



**HAL**  
open science

## Capteur de courant alternatif basé sur un composite magnétoélectrique en mode de connexion différentielle

Vincent Loyau, Martino Lobue, Alex Aubert, Frederic Mazaleyrat, Gérard Chaplier

### ► To cite this version:

Vincent Loyau, Martino Lobue, Alex Aubert, Frederic Mazaleyrat, Gérard Chaplier. Capteur de courant alternatif basé sur un composite magnétoélectrique en mode de connexion différentielle. 3ème Symposium de Génie Electrique (SGE 2018), Université de Lorraine [UL], Jul 2018, Nancy, France. hal-02981823

**HAL Id: hal-02981823**

**<https://hal.science/hal-02981823>**

Submitted on 28 Oct 2020

**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.

# Capteur de courant alternatif basé sur un composite magnétoélectrique en mode de connexion différentielle

Alex AUBERT, Vincent LOYAU, Gérard CHAPLIER, Frédéric MAZALEYRAT, Martino LOBUE  
SATIE UMR 8029 CNRS, ENS Paris Saclay, Université Paris-Saclay, 94235 Cachan, France

**RESUME** – Dans cette étude, nous rapportons la fabrication d'un capteur de courant alternatif basé sur un composite magnétoélectrique (ME) laminaire tricouche ferrite/Pb(Zr,Ti)O<sub>3</sub>/ferrite. Ici, le composite ME fonctionne en mode de connexion différentielle, ce qui permet de multiplier par deux le gain du capteur pour un même volume. Nous proposons ensuite une caractérisation du capteur : modélisation électrique, plage de fréquences, sensibilité, perturbations induites, résolution et stabilité. Le dispositif est également évalué pour un signal de forme sinusoïdal, carré et triangulaire, qui sont les signaux d'excitations couramment utilisés dans le domaine de l'électronique de puissance. Le capteur de courant présente une sensibilité élevée au courant (90 mV/A) et une faible impédance ajoutée (0,01 Ω) dans une gamme de fréquence de 10 Hz à 30 kHz. De plus, il possède une structure très compacte (4 cm<sup>3</sup>). Il présente également une haute résolution de 1 mA (pour un signal crête de 1 A) et une bonne stabilité (faible effet hystérétique).

**Mots-clés** – Composite magnétoélectrique, Capteur de courant, Ferrites, PZT, Spark Plasma Sintering, Absence de terres-rares.

## 1. INTRODUCTION

L'effet magnétoélectrique (ME) direct est défini par la variation de la polarisation électrique induite par un champ magnétique alternatif appliqué. Dans les composites laminaires, l'effet magnétoélectrique est dû à la conversion magnéto-mécanique-électrique, induite par le couplage mécanique entre une couche magnétostrictive et une couche piézoélectrique. Pour activer le comportement piézo-magnétique du matériau magnétostrictif, celui-ci doit être polarisé par un champ magnétique DC auquel on superpose un champ d'excitation AC [1].

Récemment, les progrès réalisés dans le domaine des composites magnétoélectriques (ME) permet de les employer dans des applications telles que les capteurs de champs magnétique [2, 3], les capteurs de courant [4, 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11], les gyrateurs [12], les filtres [13] et plus récemment, les dispositifs de mémoire MeRAM [14]. Dans le domaine des capteurs de courant, les composites magnétoélectriques présentent de nombreux avantages : (i) des performances élevées, (ii) un faible coût, (iii) ne nécessitent pas d'alimentation, (iv) une isolation galvanique et (v) un circuit électronique simplifié [15].

Différents types de capteurs de courant AC magnétoélectrique ont été rapportés dans la littérature. Dans le cas des capteurs de courant pour les applications d'appareils électroniques, l'objectif principal est d'obtenir des capteurs de haute performance (sensibilité, linéarité, faible perturbation induite sur le signal mesuré) avec une large bande passante de fréquence. Il existe plusieurs types d'architectures de capteurs. Certains utilisent une géométrie en anneau [4, 5], une géométrie laminaire [8] et une géométrie empaquetée [6, 7]. Actuellement, tous ces capteurs utilisent des éléments de terres-rares comme matériaux magnétostrictifs, notamment le Terfenol-D ou le Samferol. Aujourd'hui, l'un des plus grands défis des matériaux magnétiques est de trouver des substituts fiables aux éléments des terres-rares, à cause de leurs risques potentiels d'approvisionnement [16]. Récemment, nous avons montré que le Ferrite de Ni-Co-Zn (NCZFO) avait un grand potentiel pour remplacer le

Terfenol-D dans les applications magnétoélectriques [9, 10, 17].

Dans cette étude, un capteur de courant basé sur un tricouche NCZFO/Pb(Zr,Ti)O<sub>3</sub>/NCZFO en géométrie cylindrique (disque) est proposé. Cette structure a été choisie en raison de sa facilité de fabrication et de ses bonnes performances magnétoélectriques en dépit d'être sans terres-rares [17]. De plus, le composite magnétoélectrique est ici modifié afin d'utiliser la structure connectée en différentielle dans le plan (voir Figure 1). Ce type de connexion a récemment été utilisée par Fang dans un composite fibré Metglas/PMNT dopé au Mn pour réduire le bruit magnétique dans les capteurs de champs magnétiques [18]. Il a également mis en avant une amélioration significative de la tension ME en utilisant une telle connexion. Dans ce travail, la connexion en différentielle est utilisée pour améliorer la tension ME du composite, ce qui permet d'améliorer la sensibilité du capteur pour un volume inaltéré. Ici, le champ d'excitation magnétique (signal image du courant à mesurer) est produit par une bobine d'excitation connectée en série avec le courant mesuré. En raison de la haute sensibilité de notre composite, cette bobine est composée d'une seule spire. Par conséquent, la perturbation induite par le capteur dans le courant mesuré devrait être réduite grâce à la faible impédance ajoutée par une bobine d'une spire. En revanche, la configuration différentielle entraîne une capacité  $C_0$  du composite ME quatre fois plus faible (surface divisée par deux et deux capacités connectées en série), qui augmente la limite basse fréquence et donc réduit la plage de fréquence de notre capteur, car le composite ME agit comme un filtre passe-haut hors résonance électromécanique [19].

