

**CFA '18 LE HAVRE ■ 23-27 avril 2018**  
**14<sup>ème</sup> Congrès Français d'Acoustique**



**Impact des propriétés viscoélastiques de la couche de passivation  
d'un CMUT**

M. Hery, A. Boulme et D. Certon

GREMAN UMR7347 CNRS, U.Tours, INSA-CVL, GREMAN site ST, 10 rue Thales de Milet, 37100  
Tours, France

maxime.hery@univ-tours.fr

Ce papier présente le développement d'un modèle visant à prédire la réponse d'une barrette d'imagerie ultrasonore, basée sur les transducteurs capacitifs micro-usinés (CMUTS), recouverte d'une couche d'un matériau viscoélastique, la couche de passivation. L'approche théorique développée ici combine deux modèles : d'un côté, une modélisation d'un CMUT basée sur la méthode des éléments de frontière, et de l'autre côté, une modélisation de la propagation dans un milieu élastique afin de calculer la fonction de Green associée à un milieu élastique semi-infini. Une première confrontation entre la théorie et les résultats expérimentaux est présentée à travers une série de mesures d'impédance électrique obtenues avec un élément d'une barrette prototype. Plusieurs milieux acoustiques avec des propriétés viscoélastiques différentes sont testés et comparés. Les premiers résultats de validation sont assez encourageants, nous montrerons toutefois que le comportement rhéologique des milieux de test doit être parfaitement connu et cela dans une large gamme de fréquence.

## 1 Introduction

Les transducteurs ultrasonores capacitifs micro-usinés (CMUT) [1] sont des dispositifs MEMS (Micro Electro Mechanical Systems) constitués de quelques centaines de micro-membranes actionnées par des forces électrostatiques. La topologie d'une barrette d'imagerie ultrasonore CMUT reste identique à celle d'une barrette en matériau piézoélectrique traditionnelle, à ceci près que chaque émetteur devient un réseau de transducteurs CMUT généralement répartis de manière périodique à la surface de l'élément [2]. Typiquement, pour former un élément de barrette, on assemble les CMUTS par ligne étendue sur la hauteur de l'élément et on associe le nombre adéquat de lignes en parallèle pour atteindre la largeur de l'élément désirée. La conception de ce type de transducteurs est une étape clé du processus de fabrication, puisque sur un même wafer, plusieurs configurations d'imagerie existent, il est donc indispensable d'anticiper précisément les performances finales des transducteurs fabriqués. Par ailleurs, une fois les étapes de process finalisées, il n'y a aucune possibilité de réajuster la géométrie des transducteurs pour corriger d'éventuels défauts. Les stratégies de modélisation de ces transducteurs présentées dans la littérature sont assez nombreuses, avec toutefois, un point commun entre toute : il faut pouvoir simuler le comportement d'une cellule CMUT seule en contact dans l'eau, aussi bien qu'un milliers de cellules couplées par le fluide. Le couplage CMUT/fluide est essentiel car il conditionne les performances finales de la sonde en termes de sensibilité et de bande passante. Dans le cadre des travaux menés par C. Meynier [3] et A. Boulmé [4], nous avons mis en place une stratégie de modélisation des transducteurs CMUTS permettant de prédire la réponse en fréquence d'un transducteur CMUT couplé à un fluide tel que l'eau. L'objectif de ce papier est d'étendre le milieu placé en face avant à des milieux viscoélastiques. En particulier, les transducteurs CMUT sont protégés de l'environnement extérieur par une couche de polymère de type silicone, dont l'épaisseur est de l'ordre de quelques centaines de micromètres. Cette couche impacte la réponse en fréquence du transducteur, en éliminant notamment des effets de couplage inter-membrane [5], il est donc essentiel de pouvoir l'intégrer lors des étapes de conception. La stratégie que nous avons mise en place reprend celle développée pour l'eau. Dans un premier temps on calcule la fonction de Green 3D du milieu semi-infini couplé aux CMUTS, puis on utilise cette fonction pour remplir une matrice dite de frontière que l'on associe aux équations mécaniques du CMUT pour rendre compte des couplages CMUT/milieu et CMUT/CMUT. Dans ce papier, nous présentons en premier lieu la méthode utilisée

