1,c</sup>, E. DUHAYON<sup>1,d</sup>,  
J.F. ROUCHON<sup>1,e</sup>, M. BRAZA<sup>2,f</sup>

1. LAPLACE, Laboratoire Plasma et Conversion d'Energie, UMR CNRS-INPT-UPS

2. IMFT, Institut de Mécanique des Fluides de Toulouse, UMR CNRS-INPT-UPS

<sup>a</sup>jodin@laplace.univ-tlse.fr, <sup>b</sup>scheller@laplace.univ-tlse.fr, <sup>c</sup>krizzo@laplace.univ-tlse.fr,  
<sup>d</sup>eric.duhayon@laplace.univ-tlse.fr, <sup>e</sup>rouchon@laplace.univ-tlse.fr, <sup>f</sup>marianna.braza@imft.fr

## Résumé :

*Le recours à la déformation de structures pour le contrôle actif d'écoulements, appelé morphing, est un axe de recherche actuel. L'approche originale du LAPLACE et de l'IMFT est orientée vers une utilisation couplée de différents matériaux électroactifs intégrés dans des actionneurs qui interagissent à différentes échelles spatiotemporelles du comportement aérodynamique de l'air autour d'un profil d'aile. Dans ce cadre, une étude porte sur un démonstrateur à échelle réduite d'une aile qui sera testé en soufflerie. Cette maquette est le précurseur d'un démonstrateur à plus grande échelle visant une application sur un avion commercial. Ce papier présente le dimensionnement du démonstrateur à échelle réduite. Le système de contrôle en cambrure activé par alliages à mémoire de forme puis le bord de fuite vibrant actionné par des matériaux piézoélectriques sont modélisés de manières analytique et numérique.*

## Abstract:

*The use of deformable structures for active flow control, called morphing, is a current axis of research. The original approach of the LAPLACE and the IMFT laboratories is directed to a combined use of different electroactive materials. These materials are integrated in the actuators which interact at different spatial and temporal scales of the airflow behavior. Regarding this context, the study focuses on a small scale demonstrator of a wing made for wind tunnel experiments. This model is a precursor to a larger scale one that will be designed for commercial aircraft application. This paper presents the design of the small-scale demonstrator. The camber control system activated by shape memory alloys and the vibrating trailing edge actuated by piezoelectric materials are modeled both in analytical and numerical ways.*

**Mots clefs :** Morphing, alliages à mémoire de forme, piézoélectricité, modélisation

# 1 Introduction

Parmi les possibilités de contrôle actif de l'écoulement aérodynamique autour d'une aile, la déformation de structures appelée morphing est bien représentée dans la littérature [1]. De nombreux concepts ont fait l'objet de recherches sur des aéronefs de petites échelles (drones, micro-drones) comme sur des échelles plus grandes (avions de chasse, jets régionaux). L'intérêt du morphing a été démontré plusieurs fois en termes de gains aérodynamiques comme en termes de capacité à remplir des fonctions telle l'adaptation aux phases de vol (fonction hyper-sustentatrice pour jets, contrôle du roulis pour drones).

Une branche du morphing se consacre à l'utilisation de matériaux actifs, dits « intelligents ». Ces matériaux peuvent être utilisés pour assister ou remplacer les actionneurs conventionnels pour remplir les fonctions du morphing. Parmi ces matériaux, les alliages à mémoire de forme (AMF) [2][3] et les matériaux piézoélectriques [3] sont très utilisés dans différentes applications (contrôle de la cambrure d'un profil, torsion d'une aile, modification de la raideur, dégivrage, génération de vortex, ...). Dans ce contexte, des études menées au sein du RTRA du STAE, comme les programmes EMMAV et SMARTWING, ont mis en œuvre ces matériaux électro-actifs de manière indépendante puis de manière couplée dans différents travaux. Le travail collaboratif de l'équipe GREM3 du LAPLACE ainsi que l'équipe EMT2 de l'IMFT a ainsi permis la conception, la réalisation et l'expérimentation en soufflerie d'une plaque plane fléchie par des AMF [4] puis des bords de fuites vibrants actionnés par matériaux piézoélectriques, et dernièrement l'intégration de ces deux technologies dans un profil d'aile réaliste [5]. Ces concepts existent dans la nature. La forme des ailes des oiseaux peut être déformée par les muscles et chez certains prédateurs l'extrémité de certaines plumes vibre.

Ces précédents travaux sont concentrés sur des échelles réduites (dimensions de l'ordre de 35 cm) et il s'agit maintenant de déterminer les impacts de l'augmentation d'échelle sur les performances et le dimensionnement. Une étude soutenue par Airbus vise à investiguer les gains envisageables sur une aile d'avion commercial et mettre en évidence les verrous technologiques de la transposition d'actionneurs électroactifs à échelle industrielle.

Dans ce contexte, ce papier récapitule l'intérêt puis le dimensionnement et la conception d'un démonstrateur à petite échelle. Cette maquette a pour objectif de valider un dimensionnement à petite échelle, puis d'explorer en soufflerie les effets d'un morphing électroactif hybride afin de définir un cahier des charges d'actionnement pour l'application de ce concept à grande échelle.

## 2 Objectifs et cahier des charges

Le concept du morphing électroactif hybride s'appuie sur deux actionnements distincts et complémentaires : un actionnement basses fréquences grandes amplitudes et un actionnement hautes fréquences faibles amplitudes. Pour accomplir ces actionnements, le choix des deux matériaux électroactifs complémentaires se porte sur les alliages à mémoire de forme (activation lente mais grande amplitude) et les matériaux piézoélectriques (actionnement rapide mais de faible amplitude). D'un point de vue aérodynamique, l'écoulement autour d'un profil est affecté par de grandes déformations et possède une dynamique lente comparé aux phénomènes présents dans la couche de cisaillement après le bord de fuite qui sont plus petits et caractérisés par une dynamique rapide. Ces deux domaines spatiotemporels sont couplés, c'est la raison pour laquelle ils ne sont pas étudiés séparément.

Les objectifs de la maquette présentée ici sont de valider le dimensionnement du système d'actionnement électroactif hybride ainsi qu'investiguer expérimentalement les couplages

fluide/structure présentés ci-dessus en soufflerie subsonique. Le profil de la maquette est basé sur un profil supercritique dont les 28% de la corde de 700 mm sont activés, comme le montre la Figure 1. Ainsi, le cahier des charges est défini pour avoir un large domaine d'actionnement accessible.

