



HAL
open science

Caractérisation de paramètres élastiques de matériaux poreux acoustiques à partir de poutre en flexion

Amélie Renault, Luc Jaouen, Franck Sgard, Nouredine Atalla

► **To cite this version:**

Amélie Renault, Luc Jaouen, Franck Sgard, Nouredine Atalla. Caractérisation de paramètres élastiques de matériaux poreux acoustiques à partir de poutre en flexion. 10ème Congrès Français d'Acoustique, Apr 2010, Lyon, France. hal-00534633

HAL Id: hal-00534633

<https://hal.science/hal-00534633>

Submitted on 10 Nov 2010

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.

Caractérisation de paramètres élastiques de matériaux poreux acoustiques à partir de poutre en flexion

Amélie Renault¹, Luc Jaouen², Franck Sgard³, Noureddine Atalla⁴

¹ LVA, INSA Lyon, 25 bis avenue Jean Capelle, F-69621 Villeurbanne cedex, amelie.renault@insa-lyon.fr

² Matelys AcV, 20/24 rue Robert Desnos, F-69120 Vaulx-en-Velin, luc.jaouen@matelys.com

³ IRSST, 505 boulevard de Maisonneuve Ouest, Montreal QC-H3A 3C2 CA, franck.sgard@irsst.qc.ca

⁴ GAUS, Université de Sherbrooke, 2500 boulevard de l'Université Sherbrooke (Québec) Canada J1K 2R1, noureddine.atalla@usherbrooke.ca

La caractérisation dynamique de paramètres élastiques de matériaux poreux acoustiques fait l'objet d'un regain d'intérêt depuis quelques années. Dans cet article, on présente une méthode de mesure des faibles modules d'Young et des importants facteurs de pertes des matériaux poreux acoustiques (usuellement de 1 000libre-libre excitée en flexion. L'originalité de cette méthode tient autant aux développements expérimentaux qu'aux développements de la technique d'estimation des paramètres. Expérimentalement, la fonction de réponse en fréquence utilisée est la mobilité d'entrée de la poutre en son centre. L'estimation des paramètres élastiques (module de flexion et facteur de perte dans la direction de l'axe de la poutre) repose sur un calcul analytique de laminé. Ce modèle est utilisé pour effectuer une étude de sensibilité relative aux paramètres élastiques étudiés. Cette étude permet de donner des indications quant à géométrie de la poutre bicouche à choisir suivant le matériau testé. La méthodologie globale d'estimation des paramètres visco-élastiques, basée sur un procédé d'inversion, est décrite. Pour finir, les résultats obtenus pour deux mousses polymères sont présentés et comparés aux résultats obtenus par d'autres méthodes d'estimation des paramètres élastiques de matériaux poreux acoustiques.

1 Introduction

Les vibrations de flexion d'une poutre homogène soumise à une excitation par bruit blanc sont modifiées par l'ajout d'un matériau poreux collé dessus. Si les propriétés mécaniques de la poutre de base sont connues, la comparaison des fonctions de réponse en fréquence (FRF) mesurée et calculée permet de quantifier l'influence du matériau poreux testé, et d'en déterminer les propriétés visco-élastiques. Le but de cet article est de montrer comment obtenir le module d'Young et l'amortissement structural d'un matériau poreux en fonction de la fréquence. Dans cet acte, la méthodologie utilisée est dans un premier temps décrite. Dans un deuxième temps, quelques équations sous-jacentes au modèle analytique du système étudié sont présentées. La comparaison des FRF théorique et expérimentale est effectuée par le biais des fréquences de résonance des modes identifiables sur la FRF. Le modèle utilisé doit être sensible aux paramètres, c'est-à-dire que, pour une variation donnée d'un paramètre, la FRF calculée doit admettre une variation notable. Ainsi, dans un troisième temps, une fonction permettant de quantifier l'influence des paramètres sur la position des pics de résonance est définie et les conclusions d'une étude paramétriques données. Ensuite, il est montré comment prendre en compte dans le modèle la masse sismique de la tête d'impédance, de la vis d'attache et du scotch permettant de fixer le matériau sur la poutre. L'obtention des paramètres visco-élastiques dynamiques de la poutre équivalente de base est détaillée. Finalement, la méthode d'inver-

sion est appliquée à quelques matériaux. Les résultats trouvés sont finalement discutés.