pour le calcul de la fonction de Green 3D, avec un rappel rapide du modèle de barrette CMUT existant, notamment sa formulation sous forme matricielle. Dans un second temps, nous comparons les données expérimentales obtenues pour un élément de barrette d'imagerie aux simulations. Différents milieux fluides de viscosité variable ont été testés et évalués. Enfin, la dernière partie porte sur la confrontation avec un élément de barrette recouvert d'une couche de polymère silicone où en particulier, le choix du modèle viscoélastique associé au polymère sera discuté, modèle de type Maxwell ou Kelvin-Voigt [6].

## 2 Approche théorique

### 2.1 Modélisation d'un milieu élastique

Nous reprenons ici les grandes lignes du modèle de barrette CMUT actuellement mis en place, basé sur la méthode des matrices de frontière. Elle résulte des travaux de thèse de A. Boulmé [4], et C. Meynier [3]. Compte tenu de la topologie d'une barrette CMUT, il est supposé que chaque CMUT appartenant à une même ligne se comporte de manière identique, ne laissant ainsi qu'un seul degré de liberté par ligne. Les données d'entrée du problème sont assez simples, à chaque ligne est associée une tension d'excitation et un courant électrique, la sortie est la vitesse particulière moyenne de vibration des CMUTS et la pression de sortie. Les équations comportementales peuvent être écrites avec une formulation matricielles comme :

$$[F_e] = \Phi[V] = [K_{mm}][\dot{u}] + [G_{fluide}][\dot{u}] \quad (1)$$

$F_e$  est le vecteur force électrostatique appliquée à chaque ligne de CMUT, sa dimension est directement le nombre de lignes par élément.  $[V]$  est le vecteur des tensions appliquées à chaque colonne,  $\Phi$  le facteur de transformation électromécanique,  $[K_{mm}]$  est la matrice des raideurs mécaniques, et  $[G_{fluide}]$  est la matrice des éléments de frontières qui représente le couplage avec le milieu en face avant. Les termes diagonaux de cette matrice correspondent à l'impédance de rayonnement de chaque colonne sur elle-même, et les termes non-diagonaux sont les termes d'impédance mutuelle entre deux colonnes de CMUTS.

Tous ces termes sont faciles à calculer si la fonction de Green associée au milieu semi-infini est connue, soit de manière analytique, soit de manière numérique. Le calcul de ces impédances mutuelles à partir de la fonction de Green du milieu n'est pas détaillée ici, mais tout est expliqué dans le papier suivant [3]. Le problème est complètement résolu puisque l'on peut sur la base d'une excitation

en tension connaître la vitesse moyenne des CMUTS et donc déterminer le champ de pression propagée. Ces mêmes équations peuvent naturellement être utilisées pour modéliser le comportement en réception du transducteur.

## 2.2 Implémentation de la viscoélasticité

Ajouter les propriétés viscoélastiques dans le modèle consiste à changer la fonction de Green correspondante au milieu de propagation. La détermination de cette nouvelle fonction de Green est directement inspirée par les travaux sur la méthode de la matrice de transfert de Lowe [7]. Nous avons fait le choix d'une méthode de détermination de la fonction Green viscoélastique partant de l'espace des ondes planes, ceci afin de pouvoir intégrer de façon simple des conditions aux limites périodiques. Notamment pour les CMUTS qui sont disposés selon une même ligne. L'idée de cette approche est parfaitement connue, elle consiste à décomposer les grandeurs déplacement particulière et champs de contraintes, pour un milieu isotrope, comme la somme d'une composante longitudinale pure et d'une onde transverse pure, avec le nombre d'onde correspondant  $k_3$  (sur l'axe de propagation noté  $x_3$ ) :

$$k_{3(L\pm)} = \pm \sqrt{\left(\frac{\omega^2}{C_L^2} - k_1^2 - k_2^2\right)} \quad (2)$$

$$k_{3(S\pm)} = \pm \sqrt{\left(\frac{\omega^2}{C_S^2} - k_1^2 - k_2^2\right)} \quad (3)$$

