



Absorbeurs électroacoustiques pour l'égalisation modale des salles : une nouvelle approche avec des haut-parleurs à double bobine

E. Rivet^a, S. Karkar^a et H. Lissek^b

^aLEMA - EPFL, EPFL-STI-LEMA, Station 11, 1015 Lausanne, Suisse

^bEcole Polytechnique de Lausanne, EPFL STI IEL LEMA ELB 033 - Station 11, CH-1015 Lausanne,
Suisse

etienne.rivet@epfl.ch

Le défi récurrent dans les salles dédiées aux systèmes audio de haute-fidélité est l'égalisation du champ sonore aux basses fréquences. Selon la position du point d'écoute, la réponse de la salle en ce point peut entraîner des niveaux de pression acoustique élevés qui coïncident avec les fréquences naturelles de la salle. Par conséquent, ces résonances modales conduisent à une distribution spatiale irrégulière de l'énergie acoustique et viennent altérer le rendu sonore aux basses fréquences dans l'espace d'écoute. Alors que la correction acoustique est bien maîtrisée aux moyennes et hautes fréquences, les traitements habituels ne sont pas efficaces pour dissiper l'énergie acoustique aux basses fréquences en tout point d'écoute de la salle. Pour faire face à ce problème, la technique de la rétroaction contrôlée en vitesse, réalisée avec l'aide d'un pont d'impédance ou directement avec des capteurs de mouvement, permet de modifier l'impédance acoustique de la membrane d'un haut-parleur électrodynamique. Une nouvelle approche de cette technique est l'utilisation d'un haut-parleur électrodynamique à double bobine où la captation de la vitesse est obtenue à partir de la différence de tensions des deux bobines. Le haut-parleur peut alors être contrôlé à partir d'un courant dépendant directement de la vitesse de la membrane, permettant ainsi un contrôle dynamique de la membrane. Le but de ce papier est de présenter cette nouvelle approche facile à réaliser, en vue d'une future application sur l'égalisation modale d'une salle.

1 Introduction

Dans l'industrie audio, l'objectif des produits haute-fidélité est la reproduction du contenu musical aussi précise que possible en termes de restitution, c'est-à-dire une réponse en fréquence des haut-parleurs aussi plate que possible. Lorsque ceux-ci sont placés dans une salle, les résonances de la salle viennent dégrader le rendu sonore du système audio aux basses fréquences, favorisant certaines fréquences dans la réponse effective au point d'écoute. Les matériaux usuels sont inefficaces ou trop imposants pour avoir un impact significatif aux basses fréquences. Les méthodes de contrôle actif ou d'égalisation multi-points ont prouvé leur efficacité pour des cas simples, mais montrent leurs limites en termes de complexité pour l'implémentation ou d'efficacité selon la position du point d'écoute.

Pour remédier à ce problème, il peut s'avérer intéressant d'utiliser des moyens électroacoustiques pour absorber le champ sonore au voisinage de la membrane de haut-parleurs. Parmi les nombreuses solutions, des stratégies ont déjà été présentées avec la rétroaction contrôlée en vitesse en utilisant un accéléromètre ou un pont d'impédance [1], des solutions hybrides avec des rétroactions en pression et vitesse, ou encore la possibilité d'ajouter une charge électrique aux bornes d'un absorbeur électroacoustique [2, 3]. En utilisant la réversibilité du rôle du transducteur comme capteur et actionneur, un circuit de contrôle (charge électrique) est connecté à ses bornes afin de venir modifier la dynamique interne du transducteur sans l'utilisation de capteur. L'intérêt des absorbeurs électroacoustiques est de réussir à améliorer l'égalisation modale d'une salle aux basses fréquences, lorsqu'ils sont placés dans les coins d'une salle [4].

Une autre innovation est l'utilisation de haut-parleurs électrodynamiques à double bobine dans [5, 6]. Le contrôle par rétroaction se fait grâce à la vitesse induite dans la tension de la bobine secondaire, obtenue par compensation de l'effet de l'inductance mutuelle entre les deux bobines. Cette technique nécessite néanmoins une connaissance précise des paramètres électriques et mécaniques du haut-parleur.

Dans ce papier, nous introduisons une nouvelle approche de l'absorbeur électroacoustique avec l'utilisation d'un haut-parleur à double bobine en montrant qu'il est possible de contrôler facilement la membrane par rétroaction, sans avoir besoin de connaître les différents éléments du transducteur. Les performances de l'absorbeur sont présentées par simulation puis ensuite évaluées expérimentalement. Les

bénéfices de cette méthodologie sont discutés et des pistes de développements futurs sont proposées.