2 Principe de la méthode

La méthode décrite dans cet article est une méthode inverse basée sur la mesure et la simulation de la fonction de réponse en fréquence (FRF) d'une poutre bicouche. La FRF utilisée pour cette étude est la mobilité d'entrée qui est définie par le rapport suivant :

$$F \tilde{R}F = \frac{\tilde{W}}{\tilde{F}} \quad (1)$$

\tilde{F} étant la force injectée en Newton, \tilde{W} la vitesse au point d'excitation en m/s.

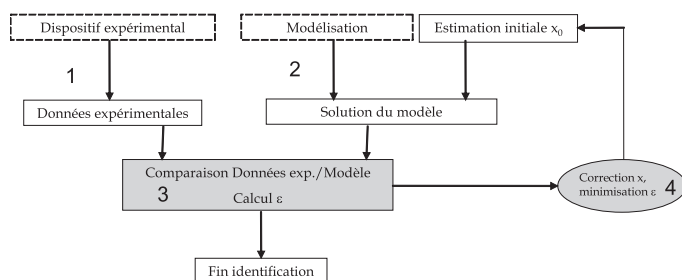


FIGURE 1 – Schéma du principe de la méthode. ϵ est la valeur de la fonction coût qui quantifie la différence entre FRF mesurée et calculée, x est le paramètre à identifier.

Les étapes à suivre pour déterminer les propriétés mécaniques de matériaux poreux sont donc (cf figure 1) :

1. Mesure de la FRF
2. Modélisation de la FRF
3. Définition de la fonction coût qui quantifie la différence entre FRF calculée et FRF mesurée
4. Optimisation de la fonction coût pour l'obtention des paramètres (inversion)

La modélisation de la FRF se fait par un modèle analytique de poutre multicouches dont le principe est brièvement décrit dans la section suivante.

3 Etude numérique

3.1 Modèle discret de laminé

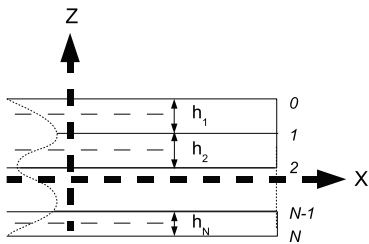


FIGURE 2 – Géométrie du laminé

Pour prédire la réponse vibratoire du système bicouche, l'hypothèse est faite que l'effet de la phase fluide du matériaux poreux n'a pas d'effet significatif. Cette hypothèse est valide si on se place à des fréquences inférieures à 2000 Hz (cf [2]). Par conséquent, un modèle de laminé basé sur l'approche GLM développé par S. Ghinet et N. Atalla ([3] et [4]) est utilisé. Un déplacement de type Mindlin dans chaque couche du laminé est choisi. Il est possible d'écrire l'expression de la mobilité d'entrée d'une poutre libre en fonction des nombres d'onde (équation 2 par exemple) si on suppose un mouvement transversal du type : $W = A_1 \cos(k_c x_1) + B_1 \sin(k_c x_1) + A_2 \cosh(k_c x_1) + B_2 \sinh(k_c x_1)$ et en appliquant les conditions aux limites appropriées.

$$F \tilde{R} F_c = \frac{\tilde{W}(x_1=L/2)}{\tilde{F}(x_1=L/2)} = \frac{j\omega(1 + \cosh(\frac{k_c L}{2}) \cos(\frac{k_c L}{2}))}{(\cosh(\frac{k_c L}{2}) \sin(\frac{k_c L}{2}) + \sinh(\frac{k_c L}{2}) \cos(\frac{k_c L}{2})) k_c^3 \{EI\}_{eq}} \quad (2)$$

k_c étant le premier nombre d'onde propagatif du laminé, solution de l'équation de dispersion obtenu dans les références [3] et [4] en termes du vecteur hybride déplacement-force, la relation entre les propriétés équivalentes $\{EI\}_{eq}$ et k_c s'exprime par :

$$\{EI\}_{eq} = \frac{\omega^2 \rho_s}{k_c^4} \quad (3)$$

3.2 Etude paramétrique des modes antisymétriques d'une poutre bicouche

Dans le cas d'une poutre bicouche, les résonances de la FRF correspondent aux modes de flexion. Une fonction de sensibilité, permettant de quantifier l'influence des paramètres élastiques sur la position des modes, suivant la géométrie de la poutre, est ici définie. Cette fonction est analysée dans les cas bicouches par le biais des modes antisymétriques. Définissons tout d'abord la fonction coût.