La structure finale du capteur est obtenue en plaçant le composite ME entre deux aimants permanents en configuration parallèle, qui produisent le champ magnétique polarisant. Des aimants en hexaferrites de strontium ont été choisis en raison de leurs nombreux avantages : (i) faible coût, (ii) facilité de fabrication, (iii) haute résistivité (pas de courants de Foucault), (iv) facilité de polarisation, et (v) l'absence de terres rares. Le capteur est ensuite testé avec trois signaux électriques différents (sinus, carré et triangles) pour explorer pleinement son potentiel.

L'article est organisé de la manière suivante. En Sec. II, le processus de fabrication du composite ME est présenté ainsi que l'assemblage du capteur. En Sec. III, le bénéfice de l'utilisation de la connexion différentielle en plan est mis en évidence par rapport à un composite tricouche de base. En outre, l'homogénéité du champ magnétique produite par les deux aimants dans la zone du composite ME est vérifiée par un calcul numérique (Ansys Maxwell). Ensuite, le capteur est entièrement caractérisé : modélisation électrique, perturbations induites, sensibilité, plage de fréquence, résolution et stabilité.

## 2. MÉTHODES EXPÉRIMENTALES

### 2.1. Fabrication du Composite Magnétoélectrique

Les disques de ferrite à grains nanométriques de composition (Ni<sub>0.973</sub>Co<sub>0.027</sub>)<sub>0.875</sub>Zn<sub>0.125</sub>O<sub>4</sub> (NCZFO) ont été produits par un frittage réactif en utilisant le Spark Plasma Sintering (SPS). Cette méthode permet d'obtenir des pastilles céramiques à haute densité et à grains nanométriques en quelques minutes [20]. Le

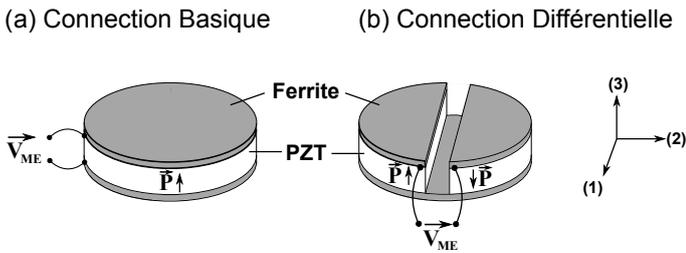


Fig. 1. (a) Tricouche ME de base et (b) Composite ME avec la structure en connexion différentielle.

processus a été décrit en détails dans un article précédent [17]. Les disques obtenus (diamètre : 10 mm, épaisseur : 2 mm) ont été entièrement ré-oxydés par un recuit à 1000 °C sous air pendant 1 h. Au moyen de papier de carbure de silicium, l'épaisseur des disques a été réduite à 0.25 mm chacun. Les disques  $\text{Pb}(\text{Zr},\text{Ti})\text{O}_3$  (PZT) ont été achetés (PZ27 de Ferroperm, épaisseur : 1.3 mm, diamètre : 10 mm). Pour faire la structure tricouche de base, le PZT est collé entre les deux disques de ferrite en utilisant l'époxy argenté (Epo-teck E4110), et le tricouche final est esquissé Figure 1 (a).

Pour faire une structure avec une connexion différentielle dans le plan et sachant que nos ferrites sont suffisamment conducteur, il faut couper un ferrite et un disques PZT dans la direction radiale de manière à obtenir deux demi-disques. Ceci a été fait en utilisant une scie à diamant (Strueurs Secotom). Les deux demi-disques PZT ont été collés sur un disque de ferrite non-coupé et montés dans la direction de polarisation antiparallèle avec une connexion en série. Enfin, les deux demi-disques de ferrite ont été collés avec l'époxy conducteur sur chacune des moitiés des deux disques de PZT. La Figure 1 (b) illustre la structure du composite ME en connexion différentielle. Le vide qui sépare les deux parties de PZT a été rempli par une colle époxy isolante afin d'améliorer la résistance mécanique de notre système. La tension ME différentielle est mesurée entre les deux électrodes supérieures des deux demi-disques PZT (cf. Figure 1 (b)).

## 2.2. Assemblage du capteur

Il a été montré qu'en raison de la perméabilité élevée, et du faible champ démagnétisant des ferrites due à leur assemblage en tricouche, ces composites nécessitent un faible champ magnétique DC optimal de polarisation [17]. Le point de travail du champ DC peut-être obtenu par différentes géométries d'aimants. Parmi elles, nous avons choisi une structure dans laquelle le composite ME est inséré dans l'intervalle de deux aimants parallèles (voir Figure 2). Les ferrites de strontium commerciaux (texturés mais non polarisées) ont été coupés en forme parallélépipédique ( $18 \times 18 \times 2,5 \text{ mm}^3$ ) et polarisés sous un champ DC pour atteindre l'induction DC de polarisation optimale.

Le composite ME a ensuite été inséré dans une bobine à une spire faite avec un cuivre bande (largeur 10 mm, épaisseur 0.1 mm) enroulée autour d'un support en plastique (voir Figure 2). Le champ magnétique AC produit possède la composante principale dans la direction (1) du composite ME (voir Figure 1) et la bobine est à peu près aussi longue que large ( $\sim 10 \times 14 \text{ mm}^2$ ). Le composite ME avec sa bobine est placé dans l'écart entre les deux aimants permanents permettant une structure très compacte ( $4 \text{ cm}^3$ ). Une photographie du prototype final est donnée dans l'encadré Figure 2.