$k_1$  et  $k_2$  sont les nombres d'ondes selon les axes  $x_1$  et  $x_2$ , qui définissent le plan du transducteur.  $C_L$  et  $C_S$  sont les vitesses des ondes longitudinales et transversales et  $\omega$  la fréquence angulaire. La viscoélasticité implique de prendre en compte des pertes pour chaque composante de déplacement. Ces pertes peuvent être implémentées en utilisant des valeurs de vitesses complexes sous la forme :

$$C_{L,S} = \frac{V_{phL,S}}{1 + \frac{iK_{L,S}}{2\pi}} \quad (4)$$

où  $V_{phL,S}$  est la vitesse de phase de l'onde longitudinale ou transverse et  $K_{L,S}$  est l'atténuation en Nepers par longueur d'onde.

Un autre moyen d'introduire la viscoélasticité est d'utiliser des rigidités élastiques complexes dans le set d'équations :  $C_{11}^*$  et  $C_{44}^*$  pour respectivement l'onde longitudinale et l'onde transverse. Pour implémenter les équations d'un milieu viscoélastique, cette solution est plus adaptée. Trois types de milieux viscoélastiques ont été considérés :

- Modèle Newtonien  $C_{44}^* = j\omega\eta$  où  $\eta$  est la viscosité
- Modèle de Kelvin-Voigt  $C_{44}^* = G + j\omega\eta$  où  $G$  est le module de cisaillement du milieu
- Modèle de Maxwell  $C_{44}^* = G' + j\omega G''$

Les termes  $G'$  et  $G''$  sont obtenus à partir de  $G$  et  $\eta$ , dont la relation dans le domaine fréquentiel est détaillée dans [6]. Pour les trois milieux, l'initialisation des données longitudinales reste la même :

$$C_{11}^* = \rho(C_L(1 - j\delta))^2 \quad (5)$$

où  $\delta$  est le terme de perte en Neper/m. Une fois le tenseur d'élasticité créé, le calcul implémenté suit toutes les étapes de la méthode de matrice de transfert. Le déplacement dans le milieu est calculé numériquement pour une gamme donnée de  $\omega$ ,  $k_1$  et  $k_2$ . Ensuite, à partir de la solution déterminée dans le domaine des ondes planes pour une fréquence donnée, on peut obtenir la solution dans le domaine  $x_1, x_2$  par une transformée de Fourier 2D. Une des étapes clés de cette simulation sera le choix des vecteurs  $k_1$  et  $k_2$ . Par défaut, on simulera d'emblée un milieu périodique 2D dont le pas sera défini par le vecteur maximum associé aux valeurs  $k_1$  et  $k_2$  balayées. Toutefois, pour des conditions de frontières périodiques 1D (comme pour chaque ligne de CMUTS selon l'axe  $x_2$ ),  $k_2$  est le vecteur de composantes harmoniques spatiales selon l'axe  $x_2$ . Mais pour  $k_1$ , un pas virtuel doit être choisi afin que les ondes réfléchies provenant des effets de périodicité puissent être supprimées une fois la simulation temporelle réalisée. Pour un CMUT seul, la même technique est utilisée afin de déterminer deux pas virtuels selon  $x_1$  et  $x_2$ , et les ondes réfléchies sont également supprimées dans le domaine temporel.

## 3 Comparaison avec les expériences

### 3.1 Méthodologie expérimentale

Pour une première confrontation théorie/expérience, nous avons mesuré l'impédance électrique d'un élément de barrette prototype chargée par différents milieux en face avant (voir Tableau 1). Les CMUTS ont été fabriqués via un procédé de wafer bonding. Les éléments contiennent quatre colonnes de CMUTS ( $15 \times 21 \mu m^2$ ) avec un pitch de  $28 \mu m$  de colonne à colonne. L'élévation de l'élément est de  $2.8 mm$ . La fréquence centrale dans l'eau est de 12 MHz, pour une tension de collapse de 120V. Plus de détails à propos de ce dispositif sont donnés dans [8]. L'appareil utilisé pour les mesures électriques était un modèle HP4294.