2 Le haut-parleur électrodynamique à double bobine

2.1 Description et caractéristiques

Les haut-parleurs à double bobine sont des transducteurs électrodynamiques réversibles composés de deux bobines primaire et secondaire soumises au même champ magnétique. Celles-ci permettent à une membrane de reproduire un signal acoustique en réponse à un signal électrique envoyé aux bornes électriques. Ces haut-parleurs offrent une plus grande flexibilité de connexion des entrées électriques à l'amplificateur, permettant ainsi d'augmenter la puissance du haut-parleur ou d'améliorer la qualité sonore. Une caractéristique du transducteur électrodynamique est qu'il peut fonctionner comme capteur et/ou actionneur, grâce à la conversion du mouvement mécanique en énergie électrique et inversement. Si une tension ou un courant est envoyée à la bobine primaire, celle-ci fournit une force mécanique à la membrane par la réaction d'un champ magnétique (induit par un aimant permanent) sur le courant circulant à travers elle. La tension aux bornes de la bobine secondaire est alors induite à la fois par la vitesse de la bobine dans le champ électromagnétique (force électromotrice) et de l'inductance mutuelle entre les enroulements primaire et secondaire. Avec cette caractéristique, nous allons voir comment le haut-parleur à double bobine peut fournir une information sur la vitesse de la membrane, tout en étant capable d'interagir avec le champ sonore.

2.2 Modélisation

Considérons un haut-parleur électrodynamique à double bobine placé dans une enceinte close dont la représentation schématique est présentée sur la figure 1. La partie électrique du haut-parleur est généralement traitée par la théorie des circuits linéaires afin d'inclure les effets du couplage électromécanique. Les équations sont basées sur les lois de Kirchhoff et peuvent être écrites en utilisant notations complexes (on adopte la convention $e^{+j\omega t}$ pour l'ensemble du papier) comme suit :

$$\underline{u}_1 = \underline{Z}_{e1} \dot{i}_1 + \underline{Z}_{ep} \dot{i}_2 + Bl v \quad (1)$$

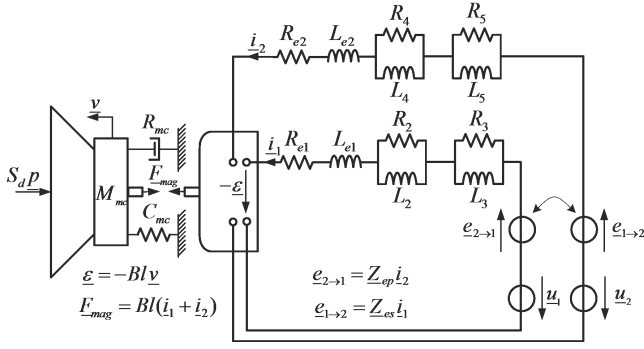


FIGURE 1 – Représentation schématique d'un haut-parleur à double bobine.

$$u_2 = Z_{es} i_1 + Z_{e2} i_2 + Bl v \quad (2)$$

où u_1 et u_2 sont les tensions d'entrées appliquées aux bornes électriques des bobines primaire et secondaire respectivement, i_1 et i_2 sont les courants parcourant ces deux bobines, v est la vitesse de la membrane et ω est la fréquence radiale. Les inductances propres sont représentées par le modèle de Klippel [7], enrichi d'un second étage RL-parallèle, ce qui permet d'écrire (avec $k=1$ ou 2) :

$$Z_{ek} = R_{ek} + j\omega L_{ek} + \frac{j\omega L_{2k} R_{2k}}{R_{2k} + j\omega L_{2k}} + \frac{j\omega L_{2k+1} R_{2k+1}}{R_{2k+1} + j\omega L_{2k+1}} \quad (3)$$

où R_{e1} est donc la résistance DC de la bobine primaire, L_{e1} est son inductance propre, R_2 et R_3 sont les résistances dues aux courants de Foucault aux moyennes et hautes fréquences respectivement, et L_2 et L_3 les para-inductances de la bobine primaire aux moyennes et hautes fréquences respectivement. Les termes R_{e2} , L_{e2} , R_4 , R_5 , L_4 et L_5 modélisent de la même manière la bobine secondaire.

L'inductance mutuelle est représentée par le même type de modèle :

$$Z_{ep} = Z_{es} = j\omega M + \frac{j\omega L_{m1} R_{m1}}{R_{m1} + j\omega L_{m1}} + \frac{j\omega L_{m2} R_{m2}}{R_{m2} + j\omega L_{m2}} \quad (4)$$

où M est l'inductance mutuelle entre les deux bobines, et R_{m1} , L_{m1} , R_{m2} et L_{m2} sont les termes mutuels des résistances et para-inductances définis par analogie avec le modèle de Klippel pour les inductances propres.

Si un dispositif à haute impédance est utilisé pour capter la tension u_2 aux bornes de la bobine secondaire (circuit ouvert), alors le courant i_2 est nul et les équations (1-2) deviennent :

$$u_1 = Z_{e1} i_1 + Bl v \quad (5)$$

$$u_2 = Z_{es} i_1 + Bl v \quad (6)$$

Pour de petits déplacements et en dessous la première fréquence modale de la membrane, la partie mécanique du haut-parleur peut être représentée par un système masse-ressort-amortisseur. On définit ainsi l'impédance mécanique Z_m de l'équipage mobile est défini par :

$$Z_m = \left(j\omega M_{mc} + R_{mc} + \frac{1}{j\omega C_{mc}} \right) \quad (7)$$

où M_{mc} et R_{mc} sont la masse et la résistance mécanique du corps mobile incluant les effets de rayonnement, et C_{mc} est la compliance équivalente incluant la compliance mécanique

de la suspension et du spider, et de la compliance acoustique de l'enceinte close.