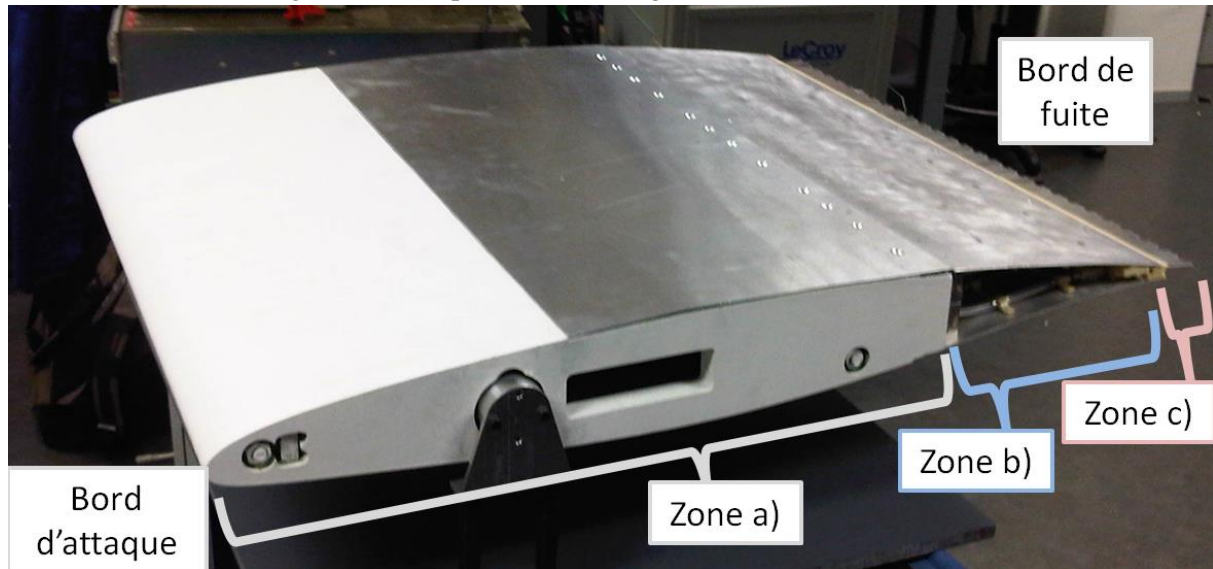


Figure 1 : Présentation de la maquette. Zone a) Partie fixe non activée. Zone b) Partie active contrôlée en cambrure. Zone c) Partie active contrôlée en vibration.

Les spécifications de l'actionnement basse fréquence sont les suivantes : un contrôle de cambrure au minimum de +10% à -10% de la corde activée (soit une flèche au bord de fuite de +20 à -20 mm), une raideur caractérisée par un déplacement maximum de 2% de la corde activée lors de l'application des efforts aérodynamiques (soit une flèche au bord de fuite de 4 mm), et finalement une déformation minimum du profil lorsque les AMF sont froids.

Les spécifications de l'actionnement haute fréquence est le suivant : une amplitude de vibration de 1 mm au bord de fuite pour des fréquences inférieures à 100 Hz. Les systèmes mécaniques vibrant étant qualifiés de passe bas, la bande passante attendue du système vibrant doit être de 100 Hz. Les fréquences de résonances seront évaluées pour permettre d'exploiter une déformation plus grande à des fréquences élevées. Le système de vibration doit respecter le profil supercritique lorsqu'il n'est pas activé.

### 3 Actionneur de contrôle de cambrure

#### 3.1 Description de l'actionneur

L'actionneur présenté ici vient déformer le profil de l'aile sur 20% de la corde, sous chargement aérodynamique. Le concept d'actionnement est intégré à la structure : des câbles en AMF sont distribués sous les peaux supérieures et inférieures en aluminium de l'aile. Ces câbles sont encapsulés dans des tubes en silicone qui serpentent au travers des différents ancrages et poulies collées sous les peaux. L'actionnement des câbles situés sous la peau supérieure (extrados) vient fléchir l'aile – augmentant ainsi sa cambrure. De manière antagoniste, l'actionnement des AMF sous la peau inférieure (intrados) vient redresser l'aile.

Les câbles AMF sont activés par un changement de température. Ils sont chauffés par un courant électrique et sont refroidis par forçage d'air dans les tubes en silicone. Les AMF utilisés ici sont en alliage de Nickel et de Titane (nuance SM495 du fournisseur NDC). Ces matériaux présentent une phase cristalline stable à haute température appelé austénite et deux phases martensitiques stables à basse température [6]. Le fait que la phase austénitique est plus rigide que les phases martensitiques,

l'effet super-élastique de l'austénite et l'effet mémoire de forme caractérisent ce matériau. Pour notre application, le choix de l'alliage Nickel-Titane est justifié par son prix bas, son allongement récupérable de l'ordre de 8% pour des contraintes de l'ordre de 600 MPa, ainsi qu'une bonne tenue au cyclage. La Figure 2 présente différents essais de traction réalisés sur un câble d'AMF de diamètre 1 mm. Ces essais ont été réalisés à différentes températures. La zone définie par les deux températures extrêmes représente l'espace de travail du câble. Ainsi pour dimensionner l'actionneur, ces deux courbes sont utilisées dans le calcul des déformations maximales et minimales.

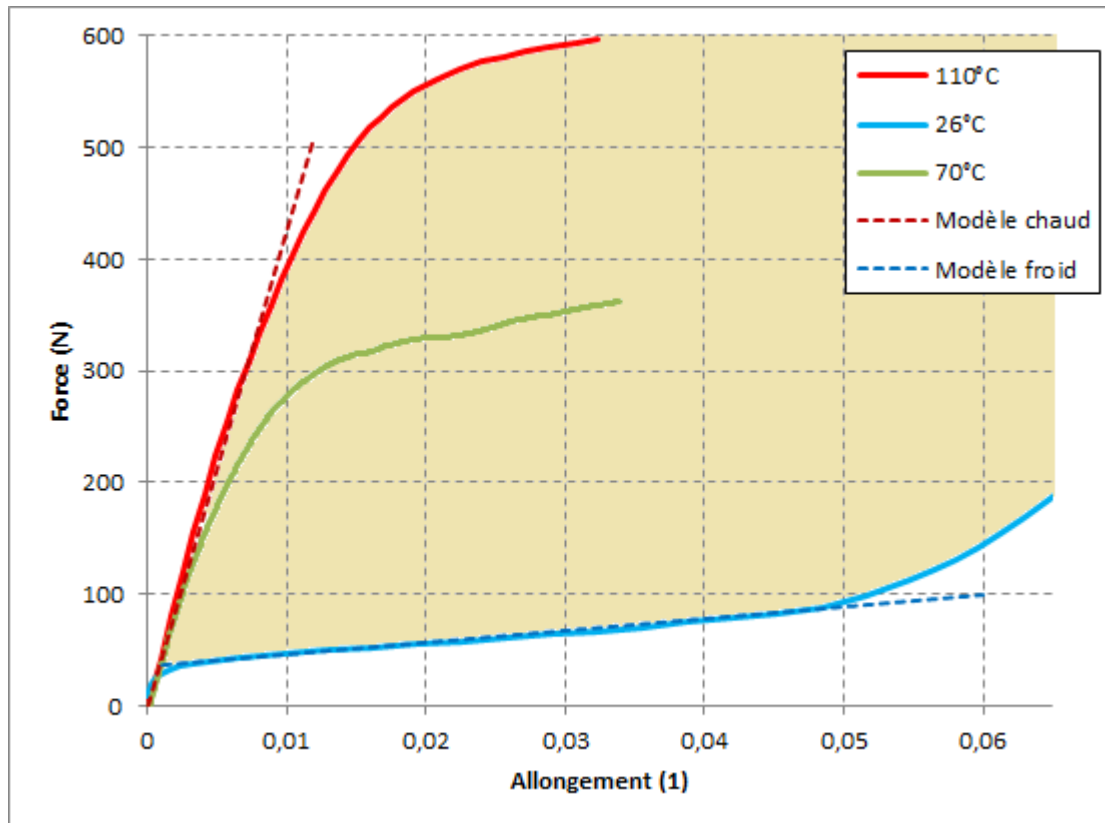


Figure 2: Essais de traction d'un câble AMF pour différentes températures.