Les normes d'erreur ont pour rôle de mesurer l'écart entre les données modales expérimentales et numériques et doivent donc être basées sur les pulsations propres ou sur les formes modales mesurées et calculées ([1]). Si on note $\omega_{0,k}$ la pulsation propre mesurée et ω_k^i la pulsation propre calculée pour la combinaison de paramètres obtenus à la i-ème itération, la norme d'erreur choisie est basée sur les écarts relatifs des pulsations propres s'écrit :

$$FC = \left| \frac{\omega_k^i - \omega_{0,k}}{\omega_{0,k}} \right| \quad (4)$$

La fonction coût peut être calculée numériquement pour deux valeurs distinctes de paramètres. Soit un paramètre p_j prenant deux valeurs p_j^i et p_j^{i+1} . La fonction de sensibilité (qui correspond en fait la dérivée de la fonction coût) s'écrit, pour le mode j et à l'itération i, en fonction de la variation relative des paramètres $\alpha = p_j^{i+1}/p_j^i$:

$$S(\alpha) = \left| \frac{(\omega_j^{i+1} - \omega_j^i) \frac{1}{\omega_j^i}}{(\alpha - 1)} \right| \quad (5)$$

La variation relative des paramètres est utilisée car l'ordre de grandeur des paramètres d'étude est très variable (de l'ordre de 10^6 pour le module d'Young et 10^1 pour le coefficient de Poisson). La fonction S permet donc de quantifier la variation de la fonction coût par rapport à la variation de paramètre imposée.

La fonction S, pour les modes antisymétriques, a été étudiée dans le cas d'une poutre bicouche métal-poreux. Pour différentes géométries de poutres, le calcul des fréquences de résonances est effectué pour deux valeurs différentes de paramètres (avec $\alpha = 1.2$).

Les conclusions de l'étude menée dans [9] montrent qu'il est possible de déterminer le module d'Young dans une configuration bicouche, puisque le modèle est sensible à ce paramètre. Il faut pour cela se placer dans une configuration favorable, à savoir : une poutre de base mince par rapport à l'épaisseur du matériau poreux à tester, une rigidité la plus proche possible de celle du matériau à tester et enfin une longueur de poutre d'environ 0.30 m. Ainsi, pour les parties suivantes, le coefficient de Poisson du matériau testé est fixé à la valeur trouvée par une méthode quasistatique, la fonction S n'étant pas suffisamment sensible à ce paramètre dans cette configuration.

4 Etudes expérimentales

4.1 Description du principe expérimental

Le principe expérimental (cf figure 3 à gauche) consiste en une poutre sur laquelle est collée une vis en son centre. Cet vis permet de fixer la poutre sur une tête d'impédance, cette dernière étant directement vissée sur le pot vibrant. (cf figure 3 à droite). La mobilité est donc mesurée au centre. Les signaux mesurés par les capteurs de la tête d'impédance (de type PCB 288D01) passent d'abord par un conditionneur de signal puis une carte d'acquisition (de type Signal Ranger de soft DB) branchée à un port USB de l'ordinateur. Le pot vibrant (de type BK 4809) est alimenté par un amplificateur. L'excitation est un PRN (Pseudo Random Noise) avec fenêtrage (Hanning). Le pas de l'acquisition est de 0.25 Hz.

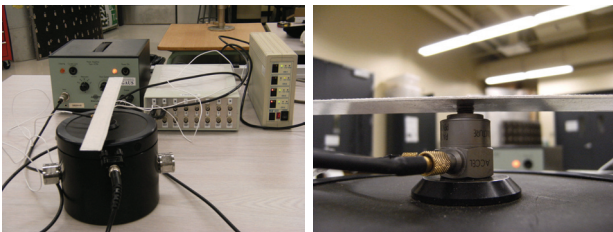


FIGURE 3 – Montage expérimental

4.2 Effet de la masse sisméique de la tête d'impédance et de la masse de la vis

La tête d'impédance a une impédance mécanique dont l'amplitude correspond à la masse de la plateforme motrice présente sous le capteur de force. La masse totale des éléments de liaison (vis, pastille) doit aussi être prise en compte dans le modèle d'une poutre libre soumise à une force ponctuelle. La contribution de cette masse sera supposée ponctuelle. La force due à la masse ajoutée totale (tête d'impédance et vis), notée m_0 , vient modifier la force mesurée ([5], [10]). La partie imaginaire de la masse m_0 (son amortissement) est négligée.