L'équation régissant la partie mécanique résultant de la seconde loi de Newton s'écrit :

$$S_d \underline{p} = Z_m \underline{v} - Bl i_1 \quad (8)$$

où \underline{p} est la pression acoustique agissant sur la membrane, S_d est la surface de la membrane, et Bl est le facteur de force. L'impédance de rayonnement (masse et résistance) est implicitement contenue dans Z_m et n'apparaît donc pas explicitement dans les équations.

Ces équations contiennent les termes du couplage électromécanique qui découlent de l'interaction des éléments électriques et mécaniques : $F_{mag} = Bl i_1$ est la force d'origine électrique résultant du champ magnétique agissant sur une charge libre en mouvement (courant), et $\varepsilon = -Bl v$ est la force électromotrice induite des bobines en mouvement.

Le modèle se résume finalement au système d'équations (5,6,8).

2.3 Identification des paramètres du modèle

Les paramètres du modèle d'un haut-parleur électrodynamique à double bobine (Monacor SPH-300TC) en enceinte close de 23 litres ont été identifiés en suivant la méthode proposée par [7]. Un bruit blanc large bande est envoyé aux bornes de la bobine primaire avec l'aide d'un amplificateur en tension (i.e absence de forces externes $S_d \underline{p} = 0$). Le courant i_1 traversant cette bobine et la tension aux bornes de la bobine secondaire u_2 sont mesurés avec des capteurs de courant et tension (haute impédance). Les paramètres électriques peuvent alors être déterminés en ajustant la mesure de l'impédance électrique d'un modèle linéaire avec l'utilisation d'un algorithme des moindres carrés. La vitesse v est mesurée en un point de la membrane à l'aide d'un vélocimètre laser (modèle Polytec OFV-525/5000-S) et la pression est captée devant la membrane

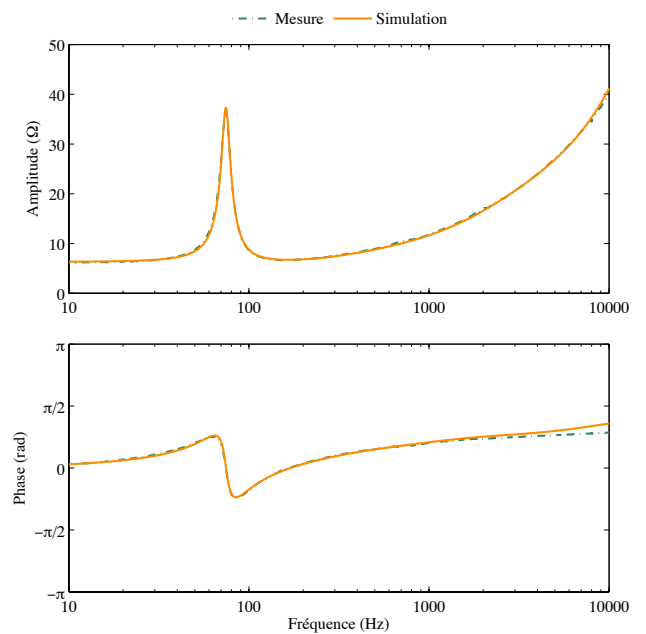


FIGURE 2 – Diagramme de Bode de l'impédance d'entrée du haut-parleur en champ libre aux bornes de la bobine primaire Z_{in1} (mesure et simulation).

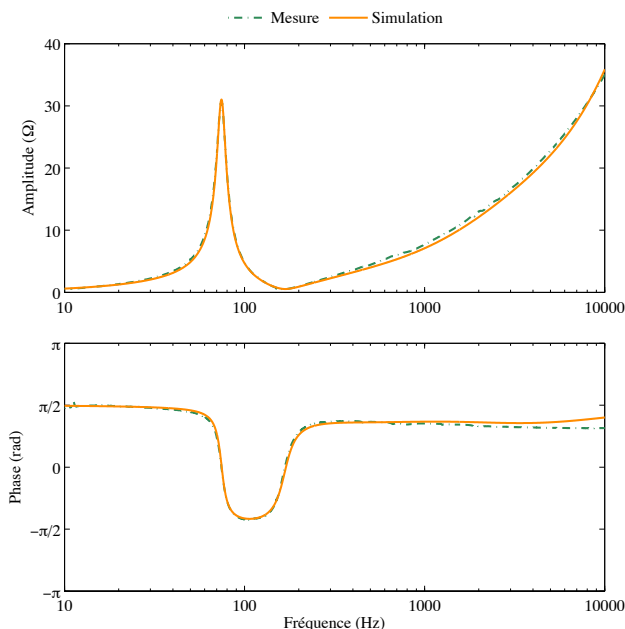


FIGURE 3 – Diagramme de Bode de la fonction de transfert entre le courant dans la bobine primaire et la tension aux bornes de la bobine secondaire en circuit ouvert $\underline{u}_2/\underline{i}_1$, lorsque le HP est placé en champ libre (mesure et simulation).