### 3.2 Modèle analytique

Dans un premier temps, un modèle analytique basé sur la théorie de la résistance des matériaux permet de comprendre l'influence des paramètres de dimensionnement. La Figure 3a) présente la partie modélisée. La partie activée en contrôle de cambrure est donc modélisée par deux poutres en porte à faux se touchant en une extrémité. L'inclinaison étant relativement faible, nous considérons que les poutres modélisant l'extrados et l'intrados sont parallèles, comme présenté Figure 3b). Les AMF sont parallèles aux poutres et l'on suppose qu'ils suivent la déformation de l'ensemble.

Dès lors, la flexion de ces poutres est la somme de trois sollicitations : la pression extérieure, le moment fléchissant produit par les câbles AMF, la force de réaction entre les deux poutres. La pression est approximée constante et égale à la valeur moyenne de la répartition de pression autour de cette partie de l'aile. La force dans un câble AMF est modélisé par une fonction affine de son allongement, tel que présenté en Figure 2. La Figure 3c) présente le modèle des deux poutres. Les variables  $F_{Ru}$  et  $F_{Rd}$  représentent les efforts de réactions,  $F_{AMFu}$  et  $F_{AMFd}$  représentent les tensions mécaniques des câbles AMF,  $e_u$  est le bras de levier entre l'AMF et la fibre neutre.  $P_u$  et  $P_d$  sont les pressions appliquées aux peaux, et  $X_u$  comme  $X_d$  sont les flèches des extrémités des poutres. La

flèche de la peau supérieure est présentée dans l'équation (1), où  $L$  est la longueur des poutres,  $\mathbb{E}$  le module d'Young du matériau et  $I_u$  le moment quadratique de la section. Nous avons l'équation analogue pour la peau inférieure.

$$X_u = \frac{F_{Ru} \cdot L^3}{3 \cdot \mathbb{E} \cdot I_u} - \frac{P_u \cdot B \cdot L^4}{8 \cdot \mathbb{E} \cdot I_u} - \frac{F_{SMAu} \cdot e_u \cdot L^2}{2 \cdot \mathbb{E} \cdot I_u} \quad (1)$$

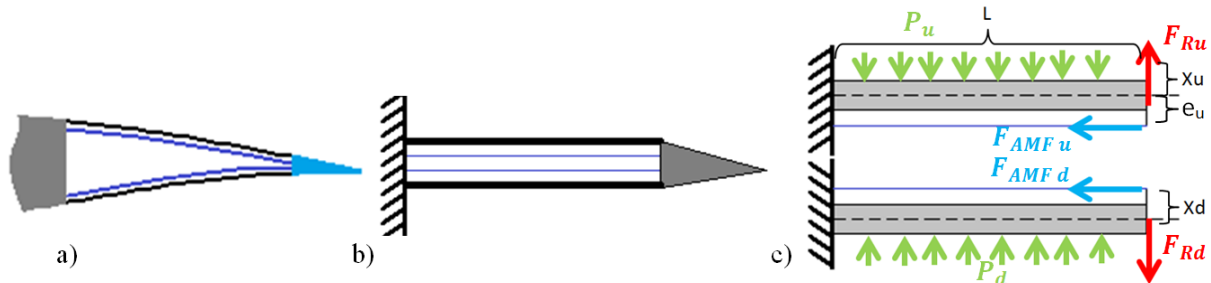


Figure 3: Modélisation analytique de l'actionneur de contrôle de cambrure

Le calcul des efforts de réactions  $F_{Ru}$  et  $F_{Rd}$  est résolu en égalisant  $X_u$  et  $X_d$ . Le calcul de la tension des câbles AMF nécessite de calculer l'allongement des câbles  $\epsilon_{AMFu}$  et  $\epsilon_{AMFd}$ . Il est calculé en équation (2), où  $\theta(L)$  est l'angle à l'extrémité de la poutre,  $L_{AMF0}$  la longueur initiale du câble et  $\epsilon_{AMF0}$  la précontrainte du câble.

$$\epsilon_{AMFu} = \frac{L_{AMFu}}{L_{AMF0}} + \epsilon_{AMF0} = \frac{L_{AMF0} + \int e \cdot \frac{d^2y}{dx^2} \cdot dx}{L_{AMF0}} + \epsilon_{AMF0} = \frac{L_{AMF0} + e_u \cdot \theta(L)}{L_{AMF0}} + \epsilon_{AMF0} \quad (2)$$

Ces équations permettent de calculer les déformations au bord de fuite induite par le contrôle de cambrure dans différents cas : l'effet de la présence ou non de la pression, l'influence de la pré-charge sur la déformation non activée, ainsi qu'une estimation des flèches maximales.

Un résultat notable est de tracer un plan masse totale en fonction de l'énergie nécessaire à l'activation des AMF et de la raideur de la structure. Cela est fait en respectant la spécification d'une déformation souhaitée lors de l'activation sous chargement aérodynamique. Le procédé de calcul est le suivant : les équations précédentes sont résolues en utilisant la spécification de déformation exigée. Cela donne une

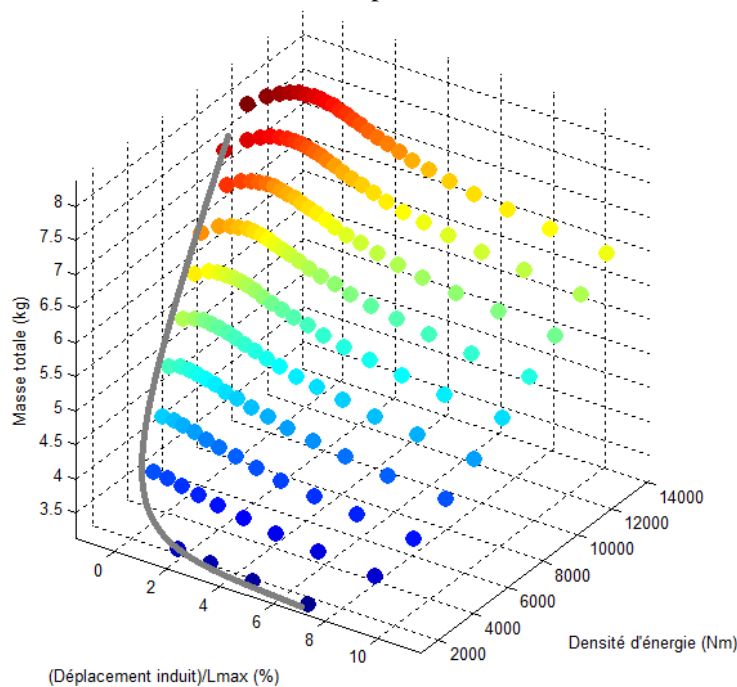


Figure 4 : Influence du choix des jeux de paramètres sur la souplesse, l'énergie et la masse

relation entre les paramètres de conception (épaisseurs des tôles, bras de levier, distance entre chaque câble d'AMF). Cette relation permet de choisir différents jeux de paramètres respectant les exigences de déformation activée. Pour chacun de ces jeux, la masse totale, l'énergie d'activation (liée à la masse d'AMF) ainsi que le déplacement induit par l'application des efforts aérodynamiques – qui est proportionnel à la souplesse de la structure. La Figure 2 présente ce plan pour un calcul analytique à l'échelle d'une partie activée de 70 cm. Qualitativement, les solutions plus rigides sont plus lourdes et demandent plus d'énergie et les solutions légères sont plus souple. Mais un mauvais choix de paramètres permet d'obtenir une solution lourde, énergivore et très souple (coin supérieur droit). La limite tracée en gris représente les jeux de paramètres limites qui respectent tout juste la spécification de déplacement. Dès lors, le choix d'une solution apparaît comme un compromis entre la souplesse, l'énergie nécessaire à l'activation et la masse totale, où l'optimum se situe dans le coin inférieur gauche du graphique.