## 2.3. Techniques de caractérisation

Pour caractériser le composite magnétoélectrique, le coefficient magnétoélectrique est mesuré en fonction d'un champ magnétique continu  $H_{DC}$  produit par un électroaimant appliqué dans la direction (1) de l'échantillon magnétoélectrique. Un

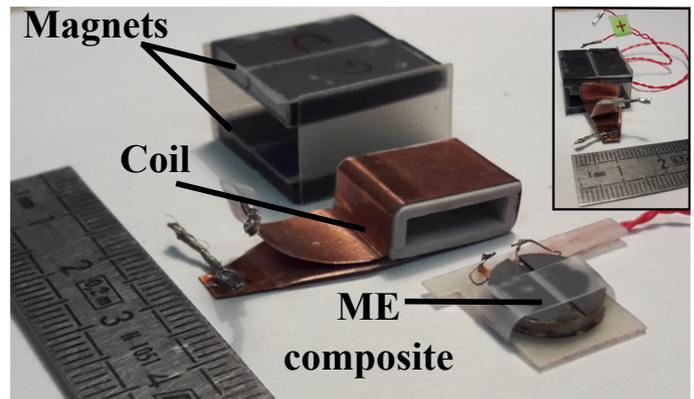


Fig. 2. Photographie des trois éléments constituant le capteur de courant avant et après (dans l'encadré) assemblage.

petit champ AC externe est superposé dans la même direction (1 mT, 1 kHz) produit par des bobines de Helmholtz (voir Figure 1 (b)). La tension magnétoélectrique est ensuite mesurée avec un amplificateur lock-in (EG& G Princeton Applied Research Modèle 5210) ayant une haute impédance d'entrée de 100 M $\Omega$ .

En ce qui concerne le capteur, la caractérisation électrique est faite en utilisant un Keysight E4980A Precision LCR Meter. Le courant à mesurer est fourni par un amplificateur de puissance (NF-HAS-4181) chargé par une résistance de puissance d'environ 4  $\Omega$ . Une sonde de courant active commerciale (Tektronix TCPA300 gain : 1 A/V) est utilisée comme référence pour la mesure du courant. Pour caractériser le capteur, la tension magnétoélectrique est mesurée par une sonde de tension passive (Impédance d'entrée : 10 M $\Omega$ ) connectée à un oscilloscope. La résolution du capteur est déduite à partir de la tension ME mesurée à l'aide d'un multimètre HP 34401A (6 digits).

## 3. RÉSULTATS & DISCUSSION

### 3.1. Caractérisation du composite magnétoélectrique

Sur la Figure 3 est tracée la tension ME mesurée en fonction du champ  $H_{DC}$  à la fois pour le composite en structure basique et en structure différentielle. La tension ME maximum est de 0.42 V pour le composite basique alors qu'elle est augmentée de presque 2 fois pour la structure différentielle (0.78 V). De plus, le champ magnétique DC optimal  $H_{max}$  nécessaire pour atteindre la tension maximale ME est réduit à 8500 A/m (ca. 11 mT). Le coefficient magnétoélectrique transverse correspondant  $\alpha_{31}$  est de 567 mV/A lorsqu'il est normalisé sur l'épaisseur totale de l'échantillon ME (1.8 mm).

Les tensions ME maximales (à  $H_{DC} = 8500 \text{ A/m}$ ) ont été mesurées dans différentes directions radiales des champs magnétiques appliqués dans le plan (1,2) de l'échantillon (voir encadré Figure 4). La direction des champs magnétiques AC et DC est fixée dans l'entrefer de l'électroaimant pendant que l'échantillon tourne d'un angle  $\theta$  autour de l'axe (3). La Figure 4 montre une dépendance importante de la tension ME sur l'angle, principalement en raison de l'effet démagnétisant produit par l'entrefer entre les deux disques de ferrite. En effet, les champs magnétiques appliqués perpendiculairement à l'entrefer augmente l'effet démagnétisant, ce qui entraîne une diminution du champ magnétique interne et par conséquent un affaiblissement de l'effet ME. Néanmoins, la dépendance à l'angle devrait avoir un faible impact sur l'utilisation du capteur car le composite sera orienté dans sa position optimale ( $\theta = 0$ ) et ne devrait pas tourner par la suite. De plus, l'entrefer devrait diminuer la sensibilité au champ magnétique perpendiculaire induite par d'autres dispositifs, ce qui est bénéfique pour la précision de notre capteur.

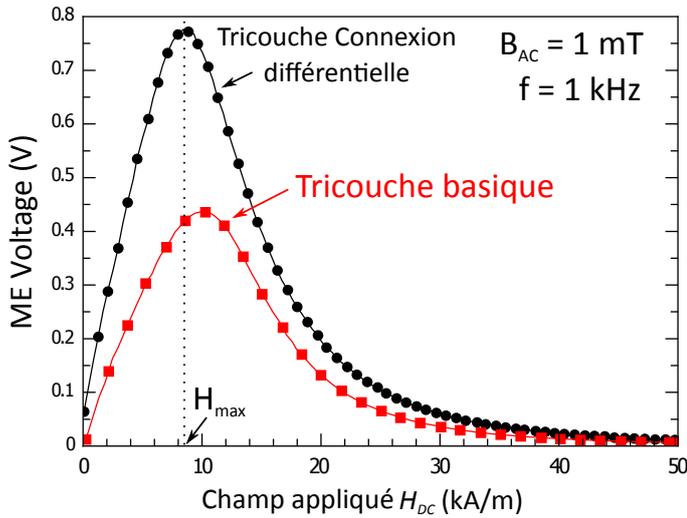


Fig. 3. Tension ME mesurée pour un tricouche basique (en rouge) et pour un tricouche en configuration différentielle (en noir) en fonction du champ appliqué.

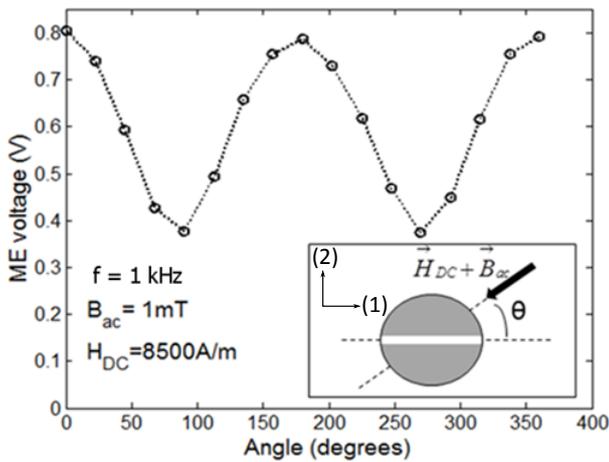


Fig. 4. Tension maximum ME mesurée en fonction de la direction du champ magnétique AC et DC appliqué. Dans l'encart est représenté la direction du champ appliqué d'une vue de haut.