avec un microphone ICP de type 130D20. Ces deux mesures servent à déterminer les éléments mécaniques et le facteur de force à partir des paramètres électriques précédemment estimés. Les mesures ont été faites en chambre anéchoïque et traitées avec un analyseur spectral multi-voies Bruel&Kjaer Pulse.

La figure 2 représente l'impédance d'entrée du haut-parleur aux bornes de la bobine primaire :

$$\underline{Z}_{in1} = \underline{u}_1/\underline{i}_1 = \underline{Z}_{e1} + (Bl)^2/\underline{Z}_m.$$

La figure 3 représente la fonction de transfert entre le courant dans la bobine primaire et la tension dans la bobine secondaire en circuit ouvert :

$$\underline{u}_2/\underline{i}_1 = \underline{Z}_{es} + (Bl)^2/\underline{Z}_m.$$

La figure 4 représente le rapport des tensions de la bobine secondaire par rapport à la bobine primaire :

$$\underline{u}_2/\underline{u}_1 = (\underline{Z}_{es}\underline{Z}_m + (Bl)^2)/(\underline{Z}_{e1}\underline{Z}_m + (Bl)^2).$$

Les paramètres qui interviennent dans l'impédance mécanique \underline{Z}_m , l'impédance électrique \underline{Z}_{e1} de la bobine primaire (Bl) et l'impédance d'induction mutuelle \underline{Z}_{es} de la bobine secondaire ($B2$) sont essentiels pour l'implémentation du contrôleur. Les valeurs estimées à partir des mesures sont regroupées dans le tableau 1.

3 Implémentation du contrôleur

3.1 Rétroaction de mouvement

À partir des équations du modèle dans 2.2, la vitesse \underline{v} induite dans la tension \underline{u}_2 de la bobine secondaire peut être

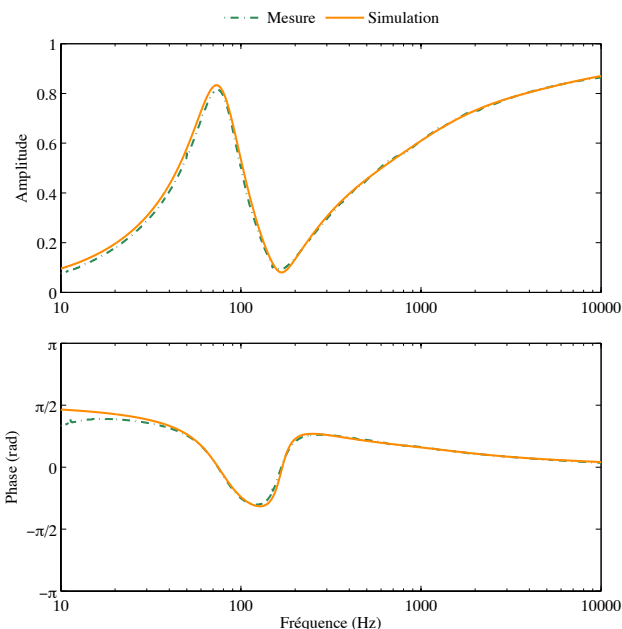


FIGURE 4 – Diagramme de Bode du rapport des tensions aux bornes des deux bobines $\underline{u}_2/\underline{u}_1$, lorsque le haut-parleur est placé en champ libre (mesure et simulation).

exprimée comme :

$$\underline{v} = \frac{Bl}{\underline{Z}_{es}\underline{Z}_m + (Bl)^2}\underline{u}_2 \quad (9)$$

Dans [5, 6], un filtre est implémenté pour compenser l'effet de l'inductance mutuelle entre les deux bobines, et ainsi extraire l'information de la vitesse \underline{v} due à la force électromotrice. Cette technique demande néanmoins une identification très précise de l'impédance électrique mutuelle bloquée \underline{Z}_{es} afin de concevoir un système de rétroaction de vitesse performant.

Dans [8], il est montré que la vitesse \underline{v} peut être connue à partir d'une combinaison linéaire des deux bobines. Comme les bobines sont plongées dans le même champ magnétique, les inventeurs supposent que la mutuelle est égale à l'inductance des deux bobines. En ajoutant une inductance L en série avec la bobine primaire et en faisant la différence des deux tensions avec un gain α sur \underline{u}_2 (sans prendre en compte les para-inductances), on a :

$$\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2 = R_{e1} \underline{i}_1 + j\omega(L_{e1} + L - \alpha M)\underline{i}_1 + (1 - \alpha)Bl \underline{v} \quad (10)$$

En choisissant $\alpha = (L_{e1} + L)/M$, les inductances peuvent se compenser dans le circuit tout en gardant une information sur la vitesse \underline{v} .