Finalement, de par les hypothèses de petites déformations et de simplification géométrique qui sont contestables, un modèle plus précis par élément fini est développé en complément de ce modèle.

### 3.3 Modèle éléments finis

Afin d'affiner les résultats du modèle analytique et de modéliser les contacts entre les peaux supérieures et inférieures, des simulations mécaniques par éléments finis ont été mises en œuvre sous le logiciel ANSYS Mechanical APDL. L'utilisation du logiciel de calcul numérique MATLAB est couplée à ANSYS. Les jeux de paramètres sont définis dans un code MATLAB qui va générer un fichier APDL qui est ensuite traité par ANSYS avant le post-traitement des résultats sous MATLAB. Cela permet de générer des configurations correspondant à de nombreux jeux de paramètres et d'optimiser ces jeux pour dimensionner au mieux selon le cahier des charges.

Le modèle est une géométrie 2D – visible en Figure 5a) – utilisant différents éléments pour modéliser la structure, les AMF, les contacts et les liaisons. Ce modèle prend en compte la direction hors plan en prenant une épaisseur égale à la distance entre deux câbles AMF successifs. Les peaux sont modélisées par des éléments poutres (BEAM188). Le bord de fuite est supposé non déformable et est modélisé par des poutres solides rigides (PM184). Les deux câbles AMF – un sous l'extrados, l'autre sur l'intrados – sont modélisés par des câbles tendus, donc par des éléments exerçant un effort constant entre chaque encrage (COMBIN14). Les contacts entre l'extrados, l'intrados et le bord de fuite rigide sont modélisés par poutre (CONTA175) et des cibles (TARGE169). Les deux poutres de l'extrados et de l'intrados sont encastées à une extrémité.

Le choix de la modélisation des câbles AMF glissants dans les ancrages par des éléments fixés aux ancrages est justifié par l'analyse suivante : chaque ancrage se comporte comme une liaison poulie/câble.

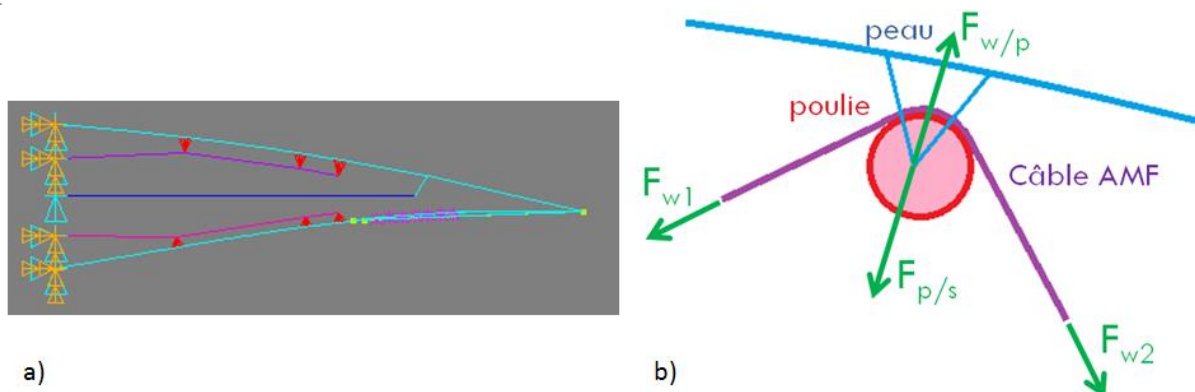


Figure 5 : a) géométrie du modèle éléments finis b) illustration de la liaison câble/poulie

La Figure 5b) présente un ancrage où  $F_{w1}$  et  $F_{w2}$  sont la tension du câble,  $F_{w/p}$  est l'effort du câble sur la poulie et  $F_{p/s}$  l'effort de la poulie sur la peau. Si l'on isole le système mécanique  $\{poulie + \text{élément de câble AMF}\}$ , nous avons la relation  $F_{p/s} = F_{w1} + F_{w2}$  qui est identique à un système de câbles fixés au même point, comme modélisé dans le code élément fini. L'effort dans les éléments correspondants aux câbles AMF est calculé en fonction de l'allongement du câble. Ceci est appliqué de manière itérative dans une boucle écrite en langage APDL. Si le câble est activé (respectivement non activé), il est chaud (respectivement froid) et le comportement de ce câble correspond à la courbe effort/allongement à 110°C (respectivement 26°C) de la Figure 2. Le script itératif procède de la manière suivante : pour un effort appliqué  $F_a^n$  donné dans le câble, une simulation est effectuée puis le calcul des distances entre les différents points d'ancrage permet d'évaluer la longueur du câble AMF et donc son allongement  $\epsilon_c$  est déterminé. Pour cet allongement  $\epsilon_c$  correspond l'effort  $F_{AMF}^n$  que doit générer l'AMF d'après son comportement décrit en Figure 2. La différence entre les efforts  $F_a^n$  et l'effort correspondant à son comportement  $F_{AMF}^n$  constitue le critère de convergence. De la valeur de ce critère et de l'effort précédent est calculé un nouvel effort appliqué  $F_a^{n+1}$  qui permet le calcul de l'itération suivante. Cet algorithme s'arrête lorsque le critère est suffisamment faible, ce qui signifie que l'effort appliqué correspond à celui du matériau pour l'allongement calculé.