TABLEAU 1 – Propriétés des matériaux utilisés

Matériau	Densité ( $kg/m^3$ )	Vitesse Longitudinale ( $m/s$ )
Huile d'olive	920	1515
Huile de ricin	925	1455
Huile silicone 100cP	925	1005
Huile silicone 500cP	925	1005
Huile silicone 1000cP	925	1005
Silicone polymère	1140	1150

### 3.2 Mesures d'impédance électrique

Les mesures d'impédances électriques (partie réelle à  $V_{bias} = 80\% V_{collapse}$ ) pour chaque milieu sont affichées dans la Figure 1. Les courbes théoriques correspondantes sont données dans la Figure 2. Dans ces premières simulations, les milieux ont été simulés comme des fluides sans prise en compte de propriétés viscoélastiques.

La Figure 1 montre clairement qu'il existe des différences significatives entre les différents milieux utilisés. On observe que les huiles silicone se distinguent clairement des trois autres milieux puisque leurs réponses fréquentielles sont essentiellement centrées entre 10 et 15 MHz contre 4 et

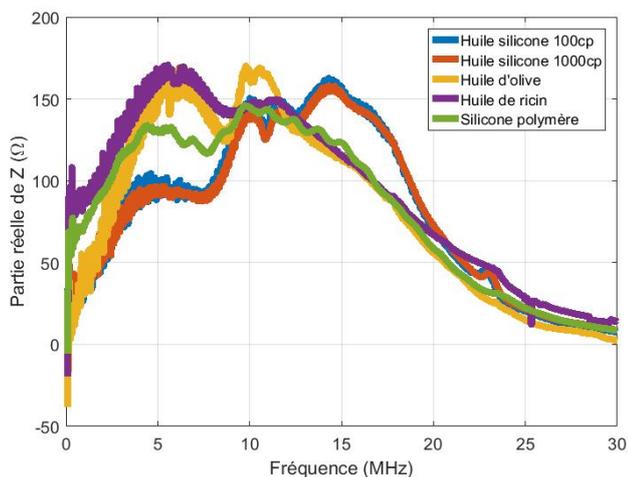


FIGURE 1 – Impédance électrique mesurée avec différents milieux

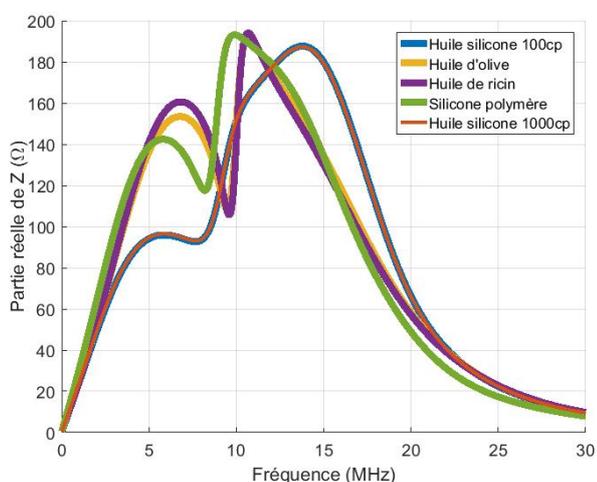


FIGURE 2 – Impédance électrique simulée avec différents milieux

12 MHz pour les autres. Ces différences sont facilement prédites par les simulations sans prise en compte de la viscoélasticité, elles ne peuvent être attribuées qu'au changement de propriétés longitudinales.