Une mesure de la mobilité d'entrée de la tête d'impédance non chargée permet de déterminer que la masse sisméique de la tête d'impédance est de 5.9 g. Si la masse de la vis est prise en compte, on trouve une masse moyenne $m_0 = 7g$.

4.3 Identification des propriétés de la poutre de base équivalente

Un modèle analytique permettant de calculer les fonctions de transfert de poutres homogènes, construit avec des fonctions de formes trigonométriques, a été modifié afin de prendre en compte la correction de masse. Il est nécessaire d'utiliser les valeurs dynamiques de la masse (en fréquence) pour plus de précision. Une fois la masse intégrée dans le modèle, il est possible de calculer les propriétés de la poutre de base équivalente.

L'effet du scotch double face qui fixe le matériau à tester sur la poutre de base est visible sur la figure 4. Sur

cette dernière, les FRF mesurées de la poutre seule et de la poutre avec le scotch sont tracées. Le scotch modifie les propriétés de la poutre de base par l'intermédiaire de sa masse et de son amortissement principalement.

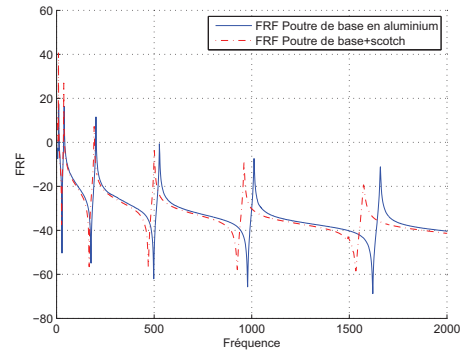


FIGURE 4 – Effet du scotch

Il s'agit donc de calculer le module d'Young et l'amortissement de la poutre de base équivalente à la poutre de base avec le scotch. La masse du scotch est prise en compte dans la masse volumique de la poutre équivalente qui se calcule avec l'épaisseur et la masse du système poutre + scotch. La poutre de base équivalente a les caractéristiques suivantes : $L = 0.3048 m$, $l = 0.0255 m$, $h = 0.00115 m$ et $\rho = 2130 kg/m^3$.

La valeur du coefficient de Poisson de la poutre de base est fixé à 0.33. Un calcul préliminaire avec la formule RKU (cf [8]), pour une poutre d'aluminium ayant un module d'Young de $7.3 \cdot 10^{10} Pa$, donne un module d'Young équivalent de $2.36 \cdot 10^{10} Pa$. Cette valeur sera prise comme valeur initiale pour l'optimisation. Le module d'Young est déterminé par minimisation de la fonction coût de la formule 4, à chaque fréquence de résonance, le module d'Young étant le paramètre d'optimisation. L'optimisation est effectuée à l'aide de la fonction Matlab `fmincon`. Les masse volumique et épaisseur équivalentes sont pour cela calculées. L'intervalle de recherche du minimum est ici $[1 - 5] \cdot 10^{10} Pa$. Les solutions obtenues sont identiques en prenant différentes valeurs dans cette intervalle comme valeur initiale. On s'assure ainsi d'un minimum global sur cet intervalle. En ce qui concerne l'amortissement, il est calculé à l'aide de la bande passante à -3dB à chaque pic de résonance sur les mesures expérimentales. L'amortissement modal mesuré est interpolé pour être utilisé dans GLM.

La figure 5 montre l'évolution des propriétés élastiques de la poutre de base équivalente en fonction de la fréquence. Le scotch a un effet amortissant important et il diminue fortement la rigidité globale de la poutre. En effet, le scotch a une rigidité très faible devant la poutre d'aluminium et son épaisseur n'est pas négligeable par rapport à cette dernière. Ainsi globalement, la rigidité de la poutre équivalente est plus faible que celle de la poutre d'aluminium seule.