Cependant, d'une part les para-inductances ne peuvent pas forcément être ignorées, et d'autre part les valeurs des paramètres identifiés du modèle du haut-parleur du tableau 1 font apparaître une valeur différente pour l'inductance mutuelle M et l'inductance propre L_{e1} de la bobine primaire. On peut donc s'affranchir de l'ajout d'une inductance L en série avec la bobine primaire. On obtient alors dans notre cas :

$$\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2 = (\underline{Z}_e - \alpha \underline{Z}_{es})\underline{i}_1 + (1 - \alpha)Bl \underline{v} \quad (11)$$

On définit α de telle sorte que $\underline{Z}_e - \alpha \underline{Z}_{es}$ soit un réel et il vient :

$$\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2 = K_e \underline{i}_1 + (1 - \alpha)Bl \underline{v} \quad (12)$$

TABLEAU 1 – Paramètres physiques mesurés en petits signaux du haut-parleur Monacor SPH-300TC chargé par un volume arrière de 23 L.

Paramètre	Notation	Valeur	Unité
Résistance dc (B1)	R_{e1}	6.30	Ω
Inductance (B1)	L_{e1}	0.55	mH
Résistance due aux courants de Foucault MF (B1)	R_2	2.37	Ω
Para-inductance MF (B1)	L_2	0.79	mH
Résistance due aux courants de Foucault HF (B1)	R_3	9.70	Ω
Para-inductance HF (B1)	L_3	0.53	mH
Inductance mutuelle (B2)	M	0.50	mH
Résistance mutuelle due aux courants de Foucault MF (B2)	R_{m1}	2.11	Ω
Para-inductance mutuelle MF (B2)	L_{m1}	0.94	mH
Résistance mutuelle due aux courants de Foucault HF (B2)	R_{m2}	9.67	Ω
Para-inductance mutuelle HF (B2)	L_{m2}	0.52	mH
Facteur de force	Bl	11.90	$N.A^{-1}$
Masse mobile	M_{mc}	85.68	g
Résistance mécanique	R_{mc}	4.58	$N.s.m^{-1}$
Compliance mécanique	C_{mc}	53.20	$\mu m.N^{-1}$
Surface de la membrane	S_d	495	cm^2
Fréquence de résonance	f_c	76	Hz

où K_e est un réel.

La figure 5 montre la combinaison linéaire $\underline{Z}_{e1} - \alpha \underline{Z}_{es}$, qui prend donc ici en compte les para-inductances, pour différentes valeurs du coefficient α . On peut voir que pour $\alpha = L_{e1}/M = 1.10$, l'inductance propre et l'inductance

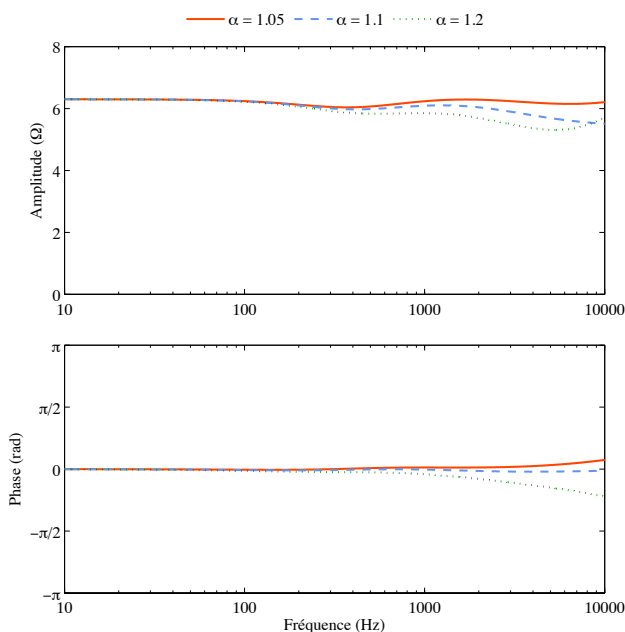


FIGURE 5 – Diagramme de bode de la combinaison linéaire $\underline{Z}_e - \alpha \underline{Z}_{es}$ pour différentes valeurs de α (simulations).

mutuelle s'annule et la combinaison $\underline{Z}_e - \alpha \underline{Z}_{es}$ est quasiment réelle sur l'ensemble de la plage de fréquences d'intérêt. En outre, on retrouve $K_e \approx R_{e1}$. D'après la simulation, on peut également remarquer qu'il n'est pas nécessaire de connaître les valeurs des inductances et de leurs mutuelles, puisque la différence reste réelle et constante aux basses fréquences pour différentes valeurs de α . Cela simplifie donc la conception du capteur de vitesse, puisque α peut être choisi arbitrairement pour des valeurs restant légèrement supérieures à l'unité.