Pour les trois autres milieux, il apparaît une fréquence de coupure, proche de 9 MHz. cette dernière correspond au mode de baffle qui résulte d'un couplage entre CMUTS [9]. Ici encore, la présence de ce mode est bien prédite par la simulation sans viscoélasticité à l'exception près que l'amplitude de la coupure créée dans le spectre diffère d'un milieu à l'autre. Cette différence peut être en partie attribuée à la viscosité de cisaillement du milieu, comme expliqué par Rønnekleiv [5]. En l'occurrence, les résultats expérimentaux présentés semblent confirmer cette explication puisque les trois milieux montrent des réponses différentes autour du mode de baffle alors que seule leur viscosité de cisaillement présente des écarts de valeur significatifs ( $\eta_{ricin} \approx 950cP$  et  $\eta_{olive} \approx 100cP$ ). Pour les huiles silicone, le mode de baffle est moins important et la réponse en fréquence ne semble pas impacté par le changement de viscosité de cisaillement. Une possible explication serait donnée par Oswald [6]. En réalité, ce type d'huile affiche une viscosité cinématique décroissante inversement proportionnelle à la fréquence qui

en haute fréquence tend vers une même valeur, quelque soit la viscosité. Cela pourrait expliquer pourquoi les deux milieux présentent la même réponse.

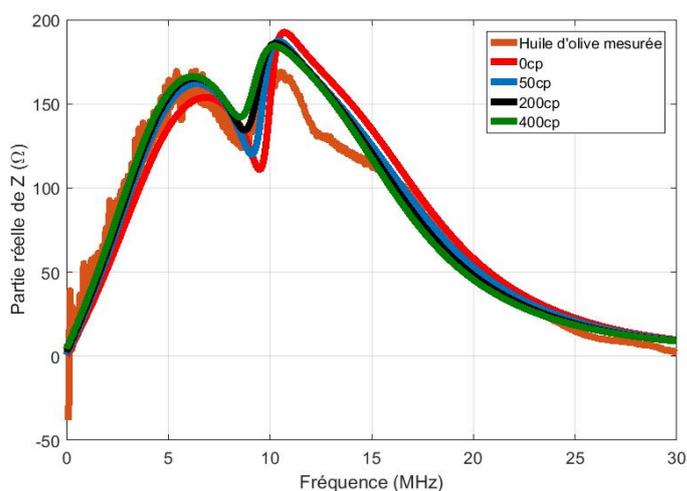


FIGURE 3 – Impédance électrique de l'huile d'olive simulée et mesurée

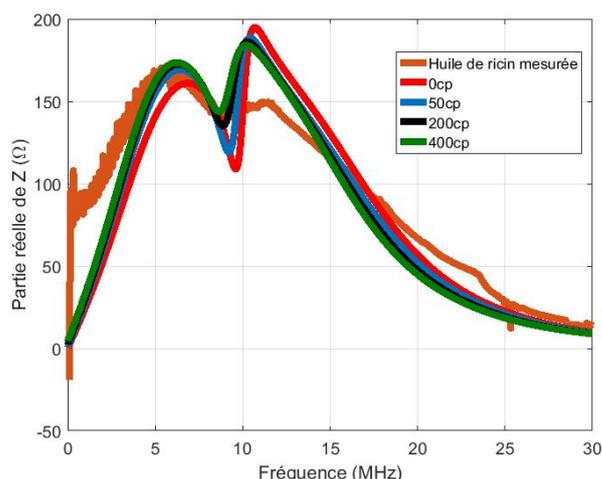


FIGURE 4 – Impédance électrique de l'huile de ricin simulée et mesurée

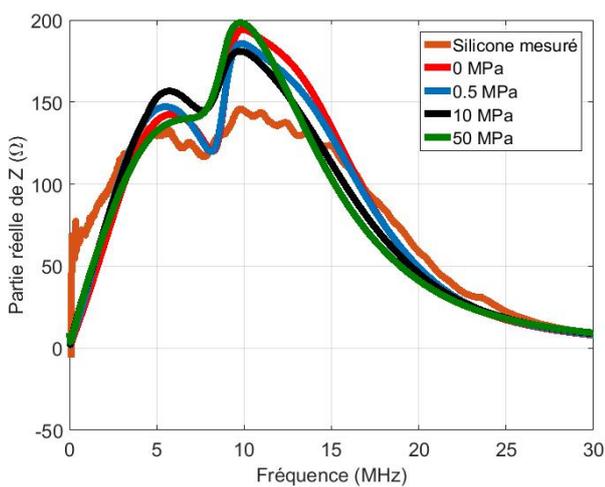
En seconde étape nous avons introduit dans la simulation les effets de viscoélasticité. Compte tenu des discussions sur l'huile silicone, seules les huiles de ricin et d'olive ont fait l'objet d'une confrontation plus affinée. Nous avons fait le choix d'un modèle Newtonien pour les huiles, et pour le silicone, le modèle de Kelvin-Voigt. Les Figures 3 et 4 montrent les résultats pour les deux huiles et différentes valeurs de viscosité. Ces valeurs ont été choisies en accord avec des données expérimentales couramment trouvés dans la littérature.