### 3.2. Homogénéité du champ de polarisation du capteur

Comme mentionné précédemment, les capteurs ME pourraient être attractifs en raison de leur structure compacte, ce qui implique de réduire l'espace entre les aimants qui produit le champ DC. Cependant, sans une bonne gestion de cette géométrie, le champ magnétique traversant le composite ME peut être spatialement inhomogène, compromettant ainsi les performances ME. Pour obtenir un champ homogène et au niveau d'induction requis dans la zone du tricouche ME (ca. 11 mT), nous avons effectué des simulations numériques utilisant un logiciel FEM (ANSYS Maxwell) de notre structure. Les résultats sont présentés à la Figure 5. Il apparaît que les différences d'induction au niveau du composite ME ne dépasse pas 1.8 mT, validant ainsi la structure géométrique des aimants utilisée dans cette étude.

### 3.3. Modélisation électrique du capteur ME

L'entrée de notre capteur de courant est une bobine à une spire, qui peut être électriquement modélisé par une résistance connectée en série avec une inductance (voir partie gauche de la Figure 6). Ici, le courant mesuré est connecté en série à

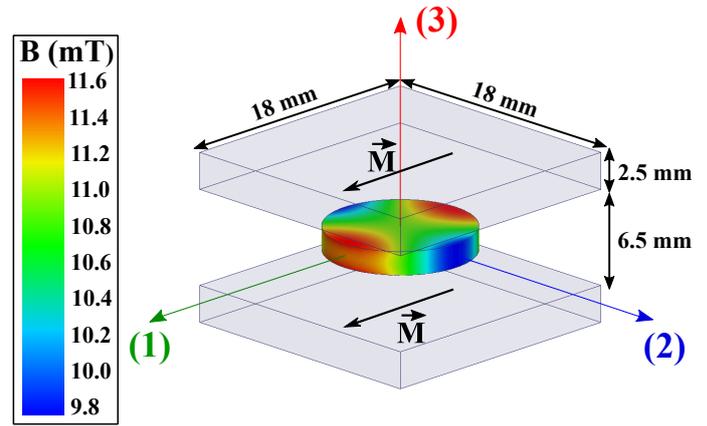


Fig. 5. Simulation numérique (FEM) du champ magnétique DC produit par deux aimants permanents (hexaferrite de Strontium) dans l'aire du composite ME. Les flèches noires indiquent la direction de l'aimantation rémanente des aimants.

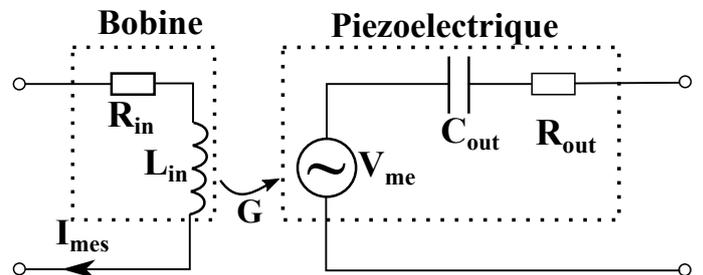


Fig. 6. Modèle électrique équivalent du capteur à basse fréquence incluant la bobine à 1 spire (gauche) et le composite ME (droite) [19].

notre capteur, ce qui peut perturber le signal mesuré en raison de l'ajout d'impédance. Ainsi, la bobine doit être dimensionnée (taille et nombre de tours) de manière à assurer une impédance aussi faible que possible afin de minimiser les perturbations induites dans le signal mesuré. L'inductance série d'entrée ( $L_{in}$ ) et la résistance ( $R_{in}$ ) de la bobine ont été mesurées à 1 kHz et possèdent des valeurs de 200 nH et 0.01  $\Omega$ , respectivement. L'impédance générale de la bobine à une spire ( $Z_{in} = R_{in} + j\omega L_{in}$ ) est ensuite tracée en fonction de la fréquence pour une plage allant de 10 Hz à 30 kHz (cf. ligne noire de la Figure 7). L'impédance reste pratiquement constante dans cette gamme de fréquence. On sait que le nombre de tours d'une bobine influence son impédance globale. Pour mettre en évidence cet effet, l'impédance d'une bobine de 10 tours est également tracée (ligne rouge). Cette bobine présente la même surface active que la précédente bobine présentée (à 1 spire), mais a été divisée en 10 tours, multipliant ainsi la résistance et l'inductance de la bobine par un facteur  $N^2$  ( $L_{in} \sim 20 \mu\text{H}$ ,  $R_{in} \sim 1 \Omega$ ). Dans ce cas, l'impédance est augmentée d'un facteur 100 ( $Z_{in} = 1 \Omega$ ) par rapport à la bobine à une spire. Ces résultats montrent l'importance de minimiser le nombre de tours de la bobine d'entrée afin de s'assurer des faibles perturbations induites au signal mesuré. Par contre, réduire le nombre de tours diminue la sensibilité du capteur (car l'amplitude du champ magnétique d'excitation est plus faible). Cependant, dans notre cas, la tension ME produite par le composite ME NCZFO/PZT/NCZFO est suffisamment élevée pour utiliser une bobine à une spire. Cette bobine devrait également être bénéfique pour diminuer l'échauffement par effet joule du capteur induit par les courants mesurés d'amplitude supérieurs à 5 A.

Pour les applications de génie électrique, l'impédance d'entrée d'une bobine d'une spire (0.01  $\Omega$ ) est supposée être suffisamment faible pour induire une perturbation négligeable dans le signal mesuré. Néanmoins, cette impédance peut être dimi-

nuée en augmentant l'épaisseur de la feuille de cuivre, réduisant ainsi la valeur de sa résistance d'un facteur 10 ou plus. De plus, l'augmentation de l'épaisseur permettrait de mesurer des valeurs de densité de courant plus élevées.