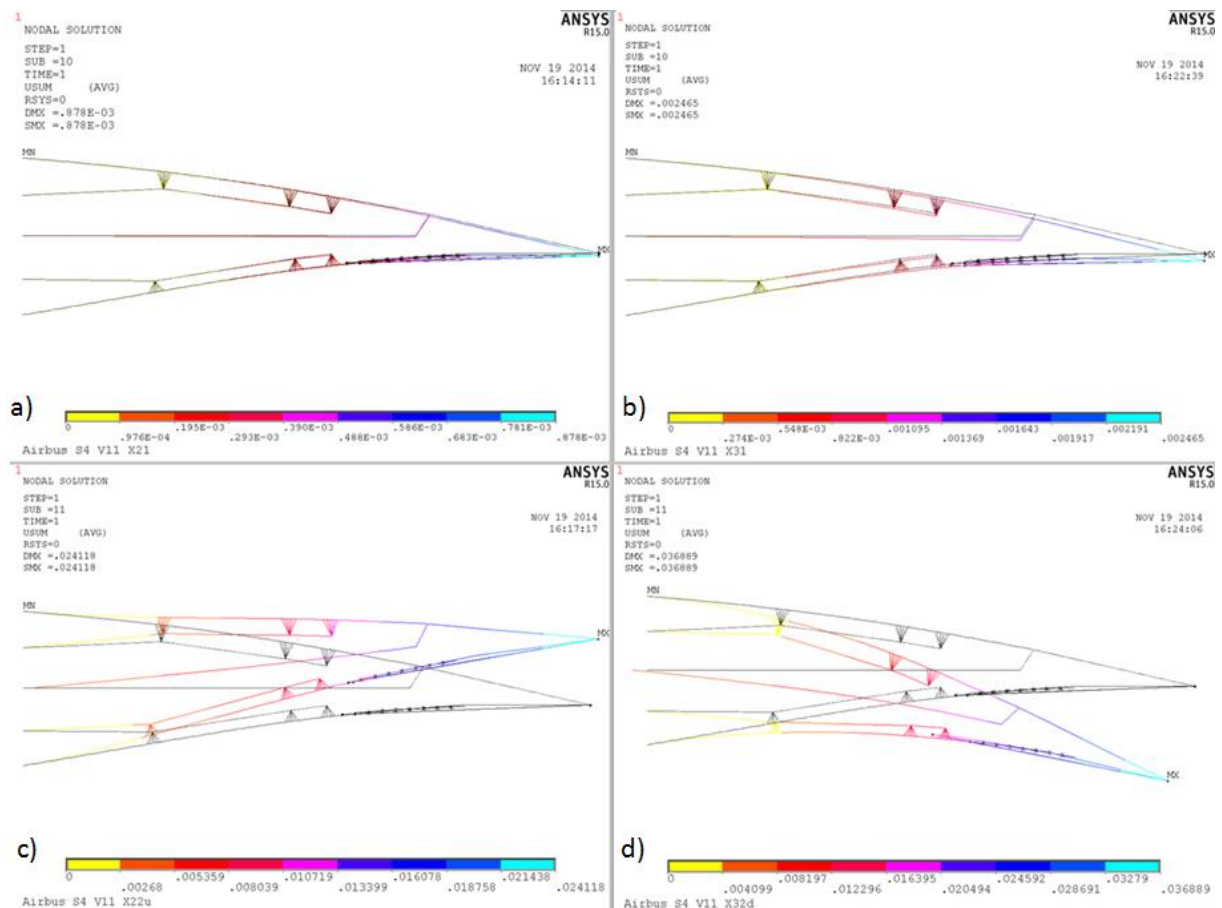


Figure 6 : Résultats de simulation pour le jeu final de paramètres

Environ 70 jeux de paramètres réalisables ont été simulés pour différentes liaisons mécaniques au niveau du bord de fuite rigide (liaison glissière ou uniquement contact glissant) et les résultats des simulations pour le jeu de paramètres final est présenté en Figure 6. Pour la partie activée de 20 cm, les tôles d'extrados et d'intrados font 1,5 mm, la pré-charge des AMF est de 3% et sont répartis tous les 30 mm. Les bras de levier aux ancrages sont de 5 mm pour l'extrados et de 4 mm pour l'intrados. La Figure 6a) présente le résultat AMF froids sans chargement aérodynamique, la Figure 6b) présente le



résultat froid avec chargement aérodynamique, la Figure 6c) présente le résultat pour une activation vers le haut (AMF intrados chaud et extrados froid) sans chargement aérodynamique et enfin la Figure 6d) présente le résultat pour une activation vers le bas (AMF intrados froid et extrados chaud) sous chargement aérodynamique. Les flèches au bord de fuite répondent au cahier des charges présenté dans le chapitre 2.

## 4 Actionneur du bord de fuite vibrant

### 4.1 Description de l'actionneur

L'actionneur vibrant a pour objectif de déplacer le bord de fuite d'une amplitude de 1 mm pour des fréquences jusqu'à 100 Hz. La solution retenue se compose d'un substrat métallique pris en sandwich par deux patches piézoélectriques de type « Macro Fiber Composite » (MFC). Le tout est enrobé dans du silicone moulé qui donne la forme du bord de fuite à l'actionneur. Les patches MFC se présentent sous la forme de fibres piézoélectriques PZT et d'un réseau d'électrodes encapsulés dans de l'époxy. Ils sont commercialisés par la société Smart Material GmbH. Sur la maquette développée, l'actionneur mesure 35 mm de long. La Figure 7a) présente la poutre composite piézoélectrique dans son enrobage de silicone (la photographie présente un actionneur de 60 mm de long).

Le dimensionnement est proposé en deux parties. L'élément piézoélectrique vibrant est dimensionné en premier sans son enrobage. Ensuite l'enrobage est dimensionné de façon à limiter son impact sur les performances de l'actionneur.

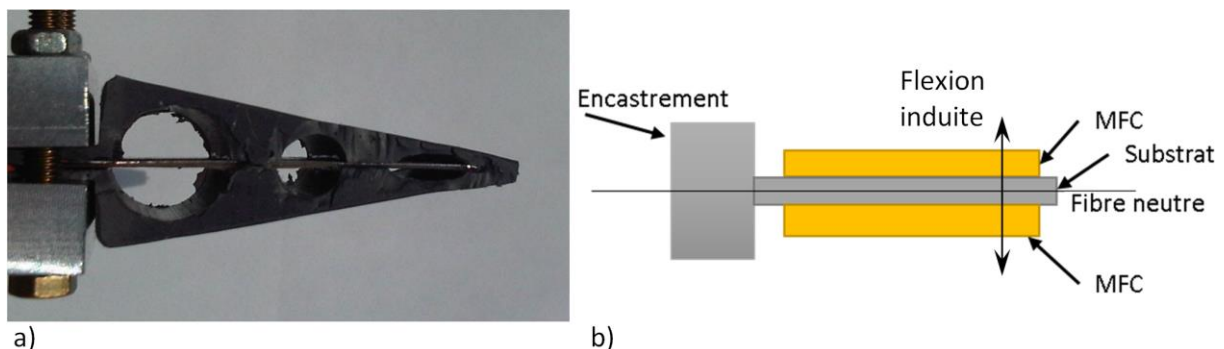


Figure 7 : a) Prototype d'actionneur complet b) Principe de fonctionnement d'un bilame piézoélectrique

### 4.2 Modèle analytique de l'élément vibrant

Dans un premier temps, l'enrobage en silicone n'est pas pris en compte pour simplifier les calculs. Il s'agit donc ici de dimensionner la poutre piézoélectrique vibrante. Il existe de nombreuses façons de modéliser ce type d'actionneurs, l'approche proposée ici se base sur [7], elle-même basée sur la théorie des poutres d'Euler-Bernoulli, de la piézoélectricité linéaire, de l'élasticité linéaire et la thermodynamique. Pour évaluer la performance d'un bord de fuite vibrant un modèle analytique a été développé. En supposant qu'il s'agit de faibles déformations induites par l'actionneur MFC on peut modéliser l'actionneur comme une poutre en utilisant la théorie d'Euler Bernoulli. L'actionneur est illustré schématiquement dans la Figure 7b). Dans ce cas l'équation du déplacement dynamique est donnée par [8,9] :

$$\frac{\partial^2 M(x,t)}{\partial x^2} + \rho A \frac{\partial^2 u(x,t)}{\partial t^2} + c_a \frac{\partial u(x,t)}{\partial x} = f(x,t) \quad (3)$$

En utilisant les équations de piézoélectricité [10] le moment  $M(x, t)$  peut être exprimé comme donné dans l'équation (4), où  $Y$  est le module d'Young des matériaux,  $I$  le moment quadratique de la section,  $V(t)$  la tension appliqué aux électrodes et  $\Gamma$  est la constant de couplage piézoélectrique donné par l'équation (5).