Plusieurs phénomènes peuvent être observés. Premièrement, l'existence de la viscosité résulte en un décalage du mode de baffle vers les basses fréquences, à partir de 9,5 Mhz pour 0cp jusqu'à 8,5 MHz pour 400cp. Le second effet est l'atténuation de l'amplitude du mode de baffle, jusqu'à 50% de sa plus haute valeur. Ces résultats confirment les travaux de Rønnekleiv [5]. Pour l'huile d'olive, l'introduction de la viscosité dans la simulation offre une meilleure concordance entre la théorie et l'expérience. Mais, on peut également

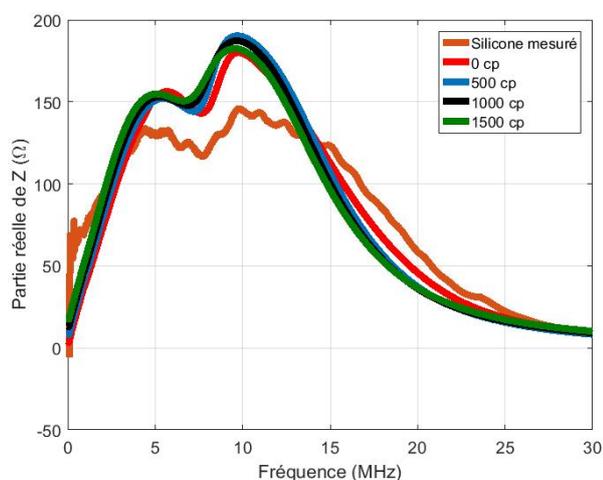
observé que la meilleure comparaison peut être faite pour 200cp. Même si la viscosité de l'huile d'olive utilisée n'a pas été calibrée, cette valeur est en accord avec les propriétés trouvées dans la littérature. Bien sûr, cette valeur devra être confirmée par une autre série de mesures. Cependant, pour l'huile de ricin, l'ajustement entre la théorie et l'expérience n'est pas suffisant quel que soit la valeur de la viscosité. Augmenter la valeur de la viscosité conduit à une profonde décroissance de la résonance du mode de baffle, et se termine par des simulations non réalistes. À cette étape de l'investigation, l'hypothèse la plus probable pour interpréter cette différence, est que le modèle Newtonien n'est pas adapté pour ce type d'huile, requérant ainsi un autre modèle, comme celui de Maxwell. Cette supposition est actuellement étudiée.

### 3.3 Modèle de Kelvin-Voigt

Pour une simulation de  $300\ \mu\text{m}$  de silicone, il apparaissait comme clair que ni le modèle Newtonien, ni celui de Maxwell n'allaient correspondre. Le modèle de Kelvin-Voigt a été utilisé directement, à travers deux paramètres :  $G$  le module de cisaillement et toujours  $\eta$  la viscosité. Les résultats des simulations sont montrés dans la Figure 5.