La sortie de notre capteur de courant est un matériau piézoélectrique. D'après Texas Instruments, le matériau piézoélectrique peut être modélisé électriquement par une tension source avec un condensateur série et une résistance à basse fréquence et hors résonance électromécanique (voir la partie droite de la Figure 6) [19]. Le matériau piézoélectrique connecté à une charge résistive peut donc être vu comme un filtre passe-haut de premier ordre. La capacité de sortie ( $C_{out}$ ) et la résistance ( $R_{out}$ ) sont de 197 pF et 16 k $\Omega$  à 1 kHz, respectivement. Nous verrons que cette impédance influence principalement la limite basse fréquence du capteur (voir la section 3.4).

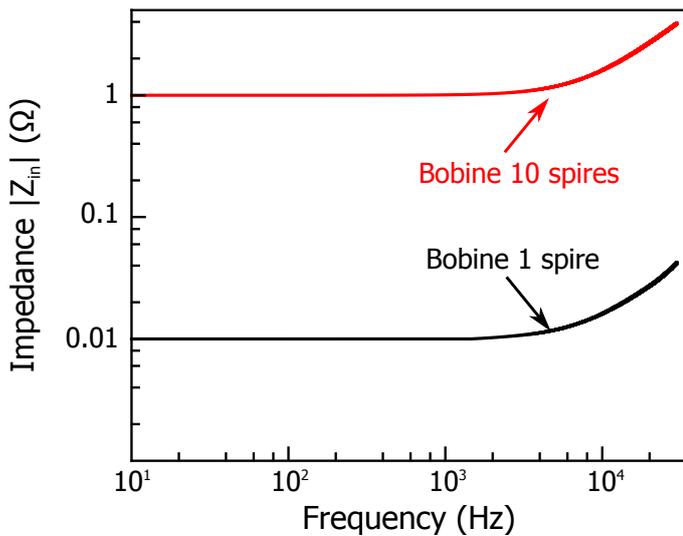


Fig. 7. Impédance  $|Z_{in}|$  d'une bobine constituée d'un tour (en noir) ou de 10 tours (en rouge) en fonction de la fréquence.

### 3.4. Limite basse-fréquence du capteur

Le gain (amplitude et phase) du capteur de courant ME a été mesuré pour une plage de fréquences comprise entre 10 Hz et 100 kHz avec un courant efficace de 1 A. Les résultats sont donnés Figure 8 (symboles en cercle noir). Comme on pouvait s'y attendre d'après le modèle électrique, le gain diminue à basse fréquence ( $< 200$  Hz). En effet, la fréquence de coupure basse mesurée expérimentalement est d'environ 80 Hz. Nous pouvons également déterminer théoriquement cette fréquence en calculant l'impédance de sortie du capteur, donnée par l'expression suivante :  $f_c = 1/(2\pi C_{out} R_{tot})$ , où  $R_{tot}$  correspond à la résistance de sortie du capteur ( $R_{out}$ ) connectée en série avec l'impédance d'entrée de la sonde de tension (10 M $\Omega$ ). Ce calcul donne une fréquence de coupure de 80.66 Hz, ce qui est en accord avec les données expérimentales, validant ainsi la modélisation électrique à basse fréquence de notre capteur (Figure 6).

Pour contourner cette limite basse fréquence, un circuit tampon (buffer) de haute impédance peut être ajouté afin d'augmenter l'impédance de sortie du capteur, diminuant ainsi la fréquence de coupure basse. Le circuit tampon est représenté à la Figure 9. Il est basé sur un circuit à gain unitaire réalisé avec un amplificateur opérationnel à bas coût (entrée J-Fet)(TL081). Le faible courant de polarisation d'entrée est fourni par un circuit bootstrap réalisé par les diodes D1, D2 et les résistances R2, R3. La tension aux bornes des deux diodes est très inférieure à leur tension de seuil, et par conséquent, leur résistance équivalente est élevée. Cette structure permet d'atteindre une résistance d'entrée aussi élevée que 10 G $\Omega$ . Quand le buffer haute impédance est connecté au capteur de courant, le gain à basse

fréquence mesuré par la sonde de tension passive reste supérieure à 0.09 V/A et le décalage de la phase est limité (symboles en triangle vert de la Figure 8). La légère hausse du gain autour de 10 Hz est probablement due à l'instabilité du gain du circuit buffer à basse fréquence. Cet effet est affaibli quand une résistance de 200 M $\Omega$  est connectée à l'entrée du circuit tampon en parallèle (symboles carrés rouges de la Figure 8). Ainsi, le gain à basse fréquence est compris entre 0.09 et 0.1 V/A et le décalage de la phase ne dépasse jamais 7 degrés.

### 3.5. Limite haute-fréquence du capteur

À haute fréquence, la limite supérieure du capteur de courant doit être déterminée par les fréquences de résonance du composite ME. De la Figure 8, il semble que le gain devienne non constant à partir d'environ 30 kHz. Cette limite supérieure peut être mise en évidence lorsque le capteur de courant est soumis à une variation rapide du courant, puisque les oscillations de résonance apparaissent dans la tension ME. Ainsi, cet effet peut être illustré en appliquant un signal carré (1 kHz, 1.5 A pk) comme présenté à la Figure 10. Le courant mesuré par une sonde commerciale est également tracée pour la comparaison. Le gain et la phase entre le signal de référence et le signal mesuré sont en accord. Cependant, juste après le front montant, la tension ME montre des oscillations hautes fréquences.

Cet effet est zoomé sur la Figure 11. Ces oscillations peuvent être considérées comme du bruit et le rapport signal sur bruit (SNR) a été calculé comme étant de 40 dB. Pour les analyser, la transformée de Fourier rapide (FFT) de l'échelon de la tension ME est calculée et les résultats sont donnés dans l'encadré de la Figure 11. Six fréquences principales sont présentes dans le spectre du signal étudié.