3.2 Stratégie de contrôle

La stratégie de contrôle consiste à faire correspondre la résistance de la membrane à une résistance acoustique désirée R_a (exprimée en $N.s.m^{-3}$). La membrane est considérée comme une membrane de réaction contrôlée qui peut interagir dynamiquement avec le champ sonore, afin d'annuler correctement les ondes sonores réfléchies. Cela consiste donc à modifier la capacité d'absorption de la membrane autour de sa fréquence de résonance f_c , sans l'utilisation de capteur supplémentaire ou d'un algorithme de commande de rétroaction. L'idée est de bénéficier du rôle de capteur et d'actionneur du haut-parleur électrodynamique en imposant un courant de contrôle, qui va venir modifier la résistance de la membrane pour atteindre une valeur cible R_{at} .

Un courant i_1 proportionnel à $\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2$, est imposé dans la bobine primaire à l'aide d'un amplificateur en courant : $i_1 = G(\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2)$. À partir des équations (8) et (12) on peut déterminer la valeur du gain G permettant d'imposer une résistance acoustique cible R_{at} à la membrane du haut-parleur :

$$G = \frac{R_{mc} - S_d R_{at}}{R_{e1}(R_{mc} - S_d R_{at}) + (1 - \alpha)(Bl)^2} \quad (13)$$

On notera que la connaissance des valeurs de tous les paramètres du haut-parleur n'est pas nécessaire pour le contrôle par rétroaction de mouvement. Seul le rapport $\alpha = L_{e1}/M$ est nécessaire dans un premier temps. Ensuite, la connaissance de R_{e1} , S_d , R_{mc} et Bl permet de déterminer le gain G correspondant à une résistance acoustique cible donnée. On notera également que les valeurs de α et de G peuvent être déterminées expérimentalement, sans recours à l'identification des paramètres du modèle.

3.3 Absorption acoustique de la membrane

L'absorption acoustique de la membrane du haut-parleur peut être calculée en utilisant l'impédance acoustique spécifique (exprimée en $N.s.m^{-3}$). Ce paramètre à valeurs complexes est défini comme le rapport de la pression acoustique totale agissant sur la membrane, sur la vitesse de la membrane. En substituant l'équation (13) dans l'équation (8), l'impédance spécifique devient :

$$\underline{Z} = \frac{p}{v} = \frac{1}{S_d} \left(j\omega M_{mc} + S_d R_{at} + \frac{1}{j\omega C_{mc}} \right) \quad (14)$$

La figure 6 illustre la simulation de l'impédance acoustique spécifique Z pour différentes valeurs de résistance acoustique cible R_{at} listées dans le tableau 2, montrant ainsi que l'on doit pouvoir imposer une impédance acoustique

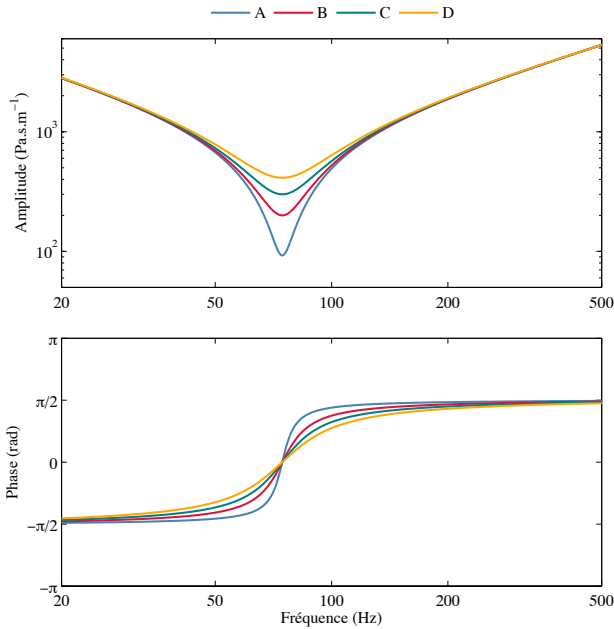


FIGURE 6 – Diagramme de Bode de l’impédance acoustique spécifique \underline{Z} pour différentes valeurs de la résistance acoustique cible (simulations).

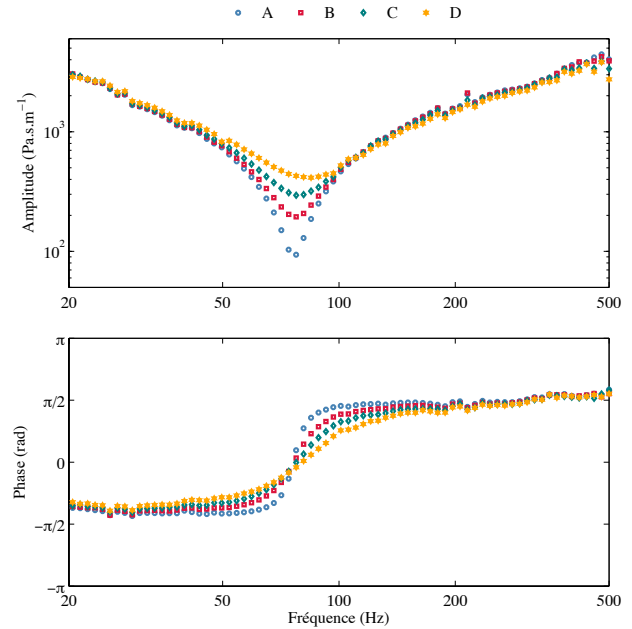


FIGURE 8 – Diagramme de Bode de l’impédance acoustique spécifique \underline{Z} pour différentes valeurs de la résistance acoustique cible (mesures).