(a) Variation de  $G$  pour  $\eta = 0\ \text{cp}$



(b) Variation de  $\eta$  pour  $G=10\ \text{MPa}$

FIGURE 5 – Impédance électrique du polymère simulée et mesurée

Dans la figure 5(a), la viscosité est mise à 0cp et les résultats pour trois valeurs de  $G$  sont affichés. Les valeurs de  $G$  ont été choisies afin de représenter des valeurs réalistes de vitesses de cisaillement : 20, 100 et 200 m/s. La présence d'une élasticité de cisaillement implique des modifications significatives sur l'aspect des courbes obtenues. Ainsi, comme précédemment, il peut être observé qu'il existe une valeur optimale de  $G$  qui donne la meilleure concordance entre la théorie et les résultats expérimentaux :  $G \approx 10\ \text{MPa}$ , et donc  $C_S \approx 100\ \text{m/s}$ . Cette valeur est réellement en adéquation avec celles qui peuvent être trouvées dans les bases de données des fabricants de polymère. Dans la figure 5(b),  $G$  a été fixé à 10 MPa et la valeur de viscosité a été balayée de 0 à 1500 cP. Cette fois, quand la viscosité augmente, le décalage vers les basses fréquences augmente également. Ici, la valeur fournissant la meilleure correspondance est 1500cp, au delà le décalage est trop important et les effets d'amortissement du mode de baffle sont trop importants. Il est toutefois difficile de conclure quant à la validité de la valeur de cette viscosité sans expérimentations complémentaires

## 4 Conclusion

Dans ce papier, la simulation d'un CMUT chargé par un milieu viscoélastique a été implémentée. L'étape principale de cette implémentation a été le développement d'un modèle spécifique afin de calculer la fonction de Green d'un milieu élastique semi-infini. La méthode de Lowe a été choisie car les calculs peuvent être effectués dans le domaine des ondes planes, permettant ainsi de simuler des conditions de frontières périodiques. Il est clair que d'autres solutions sont possibles, comme par exemple, en utilisant directement une expression analytique de la fonction de Green 3D d'un milieu viscoélastique. La confrontation entre les expériences a été effectuée pour un set de différents milieux viscoélastiques. Selon le type de milieu étudié, nous avons montré qu'il était nécessaire d'introduire la viscoélasticité, que ce soit pour l'huile d'olive, l'huile de ricin ou le polymère silicone. Cependant, à cette étape de l'étude et pour approfondir cette validation, il est essentiel d'avoir une base de données fiable des propriétés de cisaillement de ces milieux, tenant compte de leurs lois de comportement rhéologique, dans la bande de fréquence qui nous intéresse (soit au-dessus de 1 MHz).

## Remerciements

L'Agence Nationale de la Recherche est remerciée pour son support financier (Laboratoire Commun LabTMEMS - ANR-14-LAB5-0004-01). L'entreprise VERMON est également remerciée via le projet TUMAHI, et notamment Cyril Meynier, Marie Perroteau et Nicolas Sénégnod.

## Références

- [1] M.I Haller and B.T Khuri-Yakub. A surface micromachined electrostatic ultrasonic air transducer. *IEEE IUSProceedings*, pages 1241–1244, 1994.
- [2] Audren Boulmé. *Conception et caractérisation de sondes CMUT large bande pour l'imagerie*

*conventionnelle et l'évaluation du tissu osseux*. PhD thesis, Université François Rabelais Tours, 2013.

- [3] C Meynier, F Teston, and D Certon. A multiscale model for array of capacitive micromachined ultrasonic transducers. *Acoustical Society of America*, pages 2549–2561, 2010.
- [4] A Boulmé and D Certon. Design of broadband linear micromachined ultrasonic transducer arrays by means of boundary element method coupled with normal mode theory. *IEEE UFFC*, pages 1704–1716, 2015.
- [5] A Rønnekleiv. Cmut array modeling through free acoustic cmut modes and analysis of the fluid cmut interface through fourier transform methods. *IEEE UFFC*, pages 2173–2184, 2005.
- [6] P Oswald. *Rhéophysique ou comment coule la matière*. Belin, 2005.
- [7] M.J.S Lowe. Matrix techniques for modeling ultrasonic waves in multilayered media. *IEEE UFFC*, pages 525–542, 1995.
- [8] D Gross, M Perroteau, D Certon, C Coutier, and M Legros. Fabrication and characterization of wafer-bonded cmut arrays dedicated to ultrasound-image-guided fus. *IEEE IUSProceedings*, pages 181–184, 2014.
- [9] A Boulmé, D Gross, M Legros, and D Certon. Electroacoustic response of cmut-based linear arrays : Role of inactive elements. *IEEE IUSProceedings*, pages 2599–2602, 2014.