Pour la validation, les courbes mesurées et simulées se trouvent sur la figure 6.

Les propriétés trouvées (dont l'évolution respective est montrée sur la figure 5) permettent finalement de simuler de façon satisfaisante la FRF mesurée : l'amplitude et la position des pics de résonance sont respectées.

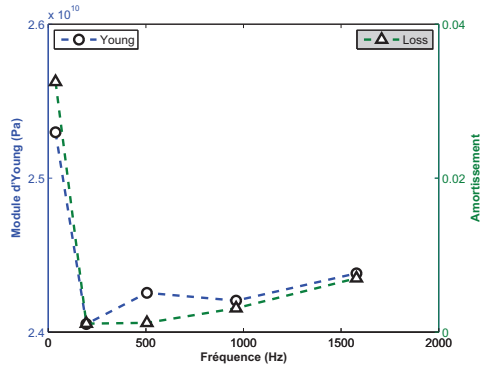


FIGURE 5 – Propriétés équivalentes de la poutre de base

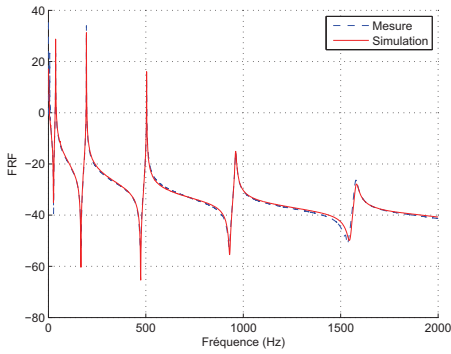


FIGURE 6 – Validation : simulation et mesures de la plaque d'aluminium avec le scotch

5 Mise en oeuvre de la méthodologie

5.1 Inversion : description du principe

La prise en compte de la masse ajoutée par la vis et la tête d'impédance au centre, sur les modes antisymétriques, se fait selon la procédure suivante (voir schéma 7) : la fréquence de résonance théorique sans ajout de masse étant connue, il est possible de calculer un module d'Young fictif équivalent que nous appellerons E_{eq} . Une poutre équivalente, ayant pour épaisseur la somme des épaisseurs, une masse volumique équivalente calculée avec cette même épaisseur et la masse totale de la poutre, peut être définie. Ainsi ce système peut être traité comme un système homogène et la prise en compte de la masse se fait alors selon le même procédé que pour une poutre homogène.

La détermination de l'amortissement avec la bande passante à -3dB dans le cas de la poutre bicouche n'est pas précise, le pic étant trop 'étalé' dans ce cas. On décide donc d'identifier simultanément le module d'Young et l'amortissement. Pour cela, il s'agit de minimiser la somme des écarts entre FRF mesurée et FRF calculée autour de chaque résonance. La fonction coût s'écrit dans ce cas :

$$FC_{FRF} = \sum_i \frac{|\tilde{Y}_{mc}(\omega_i) - \tilde{Y}_{calc}(\omega_i)|}{|\tilde{Y}_{mc}(\omega_i)|} \quad (6)$$

\tilde{Y}_{calc} est la mobilité d'entrée calculée avec la prise en

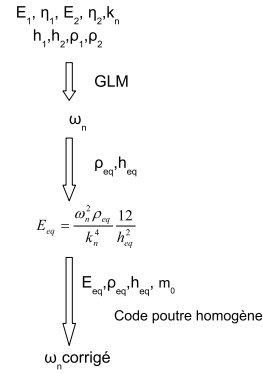


FIGURE 7 – Procédure de correction de la masse

compte de m_0 . n est le nombre de points en fréquence. Pour une bonne optimisation, la fonction de transfert mesurée est interpolée avec un pas de 0.1 Hz sur chaque intervalle $[f_{res} - 10; f_{res} + 10]$, où f_{res} est la fréquence du mode étudié. L'intervalle choisi doit permettre une variation suffisante de la fonction coût avec les paramètres. Vu les dimensions de la poutre, il n'y aura que 4 ou 5 modes sur l'intervalle [10-2000] Hz, il n'y a donc pas de risque que 2 modes soient séparés de seulement 20 Hz.