Pour confirmer l'effet de la résonance électromécanique sur les harmoniques obtenues à la FFT du signal carré, l'évolution du gain ME a été mesurée en fonction de la fréquence jusqu'à 500 kHz, en appliquant un courant sinusoïdal au capteur (voir Figure 12). Habituellement, pour un disque ME de 10 mm de diamètre et de fraction PZT/ferrite de 0.5, le pic principal de résonance se situe autour de 300 kHz [21]. Ici, il apparaît à 228 kHz, probablement en raison de la grande fraction volumique de PZT par rapport au ferrite et à cause de la découpe des disques qui en font un composite tricouche non-basique. On remarque également la présence de pics à 85 kHz, 130 kHz, 167 kHz, 204 kHz et 228 kHz, et qui correspondent aux fréquences récupérées par la FFT pour la tension ME induite par un signal carré. L'existence de ces fréquences devraient être la conséquence de la géométrie du composite ME qui n'est pas un disque parfait. Cela confirme l'impact de la résonance électromécanique sur les oscillations induite par l'échelon de tension. Toutefois, on peut noter que le pic à 38.4 kHz n'a pas été identifié et que son origine reste inconnue.

Néanmoins, on peut ajouter que ces oscillations ne devraient pas être un problème lors de la mesure des courants dans les dispositifs électroniques de puissance (par exemple les convertisseurs DC-DC statiques ou les onduleurs). En effet, de tels circuits sont généralement suffisamment inductifs pour avoir des variations de courant lisses, résultant en un signal de forme d'onde triangulaire. La tension ME mesurée pour un courant triangulaire (1.5 A pk, 1 kHz) est tracée Figure 13. Le capteur de courant ME présente une bonne linéarité sans déphasage ou bruit d'oscillation.

### 3.6. Résolution du capteur

Pour évaluer la résolution du capteur, la tension ME est mesurée pour une petite variations de courant alternatif. Le signal d'excitation est un courant sinusoïdal maximal de 1 A sous la fréquence de 5 kHz, et la variation de l'amplitude du courant est de 0.001 A. Le courant mesuré commence à 1.000 A pk et est incrémenté une fois toutes les 30 secondes jusqu'à atteindre 1.005 A pk, puis l'amplitude décroît pour retourner à

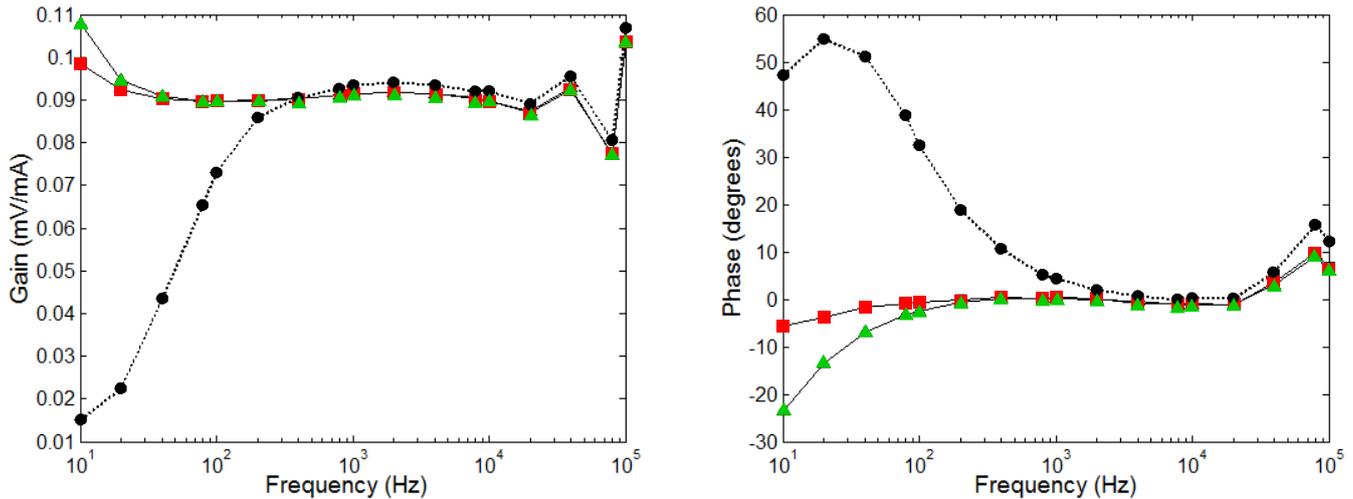


Fig. 8. (a) Gain (mV/mA) et (b) Phase (degrés) du capteur de courant ME mesurés en fonction de la fréquence. Les cercles noirs représentent la sortie du capteur ME connectée à une sonde passive 10 MΩ. Les triangles verts représentent la sortie du capteur ME connectée au circuit tampon. Les carrés rouges représentent la sortie du capteur ME connectée au circuit tampon avec une résistance de 200 MΩ connecté en parallèle en entrée.

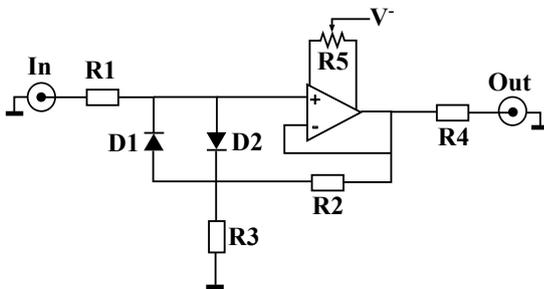


Fig. 9. Schéma électrique du circuit tampon haute impédance.  
 $R1 = R2 = 100 \text{ M}\Omega$ ,  $R3 = 10 \text{ k}\Omega$ ,  $R4 = 51 \text{ }\Omega$ ,  $R5 = 20 \text{ k}\Omega$ .

1.000 A pk. La tension ME mesurée en fonction du temps est tracée dans la Figure 14. Il apparaît que le changement du signal d'entrée  $\partial I$  d'amplitude 0.001 A est clairement détecté par un changement du niveau de la tension de sortie. Par conséquent, la résolution de notre capteur est bien plus faible que 0.001 A. De plus, l'invariance de la tension avec le temps indique la bonne stabilité et le faible effet de l'hystérésis dans notre capteur.