$$M(x, t) = \oint T_z dA = YI \frac{\partial^2 u(x, t)}{\partial x^2} + \Gamma V(t) \quad (4)$$

$$\Gamma = -\frac{d_{33} Y_{MFC} w_{fiber} n_{fibers}}{2\Delta_{el}} z^2 \Big|_{z_1}^{z_2} \quad (5)$$

Cette expression correspond à l'actionnement d'un seul actionneur piézoélectrique. Dans l'équation (5)  $Y_{MFC}$ , est le module Young du MFC,  $n_{fibers}$  la quantité des fibres piézoélectriques,  $w_{fiber}$  la taille des fibres et  $z_1$  et  $z_2$  la distance entre la fibre neutre et respectivement le haut et le bas des fibres. En résolvant l'équation (3) nous obtenons la fonction de transfert de l'équation (6):

$$H_s = \frac{w(x, t)}{V(t)} = \sum_{i=1}^N \frac{\Gamma}{j\omega} \frac{W_i(x) \chi_i}{j\omega \frac{\rho A L^4}{YI \lambda_i^4} + j\omega + \frac{2c_a \omega_i}{\rho A \omega_i}} \quad (6)$$

Dans l'équation (6)  $\chi_i$  est l'image de la distribution du potentiel électrique dans l'actionneur MFC qui correspond à l'espacement des électrodes sur les fibres (7) [8] et  $W_i(x)$  sont des fonctions propres de l'actionneur normalisé par la masse donné dans l'équation (8).

$$\chi_i = \sum \left[ \frac{W_i(x)|_{x=r_0}^{x=r_1}}{x_{r0} - x_{r1}} + \frac{W_i(x)|_{x=r_2}^{x=r_3}}{x_{r3} - x_{r2}} + \frac{dW_i(x)}{dx} \Big|_{r_i0}^{x_{r3}} \right] \quad (7)$$

$$W_i(x) = \sqrt{\frac{1}{\rho A L}} \left[ \cos\left(x \frac{\lambda_i}{L}\right) - \cosh\left(x \frac{\lambda_i}{L}\right) + \frac{\sin(\lambda_i) - \sinh(\lambda_i)}{\cos(\lambda_i) - \cosh(\lambda_i)} \left( \sin\left(x \frac{\lambda_i}{L}\right) - \sinh\left(x \frac{\lambda_i}{L}\right) \right) \right] \quad (8)$$

Les valeurs propres  $\lambda_i$  peuvent être déterminées à l'aide de la fonction caractéristique pour une poutre encastré, à savoir  $0 = 1 + \cos(x) \cosh(x)$ .

Tableau 1 : Caractéristiques des MFC testés

Référence	Substrat	Epaisseur du substrat	Type de MFC
4312 b 0.3	Acier	0.30 mm	4312 (60 mm x 21 mm)
8514 u 0.25	Acier	0.25 mm	8514 (101 mm x 20 mm)
8514 u 0.5	Acier	0.50 mm	8514 (101 mm x 20 mm)

Pour valider le model nous avons effectué une série des mesures pour différents types des MFC avec des substrats différentes. La configuration des MFC est résumée dans le Tableau (1). La vitesse des patches a été mesurée par un appareil Polytec Laser Vibrometer CLV-1000, l'alimentation a été réalisée avec un amplificateur haute tension PI HVPZT. Un analyseur des signaux HP 3562 enregistre les mesures et la plage de variation en fréquence. Le système expérimental est illustré dans la Figure 8. Comme nous pouvons voir en comparant les résultats expérimentaux avec les résultats analytique illustré dans la Figure 8 il y a une bonne correspondance entre les mesures et le modèle. Nous constatons des différences en amplitudes pour le MFC en configuration bi-morphe ce que peut être attribué à des différences d'amortissement. Mais globalement les mesures sont fidèles au modèle développé et nous sommes capables d'estimer la fréquence de résonance ainsi que l'amplitude de la vitesse. Ainsi le choix d'un actionneur long de 35 mm, épais de 0,30 mm avec deux patches MFC atteindra des déformations millimétriques jusqu'au premier mode de résonance vers 250 Hz.

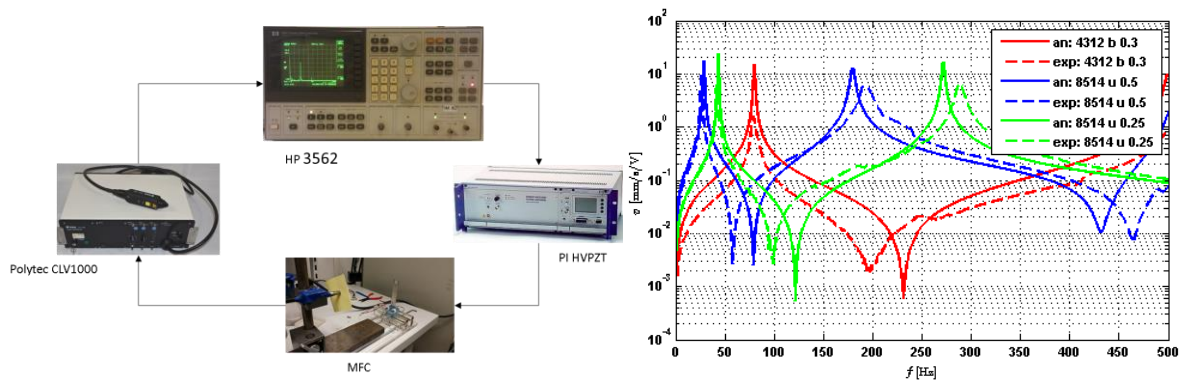


Figure 8 : Illustration du système expérimental et réponse fréquentielle de la vitesse des différents exemplaires MFC comparé avec des résultats analytiques.

### 4.3 Enrobage en silicone

#### 4.3.1 Modèle analytique

Après le dimensionnement de la poutre piézoélectrique vibrante, l'enrobage en silicone est dimensionné. Le découplage des deux éléments permet de simplifier l'étude. Considérons une poutre droite de section constante dans un matériau homogène. Notons  $E_p \cdot I_p$  le produit de son module d'élasticité par son moment quadratique, et  $e_p$  son épaisseur. Considérons maintenant cette poutre enrobée par du silicone dont la section diminue linéairement, comme présenté en Figure a). A une abscisse  $x$  donnée, le produit module d'élasticité par le moment quadratique, noté  $\langle EI \rangle$ , est donné en équation (n+1).

$$\langle EI \rangle = E_p \cdot I_p + E_s \left( \frac{b \cdot h(x)^3}{12} - \frac{b \cdot e_p^3}{12} \right) = E_p \cdot I_p + E_s \left( \frac{b \cdot \left( H \left( 1 - \frac{x}{L} \right) \right)^3}{12} - \frac{b \cdot e_p^3}{12} \right) \quad (3n+1)$$

$$\frac{d^2 y(x)}{dx^2} = \frac{M_{piezo}}{\langle EI \rangle} \quad (4n+1)$$

Le calcul de la déformée statique est ensuite donné par l'équation (n+2). Il est alors possible de comparer l'amplitude des déformations en fonction de la présence ou non de silicone. La Figure b)