5.2 Application à deux mousses polymère

Plusieurs mousses polymériques de masse volumique différentes sont testées et leurs propriétés viscoélastiques identifiées. Les propriétés de la poutre de base équivalente données au paragraphe précédent sont utilisées (cf figure 5).

La fonction de réponse en fréquences est simulée avec le code GLM décrit précédemment. Les propriétés de la poutre de base ainsi que celles du poreux sont simulées avec une dépendance fréquentielle : c'est-à-dire que les propriétés, trouvées aux fréquences correspondant à la position des fréquences de résonance des modes, sont interpolées sur la zone fréquentielle d'étude. Les mesures sont effectuées à une température de 23 °C.

5.2.1 Cas d'une mélamine

Dans cette section, une mousse de mélamine (M1), de masse volumique 8.73 kg/m^3 et d'épaisseur 0.0194 m est testée. Les propriétés quasistatiques trouvées par la méthode résonante (cf [7]) sont rappelées dans le tableau 1. Le rapport de la rigidité de la poutre de base et de la poutre de mélamine est de l'ordre de 40.

	E (N.m ⁻²)	η	ν
Moyenne	132 400	0.08	0.33
Ecart type	(12 100)	(0.01)	(0.03)

TABLE 1 – Paramètres quasistatiques de la mélamine E : module d'Young, η : facteur de perte structural ν : coefficient de Poisson.

Le processus d'inversion décrit précédemment est effectué. Les propriétés de la mélamine en fonction de la fréquence, trouvées après inversion avec le code GLM, sont reportées sur les graphes 8 et 9 ainsi que

les valeurs trouvées par les méthodes quasistatiques et résonante. Les valeurs obtenues par les trois méthodes sont cohérentes. Le premier mode, sensible aux conditions aux limites, peut être négligé. La valeur obtenue au quatrième mode est faible et semble erronée. Cela vient du fait que l'amortissement est sûrement légèrement sur-estimé. L. Jaouen, dans [6], trouve une variation de module d'Young de 80000 Pa environ sur une décade. Ici, l'amplitude de la variation est de 120000 Pa environ sur 2 décades. Ainsi, la proportion est respectée. En ce qui concerne l'amortissement, L. Jaouen trouve qu'à 20 °C, le maximum de l'amortissement structural est atteint vers 1000 Hz. On constate la même évolution sur la figure 9 : l'amortissement structural, trouvé par la méthode de la poutre, croît de manière constante jusqu'à 1000 Hz.

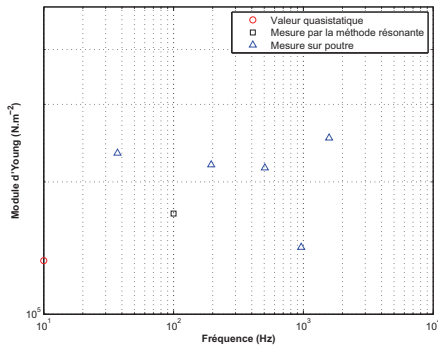


FIGURE 8 – Evolution du module d'Young de M1

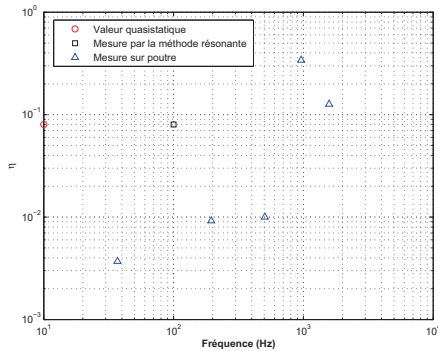


FIGURE 9 – Evolution du facteur de perte de M1

Les FRF mesurées et simulées de la plaque bicouche se trouvent sur la figure 10. Ces courbes se superposent de manière satisfaisante, on en conclut que l'estimation des paramètres est satisfaisante.

5.2.2 Cas d'une mousse de polyuréthane

Dans cette section, une mousse de masse volumique 5.19 kg/m^3 et d'épaisseur 0.0242 m , est testée. Les propriétés quasistatiques trouvées par la méthode résonante sont rappelées dans le tableau 2.