#### 4. CONCLUSIONS

Nous avons fabriqué un capteur de courant basé sur un composite tricouche ME en utilisant une structure connectée en différentielle. La conception développée ici permet de combiner performances élevées et volume compact du capteur et d'induire des perturbations limitées au signal mesuré. Cependant, l'étude de notre capteur de courant a montré deux limites principales : sa fréquence de coupure basse en raison de la capacité de sortie de la couche piézoélectrique, et les oscillations de la réponse de tension ME après un front montant du courant, dû à la résonance électromécanique. Le premier problème peut être résolu en utilisant un buffer d'impédance d'entrée élevée, réduisant ainsi la fréquence de coupure basse à 10 Hz et moins. En ce qui concerne le deuxième point, nous avons montré que ces oscillations ont des impacts limités sur la tension ME pour les courants sinusoïdaux et triangulaires. De plus, le front montant du courant dans le domaine de l'électronique de puissance est rare, en raison des comportements inductifs des circuits électroniques. Nous avons mis en avant le moyen de caractériser correctement le capteur et comment optimiser la dimension de la bobine afin d'obtenir la relation sensibilité/perturbation la plus élevée pos-

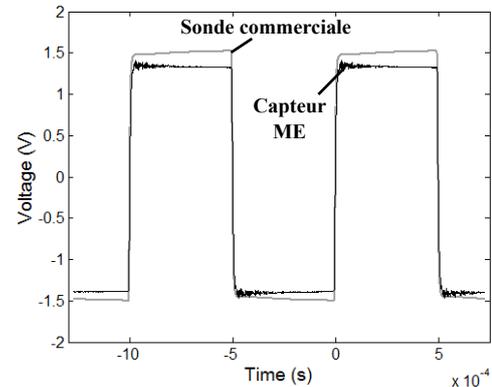


Fig. 10. Mesure d'un signal carré de 1.5 A pk à 1 kHz. La tension du capteur ME est multipliée par 10 pour une meilleure comparaison avec la sonde commerciale.

sible, permettant d'aboutir à un capteur avec des propriétés comparables à ceux composées d'éléments de terres-rares.

#### 5. RÉFÉRENCES

- [1] E. Du Trémolet de Lacheisserie, *Magnetostriction, Theory and Applications of Magnetoelasticity*. Boca Raton, FL, USA :CRC Press, 1993.
- [2] S. Reis, M. Silva, N. Castro, V. Correia, P. Martins, A. Lasheras, J. Gutierrez, J. Barandiaran, J. Rocha, and S. Lanceros-Mendez, "Characterization of Metglas/poly(vinylidene fluoride)/Metglas magnetolectric laminates for AC/DC magnetic sensor applications," *Materials & Design*, vol. 92, p. 906, 2016.
- [3] Z. Chu, H. Shi, M. Pourhosseiniasl, J. Wu, W. Shi, X. Gao, X. Yuan, and S. Dong, "A magnetolectric flux gate - New approach for weak DC magnetic field detection," *Scientific Reports*, vol. 7, no. 1, 2017.
- [4] S. Dong, J. G. Bai, J. Zhai, J.-F. Li, G.-Q. Lu, D. Viehland, S. Zhang, and T. R. Shroud, "Circumferential-mode, quasi-ring-type, magnetolectric laminate composite-a highly sensitive electric current and/or vortex magnetic field sensor," *Appl. Phys. Lett.*, vol. 86, no. 18, 2005.
- [5] C. M. Leung, S. W. Or, S. Zhang, and S. L. Ho, "Ring-type electric current sensor based on ring-shaped magnetolectric laminate of epoxy-bonded Tb<sub>0.3</sub>Dy<sub>0.7</sub>Fe<sub>1.92</sub> short-fiber/NdFeB magnet magnetostrictive composite and Pb(Zr,Ti)O<sub>3</sub> piezoelectric ceramic," *J. Appl. Phys.*, vol. 107, no. 9, p. 09D918, 2010.

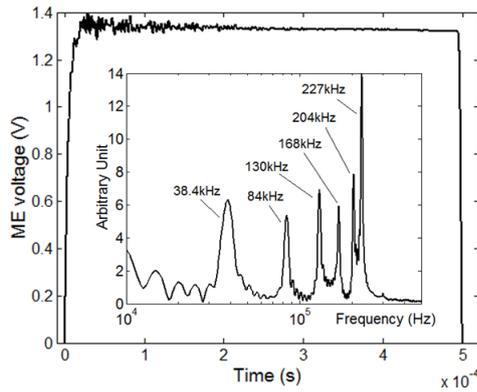


Fig. 11. Zoom sur l'overshoot de la tension produit par un signal carré et sa transformé de Fourier rapide (FFT) associée est reproduit dans l'encart.

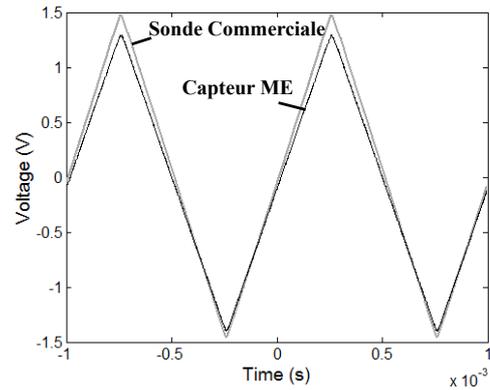


Fig. 13. Tension mesurée pour un signal triangle de 1.5 A pk à 1 kHz. La tension du capteur ME est multipliée par 10 pour une meilleure comparaison.

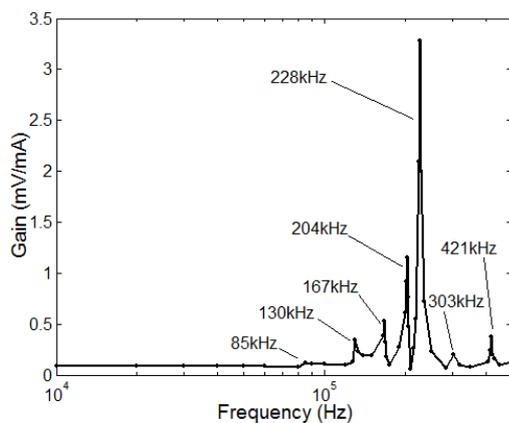


Fig. 12. Gain du capteur de courant ME en fonction de la fréquence (de 10 kHz à 500 kHz).