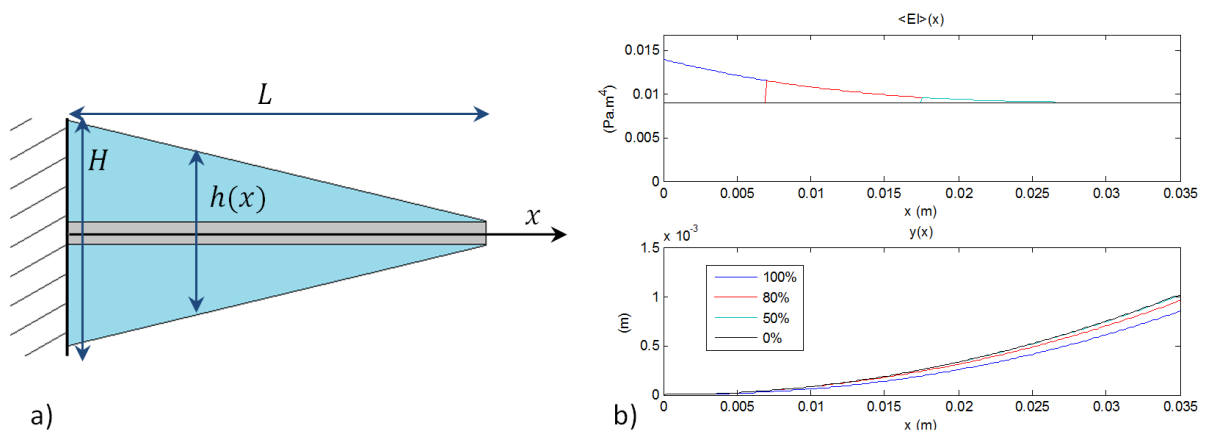


Figure 9 : a) Modèle de l'actionneur enrobé b) Influence du silicone sur la déformation statique

présente la valeur de  $\langle EI \rangle$  le long de la fibre neutre ainsi que la flèche pour différents enrobages, allant de 100% à 0% de silicone, en commençant par découvrir le coté de l'encastrement. Il est notable que le fait de dégager les 20 premiers pourcents de la poutre proche de l'encastrement permet d'augmenter la déformé de 13%, alors que libérer les 80% restant ne permet que d'augmenter la déformé de 5% en plus. Ainsi la matière ajoutée proche de l'encastrement réduit de manière importante l'amplitude de déformation. Il est également notable de regarder l'influence de la matière en extrémité de la poutre. Si elle influe peu sur l'amplitude de déformation en statique, elle impacte la dynamique. Pour se faire, supposons que la poutre vibre en dessous du premier mode, soit en régime quasi-statique. Nous pouvons alors supposer que sa déformation est quadratique. L'énergie apportée par les patches piézoélectriques est convertie en mouvement. Ainsi le calcul de la quantité de mouvement présenté dans l'équation (n+3) représente l'énergie nécessaire à la mise en mouvement, qu'il convient de limiter pour avoir la meilleure dynamique. Nous notons  $y_0$  l'amplitude du mouvement à l'extrémité de la poutre,  $\omega$  la pulsation d'actionnement et  $\rho$  la masse linéique. Le calcul des quantités de mouvement pour des poutres de plus en plus découvertes du silicone en partant cette fois-ci de l'extrémité libre montre que la matière étant déjà peu présente à l'extrémité a une influence limitée mais que la matière présente dans les 40% de la poutre le plus proche de l'extrémité vibrante permet de diminuer de 30% la quantité de mouvement. Ce dernier résultat est considérable comparé aux 50% de différence de quantité de mouvement si l'on enlève complètement le silicone.

$$q(t) = \int \frac{dy}{dt} \cdot dm = \int_0^L y_0 \left(\frac{x}{L}\right)^2 \cdot \sin(\omega \cdot t) \cdot \rho(x) \cdot dx \quad (5n+3)$$

De ces deux constats nous apprenons que dans le but de limiter l'impact de l'enrobage sur le comportement de l'actionneur, nous devons éviter l'enrobage à la base de l'encastrement et également dans sa deuxième moitié, comme visible en Figure 7. En ce sens, un modèle simple par éléments finis vient consolider ces résultats.

### 4.3.2 Etude par éléments finis

La modélisation par éléments finis commence par le modèle d'une poutre de longueur et fréquence de résonance comparables aux caractéristiques de la poutre vibrante. Les simulations sont effectuées en 2D et deux calculs sont effectués : un calcul de déformation statique par flexion simple sous effort constant puis le calcul des premiers modes propres. La Figure présente quelques résultats où la colonne de gauche contient les premiers modes pour différents évidement de silicone et la colonne de droite les déformations statiques correspondantes. La Figure 9 récapitule les résultats en comparant différentes configuration (1 à 3 trous à différentes positions et un évidement dans la direction hors du plan). La solution avec 3 trous situés à 15%, 40% et 64% de la longueur de la poutre en partant de l'encastrement avec un évidement de 20% hors du plan a le meilleur déplacement tout en ayant une bande passante supérieure à 100 Hz. Il s'agit de la solution retenue pour réaliser l'enrobage.