Le rapport des rigidités de la poutre de base et de la poutre de polyuréthane (M3) est de l'ordre de 270. Le processus d'inversion décrit précédemment est effectué. Les propriétés du matériau P3 en fonction de la fréquence, trouvées après inversion avec le code GLM,

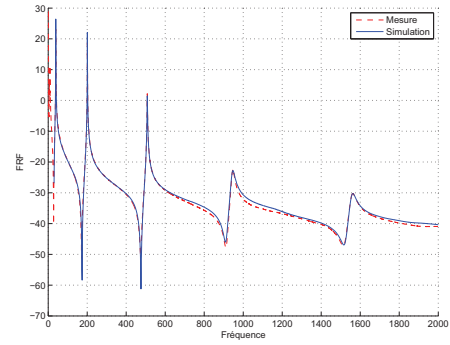


FIGURE 10 – Validation : simulation et mesure de la poutre bicouche (aluminium+M1)

	$E \text{ (N.m}^{-2}\text{)}$	η	ν
Moyenne	10 040	0.0124	0.2403
Ecart type	(2 800)	(0.0075)	(0.0027)

TABLE 2 – Paramètres quasistatiques de la mousse M3, E : module d'Young, η : facteur de perte structural ν : coefficient de Poisson.

sont reportées sur les graphes 11 et 12 ainsi que les valeurs quasistatiques. Ici, la valeur du module d'Young pour le troisième mode est faible. Cela vient du fait que la poutre d'aluminium n'était pas parfaitement plane, des contraintes internes ont donc été induites et ont légèrement modifié la réponse de la poutre. La variation de l'amortissement montre la difficulté de calculer ce paramètre pour ce type de matériau léger.

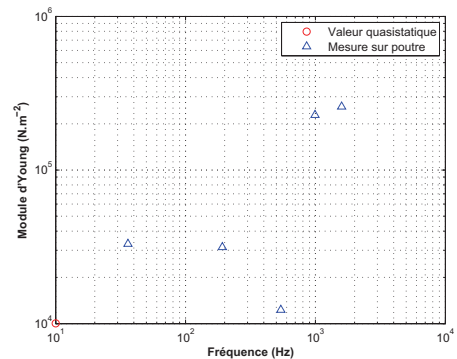


FIGURE 11 – Evolution du module d'Young de M3

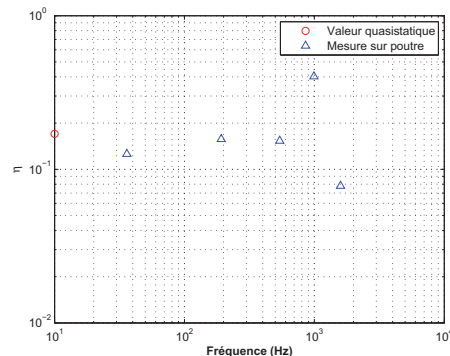


FIGURE 12 – Evolution du facteur de perte de M3

Les FRF mesurées et simulées de la poutre bicouche se trouvent sur la figure 13.

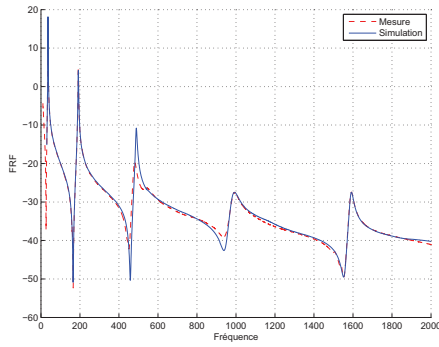


FIGURE 13 – Validation : simulation et mesure de la poutre bicouche (aluminium+M3)

Idéalement, comme il a été vu dans l’analyse de sensibilité, la poutre de base utilisée pour le test aurait dû être plus mince afin de réduire le rapport des rigidités du matériau poreux et de la poutre de base. Seulement, pour des rigidités trop faibles, et donc des épaisseurs faibles, la poutre de base en aluminium flambe sous le poids du matériau poreux à tester. Utiliser une poutre en plexiglas par exemple implique un nombre trop restreint de modes dans la bande de fréquence [10 2000]Hz ainsi qu’un amortissement trop important des pics de la FRF (pics dont la position expérimentale seraient difficile à déterminer). Finalement, la FRF simulée se superpose bien à la FRF calculée (cf figure 13), sauf pour le troisième mode.