TABLEAU 2 – Cas de contrôle.

Cas	Résistance acoustique cible R_{at} (Pa.s.m ⁻¹)
A	circuit ouvert
B	200
C	300
D	413

donnée à la membrane du haut-parleur, du moins autour de sa fréquence de résonance.

On définit le coefficient d’absorption normalisé par rapport à la résistance acoustique cible R_{at} sous incidence normale $\tilde{\alpha}$, afin d’évaluer les performances acoustiques du matériau selon les spécifications requises, et il s’exprime comme :

$$\tilde{\alpha} = 1 - \left| \frac{\underline{Z} - R_{at}}{\underline{Z} + R_{at}} \right|^2 \quad (15)$$

4 Résultats et discussions

4.1 Dispositif expérimental

Afin d’évaluer les performances de l’absorbeur électroacoustique avec son système de rétroaction en vitesse sous incidence normale, un tube d’impédance a été

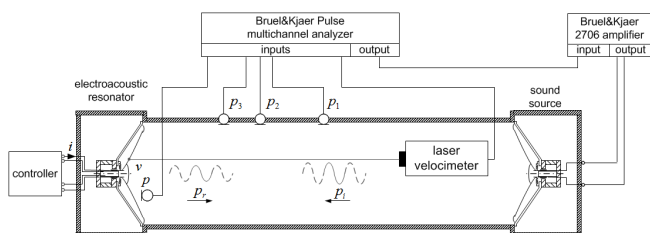


FIGURE 7 – Dispositif expérimental.

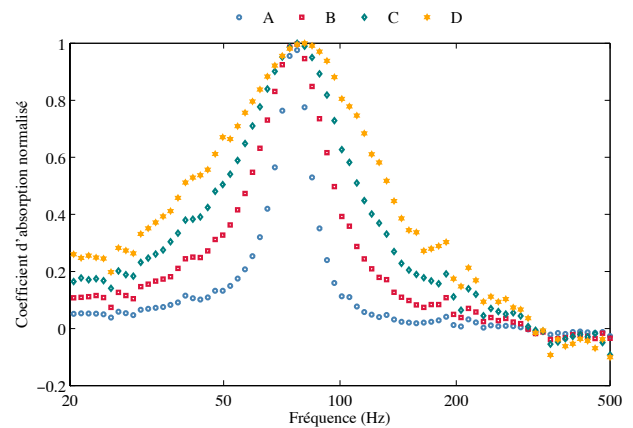


FIGURE 9 – Mesure du coefficient d’absorption normalisé $\tilde{\alpha}$ en fonction de la fréquence, pour différentes valeurs de la résistance acoustique cible.

réalisé (longueur 3m et diamètre 0.29m) tel qu’illustré sur la figure 7.

Une des terminaisons est fermée par l’absorbeur et l’autre fermée par un haut-parleur utilisé comme source sonore avec comme signal d’excitation un bruit large bande jusqu’à 2 kHz. L’impédance acoustique spécifique et le coefficient d’absorption normalisé sont évalués à partir de la norme ISO 10534-2 [9]. Trois microphones ICP de type 130D20 sont placés à des positions $x_1 = 1.3$ m, $x_2 = 0.9$ m, et $x_3 = 0.7$ m du haut-parleur contrôlé pour mesurer les pressions à l’intérieur du tube. La vitesse \underline{v} est mesurée à l’aide d’un vélocimètre laser, la pression est captée devant la membrane, et les signaux sont traités avec l’analyseur spectral multi-voies comme décrit au 2.3.

4.2 Évaluation des performances

La figure 8 montre le diagramme de Bode de l’impédance acoustique spécifique \underline{Z} mesurée pour les différents cas de

contrôle listés dans le tableau 2. La figure 9 montre le coefficient d'absorption normalisé $\tilde{\alpha}$ mesuré, en fonction de la fréquence.

Les résultats sont en accord avec les simulations faites en 3.3. Une légère variation de la fréquence centrale d'absorption apparaît lorsque la valeur de la résistance acoustique cible R_{at} augmente. Cela peut s'expliquer par le fait qu'il reste une faible partie réactive dans le signal $\underline{u}_1 - \alpha \underline{u}_2$, et que cette partie réactive affecte d'autant \underline{Z} que le gain G est grand.