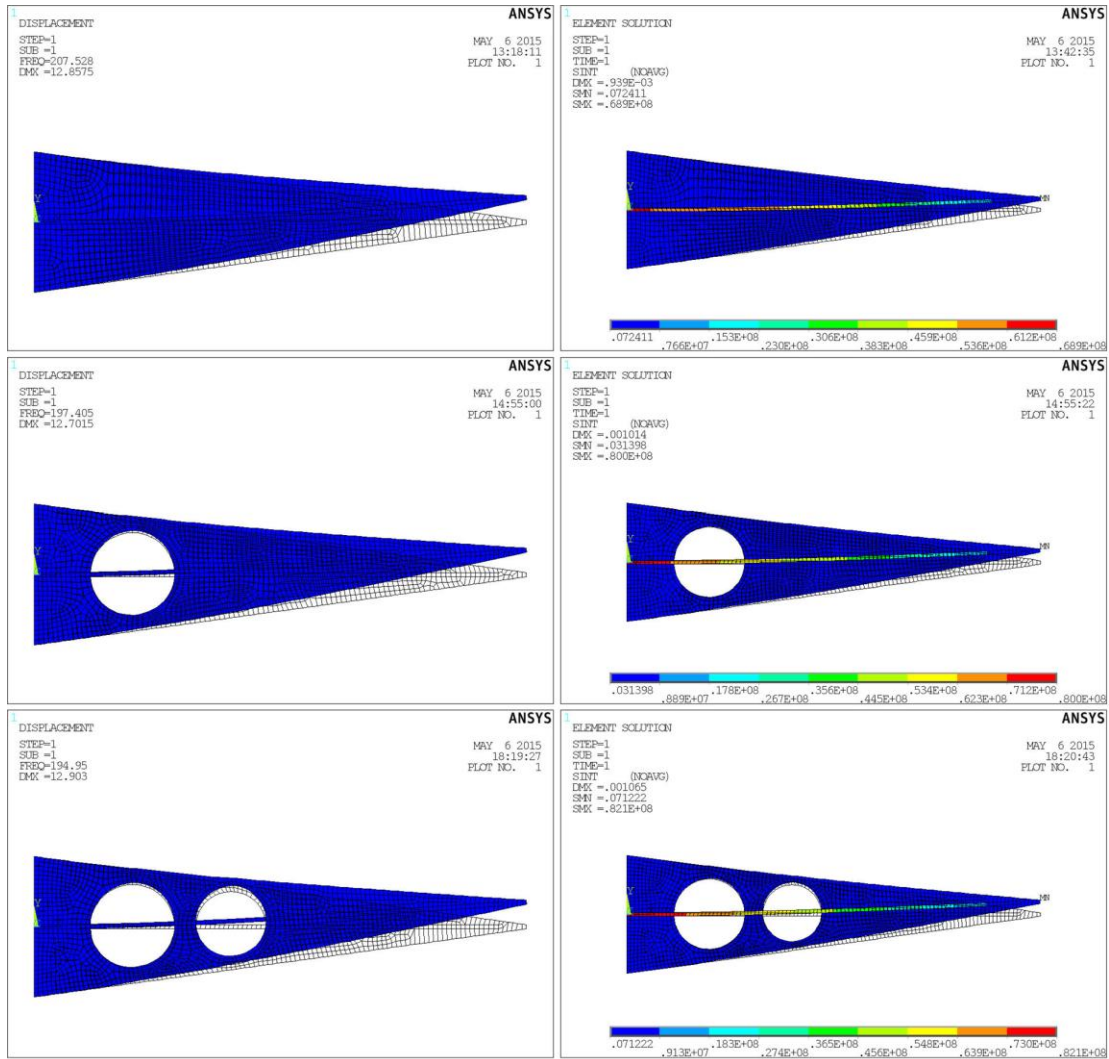


Figure 10 : Quelques résultats de simulation de l'actionneur enrobé

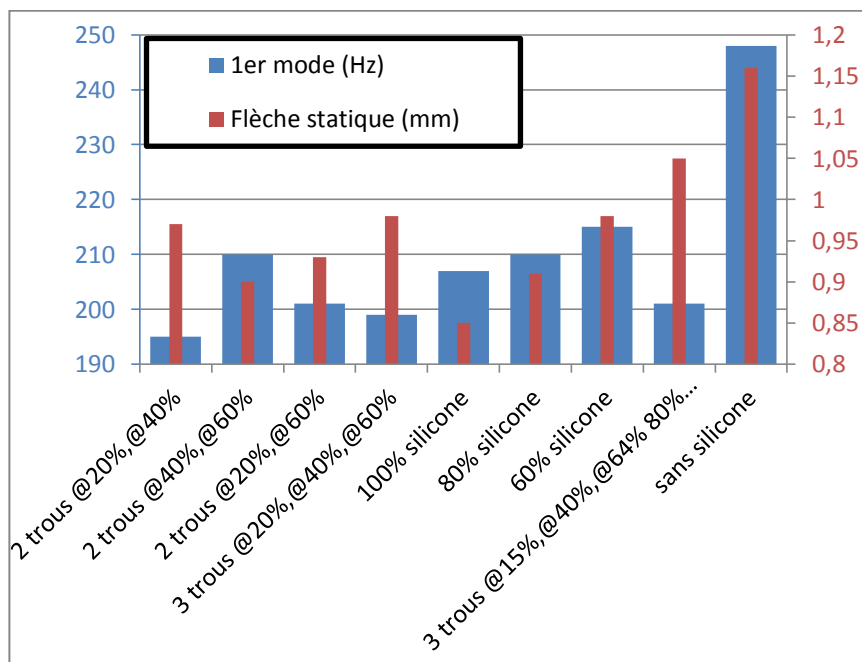


Figure 9 : Récapitulatif des influences des enrobages

## 5 Perspectives et conclusion

Ce papier a présenté le dimensionnement d'une maquette de morphing électroactif utilisant deux types d'actionnements. Des modèles analytiques et numériques ont été mis en place et sont utilisés comme outils de dimensionnement. Des modèles statiques caractérisent l'actionnement par câbles en alliages à mémoire de forme. Ils ont mis en évidence les possibilités de choix des paramètres (géométriques et de précontrainte) de dimensionnement ainsi que l'impact de la cinématique (liaisons) sur les performances de l'actionnement. L'intérêt d'un tel actionneur est sa forte capacité d'intégration puisqu'il fait partie de la structure ; de plus l'actionnement étant réparti, de lourds raidisseurs ne sont a priori pas nécessaires pour transmettre le mouvement. Des modèles dynamiques et quasi-statiques caractérisent l'actionnement vibratoire à fréquence élevée grâce à des matériaux piézoélectriques. Là aussi ces modèles montrent la dépendance des paramètres liés à la géométrie et aux matériaux.

La maquette étant réalisée, une perspective est sa caractérisation électrodynamique afin de valider le dimensionnement. Les actionneurs proposés étant innovant, leur caractérisation est intéressante et nécessaire pour dimensionner un actionnement à plus grande échelle. Une autre perspective est la conduite d'expériences en soufflerie subsonique afin de comprendre le comportement aérodynamique et ainsi déterminer les meilleurs points de fonctionnements des actionnements pour améliorer les performances aérodynamique. Cette étape expérimentale est couplée à une étude aérodynamique numérique et est nécessaire à l'établissement d'un cahier des charges pour un actionnement à plus grande échelle. Cet actionnement à échelle représentative d'un avion commerciale sera une prochaine étape qui suit ce qui est présenté ici.

## Références

- [1] S. Barbarino, O. Bilgen, R.M. Ajaj, M.I. Friswell, D. J. Inman, A Review of Morphing Aircraft, *Journal of Intelligent Material Systems and Structures* (2011) 22-823
- [2] F.T. Calkins, J.H. Mabe, Shape Memory Alloy Based Morphing Aerostructures, *Journal of Mechanical Design* (2010) Vol. 132 111012
- [3] I.K. Kuder, A.F. Arrieta, W.E. Raither, P. Ermanni, Variable stiffness material and structural concepts for morphing applications, *Progress in Aerospace Sciences* 63 (2013) 33-55
- [4] M. Chinaud, A. Boussaid, J.F. Rouchon, E. Duhayon, E. Deri, D. Harribey, M. Braza, Thermo-mechanical coupling in Nitinol. Application to an electro-morphing plate., 20th International Conference on Electrical Machines (2012)
- [5] J. Scheller, K.J. Rizzo, G. Jodin, E. Duhayon, J.F. Rouchon, M. Braza, A hybrid morphing NACA4412 airfoil concept, *IEEE International Conference on Industrial Technology* (2015)
- [6] C. LExcellent, *Shape-memory Alloys Handbook*, Wiley-ISTE, March 2013, ISBN: 978-1-84821-434-7
- [7] Dr. Rüdiger, G. Ballas, *Piezoelectric Multilayer Beam Bending Actuators, Static and Dynamic Behavior and Aspects of Sensor Integration*, (2007) ISBN: 978-3-540-32641-0
- [8] A. Erturk, O. Bilgen, M. Fontenille, and D. J Inman. Piezoelectric energy harvesting from macro-fiber composites with an application to morphing wing aircrafts. In *Proceedings on the 19th international conference of adaptive structures and technologies*, Monte Verità,
- [9] O. Bilgen, K. B. Kochersberger, D. J Inman, and O. J Ohanian III. Macro-fiber composite actuated simply supported thin airfoils. *Smart Materials and Structures*, 19(5):055010, 2010.
- [10] IEEE standard on piezoelectricity. ANSI IEEE 1987-176, 1988. doi: 10.1109/IEEESTD.1988.79638.