6 Conclusion

La méthode décrite, basée sur une comparaison simulation-mesure de mobilité d’entrée d’une poutre bicouche métal-poreux donne des propriétés qui permettent de simuler correctement le comportement mécanique de matériaux poreux.

Les avantages de cette méthode sont que le montage expérimental est simple, et la mesure étant effectuée avec une tête d’impédance, la cohérence est excellente. Le temps de calcul nécessaire pour l’inversion est raisonnable (une inversion dure une dizaine de minutes sur un ordinateur de bureau) du fait de l’utilisation d’un code analytique. La difficulté réside dans la prise en compte de la masse de l’attache dans le calcul de la FRF. Cette méthode est, de plus, sensible à la qualité de la poutre de base d’autant plus que de faibles modules d’Young sont mesurés. Les valeurs trouvées par cette méthode sont du même ordre de grandeur que celles trouvées par des méthodes quasi-statiques. Il est possible d’obtenir des valeurs pour des fréquences supérieures à 2000 Hz mais l’interaction fluide-structure risque de n’être plus négligeable et la sensibilité du modèle est faible pour de telles fréquences. Les recommandations suivantes peuvent finalement être faites pour l’expérimentateur : la poutre de base mise en jeu a une longueur typiquement comprise entre 0.3 et 0.4 m. Avant toute mesure de poutre, la masse dynamique du système vis-tête d’impédance doit être me-

surée. Ensuite la vis peut être collée au centre de la poutre et une première mesure de la FRF de la poutre de base avec le scotch double face (qui permettra de fixer le matériau) effectuée. L’amortissement et le module d’Young de la poutre de référence (poutre de base équivalente) peuvent être ainsi déterminés précisément. Le matériau est ensuite fixé sur cette poutre de base avec le scotch double face. La mesure de la FRF de la poutre bicouche peut être effectuée et les propriétés du matériau poreux seront finalement identifiées par optimisation. Pour compléter l’étude, il serait judicieux de mesurer la mobilité d’entrée d’une poutre soumise à plusieurs températures. Ainsi, en utilisant le principe d’équivalence fréquences-température avec beaucoup de précautions, il serait possible d’étendre la gamme fréquentielle d’obtention des paramètres.

Références

- [1] J. Cugnoni. *Identification par recalage modal et fréquentiel des propriétés constitutives de coques en matériaux composites*. PhD thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2004.
- [2] O. Danilov, F. Sgard, and X. Olny. On the limit of an "in vacuum" model to determine mechanical parameters of isotropic poroelastic materials. *Journal of Sound and Vibrations*, 276 (3-5) :729–754, 2004.
- [3] S. Ghinet and N. Atalla. Wave approach modeling of sandwich and laminate composite structures with viscoelastic layers. *19th International Congress on Acoustics - ICA07 MADRID, Spain, 2-7 September, 2007*.
- [4] S. Ghinet and N. Atalla. Noise transmission loss of orthotropic sandwich composite panels. *Noise-Con 2008, Dearborn, Michigan, July 28-30, 2008*.
- [5] B. Hakansson and P. Carlsson. Bias errors in mechanical impedance data obtained with impedance head. *Journal of Sound and Vibrations*, 113 (1) :173–183, 1987.
- [6] L. Jaouen. *Contribution à la caractérisation mécanique de matériaux poro-visco-élastiques en vibro-acoustique*. PhD thesis, Université du Maine (France)-Université de Sherbrooke (Qc, Canada), 2003.
- [7] C. Langlois, R. Panneton, and N. Atalla. Polynomial relations for quasi-static mechanical characterization of isotropic poroelastic materials. *Journal of the Acoustical Society of America*, 110 (6) :3032–3040, 2001.
- [8] A. D. Nashif, D. I. G. Jones, and J. P. Henderson. *Vibration damping*. Wiley-interscience, 1985.
- [9] A. Renault. *Caractérisation mécanique dynamique de matériaux poro-visco élastiques*. PhD thesis, INSA Lyon-Université de Sherbrooke (Qc, Canada), 2008.
- [10] W. Ziolkowski and A. Sliwinski. The influence of the transmission function of the impedance head on the measurement of the complex elastic modulus of a viscoelastic beam by the driving point impedance method. *Journal of Sound and Vibrations*, 80 (2) :209–222, 1981.