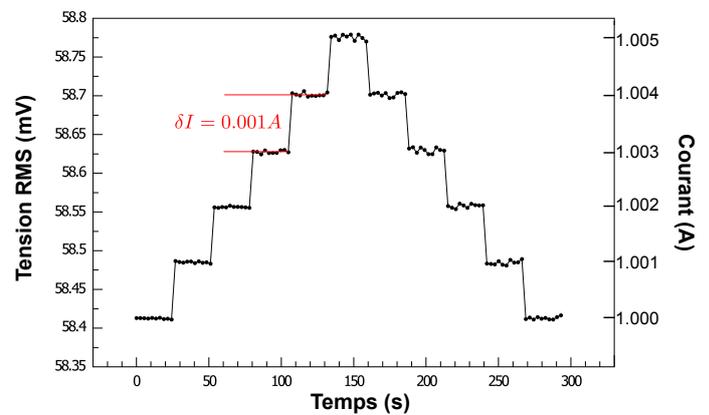


Fig. 14. Tension ME (RMS) mesurée pour un signal sinusoïdal de 1 A pk à 5 kHz en fonction du temps et avec une augmentation par palier du courant de  $\delta I = 0.001$  A.

- [6] J. Zhang, P. Li, Y. Wen, W. He, A. Yang, C. Lu, J. Qiu, J. Wen, J. Yang, Y. Zhu, and M. Yu, "High-resolution current sensor utilizing nanocrystalline alloy and magnetoelectric laminate composite," *Rev. Sci. Instrum.*, vol. 83, no. 11, p. 115001, 2012.
- [7] J. Zhang, P. Li, Y. Wen, W. He, A. Yang, and C. Lu, "Packaged current-sensing device with self-biased magnetoelectric laminate for low-frequency weak-current detection," *Smart Mater. Struct.*, vol. 23, no. 9, p. 095028, 2014.
- [8] X. Yu, G. Lou, H. Chen, C. Wen, and S. Lu, "A slice-type magnetoelectric laminated current sensor," *IEEE Sens. J.*, vol. 15, p. 5839, Oct 2015.
- [9] V. Loyau, V. Morin, G. Chaplier, M. LoBue, and F. Mazaleyrat, "Magnetoelectric effect in layered ferrite/PZT composites. Study of the demagnetizing effect on the magnetoelectric behavior," *J. Appl. Phys.*, vol. 117, no. 18, 2015.
- [10] V. Loyau, V. Morin, J. Fortineau, M. LoBue, and F. Mazaleyrat, "A method to decrease the harmonic distortion in Mn-Zn ferrite/PZT and Ni-Zn ferrite/PZT layered composite rings exhibiting high magnetoelectric effects," *J. Appl. Phys.*, vol. 118, no. 15, 2015.
- [11] M. Bichurin, R. Petrov, V. Leontiev, G. Semenov, and O. Sokolov, "Magnetoelectric current sensors," *Sensors*, vol. 17, no. 6, 2017.
- [12] C. M. Leung, X. Zhuang, D. Friedrichs, J. Li, R. W. Erickson, V. Laletin, M. Popov, G. Srinivasan, and D. Viehland, "Highly efficient solid state magnetoelectric gyrators," *Appl. Phys. Lett.*, vol. 111, no. 12, p. 122904, 2017.
- [13] C. E. Ciomaga, O. G. Avadanei, I. Dumitru, M. Airimioaei, S. Tascu, F. Tufescu, and L. Mitoseriu, "Engineering magnetoelectric composites towards application as tunable microwave filters," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 49, no. 12, p. 125002, 2016.
- [14] W. Kleemann, "Multiferroic and magnetoelectric nanocomposites for data processing," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 50, no. 22, p. 223001, 2017.
- [15] Y. Zhou and S. Priya, "Chap. 8 - Magnetoelectric current sensor," in *Composite Magnetolectrics*, Woodhead Publishing Series in Electronic and Optical Materials, p. 209, Woodhead Publishing, 2015.
- [16] D. Sander, S. O. Valenzuela, D. Makarov, C. H. Marrows, E. E. Fullerton, P. Fischer, J. McCord, P. Vavassori, S. Mangin, P. Pirro, B. Hillebrands, A. D. Kent, T. Jungwirth, O. Gutfleisch, C. G. Kim, and A. Berger, "The 2017 Magnetism Roadmap," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 50, no. 36, p. 363001, 2017.
- [17] V. Loyau, A. Aubert, M. LoBue, and F. Mazaleyrat, "Analytical modeling of demagnetizing effect in magnetoelectric ferrite/PZT/ferrite trilayers taking into account a mechanical coupling," *J. Magn. Magn. Mater.*, vol. 426, p. 530, 2017.
- [18] C. Fang, J. Jiao, J. Ma, D. Lin, H. Xu, X. Zhao, and H. Luo, "Significant reduction of equivalent magnetic noise by in-plane series connection in magnetoelectric Metglas/Mn-doped Pb(Mg 1/3 Nb2/3)O3-PbTiO3 laminate composites," *J. Phys. D: Appl. Phys.*, vol. 48, no. 46, p. 465002, 2015.
- [19] J. Karki, "Signal conditioning piezoelectric sensors," tech. rep., Texas Instruments, 2000.
- [20] A. Aubert, V. Loyau, F. Mazaleyrat, and M. LoBue, "Uniaxial anisotropy and enhanced magnetostriction of CoFe2O4 induced by reaction under uniaxial pressure with SPS," *J. Eur. Ceram. Soc.*, vol. 37, no. 9, pp. 3101 – 3105, 2017.
- [21] A. Aubert, V. Loyau, F. Mazaleyrat, and M. LoBue, "Enhancement of the magnetoelectric effect in multiferroic CoFe2O4/PZT bilayer by induced uniaxial magnetic anisotropy," *IEEE Trans. Magn.*, vol. 53, no. 11, pp. 1–5, 2017.