4.3 Discussions

La capacité d'absorption du haut-parleur est améliorée grâce à la possibilité d'atteindre une résistance acoustique désirée, sans l'utilisation de capteur externe. La résistance de la membrane est modifiée en imposant un courant de contrôle correspondant à la combinaison linéaire des tensions aux bornes des deux bobines, amplifié d'un gain réel G fixé.

Contrairement aux autres techniques déjà connues, l'intérêt de cette solution technologique est qu'il n'est pas nécessaire de connaître les valeurs des paramètres du haut-parleur pour obtenir des performances d'absorption acoustique satisfaisantes. Le courant de contrôle est en effet quasiment linéaire aux basses fréquences, et ce même pour différentes valeurs de α (en restant légèrement supérieur à 1). Cette stratégie de contrôle sans capteurs est possible grâce à la réversibilité du rôle du transducteur d'une part, et à l'utilisation du double bobinage d'autre part, bien qu'il n'ait pas été développé dans ce but.

Les résultats expérimentaux montrent l'efficacité et la précision de cette technique simple à implémenter, en atteignant parfaitement la résistance acoustique désirée R_{at} .

Toutefois, bien que le contrôle d'impédance acoustique fonctionne, la bande passante est d'autant plus réduite que la résistance acoustique est faible. Il serait envisageable d'améliorer le contrôle en ne spécifiant non plus seulement une résistance acoustique cible R_{at} , mais une impédance acoustique cible \underline{Z}_{at} possédant aussi une partie réactive, comme proposé dans [3], ce qui reviendrait ici à transformer le gain G en une fonction de transfert $\underline{G}(\omega)$. La bande passante d'absorption pourrait ainsi être élargie autour de la fréquence de résonance de l'absorbeur électroacoustique, et améliorer d'autant l'absorption.

5 Conclusion

Il a déjà été montré qu'il existe plusieurs façons de faire varier la résistance acoustique d'une membrane d'un haut-parleur grâce à un système de rétroaction contrôlée en vitesse (accéléromètre, pont d'impédance). Nous avons ici proposé une nouvelle méthodologie pour la conception d'un contrôle par rétroaction en vitesse sans capteur, à l'aide d'un haut-parleur électrodynamique à double bobine. Grâce à une combinaison linéaire des tensions aux bornes des deux bobines, on récupère un signal proportionnel à la vitesse. Ensuite, avec un contrôle en courant proportionnel à ce signal de vitesse, la résistance de la membrane peut alors être modifiée pour atteindre une résistance acoustique désirée.

Le grand intérêt de cette solution est qu'il n'est pas

nécessaire de connaître les valeurs des paramètres du haut-parleur pour obtenir des performances d'absorption acoustique satisfaisantes, contrairement aux autres techniques déjà connues qui n'utilisent pas de capteur externe. Cette approche de contrôle ouvre la voie sur de possibles améliorations pour augmenter la bande passante de contrôle d'impédance, et s'avère être une solution efficace en termes de stabilité et de compacité pour résoudre les problèmes d'égalisation modale dans les salles aux basses fréquences.

Remerciements

Ce travail est supporté par la Commission Suisse pour la Technologie et l'Innovation (CTI), sous la convention de subvention n° 14220.1 PFMN-NM. Les auteurs souhaitent également remercier leurs partenaires industriels : Goldmund et PSI Audio.

Références

- [1] E. De Boer, Theory of motional feedback, *Audio, IRE Transactions on I*, 15-21, (1961).
- [2] H. Lissek, R. Boulandet, R. Fleury, Electroacoustic absorbers : bridging the gap between shunt loudspeakers and active sound absorption, *The Journal of the Acoustical Society of America*, vol. 129(5), p. 2968, (2011).
- [3] R. Boulandet, E. Rivet and H. Lissek, Design of a built-in electroacoustic resonator for active noise reduction, *In International Congress of Acoustics 2013*, Montreal, Canada, (2013).
- [4] E. Rivet, R. Boulandet, H. Lissek and I. Rigas, Study on room modal equalization at low frequencies with electroacoustic absorbers, *Acoustics 2012*, Nantes, France, (2012).
- [5] C. J. Radcliffe, S. D. Gogate, Velocity feedback compensation of electromechanical speakers for acoustic applications, *International Federation of Automatic Control*, Triennial World Congress, (1996).
- [6] C. Y. Chen, G. T-C. Chiu, C-C. Cheng, and H. Peng, Passive voice coil feedback control of closed-box subwoofer systems, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science* 214(7), 995-1005, (2000).
- [7] W. Klippel, U. Seidel, Fast and accurate measurement of the linear transducer parameters, *Audio Engineering Society Convention 110*, Audio Engineering Society, (2001).
- [8] R. Hastings-James and G. W. Holbrook. Multi-filar moving coil loudspeaker, *U.S. Patent No. 4,300,022*, (1981).
- [9] ISO :10534-2, Acoustics - Determination of sound absorption coefficient and impedance in impedance tubes - Part 2 : Transfer function method, *International standard organization*, (1998).